POLYPUBLIE

Comportement des structures de signalisation aérienne en aluminium soumises à des sollicitations cycliques

Sylvain Bédard

Document en libre accès dans PolyPublie
Open Access document in PolyPublie

Date	2000
Type	Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis Mémoire de maîtrise/Master's thesis
URL de PolyPublie PolyPublie URL	https://publications.polymtl.ca/8876/
Conditions d'utilisation Terms of use	© Tous droits réservés / All rights reserved
Référence Citation	Bédard, S. (2000). Comportement des structures de signalisation aérienne en aluminium soumises à des sollicitations cycliques [Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie. https://publications.polymtl.ca/8876/

Détails de la thèse
Thesis details

Directeurs de recherche Advisors	Bruno Massicotte
Programme Program	Non spécifié

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

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

COMPORTEMENT DES STRUCTURES DE SIGNALISATION AÉRIENNE EN ALUMINIUM SOUMISES À DES SOLLICITATIONS CYCLIQUES

SYLVAIN BÉDARD

DÉPARTEMENT DES GÉNIES CIVIL, GÉOLOGIQUE ET DES MINES

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION

DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES

(GÉNIE CIVIL)

Octobre 2000

©Sylvain Bédard, 2000.

National Library of Canada
Bibliothèque nationale du Canada

Acquisitions and Bibliographic Services
Acquisitions et services bibliographiques

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence

Our file Notre référence

The author has granted a non-exclusive licence allowing the National Library of Canada to reproduce, loan, distribute or sell copies of this thesis in microform, paper or electronic formats.

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque nationale du Canada de reproduire, prêter, distribuer ou vendre des copies de cette thèse sous la forme de microfiche/film, de reproduction sur papier ou sur format électronique.

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

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

0-612-60885-9

Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

COMPORTEMENT DES STRUCTURES DE SIGNALISATION AÉRIENNE EN ALUMINIUM SOUMISES À DES SOLLICITATIONS CYCLIQUES

présenté par : BÉDARD, Sylvain

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

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

M. TREMBLAY Robert, Ph.D., président

M. MASSICOTTE Bruno, Ph.D., membre et directeur de recherche

M. PICARD André, Ph.D., membre et codirecteur de recherche

M. VALLIÈRES Marcel, M.Sc, membre

REMERCIEMENTS

Je tiens à remercier M. Bruno Massicotte, le directeur de cette recherche pour ses conseils et le soutien apportés tout au long de ce projet. Je remercie également M. André Picard, le codirecteur, pour son expérience et les références apportées. Je tiens à souligner la participation de M. Marcel Vallières du ministère des Transports du Québec, ainsi que de M. Yves Casavant de la compagnie Feralux pour leur expertise technique et la fourniture de matériel. Je remercie profondément toute l'équipe technique du Laboratoire de Structure de l'École Polytechnique, M. Gérard Degrange, M. Denis Fortier, M. Patrice Bélager et Roland Dumontet ainsi que les étudiants auxiliaires de recherche pour leur soutien professionnel aussi bien que moral.

Je tiens également à remercier tous les membres de ma famille ainsi que mes ami(e)s pour leur compréhension et leur patience. Votre présence fut des plus appréciées.

RÉSUMÉ

Ce mémoire présente une étude expérimentale sur le comportement en fatigue des portiques de signalisation aérienne en aluminium. Le but de cette étude était de déterminer la performance des assemblages soudés que l'on retrouve dans ces structures et, si possible, d'améliorer leur conception.

Le projet a d'abord débuté par une étude comparative entre les diverses normes sur l'aluminium puis par la mise en application d'une nouvelle méthode d'évaluation de la durée de vie en fatigue des structures, appelée méthode du point critique. Cette méthode est dérivée de l'approche traditionnelle des courbes S-N, mais offre un plus large éventail d'application. Des essais statiques et de fatigue sur des treillis et sur des assemblages en K isolés ont conduit à l'élaboration d'un nouveau type de joint plus performant. En effet, l'utilisation de goussets pour relier les diagonales aux longerons a augmenté la résistance en fatigue de l'assemblage tout en contribuant à la rendre concentrique ce qui diminue l'amplitude des contraintes dans les membrures. Enfin, des analyses par éléments finis ont également été réalisées afin de définir le facteur de concentration de contrainte à utiliser avec la méthode du point critique.

ABSTRACT

This thesis presents an experimental study on the fatigue behaviour of an overhead sign structure. The aim of the study was to determine the performance of the joints used in these structures and, if possible, to improve their design.

First, the review of aluminum standards lead to the application of a new fatigue design method called hot spot stress method. This approach is similar to the traditional S-N curve method but it offers a larger range of applications. Static and cyclic tests on frames and isolated K joints led to design a new and more efficient joint design. The use of gusset plates to join the braces and the chords members increased the fatigue strength of the joint. Furthermore, the new design allows the joint to be concentric which contributes to decrease the stress amplitude in the joint region. Finally, finite element analysis was used to determine the stress concentration factor that is used in the hot spot stress method.

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS ..... **IV**

RÉSUMÉ ..... **V**

ABSTRACT ..... **VI**

TABLE DES MATIÈRES ..... **VII**

LISTE DES TABLEAUX ..... **XII**

LISTE DES FIGURES ..... **XIII**

LISTE DES SYMBOLES ..... **XVI**

CHAPITRE 1: INTRODUCTION **1**

1.1 Problématique 1

1.2 Objectifs et portée du projet 5

1.3 Organisation du rapport 7

CHAPITRE 2: REVUE DE LA LITTÉRATURE **9**

2.1 Matériau 9

2.2 Phénomène de la fatigue 11

2.2.1 Mécanisme de rupture 12

2.2.2 Définitions 13

2.2.3 Méthodes de calcul 15

2.3 Revue des normes 15

2.3.1 Norme canadienne sur l'aluminium 15

2.3.2 Norme américaine 20

2.3.3 Normes européennes 20

2.4 Revue des articles et autres ouvrages pertinents 22

2.5 Conclusion 25

CHAPITRE 3: MÉTHODES D'ESTIMATION DE LA DURÉE DE VIE EN FATIGUE 26

3.1 Courbes S-N 26

3.1.1 Description 26

3.1.2 Procédure de conception 28

3.1.3 Philosophies de conception 30

3.1.4 Synthèse 31

3.2 Méthode du point critique 32

3.2.1 Description 32

3.2.1.1 Définitions 32

3.2.1.2 Choix de la courbe S-N 35

3.2.1.3 Extrapolation de la contrainte au point critique 37

3.2.1.4 Comparaison des méthodes d'extrapolation 40

3.2.1.5 Utilisation des éléments finis 41

3.2.1.6 Utilisation des formules paramétriques 42

3.2.2 Procédure de conception 42

3.2.3 Synthèse 43

3.3 Conclusion 44

CHAPITRE 4: ÉVALUATION DES EFFETS DES SOLLICITATIONS DUES AU VENT 45

4.1 Les rafales 45

4.2 Tourbillons alternés 46

4.3 Réponse structurale aux tourbillons alternés 49

4.4 Exemple d'application 51

4.4.1 Géométrie 51

4.4.2 Modes de vibration 52

4.4.3 Réponse de la structure 53

4.5 Limitations de la méthode 55

4.6 Remarques générales 55

4.7 Conclusions 56

CHAPITRE 5: PROGRAMME EXPÉRIMENTAL 58

5.1 Essais sur une poutre complète 58

5.1.1 Description des spécimens 59

5.1.2 Description du montage 61

5.1.3 Méthode d'analyse 63

5.1.4 Essai statique 66

5.1.5 Évaluation du FCC 69

5.1.6 Essai de fatigue 73

5.1.7 Examens des soudures 76

5.2 Essais sur les soudures 78

5.2.1 Description des spécimens 79

5.2.2 Description du montage 81

5.2.3 Résultats des essais 82

5.3 Essais de fatigue sur joint en K 84

5.3.1 Description des spécimens 85

5.3.2 Description du montage 86

5.3.3 Résultats des essais 88

5.3.3.1 Joints en K actuels 89

5.3.3.2 Joints en K avec goussets 90

5.4 Conclusion 93

CHAPITRE 6: ANALYSES NUMÉRIQUES 95

6.1 Analyses de portiques 95

6.1.1 Description des modèles 95

6.1.2 Résultats des analyses 97

6.2 Analyses par éléments finis 99

6.2.1 Description du modèle 99

6.2.2 Résultats des analyses 100

6.2.2.1 Validation du modèle 100

6.2.2.2 Résultats graphiques 103

6.2.2.3 Évaluation du FCC 105

6.3 Conclusion 107

CHAPITRE 7: CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS 109

7.1 Comparaison des normes canadiennes sur l'aluminium avec ce qui se fait ailleurs 109

7.2 Validation de la performance des structures actuelles 112

7.3 Amélioration des procédés de fabrication et des critères de conception 114

7.4 Recommandations 115

RÉFÉRENCES 118

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1 : Propriétés de l'aluminium et de l'acier 9

Tableau 3.1 : Zone d'extrapolation ECSC WG III 39

Tableau 4.1 : Tableau A2-2.4.2 de la norme OHBDC (1993) 48

Tableau 4.2 : Propriétés dynamiques de la structure 52

Tableau 5.1 : Dimensions des membrures de l'échantillon 60

Tableau 5.2 : Résulats d'analyses linéaire pour une charge de 10.19 kN 64

Tableau 5.3 : Évaluation du FCC pour un assemblage en K 72

Tableau 5.4 : Comparaison des valeurs théoriques et expérimentale 74

Tableau 5.5 : Caractéristiques des échantillons 80

Tableau 5.6 : Résultats des essais de traction sur les soudures 83

Tableau 5.7 : Résultats d'essais de fatigue sur les joints en K actuels 89

Tableau 5.8 : Résultats d'essais de fatigue sur joint en K avec gousset 90

Tableau 6.1 : Section des membrures du portique 96

Tableau 6.2 : Contraintes obtenues des analyses numériques 107

LISTE DES FIGURES

Figure 1-1 :Portique de signalisation aérienne en aluminium 1

Figure 1-2 : Fissuration d'un longeron sur une structure en service 2

Figure 1-3 : Excentricité dans un joint en K 4

Figure 1-4 : Poutre triangulée de type T 7

Figure 2-1 : Distribution des propriétés mécaniques de l'aluminium dans la ZAT 10

Figure 2-2 : Caractéristiques d'un chargement cyclique 13

Figure 2-3 : Courbes S-N de la norme CAN3-S157-M83 16

Figure 2-4 : Catégorie de détails de la norme CAN3-S157-M83 17

Figure 2-5 : Effet de R et de σ_m (Diagramme de Goodman) 19

Figure 3-1 : Courbes S-N typiques 27

Figure 3-2 : Contrainte au point critique 33

Figure 3-3 : Variation du FCC en fonction du nombre de cycles 36

Figure 3-4 : Courbe $S_{h.s.}$-N 37

Figure 3-5 : Zone d'extrapolation de la contrainte au point critique 40

Figure 4-1 : Représentation des tourbillons alternés autour d'un corps cylindrique 47

Figure 4-2 : Portique de type B' 51

Figure 4-3 : Modes de vibration vertical d'une poutre triangulée 53

Figure 4-4 : Réponse de la structure en fonction de la vitesse du vent 54

Figure 5-1 : Poutre complète avant essais 59

Figure 5-2 : Dimensions d'un treillis 60

Figure 5-3 : Montage expérimental pour les essais sur poutres complètes 61

Figure 5-4 : Photo du montage pour les essais sur poutres complètes.....62

Figure 5-5 : Détail de la position des jauges sur le spécimen P1S 63

Figure 5-6 : Disposition des micros-jauges pour l'évaluation du FCC 63

Figure 5-7 : Distribution des moments dans le longeron supérieur (P=10.19 kN).....65

Figure 5-8 : Rupture de la diagonale lors de l'essai statique.....68

Figure 5-9 : Déformations mesurées selon la charge appliquée 70

Figure 5-10 : Déformation au point critique en fonction de la charge.....71

Figure 5-11 : Fissuration dans la soudure à l'essai de fatigue.....74

Figure 5-12: Rupture de la diagonale après 607 500 cycles 75

Figure 5-13 : Macrographie de la soudure du joint P1F-A 77

Figure 5-14 : Macrographie de la soudure du joint P1F-B 77

Figure 5-15 : Échantillons des essais de traction sur les soudures 79

Figure 5-16 : Profondeur d'usinage de la pointe de la diagonale.....80

Figure 5-17 : Photo du montage des essais de traction sur les soudures 81

Figure 5-18 : Échantillon de joint en K actuel.....86

Figure 5-19 : Échantillon de joint en K avec gousset 86

Figure 5-20 : Répartition des efforts dans un joint en K.....87

Figure 5-21 : Croquis du montage des essais de fatigue sur joint en K.....87

Figure 5-22 : Photos du montage des essais de fatigue sur joint en K.....88

Figure 5-23 : Rupture d'un échantillon de joint en K avec gousset 91

Figure 5-24 : Plan de rupture d'un échantillon de joint en K avec gousset.....92

Figure 5-25 : Comparaison des résultats d'essais de fatigue sur joint en K 92

Figure 6-1 : Modèle numérique à joints concentriques 96

Figure 6-2 : Modélisation des joints 97

Figure 6-3 : Efforts dans la diagonale la plus sollicitée pour chaque analyse 98

Figure 6-4 : Modèle d'éléments finis d'un joint en K actuel 100

Figure 6-5 : Comparaison du modèle numérique de COSMOS et des résultats expérimentaux.....101

Figure 6-6 : Comparaison des résultats de SAP2000 et de COSMOS.....102

Figure 6-7 : Déformation du treillis sous une charge de 10.19 kN.....103

Figure 6-8 : Déformation du joint sous une charge de 10.19 kN.....104

Figure 6-9 : Distribution des contraintes principales sous une charge de 10.19 kN.....104

Figure 6-10 : Distribution longitudinale de la contrainte dans le modèle numérique ...106

LISTE DES SYMBOLES

Abréviation

CNBC : Code National du Bâtiment du Canada;

FCC : Facteur de concentration de contrainte;

IIW : International Institute of Welding

MTQ : Ministère des Transports du Québec;

OHBDC : Ontario Highway Bridge Design Code

ZAT : Zone affectée thermiquement;

Symboles latins

A : Aire de la section; constante définissant l'ordonnée de la courbe S-N à 1 cycle;

C : Effort de compression dans une membrure;

C_e : Coefficient d'exposition;

C_g : Coefficient de rafale;

C_S : Coefficient de la force de soulèvement;

D : Diamètre du longeron; ou la largeur frontale d'une membrure;

E : Module d'élasticité;

e : Excentricité;

F_{hy} : Limite d'élasticité dans la ZAT;

F_{hu} : Limite ultime dans la ZAT;

F_s : Force induite par le vent par unité de longueur;

F_y : Limite d'élasticité;

F_u : Limite ultime;

G : Module de cisaillement;

k : Coefficient de la loi normale;

l_{max} : Distance du début de la zone d'extrapolation à partir du pied de la soudure;

l_{min} : Distance de la fin de la zone d'extrapolation à partir du pied de la soudure;

M : Moment fléchissant dans une membrure;

M_r : Résistance pondérée d'une membrure en flexion;

M_u : Résistance ultime d'une membrure en flexion;

M_y : Moment de plastification d'une membrure;

m : Pente de la courbe S-N;

N : Nombre de cycles à la rupture;

N_i : Nombre de cycles à la rupture pour la variation de contrainte i;

n_e : Fréquence d'alternance des tourbillons;

n_i : Nombre de cycles effectués par la variation de contrainte i; la fréquence du $i^{ème}$ mode de vibration de la structure;

P : Charge ponctuelle appliquée sur une structure;

P_f : Charge pondérée;

P_u : Charge ultime de la structure;

P_{uw} : Charge ultime sur le treillis pour obtenir la rupture des soudures;

q : Pression de référence du vent pour la période de retour de conception;

R : Rapport des contraintes;

R_e : Nombre de Reynolds;

r_0, r_1 : Rayon du longeron et rayon de la diagonale;

S : Nombre de Strouhal;

$S_{h.s.}$: Variation de contrainte au point critique;

S_r : Variation de contrainte;

S_{uw} : Écart type de la résistance des soudures obtenue des essais;

T : Effort de traction dans une membrure;

T_r : Résistance pondérée d'une membrure tendue;

T_u : Résistance ultime d'une membrure tendue;

T_{uw} : Résistance ultime des soudures de la diagonale tendue;

$\overline{T}_{uw}$: Moyenne de la résistance ultime des soudures obtenue des essais;

T_y : Force axiale de plastification d'une membrure;

t : Épaisseur de la paroi d'une membrure; le temps;

t_0, t_1 : Épaisseur de la paroi du longeron et épaisseur de la paroi de la diagonale;

V : Vitesse du vent;

x : Position le long de la structure ou de la membrure;

Z : Module plastique d'une membrure;

Symboles grecs

α : Coefficient de dilatation thermique;

Δ : Flèche;

ϕ : Coefficient de tenue de l'aluminium;

ϕ_w : Coefficient de tenue des soudures en aluminium;

ν : Coefficient de Poisson;

ρ : Masse volumique;

$\sigma_{h.s.}$: Contrainte au point critique;

σ_m : Contrainte moyenne;

σ_{max} : Contrainte maximale;

σ_{min} : Contrainte minimale;

σ_{nom} : Contrainte nominale;

θ : Angle d'inclinaison des diagonales;

CHAPITRE 1

INTRODUCTION

1.1 Problématique

Les portiques de signalisation aérienne en aluminium, du type montré sur la Figure 1-1, sont des structures couramment utilisées au Québec, dans le reste du Canada et aux États-Unis. En condition d'utilisation normale, les seules sollicitations qu'elles subissent sont les charges de gravité des panneaux, la pression due au vent et le poids de la glace. Cependant, le caractère aléatoire du vent rend ces équipements routiers susceptibles au problème de la fatigue.

Figure 1-1 :Portique de signalisation aérienne en aluminium

En 1998, le ministère des Transports du Québec (MTQ) a procédé à une inspection détaillée de ses portiques. Plusieurs d'entre eux montraient des signes de détérioration avancée. De nombreuses fissures étaient présentes au niveau des assemblages soudés. Un exemple des dommages répertoriés est montré à la Figure 1-2.

Figure 1-2 : Fissuration d'un longeron sur une structure en service

À la suite de ces observations, des mesures correctives ont immédiatement été prises pour réparer les structures les plus endommagées. De plus, des modifications ont été apportées aux méthodes de fabrication pour diminuer le risque d'apparition de fissures dans les nouvelles structures (Vallières, 2000). Cependant, l'efficacité des modifications apportées reste encore à vérifier de façon plus approfondie. Étant donné les implications

économiques qu'apportent les réparations et le remplacement prématuré de l'équipement ainsi que le souci de préserver la sécurité des automobilistes, le MTQ s'est associé à l'École Polytechnique, à l'université Laval et aux entreprises œuvrant dans le domaine pour trouver des solutions à long terme au problème de la fatigue.

La plupart des dommages identifiés se retrouvent dans les assemblages soudés près des extrémités de la poutre triangulée. C'est à cet endroit que les efforts dans les diagonales verticales et horizontales sont les plus élevés. Ces efforts peuvent être grandement amplifiés si la discontinuité de triangulation au bout de la poutre est trop importante. En effet, pour être en mesure de positionner la poutre sur ses appuis et la fixer aux supports verticaux à l'aide de boulons en U, le Ministère autorise un espacement maximum de 175 mm entre le point d'appui et le premier nœud du treillis. Cette disposition est tout de même plus restrictive qu'auparavant. L'excentricité entre les diagonales d'un joint en K est également la cause de moments secondaires que le MTQ souhaite diminuer. En collaboration avec les fabriquants, le Ministère à tout d'abord stipulé une excentricité maximale, e, égale à 0.25 fois le diamètre du longeron. Cette excentricité est mesurée verticalement entre le point de rencontre du prolongement des diagonales et le centre de gravité de la section du longeron, comme l'indique la Figure 1-3. Il est très difficile de diminuer cette valeur car l'espace de travail devient alors trop réduit pour effectuer les soudures convenablement.

La qualité des soudures sur l'aluminium est une autre source de problèmes majeurs. Premièrement, l'aluminium subit une perte importante de sa résistance, plus de 50%, lorsqu'il est soumis à de hautes températures. De plus, avant de souder les pièces, les surfaces doivent être brossées de façon à enlever l'oxyde qui s'est formé en surface. Si ce n'est pas fait, il peut en résulter un manque de pénétration à la racine de la soudure. De plus, vu la sensibilité de l'aluminium aux entailles, les défauts à la racine permettent à la soudure de se briser facilement. Finalement, étant donné la géométrie du joint, il n'est pas toujours facile de garder un angle de soudage idéal. Il en résulte parfois un cordon de soudure n'ayant pas toujours la dimension requise.

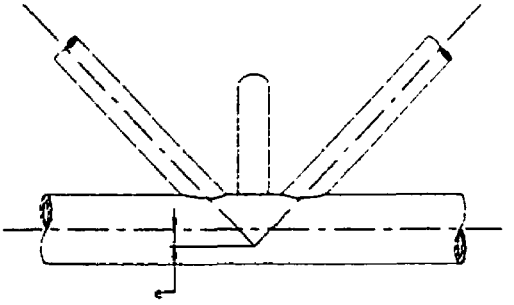


Figure 1-3 : Excentricité dans un joint en K

Tous ces détails combinés font en sorte de diminuer la résistance à long terme de ces structures. Les défauts de fabrication créent plus de sites favorisant l'apparition de fissures de fatigue alors que les discontinuités et les excentricités augmentent l'amplitude des contraintes sur l'assemblage.

1.2 Objectifs et portée du projet

Le projet de recherche comporte trois objectifs principaux. Le premier objectif est de comparer les normes canadiennes avec ce qui se fait ailleurs. En effet, comme ces structures sont fabriquées selon les règles actuellement en vigueur au Canada, et qu'elles subissent tout de même d'importants dommages, on est en droit de se demander si les règles de conception sont adéquates. L'adoption de la dernière norme canadienne de conception des structures en aluminium remonte à 1983. Depuis ce temps, il y a eu beaucoup de recherche dans ce domaine, notamment du côté européen. Les Britanniques ont adopté leur nouvelle norme en 1992, et l'Eurocode 9 du comité européen de normalisation vient tout juste de paraître.

Le deuxième objectif consiste à valider la performance des structures de signalisation aérienne en aluminium fabriquées selon les critères en vigueur. Des essais statiques et de fatigue sur une poutre triangulée sont nécessaires de façon à identifier clairement les sources de problèmes tout en s'assurant que ces structures rencontrent les exigences des normes. De plus, des essais de traction sur des soudures permettront de caractériser les divers paramètres qui influencent la résistance ultime de l'assemblage. Une nouvelle méthode d'estimation de la durée de vie en fatigue, appelée méthode du point critique, sera également appliquée au type d'assemblage étudié. Elle est basée sur la méthode traditionnelle de l'utilisation des courbes S-N, mais son application est moins limitée. Elle requiert cependant un facteur de concentration de contrainte qui peut être déterminé expérimentalement ou numériquement.

Finalement, le troisième objectif vise à améliorer les procédés de fabrication et les critères de conception. Si les structures se révèlent inadéquates, des changements devront être apportés aux joints actuels allant même jusqu'au remplacement du type d'assemblage si nécessaire. Encore une fois, des essais statiques et de fatigue sont requis pour déterminer les paramètres qui influencent le plus la résistance des joints. Les nouveaux procédés doivent eux aussi faire l'objet d'essais de validation.

Comme il existe plusieurs types de portique en aluminium de dimensions différentes, et que le nombre de détails problématiques est nombreux, le projet est restreint à l'étude des assemblages soudés entre les diagonales et le longeron d'une poutre triangulée de type T2. La configuration d'une poutre de type T est présentée à la Figure 1-4. Le chiffre désigne les dimensions des membrures et de la poutre. Le MTQ utilise plusieurs dimensions de poutres différentes. Dans le cas d'une poutre T2, les longerons, d'une épaisseur de paroi de 6.35 mm, ont un diamètre de 127 mm et sont distancés de 1219 mm centre à centre. Les diagonales, de leur côté, ont un diamètre de 60.3 mm d'une épaisseur de 5.54 mm et sont inclinées à environ 45°. Elles sont fabriquées en section de 9754 mm de long qui peuvent être relié entre elles par des brides de raccord. Bien qu'il y ait un plus grand nombre de poutre de type T3 actuellement en service, le type T2 est choisi en raison de l'espace disponible au Laboratoire et du coût de fabrication.

En complément à tous ces essais, des analyses numériques sont ajoutées au programme. Elles permettront d'évaluer l'impact des excentricités et de la discontinuité de

triangulation sur un portique complet. De plus, des analyses par éléments finis de joints en K serviront à valider le facteur de concentration de contrainte déterminé expérimentalement.

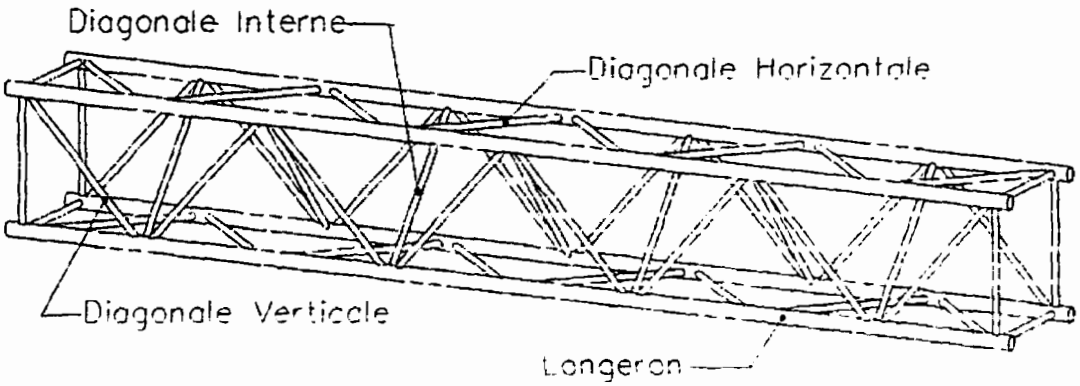


Figure 1-4 : Poutre triangulée de type T

1.3 Organisation du rapport

Ce rapport comporte sept chapitres. Le premier est la présente introduction. Dans le second se trouve la revue de la littérature. Elle englobe les informations pertinentes concernant le matériau et le phénomène de la fatigue. Les diverses normes de conception de structures en aluminium y sont également discutées. Les moyens d'évaluer la durée de vie en fatigue des assemblages sont couverts dans le chapitre trois. On y décrit deux méthodes, l'utilisation des courbes S-N, qui est la plus couramment utilisée, et la méthode du point critique, qui est dérivée de la première mais qui est moins restreinte dans son application. Le chapitre suivant discute des sollicitations du vent sur les portiques de signalisation aérienne, et une tentative numérique d'évaluation des vibrations dans une poutre triangulée est présentée. Tout ce qui touche le

programme expérimental est détaillé au chapitre cinq. On retrouve d'abord les résultats des essais sur poutre complète suivis des essais de traction sur les soudures. Viennent ensuite les essais de fatigue sur les joints en K actuels et sur les nouveaux assemblages proposés avec goussets. Le chapitre six résume les résultats des analyses numériques. Finalement, le dernier chapitre présente les conclusions et les recommandations de ce projet.

CHAPITRE 2

REVUE DE LA LITTÉRATURE

Dans ce chapitre, on présente les informations pertinentes à la compréhension du comportement des structures de signalisation aérienne en aluminium. Trois sujets y sont traités : le matériau, le phénomène de la fatigue et enfin, les normes qui s'appliquent à ces structures.

2.1 Matériau

L'aluminium est utilisé dans les structures de signalisation aérienne en raison de sa légèreté et de sa grande résistance à la corrosion. Ce n'est cependant pas un matériau avec lequel les ingénieurs civils ont l'habitude de travailler. L'erreur habituelle que font plusieurs est de croire qu'il se comporte de la même façon que l'acier alors qu'il existe plusieurs différences auxquelles il faut faire attention. Le Tableau 2.1 présente une comparaison de ces deux matériaux.

Tableau 2.1 : Propriétés de l'aluminium et de l'acier

Propriétés	Aluminium 6061-T6	Acier G40.21-350W
Module d'élasticité (E)	70 000 MPa	200 000 MPa
Module de cisaillement (G)	26 000 MPa	77 000 MPa
Limite élastique (F_y)	240 MPa	350 MPa
Limite ultime (F_u)	260 MPa	450 MPa
Limite élastique dans la ZAT (F_{hy})	110 MPa	
Limite ultime dans la ZAT (F_{hu})	170 MPa	
Masse volumique (ρ)	2700 kg/m³	7850 kg/m³
Coefficien de Poisson (ν)	0.33	0.3
Coefficien de dilatation thermique (α)	24.0 x 10^{-6} / °C	11.7 x 10^{-6} / °C

Le module d'élasticité de l'aluminium est environ le tiers de celui de l'acier. Il a un comportement élasto-plastique et peut atteindre une déformation à la rupture d'environ 8%. L'absence d'écrouissage est particulièrement nuisible dans le calcul des assemblages boulonnés. En effet, les plaques d'assemblage doivent souvent être élargies pour s'assurer du comportement ductile de la membrure. De plus, l'utilisation de boulons en acier ou le contact avec d'autres pièces en acier est prohibé afin d'éviter la corrosion galvanique. La norme CAN/CSA-S157-83 demande l'utilisation de boulons en acier inoxydable, en acier galvanisé ou en aluminium 6061-T6.

L'une des caractéristiques importantes de ce matériau est sa perte de résistance au voisinage d'une soudure. En effet, la haute température nécessaire pour fusionner l'aluminium vient altérer ses propriétés mécaniques. Ainsi, dans la zone affectée thermiquement (ZAT), la limite élastique est 50% plus faible que dans le métal d'origine. Cette zone s'étend sur une distance d'environ 25 mm de chaque côté de la soudure (Figure 2-1, adapté de Sharp et al.,1996).

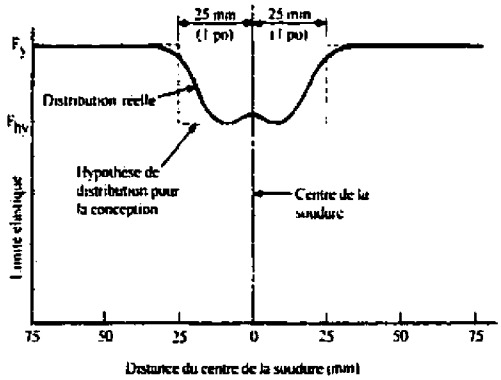


Figure 2-1 : Distribution des propriétés mécaniques de l'aluminium dans la ZAT

Il est cependant possible de redonner au matériau ses propriétés initiales en lui faisant subir certains traitements thermiques dans un four. Malheureusement, les structures, une fois assemblées, sont souvent trop volumineuses pour subir un tel traitement. Dans ce cas, le calcul de la résistance des membrures doit être fait en utilisant F_{hy} et F_{hu} dans les portions des éléments qui se trouvent à l'intérieur de la ZAT.

Il est mentionné précédemment que l'aluminium est utilisé en grande partie pour sa résistance à la corrosion. Ce qui lui donne cette propriété, c'est une mince couche d'oxyde qui se forme en surface de la pièce et qui isole des agents corrosifs le métal sous-jacent. Le point de fusion de cette couche de protection est de 2050°C alors que celui de l'aluminium est de 660°C. Cette différence peut causer des problèmes de manque de fusion dans les soudures. Il est donc de la plus grande importance de l'enlever avant d'assembler les membrures. L'article 5.5 de la norme canadienne W59.2-1991 exige que les soudures soient effectuées dans un délai de six heures suivant le nettoyage des surfaces afin d'éviter la formation de l'oxyde.

2.2 Phénomène de la fatigue

La fatigue dans un métal est un processus par lequel une fissure s'initie et se propage sous l'action d'une charge répétée. Ce type d'endommagement peut survenir à des niveaux de contrainte nominale bien inférieurs à la résistance statique du matériau. La rupture ultime de la membrure se produit de façon brutale au moment où l'aire de la section non fissurée devient insuffisante pour transmettre les efforts appliqués.

2.2.1 Mécanisme de rupture

Sous chargement répété, des micro-fissures peuvent être initiées dans les zones où les contraintes locales sont les plus élevées. Il peut s'agir d'une imperfection dans le matériau, d'un changement brusque de la géométrie, de la présence d'une entaille, d'un trou ou d'une soudure. Lorsque le matériau est en traction, l'effort qui devrait normalement circuler par la section fissurée est alors dévié vers les extrémités de la fissure causant ainsi une concentration de contrainte très élevée à cet endroit. La fissure s'allonge à chacun des cycles dont la contrainte en tête de fissure atteint la limite de résistance du matériau. Les sections comprimées ne sont pas sujettes à la fatigue puisque l'effort peut être transmis par contact lorsque la fissure se referme. Cependant, s'il existe des contraintes résiduelles de traction plus élevées que l'effort de compression appliqué, l'accumulation des dommages se produit quand même. C'est pourquoi les données relatives à la fatigue sont toujours exprimées en termes de variation de contrainte.

Le taux de propagation de la fissure est exponentiel car plus elle s'allonge, et plus la concentration de contrainte à sa pointe est élevée. La progression est donc très lente au début, et les fissures de fatigue tendent à être discrètes pour la majeure partie de la vie d'une structure. Il y a deux phases pour qualifier l'état des dommages : la phase d'initiation, durant laquelle la fissure a une taille microscopique, et la phase de propagation, où la fissure atteint une taille visible et progresse très rapidement jusqu'à la rupture de la section. Il n'existe pas de consensus général sur le point qui les sépare. Cependant, on définit souvent ce point comme le moment à partir duquel on peut

détecter une fissure d'une longueur donnée. La définition dépend donc de la méthode d'inspection utilisée et celle-ci est adaptée au besoin (aviation, pont, etc.). Pour une inspection visuelle, la taille minimale des fissures qui peuvent être observées est autour de 2.5 mm. Généralement, le temps que met ensuite la fissure pour atteindre sa longueur critique est suffisamment long pour permettre, idéalement, à un programme d'inspection de détecter le problème et d'y remédier avant que l'intégrité de la structure ne soit menacée.

2.2.2 Définitions

Il est important de définir le vocabulaire qui est fréquemment utilisé dans le domaine de la fatigue. La Figure 2-2 illustre certains termes qui caractérisent l'historique de chargement que subit une membrure.

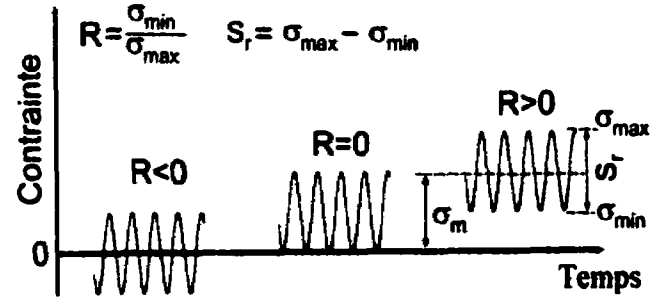


Figure 2-2 : Caractéristiques d'un chargement cyclique

Contrainte maximale (σ_{max}) désigne le niveau de contrainte maximal que subit l'élément durant un cycle, en valeur algébrique.

Contrainte minimale (σ_{min}) désigne le niveau de contrainte minimal que subit l'élément durant un cycle, en valeur algébrique.

Contrainte moyenne (σ_m) désigne le niveau de contrainte moyen que subit l'élément durant un cycle, en valeur algébrique.

Contrainte nominale (σ_{nom}) désigne la contrainte statique à une section donnée, calculée à l'aide des équations de la résistance des matériaux ($\sigma = P/A + My/I$).

La variation de contrainte (S_r) est le facteur qui a le plus d'influence sur la durée de vie en fatigue d'une structure. Il s'agit de la variation de contrainte que subit un élément durant un cycle. Seules les charges vives peuvent induire cette variation. Il peut s'agir par exemple du passage d'un véhicule sur un pont, des sollicitations causées par une machine rotative mal équilibrée ou de rafales de vent.

Le rapport des contraintes (R) est le rapport de la contrainte minimale sur la contrainte maximale. Il a aussi une influence sur la durée de vie d'une structure, mais beaucoup moins que la variation de contrainte. Plus R est élevé, et plus la résistance en fatigue diminue.

Une courbe S-N est la représentation graphique de la résistance en fatigue d'un détail d'assemblage. L'ordonnée du graphique représente la variation de contrainte (S_r) et l'abscisse est le nombre de cycles jusqu'à la rupture (N).

La limite d'endurance, ou limite de fatigue, est un niveau de variation de contrainte en dessous duquel il n'y aura pas de rupture par fatigue. Cependant, des études récentes faites en Europe (Eurocode 9, BS-8118) laissent croire que l'aluminium ne possède pas de limite et que même les cycles à faible amplitude de contrainte contribuent à l'accumulation des dommages.

2.2.3 Méthodes de calcul

Les méthodes de calcul pour estimer la durée de vie en fatigue reposent généralement sur l'utilisation des courbes S-N. Il existe également d'autres méthodes un peu plus sophistiquées comme la méthode du point critique ou la théorie de la mécanique des ruptures. Ce sujet est traité en profondeur dans le chapitre 3.

2.3 Revue des normes

2.3.1 Norme canadienne sur l'aluminium

Au Canada, c'est la norme CAN3-S157-M83 « Strength design in Aluminum » qui régit le calcul de la résistance des constructions en aluminium. Il s'agit d'une norme de calcul aux états limites qui a été adoptée en 1983. Elle est divisée en deux parties : la première donne les équations qui permettent de caractériser la résistance des composantes, et la

seconde donne les spécifications concernant l'utilisation de l'aluminium dans les édifices. La fatigue est couverte dans le chapitre 11 de la section 1. Les utilisateurs de cette norme doivent être familiers avec le phénomène de la fatigue puisque la norme ne contient aucun commentaire. Les données concernant la résistance en fatigue y sont regroupées dans des courbes S-N selon 6 catégories. Ces courbes et la description des catégories données par la norme S157 sont présentées à la Figure 2-3 et Figure 2-4.

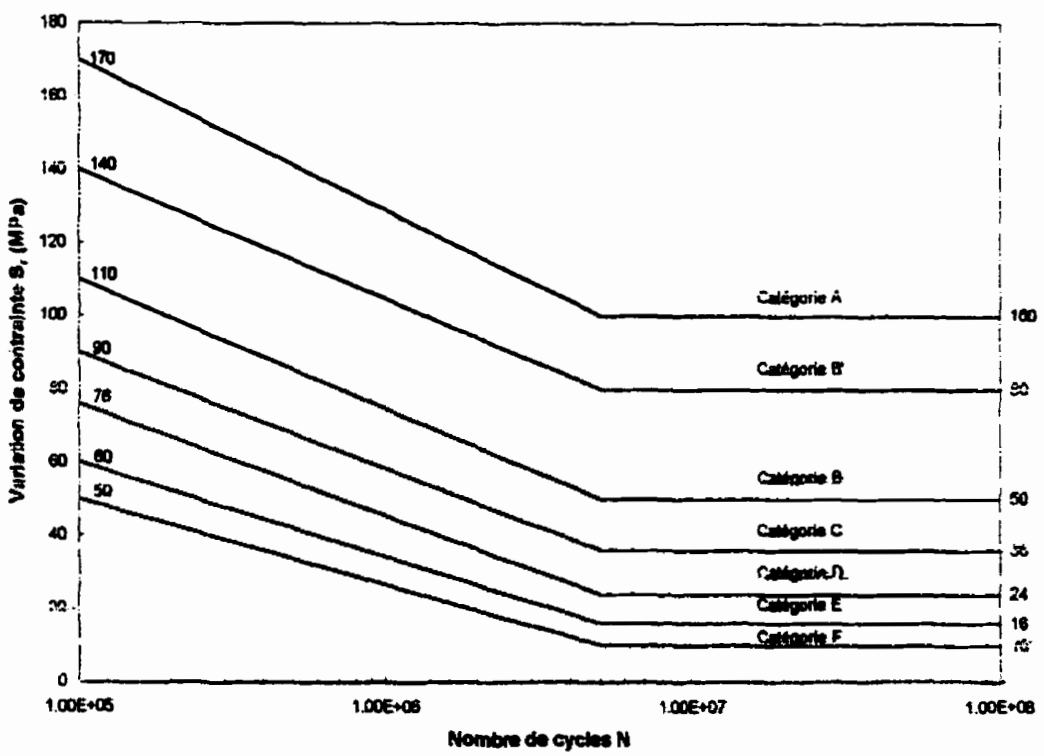


Figure 2-3 : Courbes S-N de la norme CAN3-S157-M83

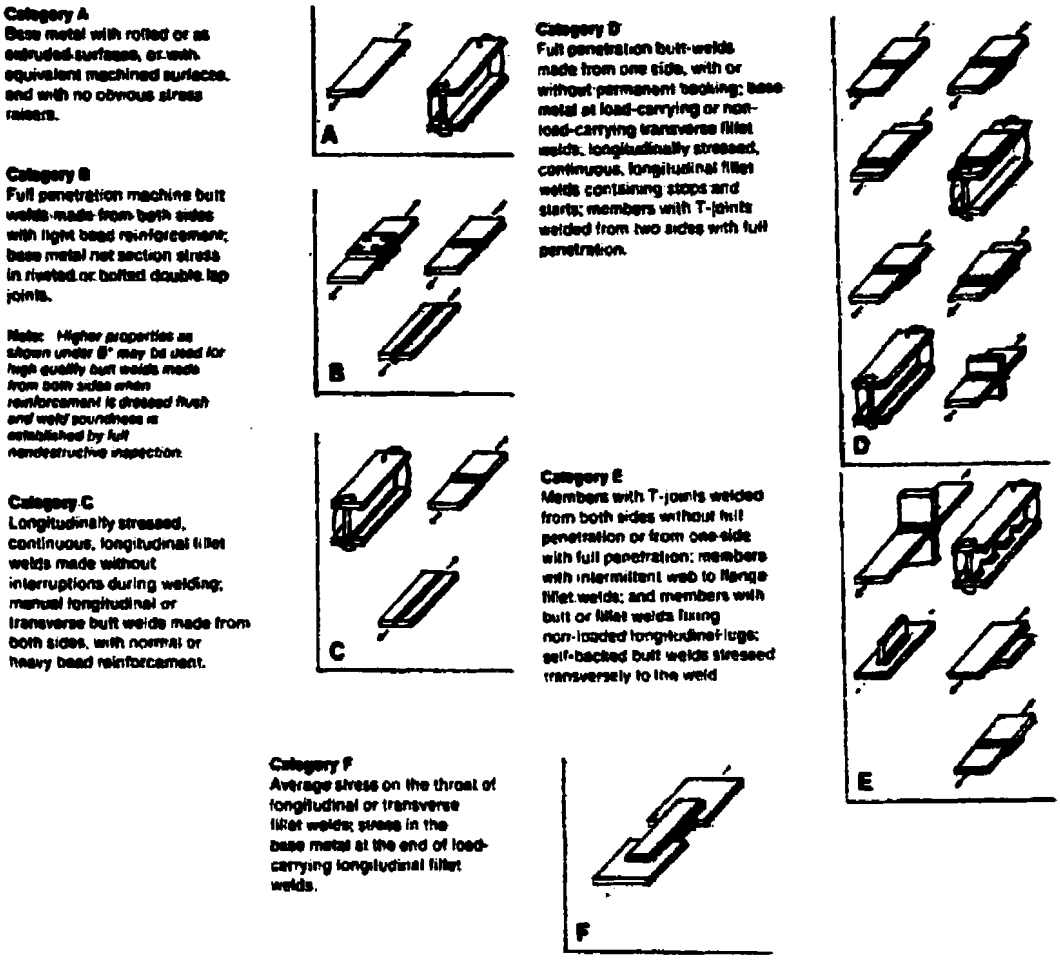


Figure 2-4 : Catégorie de détails de la norme CAN3-S157-M83

La répartition des différents détails d'assemblage est essentiellement la même que dans la norme d'acier S16.1. Les données utilisées pour tracer ces graphiques proviennent, pour la plupart, d'essais sur des spécimens d'échelle réduite. De plus, les courbes n'ont pas été déterminées statistiquement. Elles ont plutôt été obtenues de façon graphique en faisant passer les courbes par la limite inférieure des points recueillis. Les courbes S-N de cette norme peuvent être également combinées avec une forme du diagramme de

Goodman modifié (Figure 2-5) pour tenir compte de l'effet du rapport des contraintes et de la contrainte moyenne (Alcan, 1983). En effet, la durée de vie en fatigue est sensiblement améliorée si R est bas. L'utilisation de ce diagramme implique une procédure de conception graphique qui peut devenir fastidieuse. D'abord, la contrainte moyenne et la demi-variation de contrainte sont projetées sur le diagramme (a) pour obtenir le point *x*. Si *x* est à gauche de la ligne R=-∞, la membrure est toujours en compression et la fatigue n'a pas besoin d'être vérifiée. Si *x* est à droite de la ligne AB, l'effet de R est négligeable et la durée de vie est directement donnée par la courbe S-N appropriée sur le diagramme (b). S'il tombe entre les lignes R=-∞ et AB, *x* est projeté sur AB en suivant la pente des lignes inclinées pour obtenir le point *y*. Ce point est alors transféré, suivant une ligne horizontale, sur la courbe S-N du diagramme (b) correspondant à la catégorie de détail étudiée. Un exemple est illustré en traits pointillés sur la Figure 2-5 pour σ_m=30 MPa et une demi-variation de contrainte de 58 MPa (R = -0.318).

En 1992, le comité technique de l'association canadienne de normalisation sur les méthodes de conception utilisées pour l'aluminium, a émis une version préliminaire de la prochaine édition de la norme S157. Jusqu'à ce jour, elle n'a toujours pas été adoptée. Cette édition de la norme est principalement centrée sur l'utilisation de l'aluminium dans les édifices. Plusieurs changements majeurs y sont proposés, notamment en ce qui concerne la fatigue. Désormais, un facteur de réduction est appliqué à l'amplitude de

contrainte que peut supporter un matériau d'une épaisseur supérieure à 16 mm pour tenir compte de l'effet d'échelle.

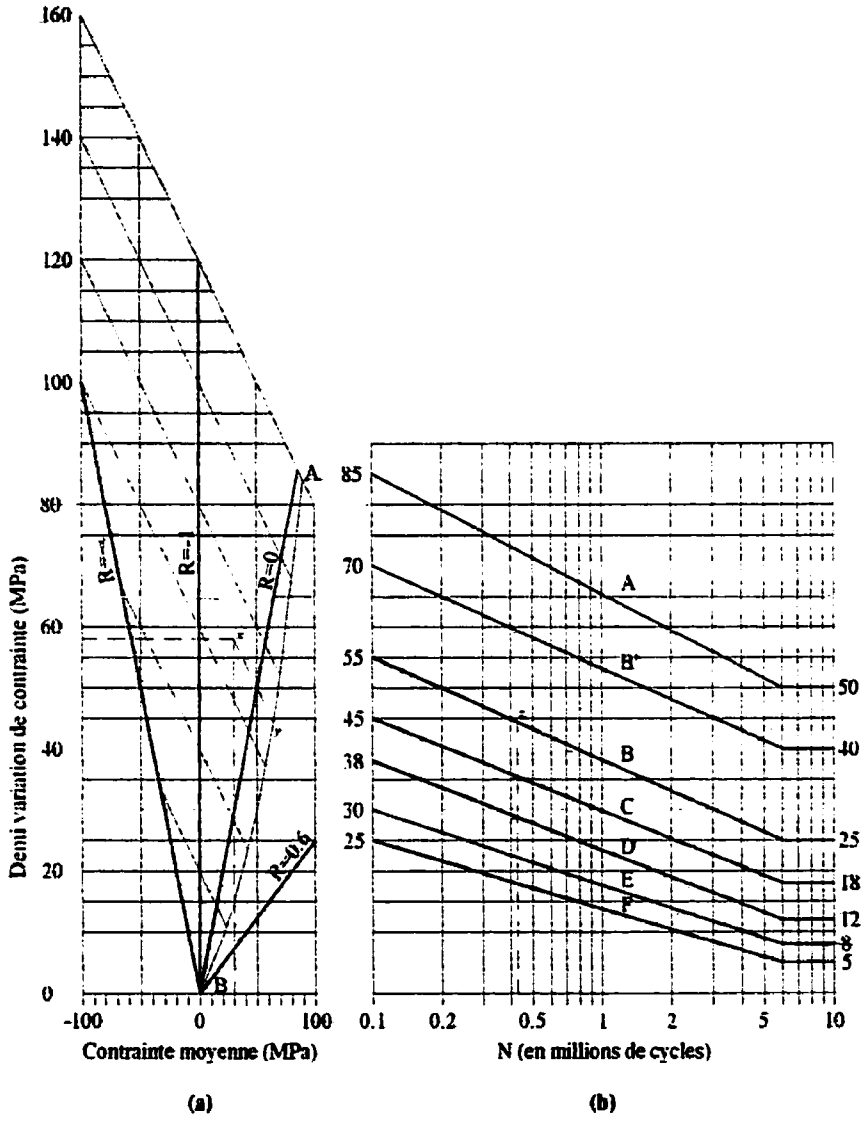


Figure 2-5 : Effet de R et de σ_m (Diagramme de Goodman)

Les courbes S-N sont maintenant présentées sur un graphique log-log et la limite d'endurance est toujours fixée à $5x10^6$ cycles pour les chargements d'amplitude

constante. Cependant, s'il s'agit d'un chargement d'amplitude variable, la limite de fatigue disparaît alors qu'une pente de 0.10 est considérée au-delà de $5x10^6$ cycles. Ceci implique donc que l'accumulation des dommages ne se fait pas au même taux dans les régimes à grand nombre de cycles sous un chargement variable. Dans cette version, il n'y est fait aucune mention d'une procédure pour corriger le nombre de cycles à la rupture dans le cas ou R et σ_m sont bas.

2.3.2 Norme américaine

Aux États-Unis, les spécifications de l'*Aluminum Association* ont été révisées en 1994. Avant cette date, les courbes S-N de cette norme étaient présentées sous la forme de fonctions en escalier. Dans la nouvelle édition, les courbes S-N ont été entièrement recalculées pour y inclure les résultats d'essais sur des spécimens d'échelle réelle et éliminer ainsi l'effet d'échelle. Bien que la division des catégories soit restée la même, la procédure de conception utilise maintenant toute l'étendue des courbes et il n'y a plus de fonctions en escalier. Pour le cas de chargement d'amplitude constante, la limite d'endurance est fixée à $5x10^6$ cycles. Cependant, dans le cas des chargements à amplitude variable, la norme a adopté une approche plutôt conservatrice en considérant que la pente de la courbe S-N se prolonge au-delà de $5x10^6$ cycles.

2.3.3 Normes européennes

Les normes européennes sont bien en avance sur les normes nord-américaines en ce qui touche la conception et le dimensionnement des structures d'aluminium. La différence la plus frappante réside sans doute dans la quantité d'informations et d'explications mises

à la disposition de l'ingénieur. La norme britannique BS-8118, adoptée en 1992, et l'Eurocode 9 du Comité européen de normalisation, adopté en 1999, offrent toutes les deux une couverture exhaustive de la procédure de conception. Leurs méthodes de calcul sont également basées sur l'utilisation de courbes S-N qui comportent un changement de pente au-delà de la limite d'endurance dans le cas des chargements d'amplitudes variables. De plus, elles offrent également certains guides pour l'application d'autres méthodes d'évaluation de la duré de vie, comme l'utilisation de la contrainte au point critique et la théorie de la mécanique des ruptures.

Dans la norme BS-8118, il y a neuf catégories de détails. Pour faciliter l'utilisation des courbes de fatigue, la même pente est attribuée aux cinq catégories inférieures. Une autre particularité de cette norme est que la limite d'endurance pour un chargement d'amplitude constante est fixée à $1x10^7$ cycles au lieu de $5x10^6$ cycles comme la plupart des autres normes.

L'Eurocode 9 est basé sur un programme de recherche élaboré qui a été échelonné sur 10 ans. Des essais sur une grande variété de poutres et d'assemblages soudés ont été réalisés. Il y a dans cette norme 31 catégories de détails représentées par 27 courbes différentes. La limite d'endurance est définie à $2x10^6$ cycles si l'amplitude de contrainte constante est appliquée sur le matériau lisse, et à $5x10^6$ cycles pour les assemblages soudés ou boulonnés. Pour les structures soumises à un chargement d'amplitude variable, les courbes subissent un changement de pente au-delà de $5x10^6$ cycles et la

limite de fatigue est fixée à 10^8 cycles. Il est permis au concepteur d'appliquer un facteur d'amplification sur la résistance de l'assemblage si R est faible, soit R<0.5 pour le métal de base loin des assemblages, ou R<-0.25 pour les assemblages soudés ou boulonnés. Cependant, pour s'assurer de la sécurité de l'ouvrage, le facteur d'amplification ne peut être utilisé si l'état des contraintes résiduelles est inconnu, ou s'il s'agit d'une structure très complexe.

2.4 Revue des articles et autres ouvrages pertinents

Parmi les sources importantes d'informations, on doit mentionner le « Transportation Research Board » aux États-Unis qui a fait paraître de nombreuses publications sur les accessoires routiers. Les plus récentes publications sur le sujet sont les rapports 411 (Fouad et al., 1998) et 412 (Kaczinski et al., 1998) concernant les structures de signalisation aérienne en porte-à-faux. Le premier traite du calcul aux états limites et des chargements que subissent ces supports alors que le second se consacre à la fatigue et aux effets dynamiques. Cependant, ces documents portent sur l'étude du comportement des structures en acier et excluent complètement les supports de type portique. D'autres recherches ont été réalisées en Arizona sur des portiques mono-tubulaires (Martin et al., 1987) , dont l'utilisation est de plus en plus répandue malgré le fait qu'il existe peu de spécifications à leur sujet. Ces structures sont soumises aux même sollicitations que les portiques avec poutre triangulée, mais l'interaction avec l'écoulement de l'air y est moins complexe et, par conséquent, plus facile à évaluer.

Maurice L. Sharp, l'un des auteurs reconnus dans le domaine de l'aluminium, a écrit plusieurs articles sur le comportement des structures en aluminium, incluant les portiques de signalisation aérienne. Il a, entre autres, étudié en collaboration avec Lengel, l'effet des vibrations et des amortisseurs de type Stockbridge sur ces supports (Lengel et Sharp, 1969). Des recherches sur la fatigue dans les poutres triangulées ont également été menées en étudiant les contraintes résiduelles et les concentrations de contraintes (Sharp et Nordmark, 1977). Récemment, il a publié un ouvrage consacré au phénomène de la fatigue dans les structures d'aluminium (Sharp et al., 1996). Cet ouvrage présente une introduction aux diverses méthodes de conception concernant la fatigue, incluant la méthode du point critique et la mécanique des fractures. Les techniques pour déterminer le nombre de cycles de chargement et leur amplitude à partir de sollicitations aléatoires sont également traitées. Il y a de nombreux exemples d'application et des règles de bonne pratique propre à l'utilisation de l'aluminium. L'une des sections intéressantes du livre est l'étude comparative faite entre plusieurs normes et spécifications utilisées dans le monde. Elle démontre que la norme canadienne S157 est généralement la moins sévère de toutes en ce qui a trait à la conception en fatigue alors que la norme britannique BS-8118 est la plus exigeante.

La fatigue est maintenant un phénomène bien connu et de nombreuses études sur le sujet ont été réalisées à travers le monde. Les bases de la théorie de la fatigue sont expliquées dans plusieurs ouvrages et articles (Fisher et al., 1997), et la quantité de données expérimentales recueillies augmente d'année en année. Cependant, la majeure partie de

la recherche porte principalement sur les structures d'acier et les données concernant l'aluminium sont moins abondantes. Malgré tout, il existe de l'information sur la fatigue dans les poutres assemblées en aluminium, et les assemblages avec goussets (Voutaz et al., 1995), avec comme application les ponts provisoires et les dalles orthotropes des ponts haubanés ou suspendus. Malheureusement, il y a eu peu d'essais dont la durée de vie a dépassé les 2 millions de cycles, sauf sur des éprouvettes standardisées, et les courbes de conception sont donc extrapolées pour les durées de vie supérieures. De plus, le comportement à la fatigue sous charge à amplitude variable n'a été que très peu étudié. Pourtant, le peu de recherches fait dans ce sens, montre clairement que le comportement de l'aluminium soumis à un chargement spectral diffère beaucoup de celui de l'acier tel qu'il apparaît dans les normes les plus récentes (Eurocode 9, BS-8118).

Il y a peu de références qui traitent des assemblages de membrures tubulaires. Il en existe un certain nombre sur les structures d'acier, mais très peu sur les structures d'aluminium. En fait, toutes les techniques utilisées pour traiter les problèmes de fatigue en aluminium sont dérivées de recherches effectuées par les groupes de construction d'acier. Les profilés tubulaires sont abondamment utilisés sur les plates-formes de forage en haute mer, un type d'installation susceptible à la fatigue. Cependant, la plupart des normes de conception n'offrent pas de spécifications à leur sujet. Des techniques plus fiables et plus précises ont dû être développées et, en 1985, la sous-commission XV-E de *International Institute of Welding* (IIW) recommandait l'utilisation de la

méthode du point critique (Packer et Henderson, 1992). Cette méthode peut-être facilement appliquée aux profilés tubulaires d'aluminium, mais la banque de données expérimentales actuellement disponible est trop restreinte pour l'utiliser adéquatement.

2.5 Conclusion

En génie civil, on commence à peine à s'intéresser aux possibilités qu'offre l'aluminium comme matériau de construction. Les applications dans ce domaine augmentent progressivement mais son utilisation demeure tout de même restreinte à cause du manque de données. Cependant, on a vu une recrudescence de la recherche dans ce domaine avec l'apparition des nouvelles normes européennes. Celles-ci ont mis à jour plusieurs points intéressants qui étaient restés inexplorés jusqu'à présent à cause du fait que plusieurs croyaient que l'aluminium avait le même comportement que l'acier, plus particulièrement au sujet des structures soumises à un chargement cyclique d'amplitude variable. Au Canada, la dernière édition de la norme n'a pas encore été publiée. À la lumière des récents développements en recherche, il serait primordial de se doter le plus tôt possible de spécifications adéquates pour favoriser l'utilisation de ce matériau et pour assurer la fiabilité des structures d'aluminium.

CHAPITRE 3

MÉTHODES D'ESTIMATION DE LA DURÉE DE VIE EN FATIGUE

Plusieurs méthodes de conception existent pour évaluer la durée de vie d'une structure sujette à la fatigue. Elles requièrent toutes des informations similaires : l'identification des sites les plus sujets aux fissures de fatigue, la contrainte ou la déformation aux sites identifiés, le comportement du matériau et les conditions environnementales. Dans ce travail, deux procédures sont étudiées : l'utilisation de courbes S-N et la méthode du point critique.

3.1 Courbes S-N

L'utilisation de courbes S-N est la procédure de conception la plus largement répandue. C'est une technique éprouvée et il existe une large quantité de données disponibles. Elle est d'ailleurs utilisée dans toutes les normes de construction, aussi bien en acier qu'en aluminium.

3.1.1 Description

Les courbes S-N sont obtenues d'essais en laboratoire sur des joints ou des assemblages similaires à celui dont on veut déterminer la résistance. L'échantillon est généralement soumis à un chargement cyclique d'amplitude constante qui cause une variation de la contrainte nominale. La sollicitation est maintenue jusqu'à ce que le critère de rupture soit atteint : apparition de la fissure, rupture de la section. Le point ainsi obtenu est placé dans un graphique où l'ordonnée représente la variation de la contrainte, et l'abscisse est

le nombre de cycles jusqu'à la rupture. Cette opération doit être répétée sur plusieurs échantillons à des niveaux de contraintes différents. La courbe S-N est alors déterminée, statistiquement ou graphiquement, à partir des points recueillis de façon à obtenir un taux de survie acceptable pour l'assemblage étudié (Figure 3-1).

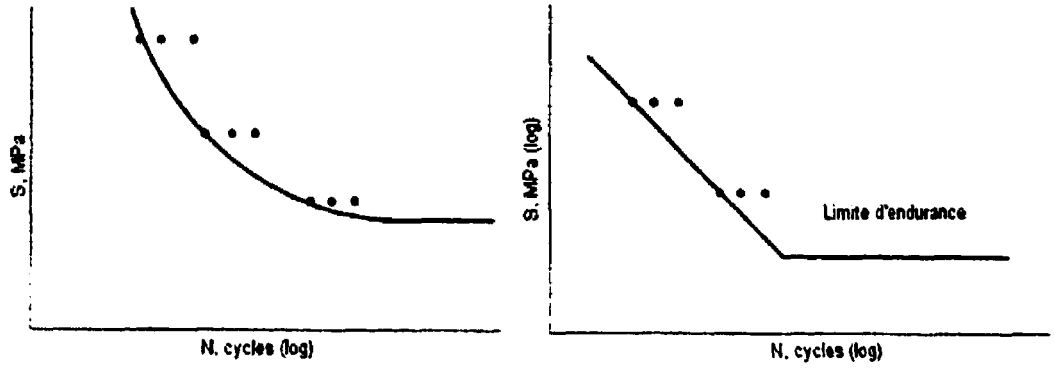


Figure 3-1 : Courbes S-N typiques

La représentation des courbes sur un graphique log-log prend l'apparence d'une droite et offre donc l'avantage de pouvoir être exprimée sous la forme de l'équation suivante :

$$S_r = A\,N^{-1/m} \qquad (3.1)$$

où S_r = Variation de la contrainte;

A = Constante qui définit l'ordonnée de la courbe S-N à 1 cycle;

N = Nombre de cycles à la rupture;

m = Pente de la courbe S-N;

Il est bon de noter que les courbes obtenues d'essais de fatigue à amplitude constante indiquent souvent la présence d'une limite d'endurance ou limite de fatigue. Un

assemblage qui n'est jamais sollicité à un niveau plus élevé que cette limite ne devrait pas développer de fissures.

3.1.2 Procédure de conception

La procédure d'évaluation de la durée de vie d'une structure est très simple avec cette méthode et elle se résume en 4 étapes.

1. Identifier les sites potentiels de formation de fissures dans la structure (pied de soudure, discontinuité géométrique, entailles, etc.).
2. Évaluer la variation de la contrainte nominale de traction à ces endroits en utilisant la théorie de la résistance des matériaux.
3. Identifier, pour chacun des sites, une courbe S-N établie pour un assemblage comparable à ce détail.
4. Déterminer le nombre de cycles que peut supporter chaque site pour la variation de contrainte établie précédemment. La rupture se produira au site pour lequel le nombre de cycles est le plus petit.

Le choix d'une courbe S-N appropriée au joint considéré repose sur le bon jugement de l'ingénieur. Dans le but de faciliter le travail du concepteur, les normes proposent plusieurs catégories d'assemblages avec des illustrations et des textes explicatifs. Ces catégories regroupent plusieurs types de joints dont les concentrations de contraintes locales sont très proches l'une de l'autre. Le principal problème de cette méthode survient lorsqu'aucune catégorie ne correspond au détail analysé. En effet, une nouvelle

courbe S-N doit être établie pour chaque nouvelle configuration d'assemblage créé. Ce processus peut s'avérer fort coûteux et demander beaucoup de temps. Pour éviter cela, les investigations se limitent généralement à vérifier si le nouveau détail peut résister au nombre de cycles prévu sur la structure à une amplitude de contrainte donnée.

Il arrive fréquemment qu'une structure soit soumise à plusieurs niveaux de contraintes superposés, appelé chargement spectral. L'utilisation d'une règle d'accumulation des dommages est requise pour traiter cette situation. La règle de Miner est la méthode la plus utilisée et est recommandée dans la plupart des normes. Il s'agit d'une règle d'accumulation des dommages linéaire selon laquelle la rupture survient lorsque l'inéquation suivante n'est plus respectée.

$$\sum \frac{n_i}{N_i} < 1 \qquad (3.2)$$

où n_i = Nombre de cycles effectués pour la variation de contrainte i

N_i = Nombre de cycles à la rupture lorsque la variation de contrainte i agit seule

Dans les structures d'acier, les cycles d'amplitude inférieure à la limite d'endurance sont négligés. Cependant, des études récentes faites sur l'aluminium montrent que quelques cycles au-dessus de cette limite suffisent à provoquer l'accumulation des dommages dans les régimes à basse amplitude de contraintes. C'est pourquoi plusieurs

normes récentes éliminent la limite d'endurance pour les chargements spectraux et prolongent la pente de la courbe S-N au-delà de $5x10^6$ cycles.

En matière de fatigue, l'effet d'échelle n'est pas à négliger. En effet, plus la taille de l'assemblage augmente, plus la probabilité d'avoir un défaut à un endroit critique augmente. Malheureusement, la plupart des données disponibles proviennent d'essais sur des spécimens à échelle réduite. Pour corriger la situation, certaines normes, comme l'Eurocode 9 et la S157-92, imposent un coefficient de réduction sur le nombre de cycles que peut supporter un assemblage si les membrures dépassent une certaine épaisseur.

3.1.3 Philosophies de conception

Les problèmes reliés à la fatigue peuvent être traités selon plusieurs philosophies. Les structures de signalisation aérienne sont généralement conçues suivant l'approche de la vie infinie (*infinite-life design*). En fait, cette approche est plus appropriée aux structures qui doivent subir des millions de cycles d'amplitude constante dans un environnement non corrosif. Il est fait mention dans les paragraphes précédents de l'existence d'une limite d'endurance en dessous de laquelle aucune rupture ne survient. Il suffit donc de dimensionner les membrures pour que la variation de contrainte maximale appliquée soit inférieure à la limite de fatigue. Ainsi, la limite d'endurance et les valeurs des contraintes minimale et maximale que subira l'assemblage sont les seules données nécessaires, et la courbe S-N complète n'est donc pas requise. Cependant, il arrive

parfois que les membrures obtenues de cette façon s'avèrent plus volumineuses que les échantillons utilisés pour déterminer la limite de fatigue.

Une autre approche consiste à estimer la durée de vie nécessaire à une structure. En effet, la plupart des pièces d'une structure seront soumises à un nombre limité de cycles durant leur vie. D'ailleurs, le remplacement ou la mise hors service de certaines structures est déjà planifié au moment de leur achat ou de leur installation. Les concevoir pour une durée de vie infinie serait coûteux et inutile. C'est pourquoi on choisit préférablement l'approche de la vie sécuritaire (*safe-life design)*. L'efficacité de cette approche repose sur l'estimation de la charge et du nombre de cycles que va subir la structure au cours de sa vie. Les membrures sont dimensionnées de telle sorte que la variation de contrainte engendrée provoque la rupture à un nombre de cycle égal ou supérieur au nombre de cycles estimé. Une courbe S-N complète est donc requise.

3.1.4 Synthèse

L'utilisation des courbes S-N rend très simple le processus de prévision de la durée de vie d'une structure. Cependant, l'ingénieur doit faire preuve de jugement au moment de choisir une catégorie de détail appropriée. S'il n'existe aucune correspondance entre les données disponibles et l'assemblage considéré, on doit se tourner vers des essais en laboratoire qui peuvent s'avérer coûteux, ou faire appel à une autre méthode de calcul plus raffinée.

Actuellement, les structures de signalisation aérienne sont conçues en faisant l'hypothèse que tous les cycles qu'elles subissent sont inférieurs à la limite d'endurance. Cependant, il arrive parfois que certains cycles la dépassent, rendant alors l'endommagement causé par les cycles de faible amplitude non négligeable. Ce phénomène qui n'a été identifié que tout récemment, a conduit à des modifications dans les normes européennes et devrait avoir des répercussions dans la prochaine édition de la norme canadienne.

3.2 Méthode du point critique

La méthode du point critique, aussi appelée méthode du point chaud ou « *hot spot stress method* », est une variante de la traditionnelle application des courbes S-N. Elle a été développée pour étudier la fatigue dans les assemblages de membrures tubulaires soudées des plates-formes de forages. Cependant, cette technique n'a pas encore été utilisée dans la conception d'assemblages en aluminium, mais certaines normes comme l'Eurocode 9 commencent à l'intégrer dans la pratique.

3.2.1 Description

3.2.1.1 Définitions

Un point critique est un endroit situé à une discontinuité, généralement le pied d'une soudure, où la fissuration en fatigue est le plus susceptible de s'initier. La contrainte au point critique ($\sigma_{h.s.}$), aussi appelée contrainte géométrique, est la contrainte extrapolée à cet endroit qui prend en compte seulement les effets de la géométrie globale du joint

(Figure 3-2). Les perturbations locales provoquées par la présence de la soudure elle-même ne doivent pas être considérées. La base de la méthode repose sur le fait que les résultats d'essais de fatigue effectués sur plusieurs types de joints soudés, formés de membrures tubulaires, s'approchent tous de la même courbe S-N si la contrainte au point critique est utilisée comme référence au lieu de la contrainte nominale. Ainsi, l'ambiguïté concernant le choix de la courbe S-N n'existe plus puisque les seules données requises pour l'application de cette méthode sont la courbe S-N unique et la variation de contrainte au point critique.

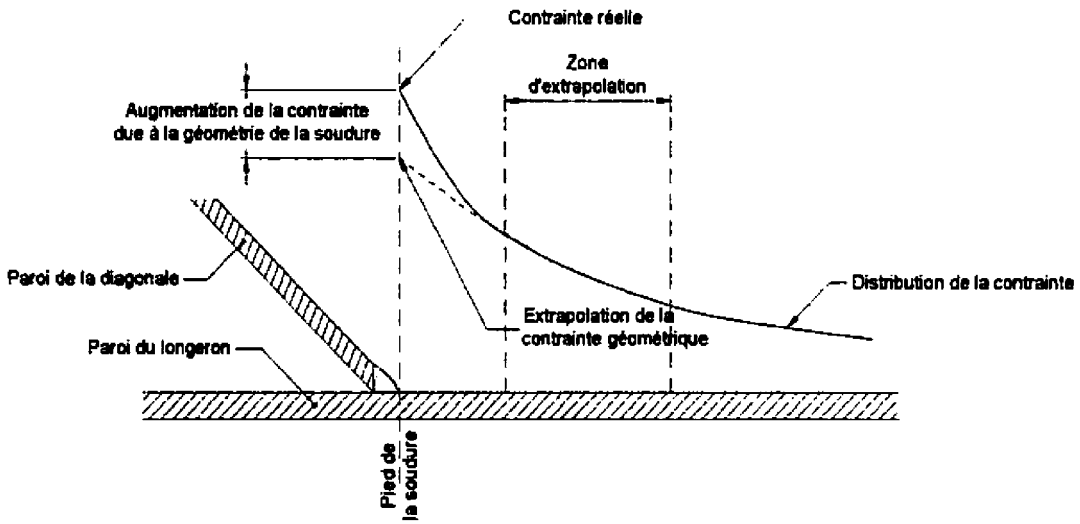


Figure 3-2 : Contrainte au point critique

Avec la méthode conventionnelle, tous les facteurs qui contribuent à augmenter la contrainte au site d'initiation de la fissure sont implicitement pris en compte dans la courbe S-N du joint étudié. C'est de là que vient la grande simplicité de l'utilisation de ces courbes, mais c'est également pour cette raison que les courbes ne peuvent être utilisées que pour un type d'assemblage donné. Avec la méthode du point critique, on

vient séparer la contribution de chacun des effets. Ainsi, les propriétés en fatigue du matériau affecté thermiquement, et la présence des défauts créés au moment de souder les pièces, sont pris en charge dans la courbe S-N unique. D'un autre côté, les concentrations de contrainte causées par les discontinuités géométriques (trous, entailles, raidisseurs, etc.) sont incluses dans la valeur de la variation de contrainte utilisée pour déterminer la durée de vie.

Comme la contrainte maximale à la discontinuité dépend de ce qui se produit dans le reste de la structure, il est possible de relier la contrainte nominale à la contrainte au point critique par le facteur de concentration de contrainte (FCC).

$$FCC = \frac{\sigma_{h.s.}}{\sigma_{nom}} \qquad (3.3)$$

où FCC = Facteur de concentration de contrainte;

$\sigma_{h.s.}$= Contrainte au point critique;

σ_{nom}= Contrainte nominale;

Les moyens pour obtenir le facteur de concentration de contrainte d'un assemblage soudé, ainsi que les méthodes d'extrapolation de la contrainte au point critique sont discutés plus loin dans ce chapitre.

3.2.1.2 Choix de la courbe S-N

L'utilisation du point critique requiert donc une seule courbe S-N désignée $S_{h.s.}$-N. En Amérique du Nord, il n'y a pas eu de recherches pour établir cette courbe pour l'aluminium. Les conclusions d'une étude réalisée par Sharp et al. (1996) suggèrent d'utiliser la catégorie B du guide de *The Aluminum Association* (1994) des États-Unis. La catégorie B inclut les soudures longitudinales à rainure. Ce type de soudure n'a pas de caractéristiques géométriques qui doivent être prises en compte dans une analyse. De plus, il renferme des contraintes résiduelles de traction élevées et tous les autres défauts qui peuvent être engendrés lors du soudage, incluant la ZAT. Dans son étude, Sharp s'est servi d'analyses par éléments finis pour obtenir la contrainte au point critique pour une variété de spécimens testés expérimentalement. Il en conclut que la catégorie B procure une estimation raisonnable de la résistance pour un critère de probabilité de survie de 97.5% avec un intervalle de confiance de 95%.

Le facteur de concentration de contrainte a été défini précédemment comme étant le rapport de la contrainte géométrique sur la contrainte nominale. Si on suppose que la courbe B est celle de référence pour la méthode du point critique, il pourrait alors être très facile d'établir le FCC pour les autres catégories de détail définies dans la norme en divisant la contrainte à la limite d'endurance de la catégorie B par la contrainte à la limite d'endurance de la catégorie désirée. Cependant, comme les courbes S-N ne sont pas nécessairement toutes parallèles, ça implique que le FCC varie en fonction du nombre de cycle N. La Figure 3-3 montre une estimation proposée par Sharp de la

variation du FCC en fonction du nombre de cycles pour les autres catégories de détails. Lors de la conception d'une structure, on peut déterminer le FCC en utilisant ce graphique dans un processus itératif afin d'obtenir une meilleure estimation de la durée de vie.

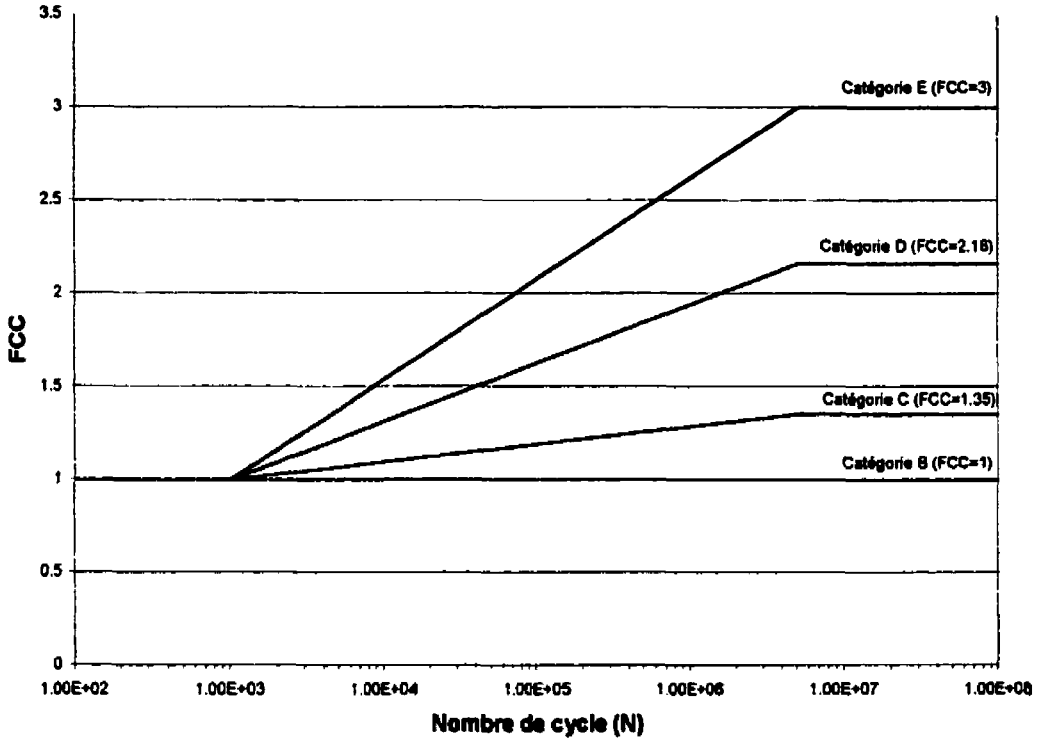


Figure 3-3 : Variation du FCC en fonction du nombre de cycles

L'Eurocode 9 a intégré, dans sa dernière édition, certaines directives quant à l'utilisation de la méthode du point critique pour les assemblages d'aluminium. Un peu à l'image des courbes proposées par le comité du *International Institute of Welding* pour l'utilisation du point critique dans l'acier (Packer et Henderson, 1992), l'Eurocode propose un ensemble de six courbes choisies selon l'épaisseur de la membrure soumise

à la fatigue. C'est une façon de prendre en compte la diminution de la résistance due à l'effet d'échelle. Les courbes $S_{h.s.}$-N sont illustrées à la Figure 3-4. Il n'y a pas de correction à apporter sur le FCC en utilisant les courbes de l'Eurocode.

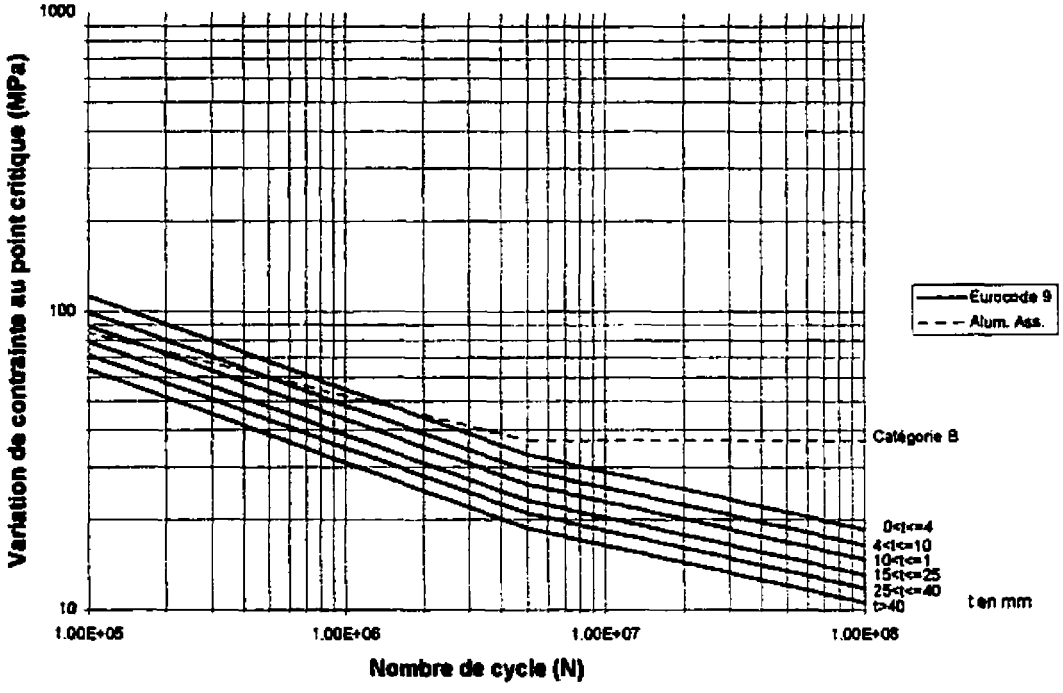


Figure 3-4 : Courbe $S_{h.s.}$-N

3.2.1.3 Extrapolation de la contrainte au point critique

L'obtention de la valeur de la contrainte au point critique est la pierre angulaire de toute la méthode. Elle peut être déterminée par des analyses d'éléments finis, par des essais expérimentaux, ou par des formules paramétriques. Cependant, il n'existe aucune procédure précise pour l'obtenir, et plusieurs recherches sont en cours sur le sujet. En 1985, le comité de l'IIW a donné les premières recommandations pour une méthode

d'extrapolation linéaire de la contrainte au point critique. Des recherches subséquentes ont démontré que, dans certains cas, le gradient de variation de la contrainte n'était pas toujours linéaire (Puthli et al., 1988) et que, par conséquent, il n'y a plus de méthode privilégiée. De plus, il n'y a pas de consensus à savoir si se sont les contraintes principales ou les contraintes normales au cordon de soudure qui doivent être utilisées. Cependant, celles-ci ont tendance à se superposer à courte distance de la soudure et il est généralement plus facile d'utiliser les contraintes normales avec les mesures expérimentales, et les contraintes principales avec les analyses numériques. Les données expérimentales utilisées pour établir la contrainte géométrique, doivent être mesurées dans le domaine élastique du matériau. Des essais cycliques ne sont pas requis, un essai statique est suffisant pour obtenir le FCC du détail étudié.

Le paramètre le plus sensible pour établir la contrainte géométrique est la zone sur laquelle l'extrapolation est effectuée. En effet, si les données recueillies sont trop éloignées de l'assemblage, elles risquent d'être en dehors de sa zone d'influence alors que si elles sont trop proches, les données peuvent être affectées par la présence de la soudure. Les régions d'extrapolation recommandées par l'ECSC Working Group III (Back et Vaessen, 1981) pour une extrapolation de type linéaire dans les assemblages tubulaires ronds, sont présentées dans le Tableau 3.1. La distance l_{min} représente l'endroit où la zone d'extrapolation débute, mesurée à partir du pied de la soudure, et l_{max} représente la distance à laquelle la zone prend fin. Les paramètres r_0 et t_0 sont respectivement le rayon et l'épaisseur du longeron, et r_1 et t_1 sont ceux de la diagonale.

Tableau 3.1 : Zone d'extrapolation ECSC WG III

	Longeron		Diagonale
Localisation	couronne	selle	
l_{min}	$0.4\ t_0 \geq 4mm$		$0.4\ t_0 \geq 4mm$
l_{max}	$0.4\ (r_1 * t_1 * r_0 * t_0)^{1/4}$	5°	$0.65\ (r_1 * t_1)^{1/4}$

Malheureusement, lorsque les pièces assemblées sont de petite dimension, soit t < 10 mm, l_{min} est toujours de 4 mm. La distance l_{max} étant toujours mesurée à partir du pied de la soudure, l'étendue de la zone peut alors devenir très petite et il est donc difficile d'obtenir suffisament de données. Des recherches subséquantes (van Wingerde,1992; Puthli et al., 1988) ont préféré une autre approche pour contourner ce problème. En effet, la distance l_{min} est toujours fixée à $0.4\ t \geq 4mm$, mais la distance l_{max} est mesurée à partir de l_{min}. Ainsi pour une extrapolation de type linéaire, l_{max} est fixé à 0.6 t au-delà de l_{min} et à 1.0 t pour une extrapolation quadratique tel qu'illustré sur la Figure 3-5. Ce sont ces dernières définitions qui sont utilisées dans ce travail.

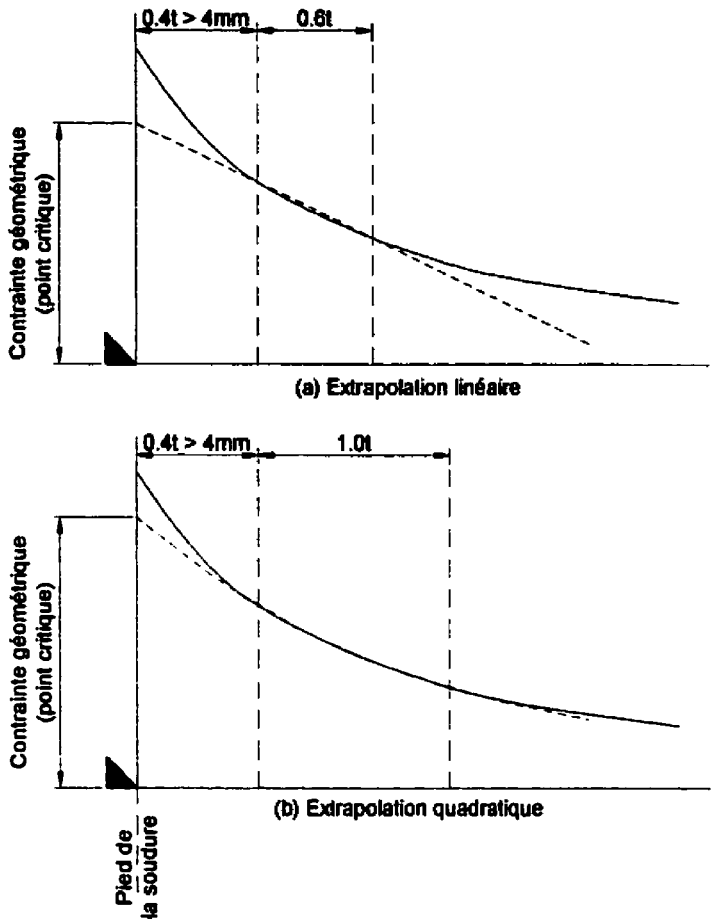


Figure 3-5 : Zone d'extrapolation de la contrainte au point critique

3.2.1.4 Comparaison des méthodes d'extrapolation

Dans ce travail, nous avons comparé cinq procédures d'extrapolation différentes inspirées des travaux de recherche de van Wingerde et de Puthli. Les deux premières consistent simplement à faire passer une courbe de tendance, soit une régression linaire ou une courbe quadratique, par l'ensemble des données expérimentales incluses dans la zone d'extrapolation. Pour les deux autres procédures, on doit d'abord faire passer une courbe par tous les points disponibles en dehors et à l'intérieur de la zone

d'extrapolation. Ainsi, la troisième procédure consiste à faire passer une droite par les points le long de cette courbe situés à l_{min} et à l_{max}, et à extrapoler la valeur au pied de la soudure. Pour la quatrième, on fait passer une courbe de tendance quadratique par les points expérimentaux inclus à l'intérieur de la zone d'extrapolation ainsi que les points situés à l_{min} et à l_{max}. Pour la dernière méthode, la zone d'extrapolation est ignorée. On applique plutôt le principe de Saint-Venant qui suggère qu'un changement de géométrie a de l'influence sur une distance égale à sa dimension. Ainsi, les points expérimentaux situés à une distance inférieure à la longueur de la gorge efficace de la soudure sont exclus et une courbe parabolique est passée par l'ensemble de toutes les autres données disponibles.

3.2.1.5 Utilisation des éléments finis

Il est également possible d'obtenir la contrainte au point critique par l'intermédiaire d'analyses par éléments finis. Cette façon de procéder implique généralement un travail en deux phases. Premièrement un modèle complet de la structure est réalisé en utilisant des éléments de poutre afin de déterminer les efforts internes dans les membrures. Deuxièmement, un modèle détaillé de l'assemblage est conçu en utilisant des éléments finis sur lequel on applique les efforts établis dans le modèle précédent. La plupart des résultats de recherches suggèrent d'utiliser des éléments de solide à 20 nœuds et de modéliser la géométrie de la soudure. La contrainte au point critique peut alors être déterminée en utilisant les méthodes d'extrapolation décrites précédemment. De son côté, l'Eurocode 9 suggère d'utiliser la contrainte à l'intersection des parois si les effets

de la soudure ne sont pas modélisés. Ceci pourrait être applicable dans le cas ou des éléments de plaque et coque sont utilisés.

3.2.1.6 Utilisation des formules paramétriques

Des recherches dans les assemblages en acier ont conduit à l'élaboration de formules paramétriques afin de déterminer les facteurs de concentration de contraintes et la contrainte au point critique. De telles formules peuvent se retrouver dans plusieurs ouvrages comme Packer et Henderson (1992). On retrouve des solutions pour plusieurs types de joints qui dépendent de plusieurs paramètres géométriques comme le diamètre des membrures, l'épaisseur des parois et les angles d'intersection. Cependant, chacune d'elles est limitée à un certain domaine de validité. Malheureusement, il n'y a eu aucun développement en cette matière pour les structures d'aluminium mais, en théorie, puisque la contrainte au point critique dépend essentiellement de phénomènes géométriques, le type de matériau utilisé ne devrait pas avoir d'influence. Donc, il pourrait être possible d'utiliser ces formules pour les assemblages d'aluminium mais des recherches expérimentales doivent d'abord être faites pour confirmer cette hypothèse.

3.2.2 Procédure de conception

La procédure de conception utilisant la méthode du point critique est très similaire à la procédure conventionnelle, et elle se résume également en quatre étapes.

1. Identifier les sites potentiels de formation de fissures dans la structure (pied de soudure, discontinuité géométrique, entailles, etc.);

2. Évaluer la variation des efforts dans la structure par une analyse linéaire élastique suivant la théorie des poutres.
3. Déterminer la variation de contrainte au point critique à l'aide d'analyses par éléments finis, par une formule paramétrique ou une méthode expérimentale.
4. Déterminer le nombre de cycles que peut supporter chaque site pour la variation de contrainte établie précédemment. La rupture se produira au site pour lequel le nombre de cycles est le plus petit.

Si la courbe $S_{h.s.}$-N proposée par Sharp est utilisée, il est possible d'itérer en répétant les étapes 3 et 4 en corrigeant le FCC afin d'obtenir une meilleure estimation. La règle de Miner s'applique également dans le cas d'un chargement à amplitude variable et tous les principes de conception décrits pour l'utilisation des courbes S-N demeurent valides.

3.2.3 Synthèse

Avec la méthode du point critique, le concepteur n'a pas besoin de sélectionner la courbe S-N à utiliser pour un détail particulier puisque tous les paramètres sont déjà inclus dans le facteur de concentration de contrainte. De plus, cette méthode peut s'appliquer à des joints beaucoup plus complexes que ceux proposés par les catégories de détail prédéfinis. Cependant, il manque encore beaucoup de directives précises au sujet de l'extrapolation et de l'obtention de la variation de contrainte au point critique. Cette méthode requiert tout de même des essais statiques en laboratoire ou des analyses par éléments finis si les formule paramétrique n'ont pas été définies auparavant. Elle est

toutefois moins coûteuse que la méthode traditionnelle car un seul essai statique est requis. L'utilisation d'analyses par éléments finis rend possible l'étude d'éléments de dimension excessive pour les essais en laboratoire.

3.3 Conclusion

La méthode conventionnelle des courbes S-N est une méthode simple, fiable et facile d'utilisation. Elle ne requiert pas de calculs raffinés, mais peut parfois causer une certaine ambiguïté quant au choix de la catégorie de détail appropriée. Il est également difficile de l'adapter aux joints à géométrie complexe. La méthode du point critique est beaucoup plus générale. Elle ne requiert qu'une seule courbe pour tous les types de joints. Cependant, des essais statiques ou des analyses complexes sont souvent exigés et il manque encore de directives précises pour son utilisation. Mais, avec l'avancement de la recherche, des formules paramétriques pour déterminer les FCC seront développées dans le but de simplifier la tâche des concepteurs. Malheureusement, toutes les études sont principalement concentrées dans le domaine de l'acier. Cette méthode a beaucoup de potentiel, et le domaine de l'aluminium gagnerait certainement à mettre les efforts requis pour mieux l'adapter à ses besoins.

CHAPITRE 4

ÉVALUATION DES EFFETS DES SOLLICITATIONS DUES AU VENT

L'écoulement d'un fluide autour d'un cylindre est un phénomène bien connu de la mécanique des fluides. Cependant, les choses se compliquent lorsque vient le temps d'étudier l'écoulement autour d'un groupe de cylindres comme c'est le cas pour une poutre triangulée.

4.1 Les rafales

Les rafales de vent proviennent de la variabilité de la vitesse et de la direction de l'écoulement de l'air. Les turbulences inhérentes au vent font varier la composante de vitesse sur une large gamme de fréquences. Ces fluctuations induisent une variation dans la distribution de la pression sur les membrures et peuvent ensuite engendrer des vibrations dans la structure. La réponse structurale s'effectue dans la même direction que l'écoulement du vent. De plus, contrairement aux phénomènes aéroélastiques (tourbillons alternés, galop), l'interaction entre la structure et l'application de la charge est négligeable.

La méthode du coefficient de rafale est généralement utilisée pour tenir compte de ce phénomène dans le calcul à l'état limite ultime. Le coefficient de rafale (C_g) est un coefficient qui tien compte de trois phénomènes, soit, la variation dans le temps de la vitesse du vent, les effets des turbulences et de la réponse dynamique de la structure.

Cette méthode est très efficace pour établir la résistance ultime des supports de signalisation aérienne. À notre connaissance, aucune rupture rapportée n'a été causée par une surcharge de vent due aux rafales. Cependant, le coefficient de rafale ne peut être appliqué au calcul de la résistance en fatigue puisque la durée de vie dépend des conditions de service et non de la charge ultime.

Le Transportation Research Board aux États-Unis a effectué récemment plusieurs études spectrales et en tunnel à vent sur des structures en porte-à-faux afin de déterminer leur comportement (Kaczinski et al., 1998). En se basant sur les réponses structurales obtenues, ils ont établi plusieurs chargements équivalents pour déterminer l'amplitude des contraintes dans ce type de structure. Malheureusement, les porte-à-faux n'ont pas le même comportement dynamique que les portiques et les résultats ne sont pas directement transposables. À notre connaissance, il n'existe pas, pour l'instant, de méthodes pour déterminer les effets des rafales à l'état limite de fatigue dans un portique de signalisation aérienne. Il est cependant bien établi que l'augmentation de l'amortissement et de la rigidité contribue à en diminuer les effets.

4.2 Tourbillons alternés

L'écoulement de l'air autour d'un objet crée des turbulences dans son sillage qui alternent d'un côté de l'objet à l'autre. Le patron d'écoulement ainsi créé est souvent appelé *von Karman vortex street* (Figure 4-1). Dans la conception des structures de signalisation composées de membrures cylindriques et prismatiques, les effets

dynamiques causés par les tourbillons alternés doivent être considérés à l'état limite de fatigue.

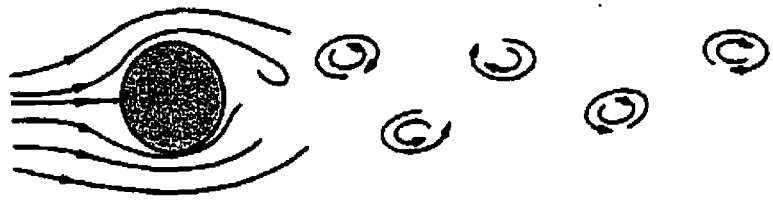


Figure 4-1 : Représentation des tourbillons alternés autour d'un corps cylindrique

Ce phénomène est le deuxième plus important mécanisme, après les rafales, qui cause des oscillations induites par le vent. Les tourbillons produisent des forces dans le sillage derrière la membrure qui agissent perpendiculairement à la direction du vent. La fréquence d'alternance dépend donc de la forme et de la dimension de la membrure, de la vitesse d'écoulement du fluide et, à un degré moindre, de la rugosité de la surface et du régime de l'écoulement. La fréquence dominante d'alternance des tourbillons est donnée par l'équation suivante :

$$n_e = S\frac{V}{D} \qquad (4.1)$$

où n_e = Fréquence d'alternance;

S = Nombre de Strouhal;

V = Vitesse du vent;

D = La largeur frontale d'une membrure.

Le nombre de Strouhal est un paramètre adimensionnel qui caractérise à la fois la forme de l'objet et la façon dont le fluide circule autour de lui. Pour une membrure de section rectangulaire, S est presque indépendant du nombre de Reynolds qui est un paramètre qui caractérise le degré de turbulence dans le fluide. Pour les membrures cylindriques, ce paramètre varie selon le cas où l'écoulement est laminaire, transitoire ou turbulent. Le Tableau 4.1 présente les valeurs de S retenues par la norme des ponts de l'Ontario (OHBDC, 1993).

Tableau 4.1 : Tableau A2-2.4.2 de la norme OHBDC (1993)

	S	C_S
Section circulaire:		
Écoulement laminaire $R_e < 3x10^5$	0.18	0.71
Écoulement turbulent $R_e > 3x10^5$	0.25	0.28
Section carrée:	0.11	0.85
Section prismatique à faces multiples:	0.15	0.85
Nombre de Reynolds: $R_e = \frac{VD}{1.5} \times 10^6$		

Le patron d'alternance des tourbillons de chaque côté d'une membrure cylindrique est très près d'un comportement harmonique lorsque l'écoulement est en régime laminaire ($R_e < 3x10^5$). Cependant, dans le domaine turbulent ($R_e > 3x10^5$), il tend à devenir beaucoup plus irrégulier à moins que les mouvements de la structure soient suffisamment grands pour influencer l'écoulement. En effet, lorsque la structure subit de grands déplacements, elle oblige les tourbillons à se former en phase avec ses oscillations. Ce phénomène est appelé *« Locking-in »*. Il devient particulièrement

important lorsque la fréquence d'alternance approche l'une des fréquences naturelles de la structure.

4.3 Réponse structurale aux tourbillons alternés

L'Annexe 2 de la norme OHBDC (1993) propose certaines directives permettant d'évaluer les effets des tourbillons alternés sur une structure. La force de succion induite doit être traitée comme une excitation sinusoïdale décrite par l'équation suivante :

$$F_S(x,t) = (1/2)\,\rho\,V^2\,C_S\,D(x)\sin(2\pi n_e t) \qquad (4.2)$$

où F_S = Force induite par unité de longueur

ρ = Masse volumique de l'air (1.29 kg/m^3);

C_s = Coefficient de la force de soulèvement;

x = Position le long de la structure ou membrure;

t = Temps.

Le développement de cette équation se retrouve dans plusieurs ouvrages de référence dont Davenport et al. (1996). La réponse de la structure est déterminée en régime permanent à partir d'une analyse dynamique dans le temps. De plus, pour prendre en compte l'interaction du fluide avec la structure, la force doit être appliquée dans la direction du mouvement. La norme OHBDC suggère d'utiliser un amortissement de 0.75 % pour tous les modes sur les structures d'acier et d'aluminium. La résonance se produit lorsque la fréquence d'alternance des tourbillons coïncide avec l'une des fréquences naturelles de la structure. La réponse de la structure doit donc être évaluée

pour tous les modes de vibrations qui peuvent être excités par des vents dont la vitesse est inférieure à celle du vent de référence pour la période de retour de conception. En d'autres termes, le comportement de la structure doit être vérifié pour:

$$n_e = n_i \quad \forall n_i < 1.24(S/D)\sqrt{qC_e} \tag{4.3}$$

où n_i = Fréquence du $i^{ème}$ mode de vibration de la structure;

q = Pression de référence du vent pour la période de retour de conception;

C_e = Coefficient d'exposition.

L'évaluation de la réponse structurale est relativement simple lorsqu'il s'agit de portiques mono-tubulaires ou de structures en porte-à-faux comme les cheminées ou les lampadaires. Il existe même un certain nombre de solutions analytiques pour les résoudre (OHBDC). Les choses sont plus compliquées lorsqu'il s'agit de portiques en treillis. Ceux-ci sont formés de membrures de diamètres différents et il y a un effet de masque qui entre en ligne de compte. Une étude menée par Sharp et al. (1969) suggère d'appliquer la sollicitation uniquement sur les 4 longerons et de négliger l'apport des diagonales dans la sollicitation. Des essais sur une structure réelle confirment que cette hypothèse surestime légèrement la quantité d'énergie transmise à la structure. Il s'agit donc d'une hypothèse conservatrice. Cependant, la structure étudiée par Sharp avait une configuration de treillis différente de celles utilisées par le MTQ.

4.4 Exemple d'application

Cette méthode est appliquée à un portique de signalisation aérienne typique afin d'obtenir un aperçu des contraintes induites dans la structure.

4.4.1 Géométrie

Les détails de la structure étudiée sont présentés dans la Figure 4-2.

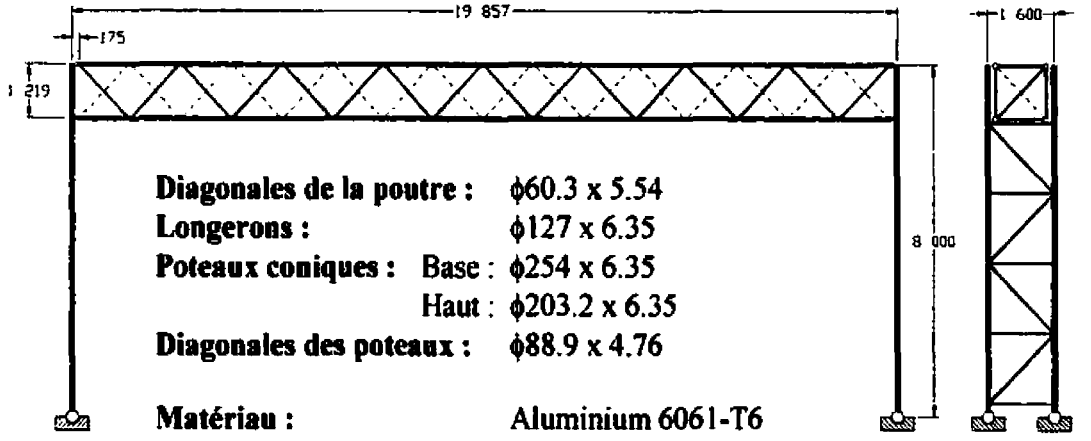


Figure 4-2 : Portique de type B'

Le modèle du portique est réalisé en trois dimensions. Il est constitué d'éléments de poutre reliés par des assemblages rigides. La poutre triangulée est modélisée en incluant une excentricité de 0.25 D (31.75 mm) à tous les joints. La distance maximale permise entre l'axe d'un support vertical et le premier nœud de triangulation à l'extrémité de la poutre triangulée est de 175 mm et elle est incluse dans l'analyse. Le lien entre la poutre et les poteaux est effectué en imposant à chaque nœuds aux extrémités des longerons le même déplacement dans toutes les directions que le nœud qui se trouve vis-à-vis sur le poteau. Les rotations sont laissées libres à l'extrémité des longerons.

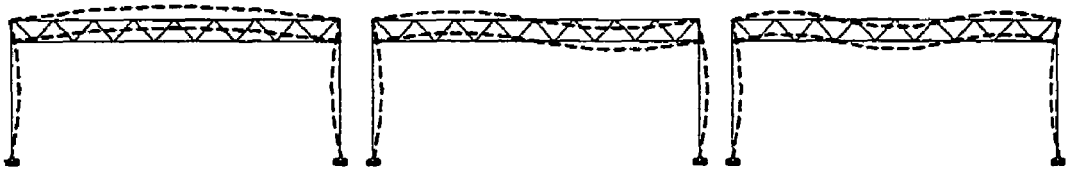
4.4.2 Modes de vibration

Une analyse dynamique est réalisée pour déterminer les propriétés de la structure. Seuls les modes de vibration verticaux de la poutre sont retenus puisque la force appliquée agit perpendiculairement à la direction du vent. Si le portique est situé dans la région de Montréal, la pression de vent de référence pour une période de retour de 50 ans est de 400 Pa (CNBC, 1995). Selon l'équation 4.3, les modes dont la fréquence est inférieure à 48.8 Hz doivent être considérés. Les valeurs de S et de C_S sont tirées du tableau A2-2.4.2 de la norme OHBDC (1993).

Le Tableau 4.2 contient les valeurs des fréquences des 3 premiers modes verticaux de la poutre triangulée, la vitesse du vent associée à cette fréquence ainsi que l'amplitude de la force par unité de longueur exercée sur chaque longeron évaluée selon l'équation 4.2. Les déformées des modes considérés sont illustrées sur la Figure 4-3.

Tableau 4.2 : Propriétés dynamiques de la structure

	n_i (Hz)	V (m/s)	F_S (N/m)
Mode 1	8.68	4.409	0.4459
Mode 2	26.53	13.475	4.1645
Mode 3	40.49	20.567	9.7017



MODE 1 MODE 2 MODE 3

Figure 4-3 : Modes de vibration vertical d'une poutre triangulée

4.4.3 Réponse de la structure

La réponse en régime permanent de la structure est déterminée en utilisant une méthode d'intégration dans le temps. Comme il a été mentionné précédemment, la force doit être appliquée dans la direction du mouvement. Trois cas de chargement sont donc définis pour solliciter chacun des modes et, pour chacun d'eux, une série d'analyses est réalisée en faisant varier la vitesse du vent. Le graphique de la Figure 4-4 présente les résultats obtenus. La variation de contrainte dans la diagonale en traction située à l'extrémité de la poutre est utilisée comme point de référence et est présentée en ordonnée du graphique. Le calcul de la contrainte inclut également les effets de flexion dans la diagonale. L'abscisse représente la vitesse du vent en km/h. Le premier mode est excité lorsque le vent souffle à environ 15 km/h. La variation de contrainte estimée n'est pas très élevée (3.81 MPa) mais les vents de cette vitesse sont très fréquents. De plus, la structure vibre à une fréquence de 8,7 Hz, ce qui veut dire qu'elle peut accumuler jusqu'à 750,000 cycles par jour.

Il est important de souligner que la force appliquée est proportionnelle au carré de la vitesse du vent. C'est pourquoi il y a une augmentation de la variation de la contrainte lorsque les modes supérieurs sont sollicités. Bien qu'ils soient moins susceptibles d'être excités, ces modes peuvent causer beaucoup de dommage en très peu de temps compte tenu des très hautes fréquences de sollicitations et des contraintes élevées. Le même exercice de calcul a été effectué pour un portique de type C de 25 m de portée. Les résultats obtenus sont très similaires avec une légère différence dans les modes supérieurs.

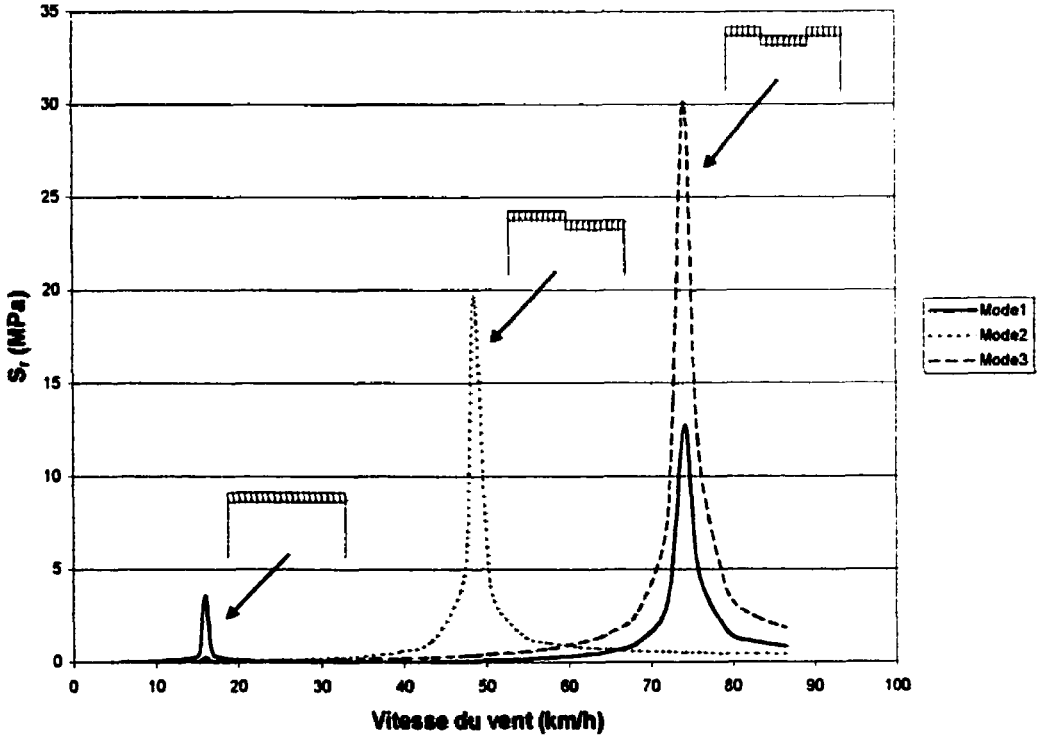


Figure 4-4 : Réponse de la structure en fonction de la vitesse du vent

4.5 Limitations de la méthode

Les équations décrites précédemment permettent seulement d'avoir une estimation de ce qui se passe dans la structure. La réponse est évaluée en supposant une vitesse de vent constante. Or, il peut se produire des pointes de vitesse qui vont engendrer quelques cycles d'amplitude supérieure aux autres. De plus, cette méthode ne s'applique qu'aux portiques dont le rapport de la longueur de panneaux installés sur la longueur totale de la poutre est petit. En effet, les structures munies de panneaux sont moins sensibles aux excitations dues aux tourbillons alternés. Ceci peut-être expliqué par plusieurs facteurs. Le panneau contribue à augmenter la masse du système et, donc, à faire diminuer la fréquence naturelle et l'amplitude de la force appliquée. Les ancrages du panneau permettent également de dissiper une certaine quantité d'énergie et à augmenter l'amortissement. Finalement, le panneau vient perturber l'écoulement de l'air et brise les tourbillons qui se forment sur les longerons à l'endroit où il est accroché.

4.6 Remarques générales

Cette étude permet donc de constater que si rien n'est fait, la structure peut consommer la majeure partie de sa vie utile en fatigue avant la mise en place des panneaux. Pour prévenir l'accumulation des dommages, les poutres triangulées peuvent être munies d'amortisseurs pour diminuer l'amplitude des oscillations. Les inspecteurs du MTQ (Vallières, M., 2000) ont en effet observé que certains portiques qui n'avaient pas d'amortisseurs ni de panneaux présentaient des signes sérieux de détériorations après

seulement 3 à 4 jours d'exposition. Ce délai est repoussé à environs 3 à 4 semaines si un amortisseur standard de type « Stockbridge » est utilisé.

Il existe également d'autres sources de sollicitations qui peuvent contribuer à la détérioration de ces structures. La manipulation des poutres et leur transport par camion jusqu'au chantier peuvent être très dommageables si elles ne sont pas convenablement supportées. De plus, bien que l'installation de panneaux améliore beaucoup la situation, leur présence peut menée à d'autres types de problèmes qui sont encore mal connus. Entre autres, les effets du passage des véhicules lourds. En fait, des problèmes ont été décelés avec les panneaux à messages variables (PMV) qui offrent une plus grande surface exposé aux déplacements d'air dans le sens vertical (Vallières, M., 2000). Ce point est également soulevé dans les rapports 411 et 412 du NCHRP (Fouad et al., Kaczinski et al.). Certaines études ont été faites dans ce domaine sur les structures de signalisation en porte-à-faux fabriquées en acier. Quelques tests en soufflerie ont également été faits dans le cadre de cette recherche, mais selon Davenport (2000), ce type d'essais est très peu fréquent.

4.7 Conclusions

Les rafales de vent et les tourbillons alternés sont les deux types de chargement éolien les plus susceptibles de provoquer une accumulation de dommage à long terme dans les portiques de signalisation aérienne. Cependant, il reste encore à déterminer des méthodes d'évaluation efficaces pour prédire ces dommages. Un effort particulier

devrait être apporté pour déterminer un spectre de vitesse du vent et évaluer les effets du passage des véhicules. Des mesures in situ, prises sur une structure en condition de service, devraient apporter plusieurs éléments de réponse. En attendant, il est fortement recommandé d'appliquer rigoureusement les exigences du MTQ en installant les panneaux de signalisation dès la mise en place du portique, et de s'assurer de la présence d'un amortisseur afin de limiter l'apparition de fissures liées à la fatigue. De plus, le programme d'inspection ne doit pas être relâché pour continuer à prévenir toute catastrophe.

CHAPITRE 5

PROGRAMME EXPÉRIMENTAL

Ce chapitre couvre les essais expérimentaux qui ont été réalisés en 1999 et 2000 au laboratoire de structure de l'École Polytechnique de Montréal. Le but premier de ces essais était de vérifier la performance des structures fabriquées selon les pratiques en vigueur. Par la suite, diverses solutions ont été étudiées pour améliorer le comportement en fatigue des poutres triangulées. Ainsi, il y a eu trois types d'essais différents : des essais sur poutres complètes, en statique et en fatigue, des essais de traction sur plusieurs types de soudure et des essais de fatigue sur des assemblages en K.

5.1 Essais sur une poutre complète

Cette série d'essais visait à vérifier la performance et la qualité des poutres triangulées qui sont actuellement fabriquées. Le spécimen utilisé était fabriqué selon les exigences présentes du MTQ. Les ouvriers qui ont participé à la fabrication de l'échantillon n'ont pas été avertis de l'utilisation de cette poutre afin de ne pas affecter la qualité de leur travail. Comme le treillis de la face avant de ce type de poutre est décalé par rapport à celui de la face arrière, le spécimen a été coupé en deux dans le sens longitudinal. De cette façon, les effets de torsion causés par la non-symétrie de la poutre sont évités lors du chargement. De plus, cela permet de tester deux treillis planaires identiques, indépendants l'un de l'autre. Le premier a été chargé statiquement jusqu'à l'ultime alors

que le second a subi un chargement cyclique jusqu'à la rupture d'une membrure en fatigue.

5.1.1 Description des spécimens

L'échantillon utilisé pour ces essais représente une poutre triangulée de type T2 à échelle réelle. Les dimensions des membrures sont données plus bas. Ce type de poutre a été choisi en fonction de l'espace disponible dans le laboratoire. De plus, toujours pour des raisons d'espace, l'échantillon n'avait que la moitié de la longueur d'une véritable poutre. La Figure 5-1 illustre le spécimen lors de sa réception.

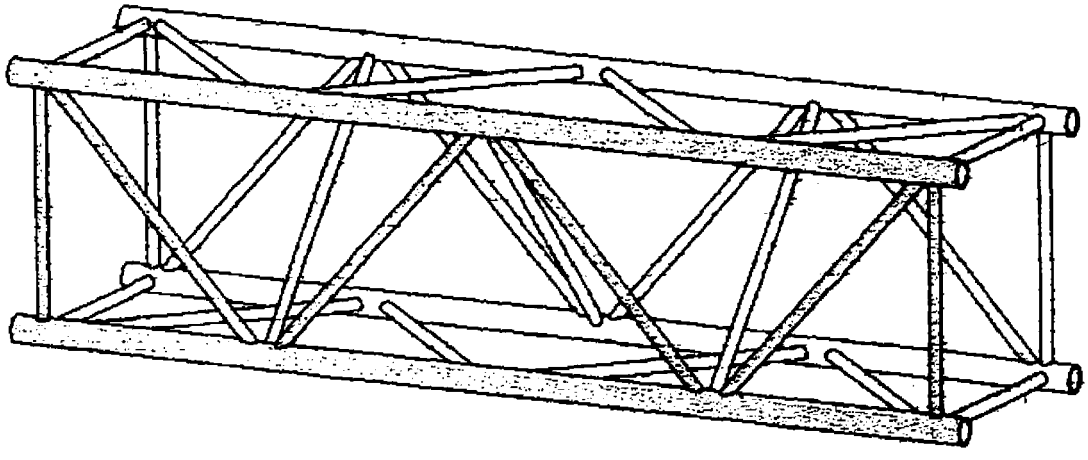


Figure 5-1 : Poutre complète avant essais

Pour éviter les effets de torsion, la poutre a été coupée en deux de façon à obtenir deux treillis planaires comme celui montré par la partie ombrée de la Figure 5-1. Le treillis qui a été chargé statiquement est appelé P1S et le treillis qui a été chargé de façon cyclique est appelé P1F. Les dimensions des membrures sont données dans le Tableau 5.1 et sur la Figure 5-2.

Tableau 5.1 : Dimensions des membrures de l'échantillon

	Diamètre	t	Alliage
Longerons	127.0 mm	6.35 mm	6061-T6
Diagonales horizontales	60.3 mm	5.54 mm	6061-T6
Diagonales verticales	60.3 mm	5.54 mm	6061-T6
Diagonales internes	60.3 mm	5.54 mm	6061-T6

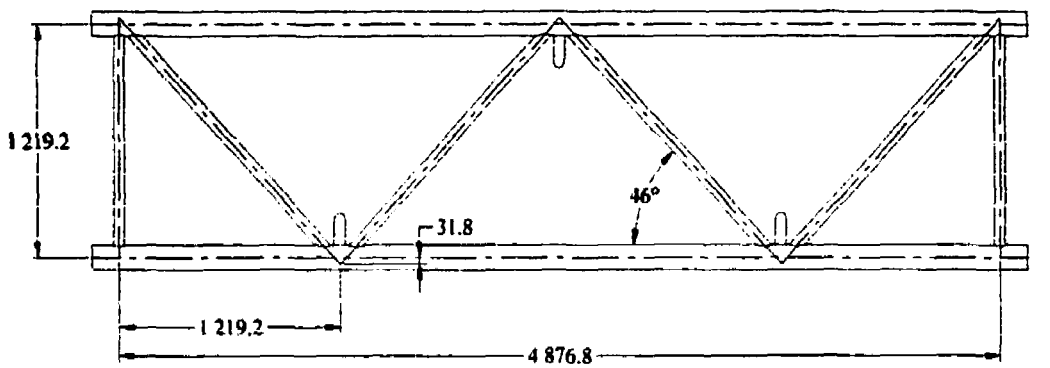


Figure 5-2 : Dimensions d'un treillis

Le MTQ autorise une excentricité maximale de 0.25 fois le diamètre du longeron. Dans ce cas-ci, l'excentricité est donc limitée à 31.75 mm et les angles entre les longerons et les diagonales verticales sont d'environ 46°. Les diagonales internes sont orientées à un angle de 45° hors du plans du treillis. Les soudures dans les joints sont à pénétration partielle. Les pointes des diagonales sont usinées sur environ la moitié de leur l'épaisseur avant d'être assemblées, ce qui permet d'obtenir des soudures d'une gorge efficace de 6 mm qui est la valeur prescrite par le MTQ.

5.1.2 Description du montage

La Figure 5-3 et la Figure 5-4 illustrent le montage utilisé pour procéder aux essais sur poutres complètes. Le treillis est monté sur deux appuis simples dont l'un est mobile dans la direction longitudinale de la poutre. Le longeron supérieur est retenu latéralement par des cornières rotulées aux deux extrémités. Elles permettent les mouvements verticaux mais bloquent les déplacements hors plan. Le chargement a été appliqué par un vérin hydraulique au centre du treillis, au croisement des deux diagonales. Le même montage a été utilisé pour effectuer l'essai statique et l'essai de fatigue.

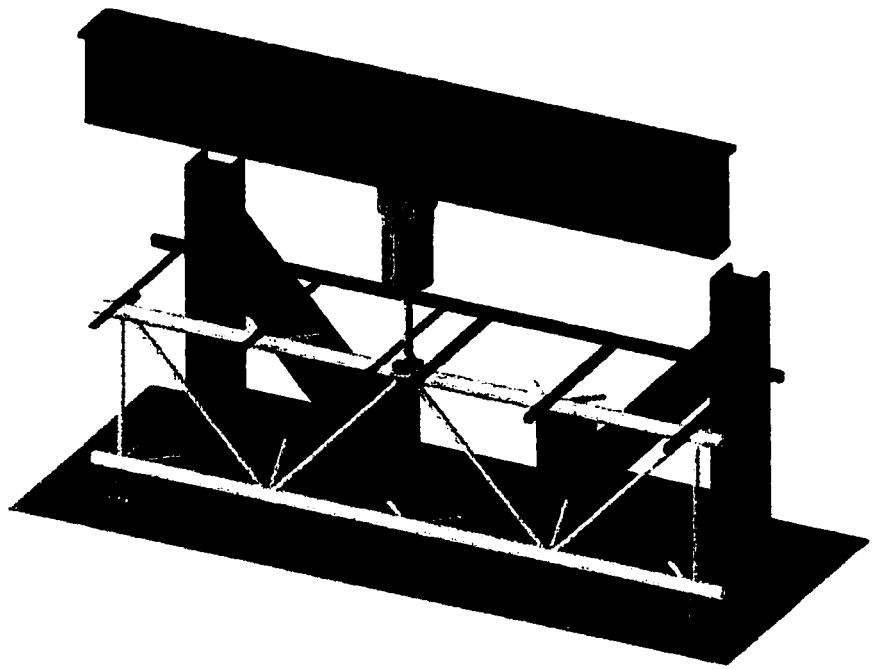


Figure 5-3 : Montage expérimental pour les essais sur poutres complètes

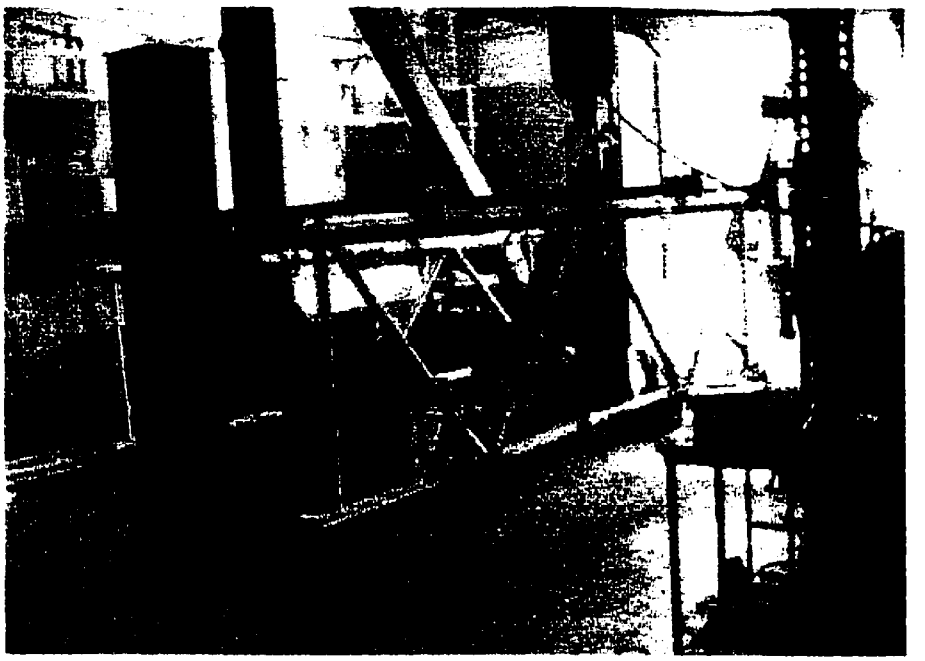


Figure 5-4 : Photo du montage pour les essais sur poutres complètes

Les treillis ont été instrumentés à l'aide de jauges d'extensométrie. Un plan de l'emplacement des jauges ainsi que l'appellation des joints du treillis sont montrés sur la Figure 5-5. Selon les observations des inspecteurs du MTQ, la rupture en fatigue se produit généralement à la base de la diagonale en traction dans un joint en K. Donc, une attention particulière a été portée à cet endroit. Des micros-jauges, distancées de 2 mm centre à centre, sont disposées en ligne droite dans le sens longitudinal de la poutre, perpendiculairement au pied de la soudure. Elles permettront d'évaluer le FCC pour ce type d'assemblage. Une photographie de l'instrumentation se trouvant sur le joint E est montrée à la Figure 5-6.

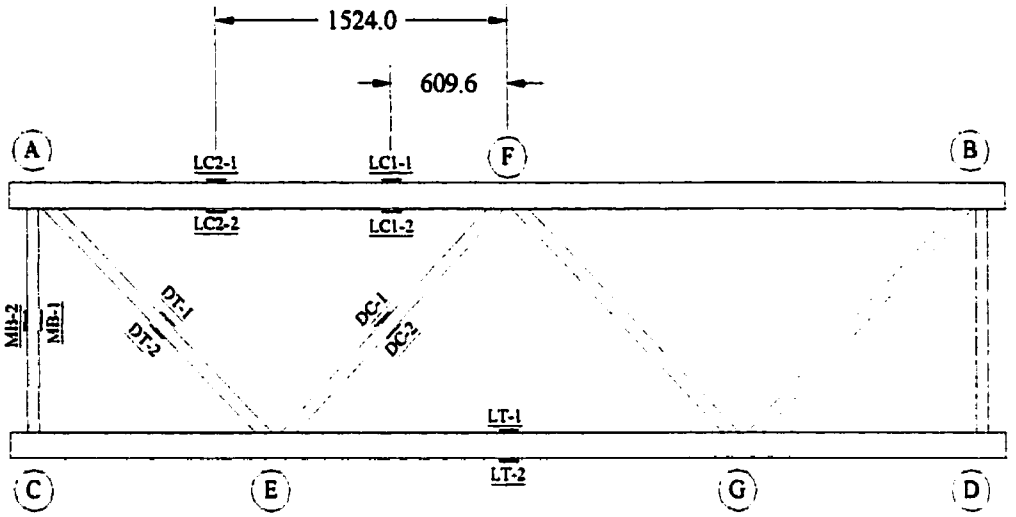


Figure 5-5 : Détail de la position des jauges sur le spécimen P1S

Figure 5-6 : Disposition des micros-jauges pour l'évaluation du FCC

5.1.3 Méthode d'analyse

Règle générale, lorsqu'une analyse de treillis est effectuée, les membrures sont supposées rotulées aux extrémités. Cependant, les joints d'une poutre triangulée comme

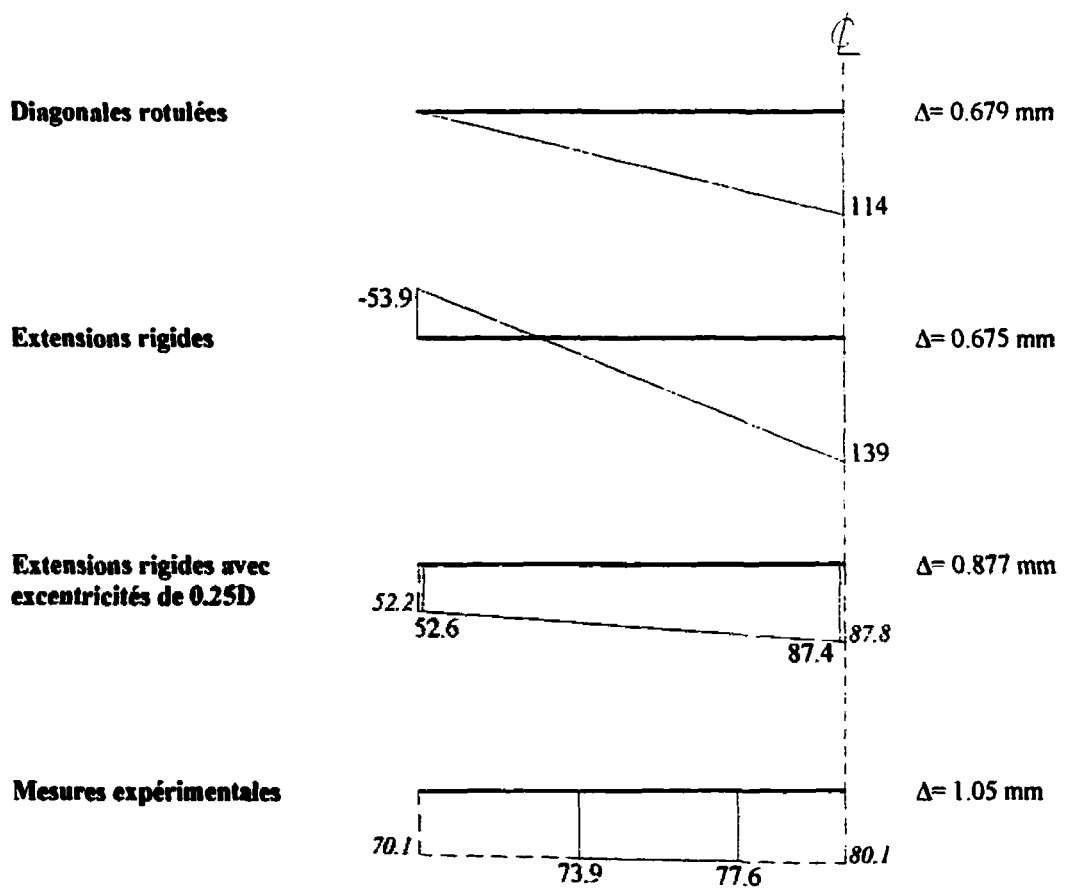
celle étudiée dans ce travail sont soudés. La réalité se trouve donc plus près d'un assemblage rigide que d'un assemblage rotulé. Pour évaluer les effets des excentricités et des joints rigides, nous avons procédé à l'analyse du treillis décrit précédemment en utilisant le logiciel SAP2000 (SAP2000, 1998). Trois variantes ont été étudiées. La première suppose les diagonales rotulées et les longerons continus sans aucune excentricité. La deuxième utilise des assemblages rigides munis également d'extensions rigides dans les diagonales sur la portion qui intercepte le longeron, avec la prise en compte des effets P-Δ. Finalement, en plus des caractéristiques du modèle précédent, l'excentricité de 0.25 D a été ajoutée pour la troisième variante. Le Tableau 5.2 résume les résultats obtenus pour une charge appliquée de 10.19 kN. La contrainte nominale indiquée est celle se produisant à l'extrémité de la diagonale en traction, à l'endroit où elle est le plus élevée.

Tableau 5.2 : Résulats d'analyses linéaire pour une charge de 10.19 kN

	Assemblage	P-Δ	Excentricité	T_{Diag} (kN)	M_{Diag} (kN-mm)	σ_{nom} (MPa)
Analyse 1	rotules	-	-	7.05	0	7.40
Analyse 2	ext. rigides	inclus	-	6.95	11.5	8.25
Analyse 3	ext. rigides	inclus	31.75	7.11	38.9	10.7

La contrainte calculée avec le modèle incluant les excentricités est 30% supérieure à celle obtenue du modèle sans excentricité. Comme l'effort axial dans la diagonale varie peu d'un cas à l'autre, la variation de contrainte provient uniquement des moments induits par l'excentricité. Il est donc avantageux de garder cette valeur le plus faible possible. Pour vérifier ces hypothèses de modélisation, on les compare avec les mesures expérimentales. La disposition des jauges permet de déterminer les efforts axiaux dans

les diagonales mais malheureusement, elle ne permet pas de déterminer la distribution du moment car une seule section a été instrumentée. Par contre, la distribution du moment dans le longeron supérieur est connue car deux sections ont été instrumentées. La Figure 5-7 illustre la distribution du moment dans le longeron supérieur pour chacun des cas étudiés précédemment. Les valeurs sont données pour la moitié du longeron en kN-mm, pour une charge de 10.19 kN appliquée sur le treillis. La flèche au centre du treillis est également indiquée.



* *Les valeurs en italiques sont des valeurs extrapolées*

Figure 5-7 : Distribution des moments dans le longeron supérieur (P=10.19 kN)

Le modèle qui utilise les extensions rigides et les excentricités se rapproche le plus des mesures expérimentales. D'autres analyses ont montré qu'une augmentation de l'excentricité fait augmenter la valeur du moment à l'extrémité du treillis et la fait diminuer au centre. Ainsi, à l'extrémité du treillis, le moment devient 32.0 kN-mm pour une excentricité de 0.20D (25.4 mm), et de 97.0 kN-mm au centre du treillis. De même, le moment est de 78.18 kN-mm à l'extrémité pour une excentricité de 0.30D (38.1 mm), et de 78.2 kN-mm au centre. La flèche calculée est 0.834 mm dans le premier cas et de 0.921 dans l'autre. La différence entre les résultats de l'analyse 3 et les données expérimentales proviennent probablement des imperfections des assemblages.

5.1.4 Essai statique

La résistance du treillis est calculée en utilisant les efforts déterminés dans l'analyse 3. Le calcul est fait selon la norme CAN/CSA-S157-83. On détermine ainsi que la rupture va se produire dans la ZAT de la diagonale en traction, à l'extrémité supérieure du treillis. C'est là que se trouvent les efforts les plus grands. La résistance axiale d'une membrure influencée par une soudure transversale est déterminée selon l'article *1.10.4.1* de la norme S157 :

$$T_r = \phi T_y = \phi A F_{hy} = 0.9 \cdot 953\,mm^2 \cdot 110\,MPa = 94.3\,kN \qquad \textbf{(5.1a)}$$

$$T_u = A F_{hu} = 953\,mm^2 \cdot 170\,MPa = 162\,kN \qquad \textbf{(5.1b)}$$

De même, la résistance au moment fléchissant est donnée par l'article *1.7.4.1* pour une section de classe 1 :

$$M_r = \phi M_y = \phi Z F_{hy} = 0.9 \cdot 16669\,mm^3 \cdot 110\,MPa = 1650\,kN - mm \qquad \textbf{(5.2a)}$$

$$M_u = Z F_{hu} = 16669\,mm^3 \cdot 170\,MPa = 2834\,kN - mm \qquad \textbf{(5.2b)}$$

Selon la norme, la résistance pondérée d'une membrure soumise à un effort axial et à un moment fléchissant est atteinte lorsque l'équation 5.3a est satisfaite. Si on suppose que cette hypothèse est toujours valide pour déterminer la résistance ultime, on obtient alors l'équation 5.3b.

$$\frac{M_f}{M_r} + \frac{T_f}{T_r} = 1 \qquad \textbf{(5.3a)}$$

$$\frac{M}{M_u} + \frac{T}{T_u} = 1 \qquad \textbf{(5.3b)}$$

Grâce aux résultats de l'analyse du treillis, il est possible d'établir une relation entre la charge appliquée au centre du treillis, l'effort axial et le moment fléchissant dans la diagonale. Ainsi, la charge pondérée théorique qui peut-être appliquée sur le treillis, déterminée à l'aide de l'équation 5.3a, donne :

$$P_f = 101 \text{ kN}$$

De même, la charge ultime qui peut-être appliquée sur le treillis, déterminée à l'aide de l'équation 5.3b donne :

$$P_u = 173 \text{ kN}$$

Or, la rupture de la diagonale en traction est survenue à une charge de 110 kN. Normalement, la rupture aurait dû se produire beaucoup plus près de 173 kN qui est la

charge ultime théorique. Cependant, la rupture est survenue dans la soudure comme montré sur la Figure 5-8.

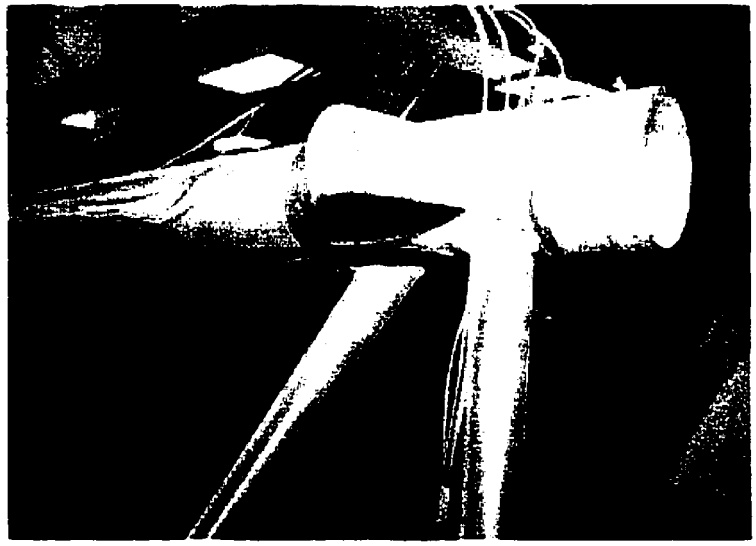


Figure 5-8 : Rupture de la diagonale lors de l'essai statique

La philosophie de calcul des soudures de la norme S157 est similaire à celle utilisée dans la norme S16.1 pour l'acier, c'est à dire que la résistance pondérée des soudures doit être égale ou supérieure à la résistance pondérée de la diagonale. Le coefficient ϕ_w des soudures de la norme S157 est de 0.67, ce qui veut dire que la charge ultime qui peut être appliquée sur le treillis avant la rupture de la soudure peut être déterminée par les équations suivantes :

$$\phi_w P_{uw} \geq P_f \qquad (5.4)$$

$$P_{uw} \geq \frac{P_f}{\phi_w} = \frac{101 kN}{0.67} = 150\ kN$$

où P_{uw} = Charge ultime appliquée sur le treillis pour obtenir rupture des soudures.

Il semble donc que la soudure n'était pas suffisamment résistante. Après les essais, des examens approfondis des soudures ont été réalisés par une firme engagée par le MTQ. Les résultats de ces examens sont discutés plus loin dans ce chapitre.

5.1.5 Évaluation du FCC

Avant de procéder à l'essai de fatigue sur le deuxième échantillon, un cycle de chargement à vitesse réduite a été effectué afin de mesurer les déformations qui serviront à déterminer le FCC du joint en K. La Figure 5-9 présente le profil des déformations mesurées aux abords de la soudure dans le joint en K. On peut observer que les déformations augmentent beaucoup plus rapidement lorsqu'on se rapproche de la soudure. Cette augmentation est due à l'influence locale de la géométrie de la soudure. En s'en éloignant, la variation des déformations devient presque linéaire. Tel que décrit dans le chapitre 3, l'extrapolation de la contrainte au point critique doit se faire en dehors de la zone d'influence de la soudure.

Pour obtenir de meilleurs résultats, les données doivent être recueillies dans le domaine élastique. La déformation de plastification dans la ZAT de l'aluminium 6061-T6 se situe autour de 1570 με correspondant à une contrainte de 110 MPa. Donc, le matériau se plastifie localement durant le cycle. Lorsque cela se produit, il y a redistribution des efforts et les jauges les plus près de la soudure peuvent être affectées. En fait, on observe une divergence dans le calcul des FCC pour des charges supérieures à 15 kN ce qui

laisse croire que le longeron commence à se plastifier localement au pied de la soudure. Donc, seules les séries de données sous de faibles charges sont conservées.

Pour chaque niveau de charge, on doit extrapoler la déformation au point critique en se basant sur les données de la Figure 5-9, en utilisant les méthodes décrites au chapitre 3.

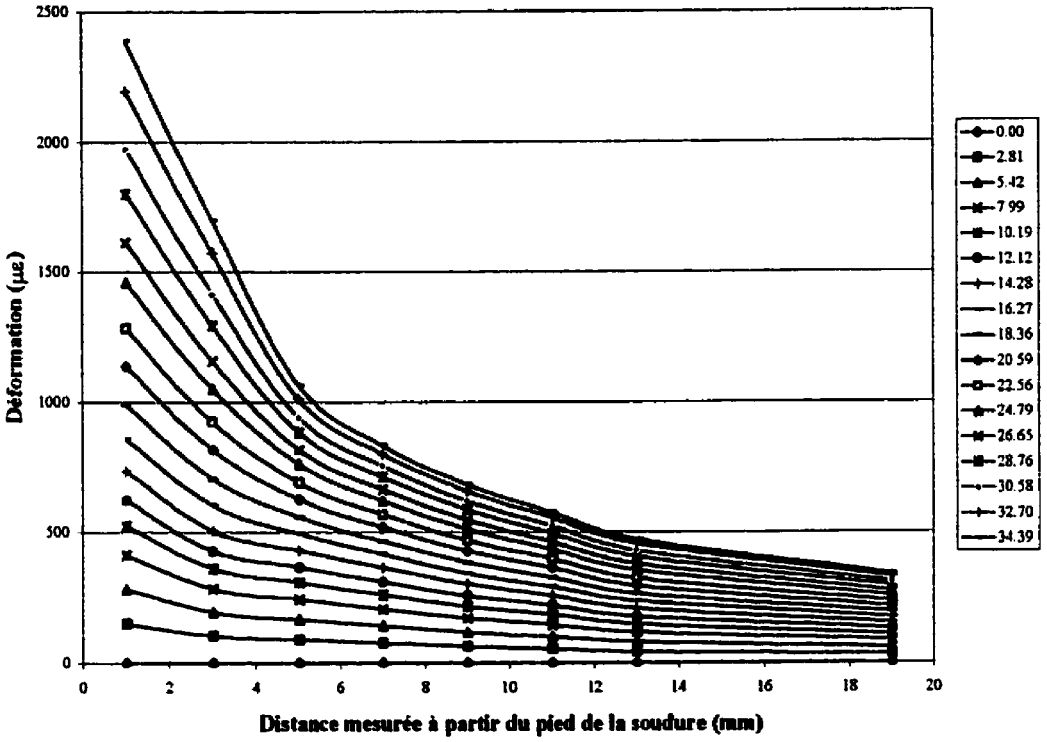


Figure 5-9 : Déformations mesurées selon la charge appliquée

Tel que présenté dans le chapitre 3, la zone d'extrapolation pour ce joint s'étend de 4 mm ($0.4\ t \geq 4$ mm) à 7.81 mm (4 mm + 0.6 t) dans le cas d'une extrapolation linéaire, et de 4 mm à 10.35 (4 mm + 1.0 t) pour une extrapolation quadratique. Ainsi la première méthode d'extrapolation consiste à faire passer une droite par les points situés à 5 mm et

à 7 mm du pied de la soudure. La seconde méthode consiste à faire passer une parabole par les points à 5, 7 et 9 mm. La méthode 3 est également une régression linéaire. La droite croise le profil de la déformation à 4 mm et à 7.81 mm. La quatrième méthode consiste à faire une extrapolation quadratique en utilisant les points qui se trouvent entre 4 mm et 10.35 mm ainsi que par l'intersection du profil à ces deux limites. Finalement, la dernière méthode n'utilise pas de zone d'extrapolation. Il s'agit d'une courbe quadratique déterminée par la méthode des moindres carrés et qui utilise tous les points au-delà de 6 mm. Bien entendu, le point critique est situé à 0 mm. La Figure 5-10 montre les résultats des extrapolations pour les cinq méthodes utilisées.

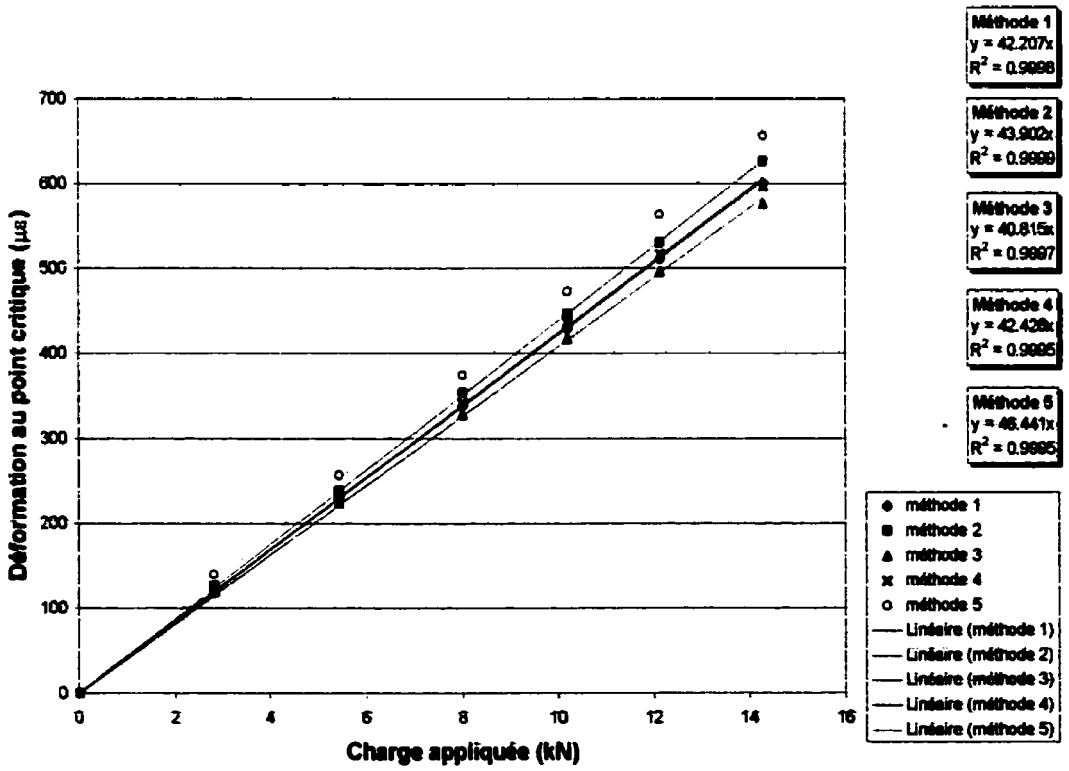


Figure 5-10 : Déformation au point critique en fonction de la charge

Les pentes de ces droites sont en fait les FCC, exprimés en termes de charges et de déformations, au lieu de la contrainte nominale et de la contrainte critique. Malheureusement, la disposition des jauges conventionnelles ne nous permet pas d'établir la contrainte nominale expérimentale dans la diagonale. Donc pour déterminer approximativement les FCC, on utilise les résultats de l'analyse du treillis pour établir la contrainte nominale dans la diagonale en traction au niveau du joint en K. La contrainte géométrique est évaluée en multipliant la déformation au point critique par le module élastique de l'aluminium. Les facteurs de concentration de contrainte obtenus de chacune des méthodes d'extrapolation sont présentés dans le Tableau 5.3.

Tableau 5.3 : Évaluation du FCC pour un assemblage en K

	FCC
Méthode 1	2.786
Méthode 2	2.898
Méthode 3	2.694
Méthode 4	2.801
Méthode 5	3.065

À titre de comparaison, Packer et Henderson présentent, dans leur livre, des formules paramétriques pour évaluer les FCC dans des assemblages similaires en acier. Les valeurs obtenues sont de l'ordre de 3.6. Cependant, les dimensions du joint en K étudié ici sont en dehors de la plage de validité de ces formules. Des analyses par éléments finis sont également faites pour établir numériquement les FCC. Ces analyses sont discutées dans le chapitre suivant.

5.1.6 Essai de fatigue

Le montage utilisé pour l'essai de fatigue est exactement le même que celui de l'essai statique. Le vérin est relié à un pulsateur qui permet de cycler à 250 cycles par minute. Pour limiter la durée de l'essai, on a choisi une variation de chargement assez élevée, soit entre 13.34 kN et 35.59 kN pour un ΔP de 22.25 kN. À partir des analyses de SAP2000, on estime la variation de la contrainte nominale à 23.6 MPa aux deux extrémités de la diagonale en traction. Dans la norme canadienne, il n'existe pas de catégorie de détail propre à ce type d'assemblage. Toutefois, pour obtenir une estimation de la durée de vie, on utilise la courbe de la catégorie F qui est le détail le plus critique de la norme S157-83. La résistance donnée par cette courbe de conception à ce niveau de contrainte est de 1 320 000 cycles. Pour les mêmes conditions, la version préliminaire de la norme S157-92 donne une résistance de 354 000 cycles. Une différence considérable. Le calcul par la méthode du point critique est également fait. En se basant sur les essais statiques précédents, le FCC choisi est de 2.8. Si on utilise les courbes de l'Eurocode 9, le nombre de cycles à la rupture est de 370 000, alors que la méthode de Sharp (1996) donne 648 000 cycles après 3 itérations.

D'après la littérature et les observations des inspecteurs du Ministère, la rupture la plus critique anticipée se situe à la pointe de la diagonale, à l'une ou l'autre des extrémités, suivi d'une propagation de la fissuration dans le longeron. Elle peut aussi se produire dans l'assemblage ou dans la diagonale. Lors de l'essai, on a constaté une rupture s'amorçant à la pointe de l'extrémité supérieure de la diagonale; la fissure s'est ensuite

propagée dans la soudure elle même comme le montrent les Figure 5-11 et Figure 5-12. Après 520 000 cycles de chargement, la fissure a été observée alors qu'elle mesurait environ 6 mm. La rupture totale de la section s'est produite à 607 000 cycles. Les inspections des soudures après les essais ont révélé plusieurs défauts liés à la fabrication du spécimen. Le Tableau 5.4 compare les valeurs obtenues des méthodes théoriques avec les résultats expérimentaux.

Tableau 5.4 : Comparaison des valeurs théoriques et expérimentale

	Expérimentale	S-157-83	S157-92	Eurocode 9	Sharp
N	607 000	1 320 000	354 000	370 000	648 000
test/théorique		0.460	1.715	1.641	0.937

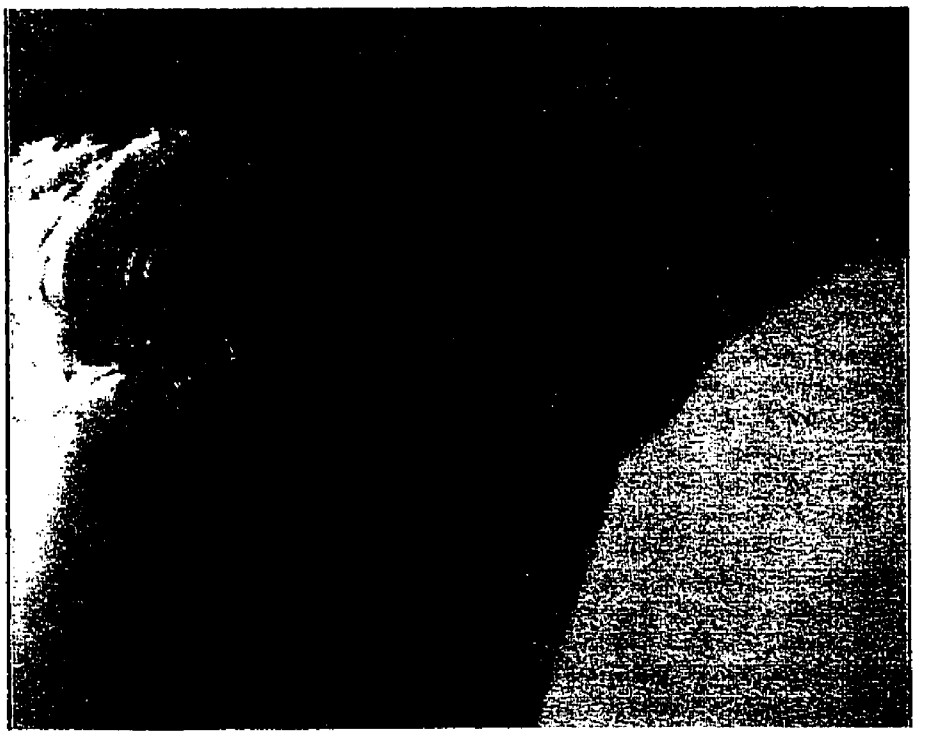


Figure 5-11 : Fissuration dans la soudure à l'essai de fatigue

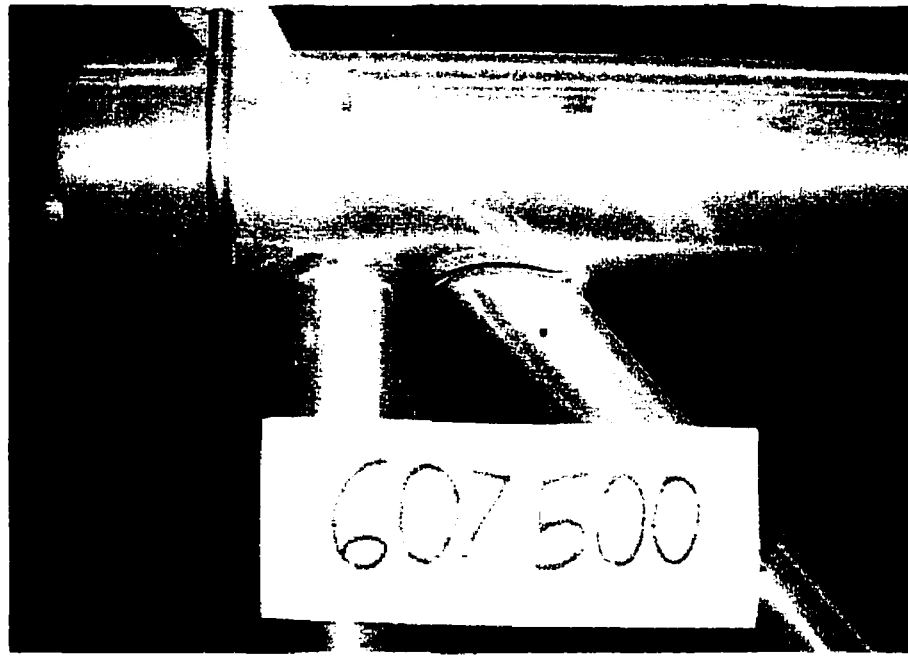


Figure 5-12: Rupture de la diagonale après 607 500 cycles

Le facteur de concentration de contrainte utilisé pour faire la prédiction de la durée de vie a été établi à partir des mesures effectuées sur le joint E qui est un joint en K. Étant donné que la rupture c'est produite au joint A de géométrie différente, il est fort probable que le FCC soit également différent. De plus, la théorie du point critique suppose que la rupture se produira au pied de la soudure et que la fissure se propagera dans le matériau de base. Cette hypothèse ne s'est pas réalisée dans ce cas-ci en raison de la mauvaise qualité de la soudure. Donc, le détail F de la norme S157-92 et la méthode du point critique de l'Eurocode 9 donnent une estimation très sécuritaire de la durée de vie de ce type de treillis. De sont côté, la méthode de Sharp est probablement adéquate à condition que la rupture survienne dans le joint en K et que la qualité de l'assemblage soit bonne. Finalement, pour ce qui est de la norme S157-83, elle présente

une fiabilité désastreuse. Cette démonstration fait certainement ressortir l'importance de mettre à jour la norme canadienne d'aluminium.

5.1.7 Examens des soudures

Une fois tous les essais terminés sur la poutre complète, quelques joints ont été découpés et expédiés à une firme spécialisée dans l'étude des soudures. Le rapport d'expertise (Gosselin et Labonté, 1999) révèle des irrégularités dans la qualité des soudures. Entre autre, l'examen a relevé plusieurs cas de manque de pénétration à la racine et un nombre excessif de fissures à chaud. Au moins 8 coupes sur 24 présentent des cas de gorge efficace insuffisante, sachant que la dimension de soudure demandée est de 6 mm.

L'effet de la qualité des soudures sur la durée de vie en fatigue d'une structure peut être vu clairement en comparant la Figure 5-13 et la Figure 5-14. En effet, ces deux macrographies représentent la pointe des diagonales dans les joints aux deux extrémités supérieures du treillis testé en fatigue. Ces deux assemblages ont donc subi le même historique de chargement. La soudure du joint A du treillis P1F, où la rupture s'est produite, présente un manque de fusion et des porosités à la racine. Ces défauts constituent un endroit idéal pour initier une fissure et lui permettre de se propager dans la soudure. De l'autre côté, le joint B du treillis P1F a une soudure de bien meilleure qualité, et une fusion adéquate à la racine. On remarque sur la photo un début de fissuration dans la ZAT au pied de la soudure. Au moment où la rupture complète

survient dans le joint A, la fissure dans le joint B n'a pas encore atteint une longueur visible à l'œil nu.

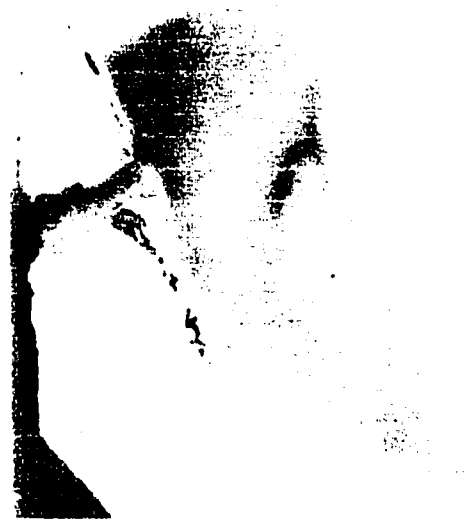


Figure 5-13 : Macrographie de la soudure du joint P1F-A

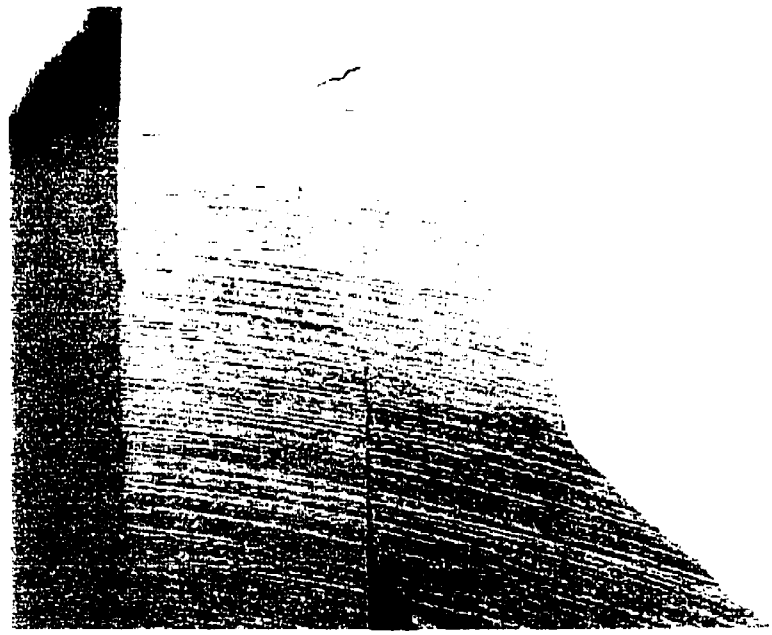


Figure 5-14 : Macrographie de la soudure du joint P1F-B

Il y a plusieurs causes possibles aux défauts de soudure. Le manque de pénétration est parfois causé par un angle de soudage trop faible, à un courant trop faible ou est relié à un gaz de protection non optimal. Selon les experts qui ont examiné les soudures, les problèmes de fissuration à chaud sont causés par l'utilisation d'un mauvais métal d'apport. Le métal d'apport utilisé dans la fabrication de ce spécimen est de type 5356 et les experts suggèrent de le remplacer par le type 4043. De plus, il est nécessaire de bien nettoyer les surfaces pour éviter le manque de fusion. La couche d'oxyde à la surface du métal est plus résistante que le métal sous-jacent et nuit à la fusion.

Ainsi, lors de la fabrication de poutres en usine, les pièces sont d'abord découpées et brossée. Ensuite, elles sont placées dans un gabarit qui les maintient en place jusqu'à ce que les soudures soient faites. Plusieurs heures peuvent s'écouler entre le moment où les pièces sont brossées et celui elles sont soudées. Alors, juste avant de procéder, le soudeur brosse la surface à l'endroit où il doit faire la soudure. Cependant, la surface qui se trouve entre les deux pièces ne subit pas de nouveau brossage. L'oxyde qui s'y trouve peut alors servir de barrière à la fusion. Malheureusement, modifier la procédure de fabrication peut s'avérer très compliqué.

5.2 Essais sur les soudures

Les essais sur la poutre complète ont permis d'identifier certaines lacunes au niveau des soudures et de la préparation de la surface. Pour remédier aux problèmes, une série d'essais de traction sur des diagonales soudées a été réalisée en faisant varier certains

paramètres. Entre autre, l'usinage de la pointe de la diagonale, l'épaisseur du cordon de soudure et le délai entre la coupe et le soudage des pièces.

5.2.1 Description des spécimens

Les spécimens ont été conçus afin de déterminer la résistance ultime en traction des soudures à la base de la diagonale. Deux diagonales ont été soudées à 45° de part et d'autre d'un longeron tel qu'illustré sur la Figure 5-15. Des manchons d'acier insérés à l'intérieur des diagonales empêchaient l'écrasement des tubes dans les mâchoires de la presse.

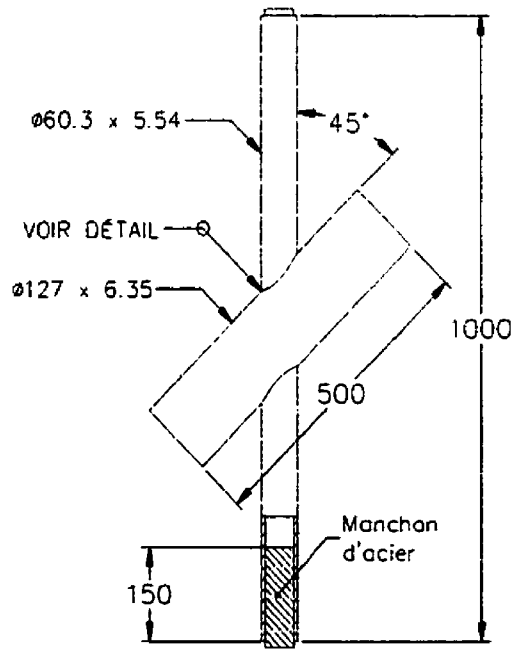


Figure 5-15 : Échantillons des essais de traction sur les soudures

En tout, six détails différents ont été étudiés avec trois échantillons pour chacun. Le premier paramètre à être considéré est l'usinage de la paroi à la pointe de la diagonale.

La Figure 5-16 montre les deux profondeurs d'usinage utilisées. Si l'usinage est insuffisant, la pointe de la diagonale constituera un point faible lors d'un essai alors que s'il est trop profond, la soudure passera au travers de la paroi. Les autres paramètres étudiés sont le type d'alliage, le temps écoulé entre le brossage et le soudage, l'épaisseur du cordon de soudure, l'angle des diagonales et l'utilisation de goussets. Les caractéristiques des échantillons sont résumées au Tableau 5.5. La grosseur du cordon de soudure est de 6 mm pour tous les échantillons.

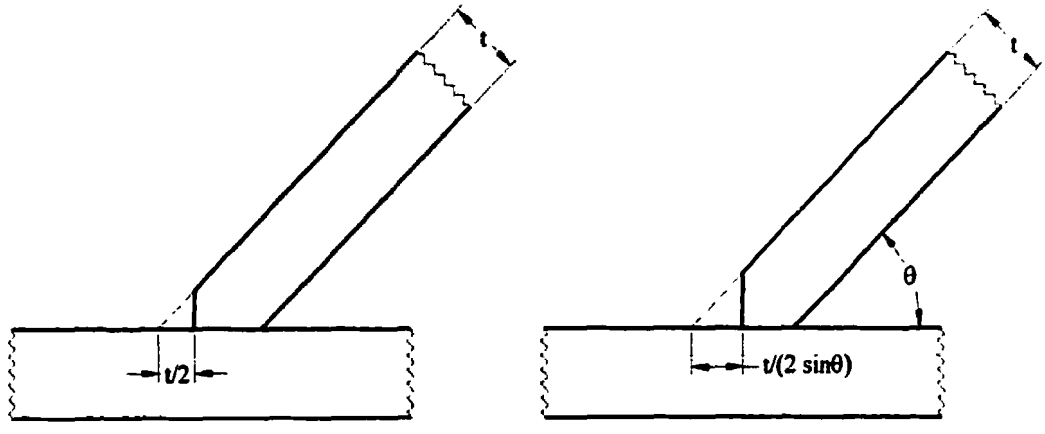


Figure 5-16 : Profondeur d'usinage de la pointe de la diagonale

Tableau 5.5 : Caractéristiques des échantillons

Échantillons	Alliage	Usinage	Autre
Série 1	6061-T6	t/2	
Série 2	6061-T6	t/(2sinθ)	
Série 3	6063-T4	t/(2sinθ)	
Série 4	6061-T6	t/(2sinθ)	Soudé 2 jours après brossage
Série 5	6061-T6	t/(2sinθ)	Double épaisseur de soudure
Série 6	6061-T6	t/(2sinθ)	Angle de la diagonale à 60°
Série 7	6061-T6	-	Utilisation de goussets

5.2.2 Description du montage

Les essais ont été effectués à l'aide d'une presse universelle Amsler. On a soumis les échantillons à un effort de traction pur et les moments secondaires étaient négligeables. La charge a été augmentée jusqu'à ce que le spécimen se rompe. Au moment de tester la série 6, un manchon d'acier supplémentaire a été inséré dans le longeron. En effet, l'angle d'inclinaison des diagonales étant plus obtus, l'effort traverse le longeron plus directement ce qui tend à ovaliser celui-ci. Un exemple d'échantillon monté sur le banc d'essais est illustré sur la Figure 5-17.

Figure 5-17 : Photo du montage des essais de traction sur les soudures

5.2.3 Résultats des essais

Selon la philosophie de conception, la résistance pondérée de la soudure doit être égale ou supérieure à la résistance pondérée de la diagonale. Cette expression peut-être placée sous forme d'équation :

$$T_r \leq \phi_w T_{uw} \qquad (5.5)$$

où T_r = Résistance pondérée de la diagonale donnée par l'équation 5.1;

ϕ_w = Coefficient de tenue de la soudure (0.67);

T_{uw} = Résistance nominale ultime du cordon de soudure.

Ainsi, la résistance nominale visée par ces essais est :

$$T_{uw} \geq \frac{T_r}{\phi_w} = \frac{94.3\,kN}{0.67} = 140.7\,kN \qquad (5.6)$$

Pour établir la résistance nominale de chaque série de soudure, on détermine d'abord les caractéristiques statistiques (moyenne, écart type) à partir des résultats d'essais. On assume une distribution normale et on trouve ensuite la résistance nominale de l'assemblage avec l'équation 5.7 pour une probabilité de survie de 95%

$$T_{uw} = \overline{T}_{uw} - k S_{uw} \qquad (5.7)$$

Où $\overline{T}_{uw}$ = Moyenne de la charge de rupture obtenue des essais;

S_{uw} = Écart type de la charge de rupture obtenue des essais;

k = 1.645 pour une distribution normale et une probabilité de survie de 95%.

Le Tableau 5.6 montre les résultats des essais.

Tableau 5.6 : Résultats des essais de traction sur les soudures

Série	Échantillon	Tu (kN)	Moyenne (kN)	Écart type	T_{ss} (kN) (95% de survie)
1	1	155.2	146.8	7.35	134.7
	2	141.9			
	3	143.2			
2	1	138.8	140.7	3.34	135.2
	2	144.6			
	3	138.8			
3	1	146.3	144.3	4.39	137.0
	2	139.2			
	3	147.2			
4	1	125.0	129.6	7.58	117.1
	2	125.4			
	3	138.3			
5	1	160.6	158.1	8.94	143.3
	2	148.1			
	3	165.5			
6	1	105.0	121.0	13.87	98.2
	2	129.4			
	3	128.5			
7	1	157.5	152.0	6.66	141.0
	2	144.6			
	3	153.9			

La résistance nominale des séries 5 et 7 est supérieure à 140 kN et celles-ci sont donc jugées acceptables. Dans le cas de l'échantillon #3 de la série 5, il y a même eu arrachement de la paroi du longeron. Les échantillons avec goussets ont été fabriqués de telle sorte que l'aire du gousset était égale à l'aire de la diagonale. La rupture s'est produite dans les soudures d'angle entre le gousset et le longeron sauf pour l'échantillon #1 où la rupture est survenue entre le gousset et la diagonale. C'est la série 6 qui offre la

plus piètre performance. Cependant, l'échantillon #1 de cette série n'avait pas de manchon d'acier à l'intérieur du longeron, et celui-ci s'est fortement ovalisé, ce qui explique la faible performance obtenue. La série 4, fabriquée avec un délai d'attente de 2 jours entre le brossage et le soudage, a donné des résultats assez faibles. Il y a 15% d'écart avec la série 2 qui a pourtant la même géométrie. Ceci illustre l'importance du délai de fabrication.

Durant l'essai, un dispositif mécanique sur la presse trace la courbe de la force appliquée en fonction de l'allongement total de l'échantillon. On remarque, qu'il n'y a pratiquement pas d'avertissement avant la rupture. En effet, les diagonales se plastifient seulement à l'intérieur de la ZAT, alors que tout le reste de la membrure demeure élastique. Le même phénomène se produit dans une structure réelle. Lorsque qu'une diagonale se brise, il s'agit d'une rupture avec plastification très localisée, ce qui donne peu d'avertissement. Il y aurait donc matière à reconsidérer le coefficient de tenue du matériau dans la ZAT. La version préliminaire de la nouvelle norme S157 propose justement de nouveaux facteurs ϕ.

5.3 Essais de fatigue sur joint en K

Pour conclure le programme expérimental, on a procédé à des essais de fatigue sur des joints en K isolés. Ces tests permettront de mieux évaluer la performance de ces assemblages en condition de service. Le chargement imposé sur le spécimen est représentatif de la répartition des efforts qui se trouve dans le joint en K le plus sollicité

d'une poutre triangulée complète. Ainsi, on a une diagonale en traction, une autre en compression alors que le longeron est en traction. Deux séries de spécimens sont mis à l'épreuve. La première est fabriquée selon les techniques en vigueur, la seconde est un nouveau concept utilisant des goussets.

5.3.1 Description des spécimens

Pour des raisons économiques, il a été décidé de faire cette série d'essais sur des assemblages isolés. De cette façon, il y a beaucoup moins de matériel nécessaire. Des brides de raccord sont soudées aux extrémités des pièces afin que l'échantillon puisse être fixé au montage. La Figure 5-18 présente un aperçu des échantillons de joint en K actuel alors que l'échantillon avec gousset est montré à la Figure 5-19.

Le joint en K actuel est fabriqué avec une excentricité maximale de 0.25D (31.75 mm) et tous les spécimens sont soudés immédiatement après que les surfaces soient brossées. L'utilisation de gousset offre plus d'espace de travail au soudeur. De ce fait, l'excentricité n'est plus nécessaire et ces joints peuvent donc être concentriques. De plus, comme la soudure ne fait pas tout le tour de la diagonale, la ZAT n'affecte pas toute la section du tube. En considérant ce fait et la présence de l'entaille pour le gousset, la résistance pondérée en traction, T_r, de la diagonale calculée selon la norme S157 passe de 94.3 kN à 126 kN. Quatre cordons de soudure de 80 mm de long et une gorge efficace de 6 mm sont nécessaires pour que les soudures puissent reprendre adéquatement cette force.

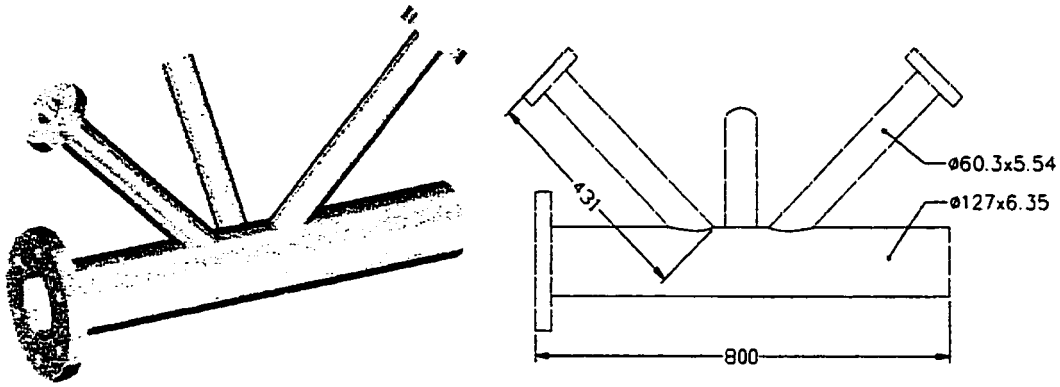


Figure 5-18 : Échantillon de joint en K actuel

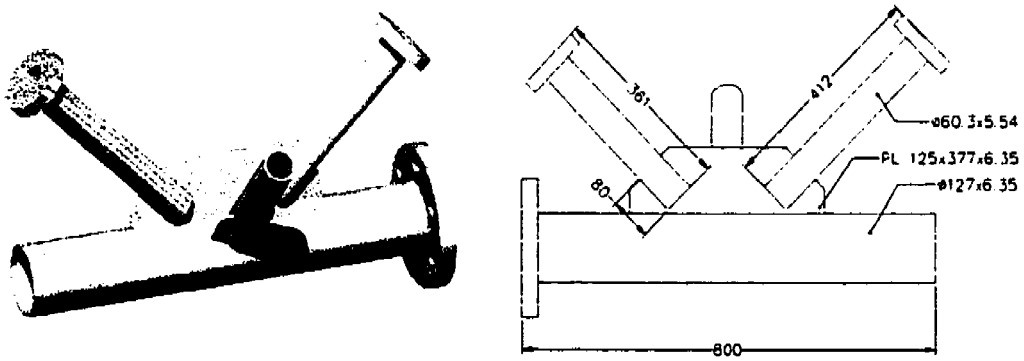


Figure 5-19 : Échantillon de joint en K avec gousset

5.3.2 Description du montage

Le montage expérimental doit permettre de reproduire le chargement que subit un joint en K dans une poutre triangulée. Le joint le plus sollicité est généralement situé à l'extrémité de la poutre et les efforts appliqués sont représentés sur le croquis de la Figure 5-20.

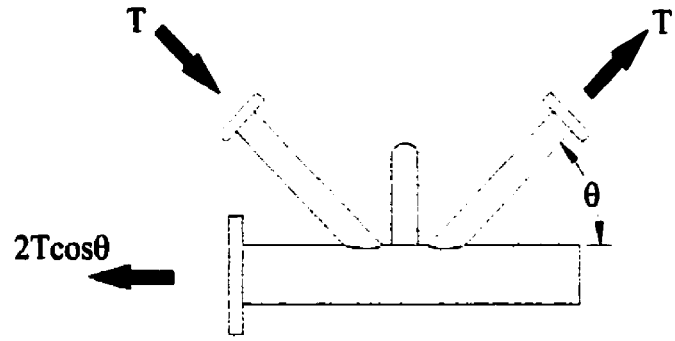


Figure 5-20 : Répartition des efforts dans un joint en K

Figure 5-21 : Croquis du montage des essais de fatigue sur joint en K

Il est possible de reproduire ce chargement en n'utilisant qu'un seul vérin appliquant une force de compression. La diagonale comprimée est posée sur le dessus du vérin

alors que les deux autres membrures tendues sont attachées par des tiges d'acier rotulées à leurs extrémités, tel que le montre le croquis de la Figure 5-21 et la photo de la Figure 5-22. Les HSS en diagonale servent à stabiliser latéralement le système.

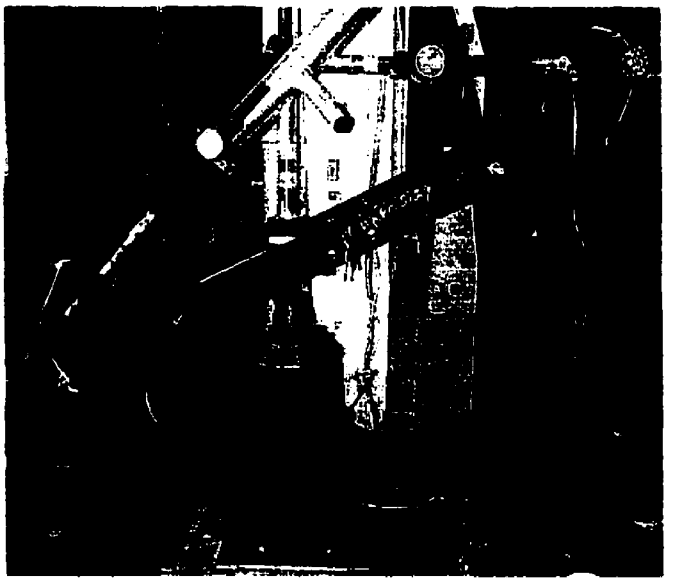


Figure 5-22 : Photos du montage des essais de fatigue sur joint en K

Une cellule de charge, insérée entre le vérin et le spécimen, est reliée à un système d'acquisition à haute vitesse pour suivre l'évolution du chargement cyclique. Les tiges d'acier sont également instrumentées et calibrées. Elles servent à régler la tension de façon uniforme dans le montage avant l'essai, et à mesurer les efforts au cours de l'essai. Le montage utilisé est le même pour les deux types d'assemblages testés.

5.3.3 Résultats des essais

Trois échantillons de chaque série sont testés à des niveaux de contrainte différents. Dans le cas des assemblages en K actuels, la contrainte nominale de référence utilisée est déterminée à l'intersection de la diagonale et du longeron. Dans l'autre cas, elle est

prise dans la diagonale au niveau du gousset. La fréquence de chargement appliquée est de 250 cycles/min.

5.3.3.1 Joints en K actuels

Le Tableau 5.7 présente les résultats des essais sur les joints en K actuels. La première colonne donne la variation de la contrainte nominale dans la diagonale et la deuxième colonne indique le nombre de cycles obtenus lors de l'essai. Les autres colonnes représentent l'estimation de la durée de vie. La courbe de catégorie F est utilisée avec les deux versions de la norme S157, alors qu'un FCC de 2.8 est utilisé avec les courbes de la méthode du point critique. Il est à noter que ces estimations sont des valeurs obtenues de méthodes de conception alors que les $N_{mesuré}$ sont des résultats expérimentaux. Il existe dans le montage de forts moments secondaires qui sont causés par l'excentricité dans le joint. La contribution de la contrainte due au moment fléchissant peut aller jusqu'à 50% dans certain cas.

Tableau 5.7 : Résultats d'essais de fatigue sur les joints en K actuels

$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	$N_{mesuré}$	N (S157-83)	N (S157-92)	$N_{h.s.}$ (Sharp)	$N_{h.s.}$ (Eurocode 9)
72	38 000	11 630	11 340	23 580	10 430
40	510 000	265 900	69 510	136 900	68 380
30	700 000	707 100	168 800	337 500	171 700

La rupture de ces assemblages s'est produite au pied de la soudure dans la ZAT. La fissure s'est propagée dans le longeron et toutes les hypothèses de l'utilisation de la méthode du point critique sont valides. Après les essais, une inspection visuelle a révélé que les soudures sur les trois spécimens testés étaient de bonne qualité. Les quatre

méthodes d'estimation donnent des résultats similaires à l'exception de la catégorie F de la norme S157-83 qui s'avère même non sécuritaire lorsque la variation de contrainte est faible. La méthode de conception proposée par Sharp donne le double du nombre de cycles de la courbe de l'Eurocode 9. Cependant, il est difficile de les comparer aux résultats obtenus puisqu'il n'y a pas suffisament de données expérimentales pour déterminer la courbe de conception sécuritaire.

5.3.3.2 Joints en K avec goussets

Les joints en K avec goussets sont une nouvelle conception. Le but est évidemment d'augmenter la résistance en fatigue de l'assemblage, mais aussi d'empêcher que la fissuration se propage dans le longeron. En effet, un longeron est une membrure portante principale et sa perte peut avoir des conséquences dramatiques. Avec l'utilisation de goussets, il est possible d'éliminer les excentricités dans ces joints, les moments secondaires y sont alors très faibles et contribuent pour seulement 10% à 20% de la contrainte nominale. Les résultats sont montrés au Tableau 5.8.

Tableau 5.8 : Résultats d'essais de fatigue sur joint en K avec gousset

$\Delta\sigma_{nom}$ (MPa)	$N_{mesuré}$	N (S157-83)	N (S157-92)
57	168 000	50 430	23 310
40	794 900	265 900	69 510
31	1 436 300	641 200	152 600

Dans ce cas-ci, le FCC est inconnu et on ne peut pas utiliser la méthode du point critique pour évaluer la durée de vie. On remarque toutefois qu'il y a augmentation de la résistance en fatigue comparativement aux résultats précédents. Toutes les ruptures se sont produites dans la diagonale au niveau du gousset comme le montrent la Figure 5-23

et la Figure 5-24. Ainsi, le longeron est épargné et la structure peut être réparée sans trop de difficultés.

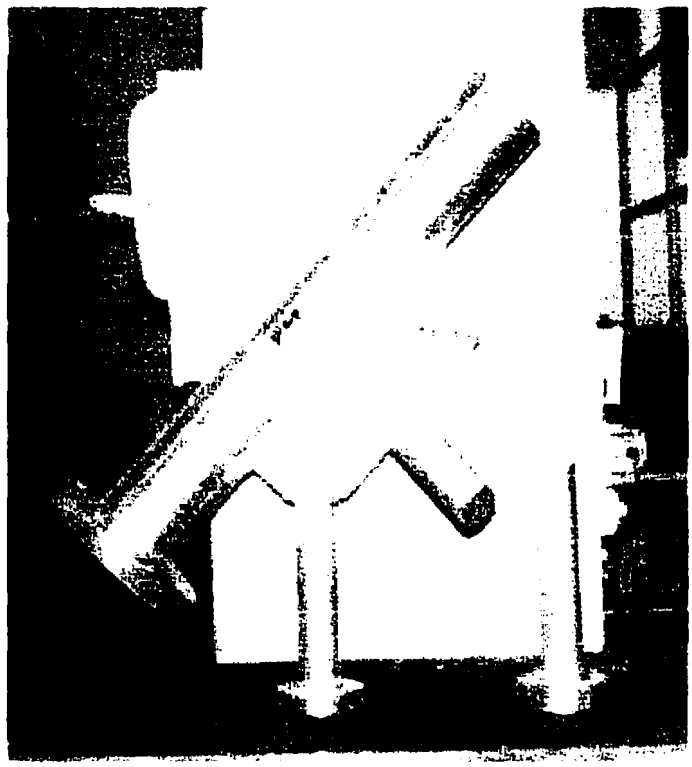


Figure 5-23 : Rupture d'un échantillon de joint en K avec gousset

Pour comparer la résistance des deux assemblages, les résultats sont placés sur un graphique log-log montré à la Figure 5-25. Le nombre de résultats n'est pas assez grand pour juger de la performance de chaque type de joint, mais il nous permet d'avoir un bon aperçu de la situation.

Figure 5-24 : Plan de rupture d'un échantillon de joint en K avec gousset

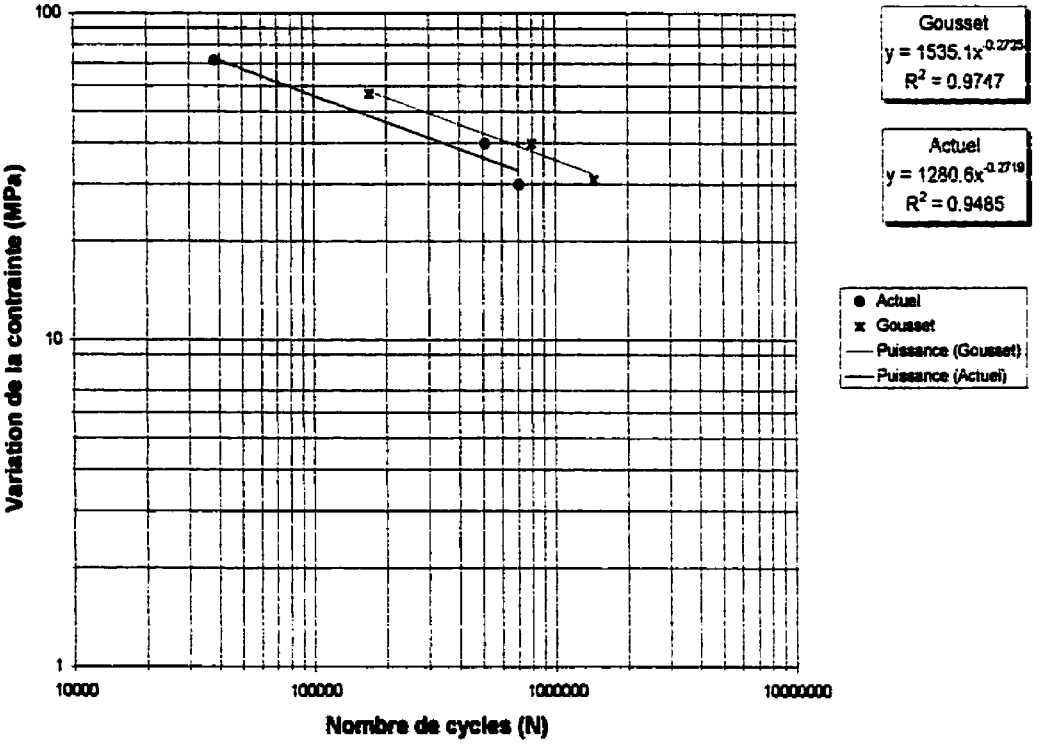


Figure 5-25 : Comparaison des résultats d'essais de fatigue sur joint en K

Un essai statique sur un joint en K avec gousset a été fait en utilisant le même montage que pour les essais cycliques. Le but était de vérifier la capacité à l'ultime du nouveau joint. Au moment où la charge appliquée sur le système a atteint 100 kN, il y a eu un début de voilement local de la diagonale en compression au niveau du gousset alors que la tension dans la diagonale était d'environ 93 kN. On a poursuivi le chargement jusqu'à 160 kN, le voilement dans la diagonale en compression empêchant de poursuivre plus loin. Lorsque l'essai fut interrompu, la force axiale dans la diagonale en traction était de 154 kN. Selon la norme S157-83, la résistance pondérée de cet assemblage est de 126 kN et la résistance ultime est de 180 kN. L'assemblage semble donc se comporter correctement. D'autres essais statiques et de fatigue devront être conduits sur cet assemblage dans une recherche future.

5.4 Conclusion

Cette étude expérimentale soulève plusieurs points intéressants. Dans le cas des joints en K actuels, on obtient une meilleure estimation du comportement de ce type de structure si les excentricités et les assemblages rigides sont prises en compte dans l'analyse. De plus, la qualité des soudures a une influence directe sur la durée de vie en fatigue de la poutre et sur sa résistance statique. En fatigue, si la soudure n'a pas une fusion adéquate, une fissure s'initiera à la racine de la soudure et se propagera à l'intérieur de celle-ci sans toutefois affecter le longeron. D'un autre côté, si la qualité est bonne, le nombre de cycles à la rupture augmente, mais la fissure peut alors s'étendre dans le longeron. Si

cette pièce se rupture, la capacité du portique de signalisation est réduite drastiquement et requiert une intervention rapide.

Les méthodes d'estimation de la durée de vie donnent en général de bons résultats. Un FCC de 2.8 semble adéquat pour les joints en K actuels. Plus d'essais sont cependant recommandés pour mieux comparer les courbes de conception aux données expérimentales. Une mise en garde sérieuse est émise au sujet de l'utilisation de la courbe de catégorie F de la norme S157-83. Cette courbe représente le détail le plus critique de la norme actuellement en vigueur au Canada. Or, dans plusieurs cas, elle s'est montrée non sécuritaire pour les assemblages tubulaires soudés.

Le nouveau modèle de joint en K avec gousset s'est très bien comporté lors des essais. Il y a une augmentation de la résistance statique et de la durée de vie en fatigue comparativement au modèle utilisé présentement. De plus, le joint étant concentrique, il faut appliquer plus de charges sur la structure afin d'obtenir la même contrainte nominale que sur un joint en K actuel. La géométrie de l'assemblage fait en sorte que la fissure se produit dans la diagonale en traction laissant ainsi le longeron intact. Du point de vue de la fabrication, les zones à souder sont plus faciles d'accès et les soudures d'angles sont plus simples à réaliser. Cependant, il a comme désavantage d'accroître légèrement la résistance au vent et les coûts de fabrication.

CHAPITRE 6

ANALYSES NUMÉRIQUES

On a réalisé, en complément aux essais en laboratoire, des analyses structurales conventionnelles et des analyses par éléments finis. Différents types de portique en trois dimensions sont modélisés avec des éléments de poutre afin d'évaluer l'impact des excentricités et de la discontinuité de triangulation dans la poutre. Le modèle d'éléments finis permet de déterminer de façon théorique le FCC pour un joint en K actuel.

6.1 Analyses de portiques

Le portique étudié est composé d'une poutre triangulée de type T2 de 19,507 m ou 19.857 m de portée et de supports verticaux de 8 m de hauteur totale. Les longerons supérieurs de la poutre triangulé sont positionnés à 8 m. En tout, quatre modèles sont étudiés. Dans le premier modèle, on inclut une excentricité de 31.75 mm entre les diagonales afin de simuler l'utilisation des joints actuels alors que les joints sont concentriques dans le second pour représenter les joints avec gousset. Les deux autres modèles sont identiques aux deux premiers à l'exception qu'on leur ajoute la discontinuité de triangulation de 175 mm aux extrémités aux points d'appuis de la poutre.

6.1.1 Description des modèles

Cette série d'analyse est effectuée à l'aide du logiciel SAP2000. La poutre est constituée de seize diagonales sur chaque face et chacune d'elles forme un panneau de 1219.2 mm

de côté. Les poteaux sont donc distancés de 19507 mm dans le cas où la discontinuité n'est pas incluse, et de 19857 si elle l'est. La forme générale que prend le modèle une fois complété est montré sur la Figure 6-1. Le Tableau 6.1 présente les dimensions des sections utilisées.

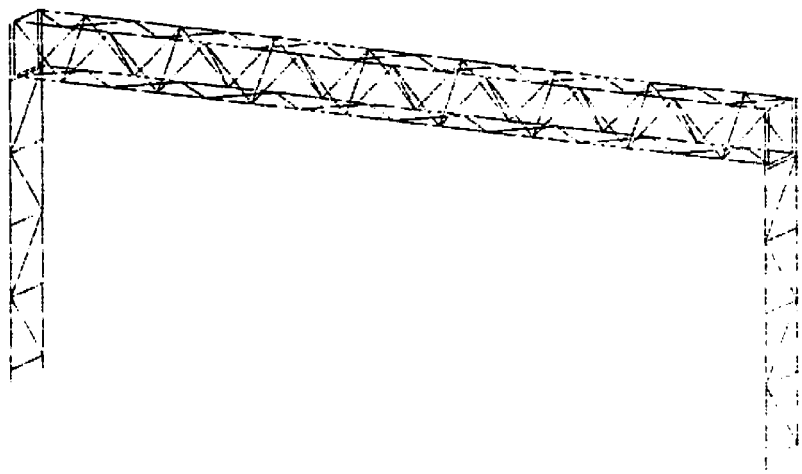


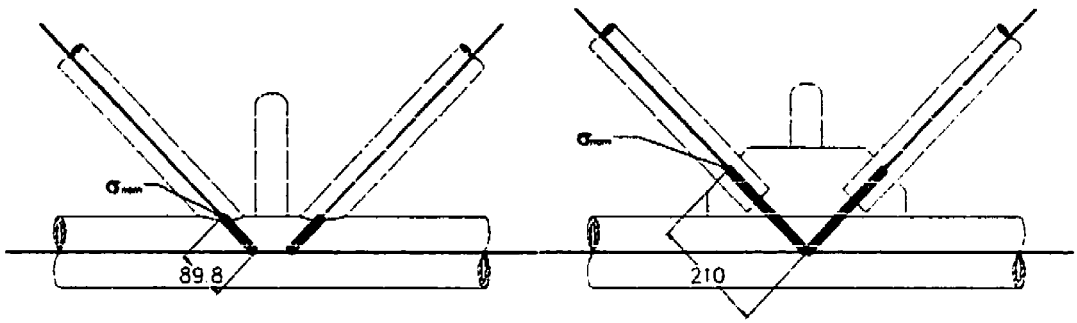
Figure 6-1 : Modèle numérique à joints concentriques

Tableau 6.1 : Section des membrures du portique

POUTRE TRIANGULÉE	
Diagonales:	ϕ 60.3 x 5.54
Longerons:	ϕ 127 x 6.35
SUPPORTS VERTICAUX	
Diagonales:	ϕ 88.9 x 4.76
Poteaux (Bas):	ϕ 254 x 6.35
Poteaux (Haut):	ϕ 203.2 x 6.35

Les appuis à la base des poteaux sont rotulés. La jonction entre la poutre et les supports verticaux est obtenue en imposant les mêmes déplacements à chaque nœud à l'extrémité des longerons avec leur vis-à-vis sur les poteaux. Les rotations sont laissées indépendantes. De cette façon, un effet de cadre partiel est intégré au modèle. Les joints

sont modélisés en utilisant des extensions rigides. Sur la Figure 6-2, on superpose les détails du modèle mathématique à la géométrie réelle des assemblages. On y indique l'endroit où la contrainte nominale est calculée ainsi que la longueur des extensions rigides.



a) Joint actuel b) Joint avec gousset

Figure 6-2 : Modélisation des joints

On applique un chargement arbitraire verticale de 1 kN/m sur tous les longerons dans les quatre analyses. Aucune autre membrure n'est chargée.

6.1.2 Résultats des analyses

Dans toutes les analyses, c'est la première diagonale verticale en traction qui est la plus fortement sollicitée. Les efforts qui ont été obtenus pour cette diagonale sont montrés sur la Figure 6-3. Les valeurs des moments fléchissant sont en kN-mm. Le calcul de la contrainte nominale maximale y est également indiqué en montrant la contribution due à l'effort axial et au moment fléchissant. On remarque que le changement de configuration des assemblages n'affecte pas beaucoup l'effort axial dans la diagonale. Par contre, le moment subit des variations importantes. Ainsi, lorsque qu'il n'y a pas de

discontinuité de triangulation, il y a une diminution de 15% entre la contrainte nominale dans les joints actuels et les joints concentriques avec gousset. Cependant, le facteur qui a le plus d'influence sur la contrainte nominale est la discontinuité de triangulation. En effet, la valeur du moment est presque doublée lorsque celle-ci est présente. Ainsi, selon ces analyses, si on passe de la situation présente, c'est à dire l'utilisation des joints en K actuels avec discontinuité de triangulation, à une situation idéale, avec joint concentrique et sans discontinuité, la diminution de la contrainte nominale approche les 40%.

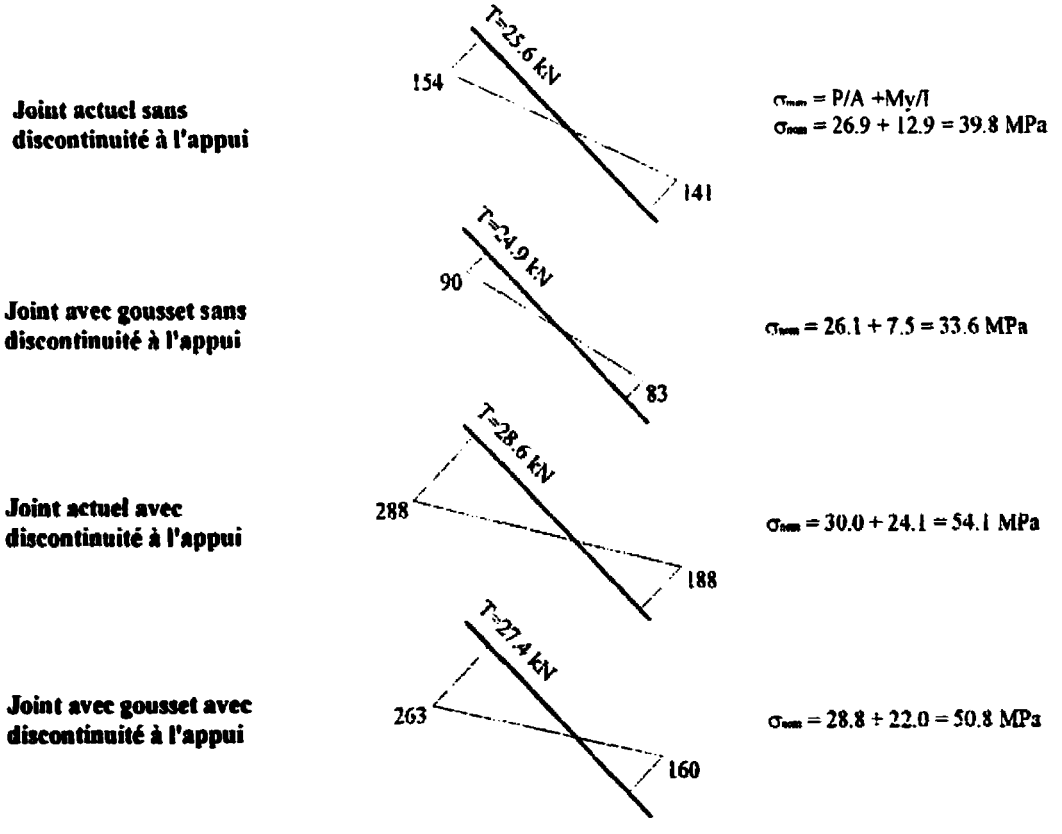


Figure 6-3 : Efforts dans la diagonale la plus sollicitée pour chaque analyse

Actuellement, il n'est pas facile de diminuer la distance entre l'axe du support vertical et le premier nœud de triangulation de la poutre. Cette espace est nécessaire pour installer les boulons en U qui servent à maintenir la poutre en place. Cependant, selon l'avis du fabriquant et des experts du MTQ, il est possible de concevoir un nouvel assemblage avec gousset qui sera concentrique avec les appuis.

6.2 Analyses par éléments finis

Les analyses par éléments finis servent à déterminer de quelle façon les efforts se répartissent dans un joint en K actuel. Les résultats permettent également de vérifier la valeur du FCC établis expérimentalement.

6.2.1 Description du modèle

Ces analyses numériques sont réalisées à l'aide du logiciel COSMOS 2.0 (COSMOS, 1998). Le joint est modélisé en 3D avec des éléments de plaque et coque à 9 nœuds. La géométrie de la soudure n'est pas prise en compte. La Figure 6-4 montre le maillage du réalisé. Ce joint est intégré à un modèle de treillis uniplanaire identique à ceux testés dans le programme expérimental. Le reste de la structure est représenté par des éléments de poutre. Des éléments de barres rigides sont utilisés pour faire le lien entre les plaques et les poutres. Le treillis repose sur des appuis simples et le chargement est appliqué au centre. Les charges qui sont appliquées sur le treillis correspondent à des valeurs pour lesquelles des données expérimentales sont disponibles.

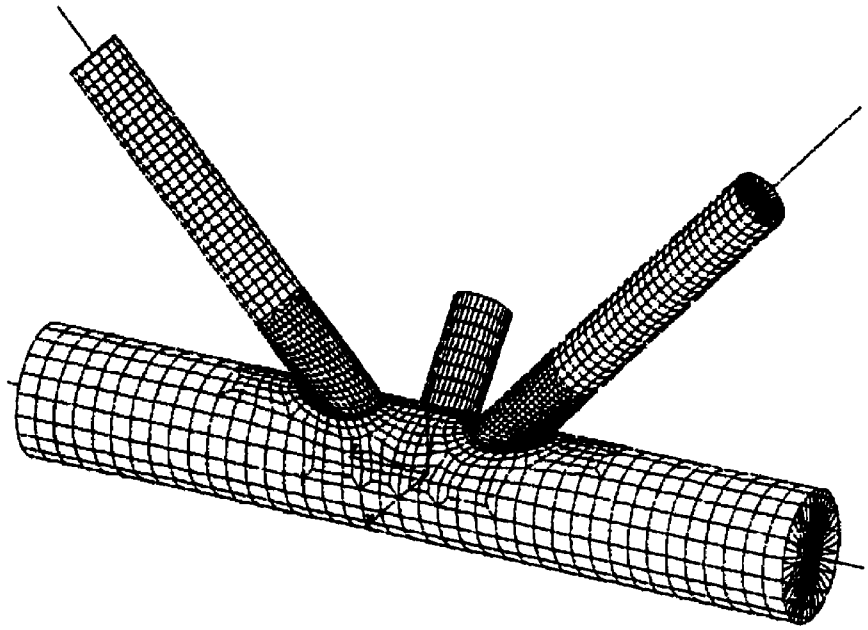


Figure 6-4 : Modèle d'éléments finis d'un joint en K actuel

6.2.2 Résultats des analyses

6.2.2.1 Validation du modèle

Afin de vérifier la validité du modèle, on effectue une comparaison des valeurs numériques avec les valeurs expérimentales. Les contraintes mesurées expérimentalement sur le longeron du joint en K sont montrées sur la Figure 6-5 pour différents niveaux de chargement. Les courbes pointillées représentent les valeurs numériques pour ces mêmes chargements. Il y a une assez bonne corrélation entre les résultats si la charge n'est pas trop élevée. En effet, les analyses numériques réalisées sont du type linéaire élastique. Ainsi, lorsque le matériau commence à se plastifier, il y a redistribution des efforts et les résultats divergent. Selon les résultats expérimentaux

présentés au chapitre 5, cette redistribution prend de l'importance lorsque la charge totale sur le treillis approche les 15 kN.

On compare également les efforts obtenus dans les éléments de poutre avec les résultats d'une analyse de treillis réalisée avec SAP2000. La Figure 6-6 présente les efforts axiaux et les moments fléchissants de la moitié du treillis, en kN-mm, obtenus avec les deux logiciels. Dans ce cas, la charge totale appliquée sur le treillis est de 10.19 kN. On remarque que les moments fléchissants sont du même ordre de grandeur et que les efforts axiaux sont à toutes fins pratiques identiques.

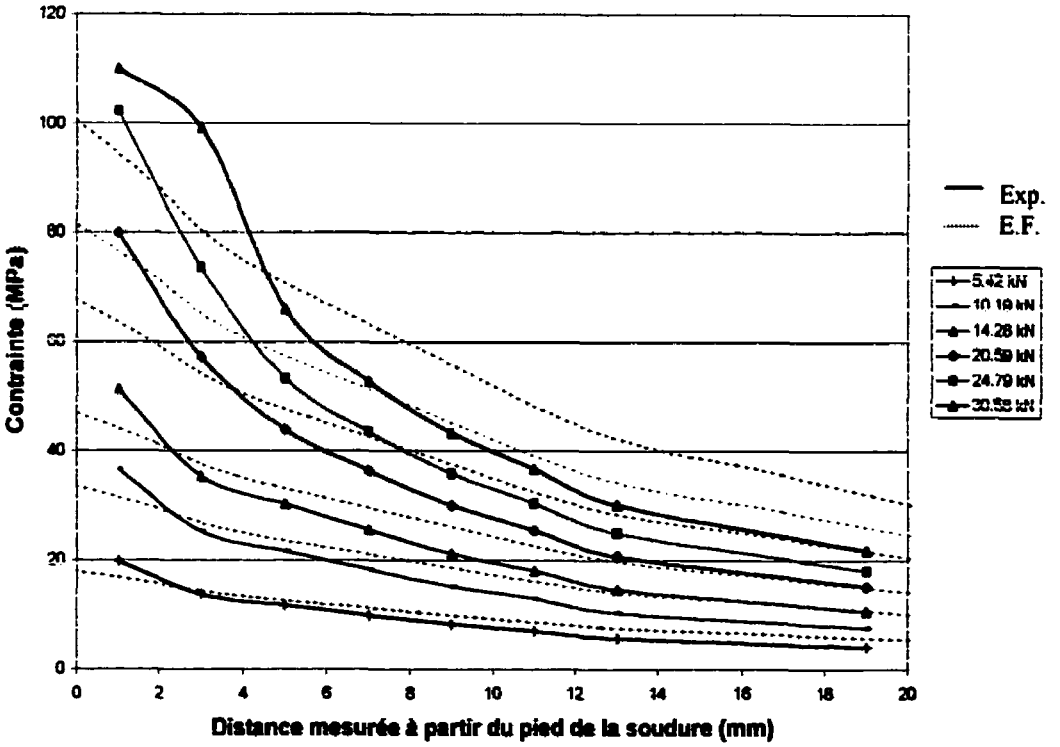
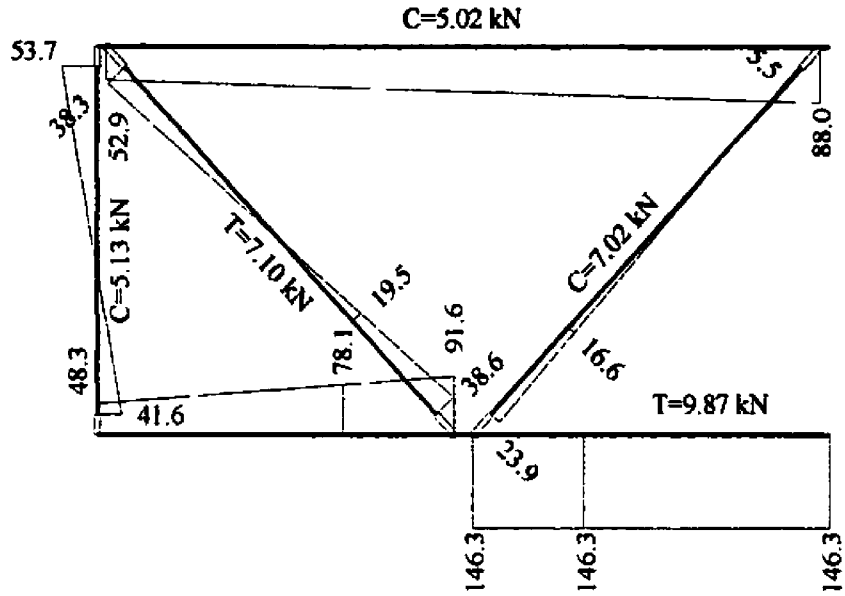
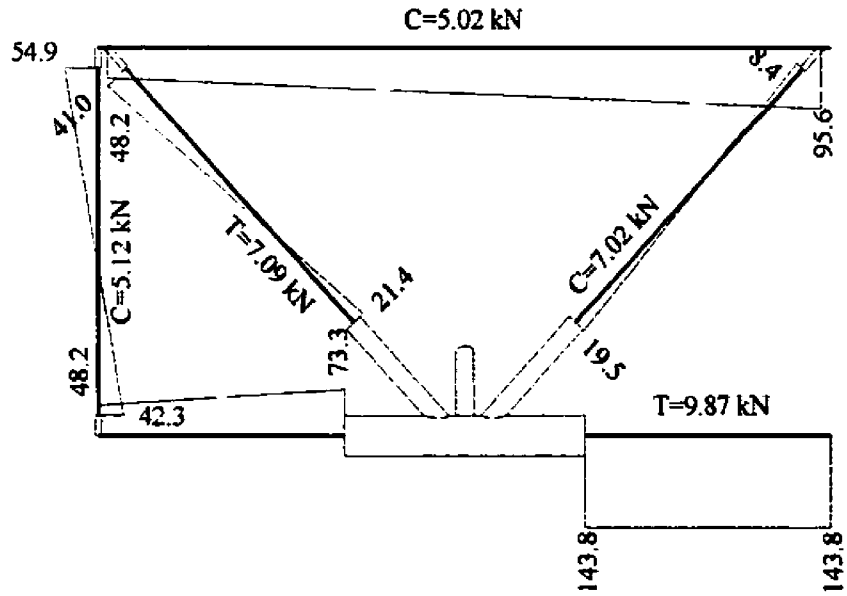


Figure 6-5 : Comparaison du modèle numérique de COSMOS et des résultats expérimentaux



SAP2000



COSMOS 2.0

Figure 6-6 : Comparaison des résultats de SAP2000 et de COSMOS

6.2.2.2 Résultats graphiques

Une fois l'analyse exécutée, il est possible de visualiser la distribution des contraintes et la déformation de l'assemblage. Les figures qui suivent montrent ces résultats pour une charge de 10.19 kN.

La Figure 6-7 montre la déformation du treillis sous une charge 10.19 kN. Le logiciel COSMOS a déterminé que la flèche du longeron inférieur au centre de la poutre est de 0.889 mm. Pour le même cas, le logiciel SAP2000 donne une flèche de 0.877 mm et les mesures expérimentales quant à elles donnent 1.05 mm. Une vue agrandie du joint est montrée à la Figure 6-8.

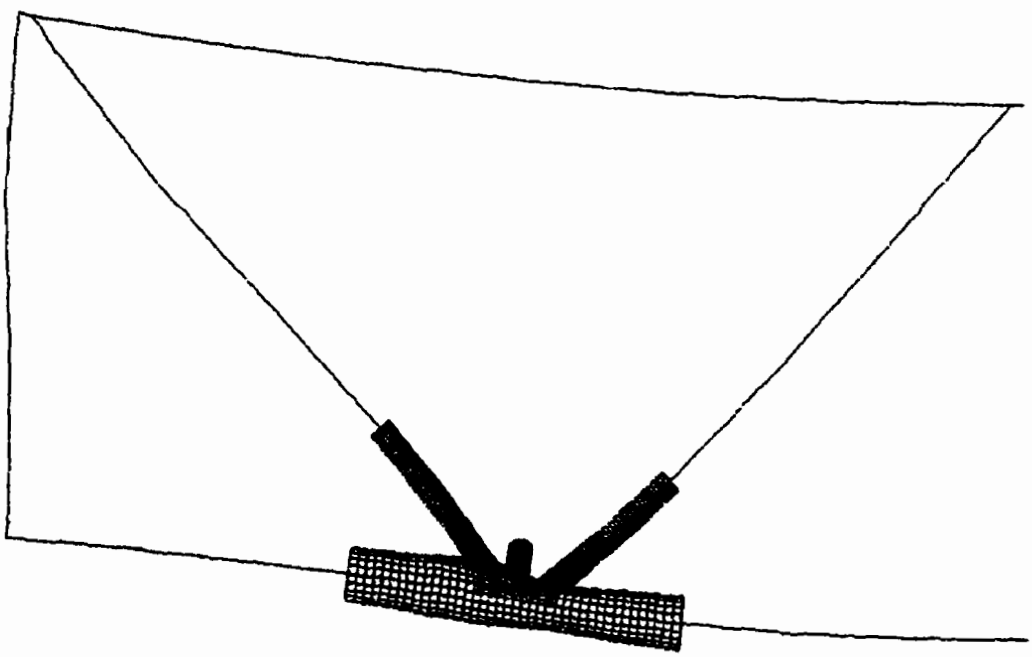


Figure 6-7 : Déformation du treillis sous une charge de 10.19 kN

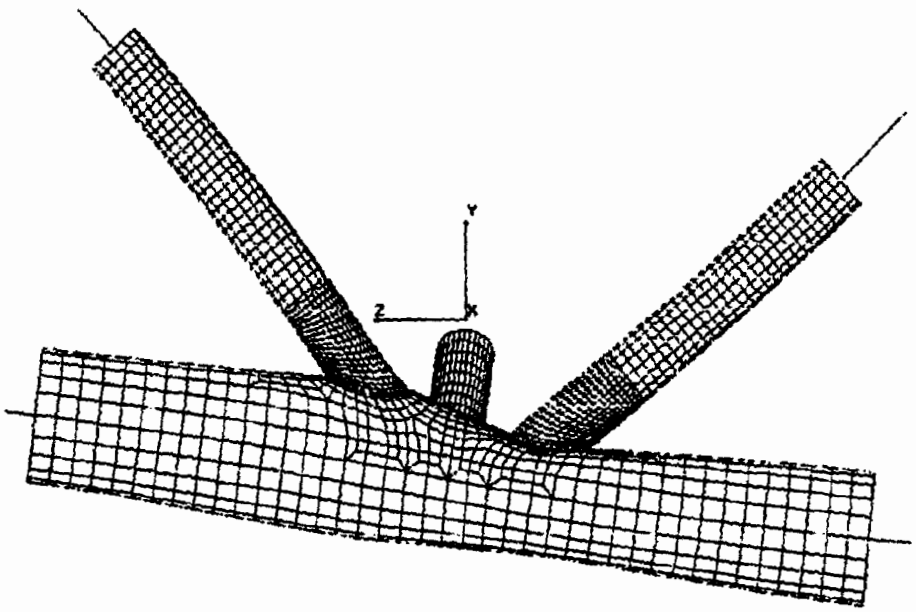


Figure 6-8 : Déformation du joint sous une charge de 10.19 kN

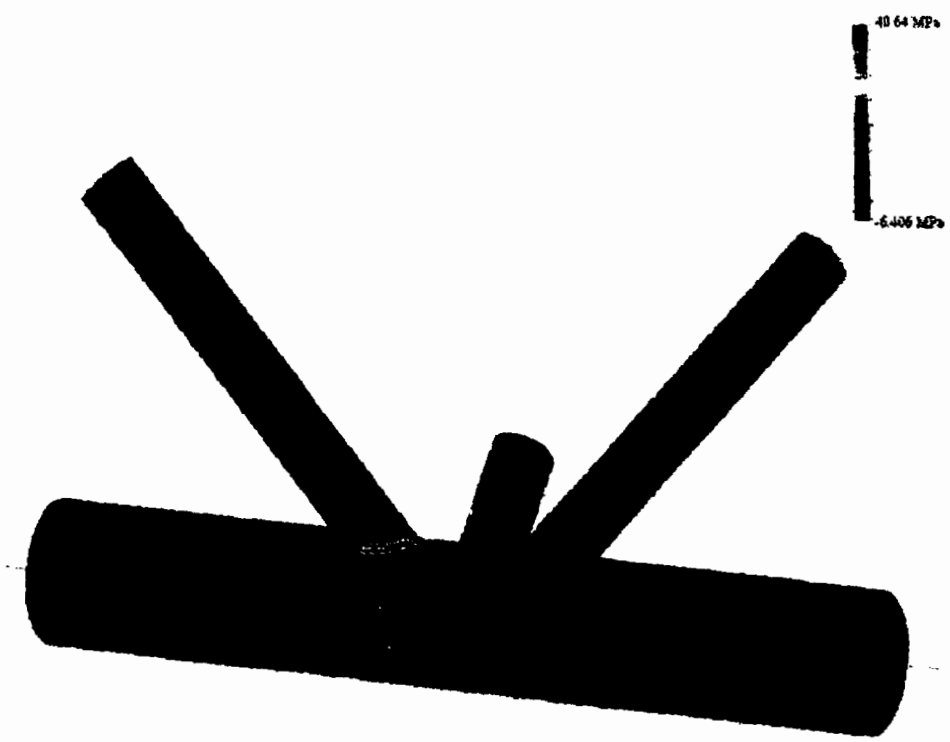


Figure 6-9 : Distribution des contraintes principales sous une charge de 10.19 kN

La Figure 6-9 représente la distribution des contraintes principales dans le joint sous une charge de 10.19 kN appliquée sur le treillis. On remarque que la zone la plus fortement sollicitée en traction se trouve à la base de la diagonale tendue, à l'endroit où les fissures de fatigue se forment.

6.2.2.3 Évaluation du FCC

Tel que discuté dans les chapitres précédents, il existe dans la littérature plusieurs moyens d'évaluer le FCC à partir d'analyses numériques. La méthode la plus appropriée est de modéliser le joint avec des éléments de solide, en incluant la géométrie de la soudure et d'appliquer l'une des méthodes d'extrapolation décrite précédemment. Cependant, cette méthode peut demander beaucoup de temps pour créer le modèle et pour le résoudre. Les éléments de plaque et coque sont également utilisés, mais offrent généralement des résultats moins précis. Certaines références comme l'Eurocode 9, permettent d'estimer la contrainte au point critique en prenant directement la contrainte à l'intersection de la diagonale et du longeron à condition que le modèle n'inclut aucun effet dû à la géométrie de la soudure. Pour les besoins de ce travail, on applique les méthodes d'extrapolation sur le modèle avec éléments de plaque et coque, ainsi que la méthode suggérée par l'Eurocode 9.

Dans le modèle numérique, il n'y a qu'un seul élément qui couvre la longueur de la zone d'extrapolation. En effet, l'élément va de 3.82 mm à 12.58 mm, mesuré à partir de l'endroit où le pied de la soudure devrait être, alors que la zone d'extrapolation s'étend

de 4 mm à 10.81 mm. La distribution longitudinale de la contrainte déterminée numériquement aux nœuds situés sur la ligne centrale du treillis est presque linéaire comme le montre la Figure 6-10. De ce fait, on a procédé seulement à deux types d'extrapolation sur les résultats numériques : une extrapolation linéaire et une extrapolation quadratique sur les valeurs de contrainte prises aux nœuds de l'élément dans la zone d'extrapolation sur la ligne de centre du treillis. Une troisième méthode considérée consiste à utiliser directement la contrainte à l'endroit où le pied de la soudure se situe. Les contraintes obtenues sont présentées dans le Tableau 6.2 en MPa.

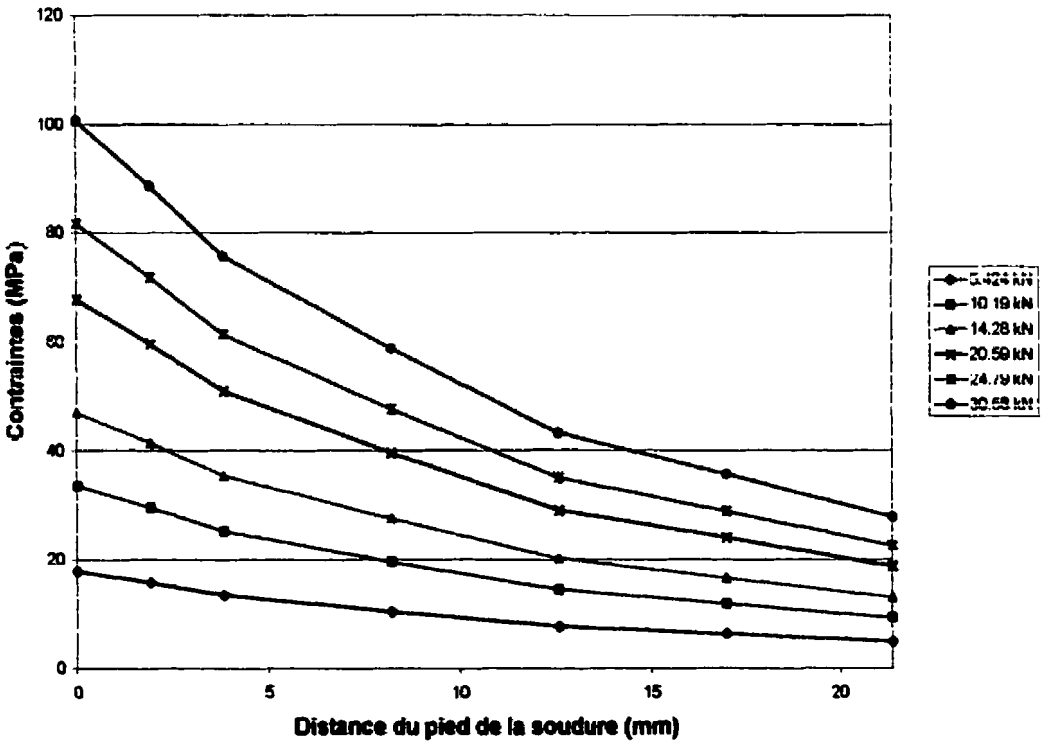


Figure 6-10 : Distribution longitudinale de la contrainte dans le modèle numérique

Tableau 6.2 : Contraintes obtenues des analyses numériques

	Contraintes	$\sigma_{h.s.}$		
Charge	Nominale	linéaire	Quadratique	Directe
5.424 kN	5.83	15.92	16.24	17.87
10.19 kN	10.94	29.91	30.49	33.55
14.28 kN	15.35	41.94	42.79	47.04
20.59 kN	22.12	60.45	61.65	67.82
24.79 kN	26.64	72.80	74.29	81.67
30.58 kN	32.86	89.80	91.62	100.7
FCC		2.733	2.788	3.065

Les valeurs numériques du FCC sont très similaires aux valeurs expérimentales qui se situaient entre 2.70 et 3.07. Cependant, les éléments finis révèlent que la contrainte au point critique ne se situe pas sur la ligne centrale du treillis, mais qu'elle est légèrement décalée du côté de la diagonale interne. En effet, la présence de la diagonale ajoute de la rigidité à l'assemblage et affecte ainsi la distribution des contraintes. La contrainte maximale au pied de la soudure, obtenue de façon directe, s'élève à 34.12 MPa pour une charge de 10.19 kN. Ainsi, le FCC obtenu de la méthode de l'Eurocode 9 devient donc 3.116, une augmentation de seulement 2%.

6.3 Conclusion

Les analyses numériques effectuées dans le cadre de ce projet de recherche révèlent que la discontinuité de triangulation à l'extrémité de la poutre est le paramètre qui contribue le plus à augmenter le moment fléchissant dans les diagonales. En fait, si des joints concentriques sont utilisés sur toute la poutre, y compris aux appuis, la contrainte nominale dans la diagonale en traction diminue d'environ 40% comparée avec la

situation actuelle. Les analyses par éléments finis confirment les valeurs de FCC établies expérimentalement. Une valeur se situant entre 2.8 et 3.0 semble raisonnable pour estimer la durée de vie de ce type d'assemblage. De plus, la grande ressemblance entre les résultats obtenus de SAP2000 et de COSMOS indiquent que les hypothèses au sujet de l'utilisation des extensions rigides sont valides.

CHAPITRE 7

CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS

Dans ce mémoire on a étudié la résistance en fatigue des portiques de signalisation aérienne en aluminium. On présente en premier les conclusions relatives à chacun des objectifs établis au début de l'étude. Ces objectifs étaient de comparer les normes canadiennes sur l'aluminium avec ce qui se fait ailleurs, de valider la performance des structures de signalisation aérienne en aluminium fabriquées selon les critères en vigueur et, finalement, d'améliorer les procédés de fabrication et les critères de conception. À la fin, on présente quelques recommandations pour les études futures.

7.1 Comparaison des normes canadiennes sur l'aluminium avec ce qui se fait ailleurs

La norme CAN/CSA-S157-M83 est la norme traitant des constructions en aluminium actuellement en vigueur au Canada. Sa dernière édition remonte à 1983. Depuis, de nombreuses recherches, principalement du côté européen, ont été réalisées sur la résistance des structures faites de ce matériau. Elles ont conduit à la publication de la norme britannique BS-8118 en 1992, à la révision des spécifications de *The Aluminum Association* aux États-Unis en 1994 et enfin, à la publication par le comité européen de normalisation de l'Eurocode 9 en 1999. Des changements importants concernant la fatigue ont été apportés dans toutes ces nouvelles normes, notamment au sujet des chargements à amplitudes variables. En effet, il est établi depuis bien longtemps que

certains matériaux comme l'acier et l'aluminium soumis à un chargement cyclique constant, ne se fissureront pas si la variation de contrainte ne dépasse pas une certaine valeur appelée limite d'endurance. Cependant, si l'amplitude n'est pas constante, il suffit de seulement quelques cycles au-dessus de la limite d'endurance pour que même les cycles de faible amplitude contribuent à l'accumulation de dommages. Les courbes de fatigue des normes les plus récentes ont donc subi des modifications pour prendre en compte ce phénomène. La norme américaine prolonge la pente de la courbe S-N au-delà de la limite d'endurance si le chargement est variable alors que les Européens utilisent des courbes avec un changement de pente.

L'autre point important qui est apporté à ces normes est la prise en compte de l'effet d'échelle. Dans les plus veilles normes comme la S157-83, les données recueillies concernant la fatigue provenaient d'essais sur des échantillons à échelle réduite qui peuvent parfois être inadéquates pour les assemblages de grande taille. Les Américains ont redéfini les courbes de fatigue de leurs normes en introduisant des résultats d'essais sur des spécimens à échelle réelle. Les normes européennes, quant à elles, utilisent des facteurs de réduction sur le nombre de cycles à la rupture si les dimensions des membrures dépassent une certaine valeur.

En fait, des modifications similaires ont été proposées en 1992 pour la norme canadienne. Cependant, la nouvelle édition n'est toujours pas adoptée et c'est l'édition de 1983 qui gouverne toujours le dimensionnement des membrures en aluminium. Les

travaux effectués lors de ce mémoire ont permis de faire une comparaison des méthodes de prédiction de la durée de vie en fatigue présentées dans les normes décrites précédemment. La norme canadienne de 1983 a toujours donné les résultats les moins sévères et, dans un cas, elle prédisait un nombre de cycles à la rupture bien supérieur à ce que l'échantillon a réellement supporté. En effet, la prédiction de la norme S157-83 pour l'essai de fatigue sur le treillis complet était de 1.32×10^6 cycles alors que l'échantillon a réellement supporté 6.07×10^5 cycles. Pour ce même cas, la version proposée pour la future norme canadienne donnait une valeur de 3.54×10^5 cycles, une valeur très semblable à l'Eurocode 9 qui prédisait une rupture à 3.70×10^5 cycles. En général, les valeurs calculées avec la nouvelle norme canadienne s'approchent beaucoup des valeurs de l'Eurocode 9.

La norme canadienne actuelle a beaucoup de retard sur les autres et c'est une situation qui peut se révéler dangereuse. Par exemple, les nouveaux développements mentionnés plus haut concernent les chargements à amplitude variable. Les structures de signalisation aérienne y sont justement soumises et le nombre de défaillances ne cesse d'augmenter. La version proposée en 1992 pour la future norme a beaucoup de potentiel mais elle n'est malheureusement pas encore en vigueur. Il serait donc important de mettre nos spécifications au niveau permis par l'état actuel des connaissances.

7.2 Validation de la performance des structures actuelles

Une partie du programme expérimental de ce projet de recherche visait à évaluer la performance des structures de signalisation aérienne en aluminium fabriquées selon les critères en vigueur. Des essais statiques et de fatigue ont donc été faits sur une poutre triangulée réelle. Dans les deux cas, la rupture est survenue dans la soudure elle-même. À l'essai statique, la charge maximale atteinte était de 110 kN alors que le treillis aurait dû pouvoir supporter environ 150 kN avant que les soudures ne cassent. De même, en fatigue, deux méthodes sur quatre ont prédit une durée de vie supérieure à ce que l'assemblage a résisté. Ces défaillances prématurées sont principalement dues à la mauvaise qualité de certaines soudures. L'espace restreint entre les diagonales dans le joint en K empêche souvent l'ouvrier de maintenir correctement son angle de soudage et il en résulte parfois que la dimension de la gorge efficace des soudures est insuffisante.

Les essais de traction sur les soudures ont révélé que le paramètre qui a le plus d'influence sur la résistance est le délai d'attente entre le brossage des pièces et le moment où elles sont soudées. En effet, la couche d'oxyde qui se forme en surface des membrures a une température de fusion plus élevée que l'aluminium ce qui peut causer des problèmes de manque de fusion à la racine des soudures. Ce genre de défaut crée donc des endroits propices à l'initiation de fissures et réduit le nombre de cycles que peut supporter un assemblage.

Un autre fait important est ressorti des essais de fatigue sur les joints en K actuels. Les soudures des échantillons utilisés pour effectuer ces tests étaient de très bonne qualité. Or, dans tous les cas, la rupture est apparue au pied de la soudure dans la ZAT, et s'est propagée dans le longeron. Par contre le nombre de cycles qui peut-être appliqué est plus élevé.

Ainsi, avec le type de joint actuel, deux situations se présentent. Si les soudures sont de mauvaise qualité, le nombre de cycles qui peut être appliqué diminue, mais la fissure se propage dans la soudure et n'affectera pas l'intégrité des membrures. Si les soudures sont de bonne qualité, le nombre de cycles qui peut être appliqué augmente, mais l'intégrité de la structure est menacée puisque la fissure se propage dans le longeron qui est un élément porteur important.

Les résultats des essais montrent clairement que la courbe de catégorie F de la norme S157-83 est inadéquate pour prédire le nombre de cycles à la rupture des assemblages actuels. La nouvelle norme n'étant toujours pas adoptée, on doit donc se tourner vers d'autres méthodes pour estimer la résistance des assemblages tubulaires. Dans ce document, on présente la méthode du point critique. Elle a donné de bons résultats lors des essais. Cependant, d'autres études sont nécessaires afin de faire un choix plus éclairé entre les courbes proposées par l'Eurocode 9 et la méthode proposée par Sharp. Un FCC de 3.0 semble adéquat et sécuritaire pour un assemblage en K d'une poutre de type T2.

Une nouvelle valeur de FCC doit être déterminée pour chaque assemblage de dimensions et de géométrie différentes.

7.3 Amélioration des procédés de fabrication et des critères de conception

Les observations précédentes ont conduit à l'élaboration d'un nouveau type d'assemblage pour les poutres triangulées de portiques de signalisation aérienne en aluminium. Le nouveau joint utilise des goussets pour faire le lien entre les diagonales et le longeron. De cette façon, il est possible de concevoir des assemblages concentriques, ce qui permet de diminuer la sollicitation qui y est appliquée. En effet, les analyses numériques montrent que si tous les joints d'une poutre réelle sont concentriques, incluant les nœuds aux appuis, la contrainte nominale est réduite d'environ 40% comparée avec la situation actuelle. Cependant, les analyses numériques de cette recherche sont effectuées en supposant des appuis rotulés à la base des poteaux. À la lumière de récent développement, (Vallière, M., 2000, Communication privée) cette hypothèse peut s'avérer inexacte puisque des essais de chargement statique in situ sur un portique réel montre la présence d'un encastrement à la base.

Les essais de fatigue réalisés sur les joints isolés montrent que pour une même valeur de contrainte nominale, la durée de vie des joints avec gousset est plus grande que celle des joints en K actuels. Bien entendu, le nombre d'essais réalisé est insuffisant pour permettre une étude statistique afin de déterminer une courbe de conception. Cependant

des essais de fatigue supplémentaires sur les joints avec goussets sont prévus et seront réalisés sous peu.

Les soudures sont également plus faciles à réaliser puisqu'il s'agit de quatre cordons de soudure d'angle réalisés de chaque côté du gousset. De cette façon, la ZAT n'affecte plus toute l'aire de la diagonale et sa résistance en traction en est grandement améliorée. En effet, la résistance pondérée en traction d'une diagonale dans le nouvel assemblage, calculée selon la norme CAN/CSA-S157-M83 est de 126 kN alors qu'actuellement elle n'est que de 94.3 kN. Cependant, l'avantage le plus marqué de l'utilisation des goussets est que le longeron n'est pas affecté par la fissuration. Dans tous les cas, la fissure s'est initiée et propagée dans la diagonale à partir du bord du gousset.

Néanmoins, cet assemblage offre quand même certains inconvénients. Premièrement, il augmente la surface d'une poutre exposée au vent et, par le fait même, la pression de vent qui y est exercée. Deuxièmement, les goussets produisent un aspect moins esthétique de la structure. Finalement, la quantité de matériau requise pour fabriquer les poutres est augmentée ainsi que le temps requis pour découper les pièces. Il peut donc y avoir un impact sur les coûts de production.

7.4 Recommandations

Dans ce travail, nos efforts ont été principalement concentrés sur l'amélioration des détails structuraux afin d'augmenter la durée de vie des structures futures. On a

également étudié l'application de méthodes d'estimation de la résistance en fatigue et ainsi établi certains paramètres à appliquer lors de la conception comme le facteur de concentration de contrainte. Cependant, ces informations ne pourront pas être utilisées efficacement tant que les efforts exercés sur une structure en service seront inconnus. En effet, peu d'études ont été réalisées sur le comportement dynamique de ce type de structure. A notre connaissance, aucun historique de chargement de portique de signalisation aérienne n'est disponible. Des études ont été réalisées aux États-Unis sur les structures en porte-à-faux. Elles ont permis de déterminer des formules empiriques pour estimer l'amplitude de contrainte provoquée par les phénomènes aérodynamiques ainsi que par le passage de véhicules sous les panneaux de signalisation. Malheureusement les résultats ne sont pas utilisables pour les portiques puisque leur comportement dynamique est très différent. L'instrumentation et la surveillance d'un portique typique pourraient nous en apprendre beaucoup sur les conditions de service qui sévissent sur ces structures. De plus, il serait alors possible de mieux calibrer les amortisseurs qui s'y trouvent et de diminuer ainsi les amplitudes de contrainte dans les diagonales.

Des recherches doivent également être entreprises pour vérifier l'impact des assemblages avec gousset sur les autres types de poutres. En effet, l'assemblage étudié dans ce projet correspond à ce que l'on retrouve sur une poutre triangulée de type T2. Cependant, le MTQ utilise également des poutres de dimensions différentes, certaines plus petite et d'autres plus grandes. Il faut, par exemple, déterminer un FCC pour

chaque assemblage de dimension différente avant de pouvoir appliquer la méthode du point critique aux structures actuelles. De plus, le FCC des nouveaux assemblages n'a pu être déterminé dans ce travail, mais la question sera probablement étudiée dans une recherche ultérieure. Des essais de fatigue supplémentaires sont également nécessaires afin d'augmenter la banque de données sur les joints en K actuels et les joints avec goussets et ainsi établir des courbes de conception sécuritaire.

Le MTQ envisage également de remplacer les poutres triangulées par des poutres mono-tubulaires carrées. Le nombre de détails sujets à la fatigue y est moins élevé que sur les structures fabriquées présentement. Ce type de poutre est déjà largement utilisé en Europe. Cependant il existe encore peu d'information concernant leur comportement dynamique et leur résistance en condition de service.

RÉFÉRENCES

ALCAN, 1983, "Strength of Aluminum", Alcan Canada Products Limited;

BACK, J., VAESSEN, G.H.G., 1981, "Fatigue behaviour and corrosion fatigue behaviour of offshore structures", Final report ECSC Convention 7210-KB/6/602 (J.7. 1 f/76). Foundation for Materials Research in the sea. Delft/Apeldoorn;

BSI, 1992, "Structural Use of Aluminum" *(BS-8118), Part 1, Code of Practice for Design, 1992,* British Standards Institution;

CEN, 1998, "Eurocode 9: Design of Aluminum Structures", Comité Européen de Normalisation, Brussels;

CNBC, 1995, "Code National du Bâtiment du Canada", 18^{e} éd., Comité associé du Code National du Bâtiment, Conseil national de recherches du Canada, Ottawa, Ontario;

COSMOS, 1998, Structural Research and Analysis Corporation, version 2.0

CSA, 1994, "CAN/CSA-S16.1-94, Limit State Design of Steel Structures", National Standard of Canada, Canadian Standards Association, Rexdale, Ontario;

CSA, 1983, "CAN3-S157-M83, Strength Design in Aluminum", National Standard of Canada, Canadian Standards Association, Rexdale, Ontario;

CSA, 1992, "CAN/CSA-S157-92, Draft Version - Strength Design in Aluminum", National Standard of Canada, Canadian Standards Association, Rexdale, Ontario;

DAVENPORT, A.G., 2000, communication privée;

DAVENPORT, A.G., NOVAK, M., 1996, "Vibration of structures induced by wind", Shock and vibration handbook, Forth Edition (Harris, C.R.-Ed), Mcgraw-Hill, NY.

FISHER, J.W., KULAK, G.L., SMITH, I.F.C., 1997, "A Fatigue Primer for Structural Engineers", ATLSS Report No.97-11, Advanced Technology for Large Structural Systems, Lehigh University;

FOUAD, H.F., CALVERT, E.A., AND NUNEZ, E., 1998, "Structural Supports for Highway Signs, Luminaires and Traffic Signals", NCHRP Report 411, Transportation Research Board, National Research Concil, Washington, DC;

GOSSELIN, R., LABONTÉ, M., 1999, "Rapport d'analyse des soudures de la structure de signalisation routière en aluminium réalisé suite aux essais de fatigue et statique sur poutre triangulée", Ministère des Transports du Québec, Direction du Laboratoire des chaussées, Service des Matériaux d'infrastructures, Secteur Métallurgie (Montréal);

KACZINSKI, M.R., DEXTER, R.J., VAN DIEN, J.P., 1998, "Fatigue-Resistant Design of Catilevered Signal, Sign, and Light Supports", NCHRP Report 412, Transportation Research Board, National Research Concil, Washington, DC;

LENGEL, J.S., SHARP, M.L., 1969, "Vibration and Damping of Aluminum Overhead Sign Structures", Highway Research Record, No. 259;

MARTIN, K.A., EHSANI, M.R., BJORHOVDE R., 1987, "Field Testing of Highway Sign Support Structures", American Society of Civil Engineers, Journal of Structural Engineering, Vol.113, No.4, avril 1987;

MTO, 1992, "Ontario Highway Bridge Design Code" (*OHBDC*), Ontario Ministry of Transportation and Communications, Downsview, Ontario;

PACKER, J.A., HENDERSON, J.E., 1992, "Design Guide for Hollow Structural Section Connections", Canadian Institute of Steel Construction, Willowdale, Ontario;

PUTHLI, R.S., WARDENIER, J., DE KONING, C.H.M., VAN WINGERDE, A.M., VAN DOOREN, F.J., 1988, "Numerical and experimental determination of strain (stress) concentration factors of welded joints between square hollow section", Heron, vol.33, No.2;

ROMEIJN. A., 1994, "The fatigue behaviour of multiplanar tubular joints", Heron, Vol.39, No.3;

SAP2000, 1998, Computers and Structures inc., version 6.02

SHARP, M.L., NORDMARK, G.E., MENZEMER, C.C., 1996, "Fatigue Design of Aluminum Components and Structures", Mcgraw-Hill, NY.;

SHARP, M.L., 1993, "Behavior and Design of Aluminum Structures", Mcgraw-Hill, NY;

SHARP, M.L., NORDMARK, G.E., 1977, "Fatigue Strength of Welded Tubular Aluminum Truss", Proceedings of the American Society of Civil Engineers, Journal of the Structural Division, août 1977;

VALLIÈRES, M., 2000, communication privée;

VALLIÈRES, M., 2000, "Portique de Signalisation Aérienne", 7e Colloque sur la progression de la recherche québécoise sur les ouvrages d'art;

VOUTAZ, B., SMITH, I.F.C., HIRT, M.A., 1995, "Comportement à la Fatigue de Poutre en Aluminium Munies de Goussets Soudés", Construction Métallique, No. 1;

VAN WINGERDE, A.M., 1992, "The fatigue behaviour of T- and X-joints made of square hollow section", Heron, Vol.37, No.2;