



COMPORTEMENT À LA FATIGUE DE LONGERONS AVEC CORNIÈRES SOUDÉES PUIS RETIRÉES

Mandat de recherche
de la Direction générale des Chemins de fer fédéraux (CFF),
Section des ponts, Berne.

Erik PEEKER
Bertrand VOUTAZ
Peter KUNZ

Mai 1994

COMPORTEMENT À LA FATIGUE DE LONGERONS AVEC CORNIÈRES SOUDÉES PUIS RETIRÉES

Mandat de recherche
de la Direction générale des Chemins de fer fédéraux (CFF),
Section des ponts, Berne.

Eerik PEEKER
Bertrand VOUTAZ
Peter KUNZ

Rapport d'essais ICOM 293
Copyright © Mai 1994 by EPFL - ICOM Lausanne
Tous les droits de reproduction, même partielle (photocopie, microcopie),
de mise en programmes d'ordinateurs et de traduction sont réservés.

EPFL - École polytechnique fédérale de Lausanne
ICOM - Construction métallique
CH - 1015 Lausanne
Tél. : + 41-21-693 24 25
Fax : + 41-21-693 28 68

RÉSUMÉ

Dès les années 1940, les traverses de nombreux ponts-rails ont été maintenues en place à l'aide de cornières soudées sur les longerons. Avec les années, des fissures de fatigue sont apparues dans un certain nombre de longerons, au pied des cornières. Les Chemins de Fer Fédéraux (CFF) envisagent de retirer ces cornières et les remplacer par un système de fixation boulonné. Dès lors se pose la question de la sécurité à la fatigue de tels longerons.

Ce rapport présente l'étude menée à l'Ecole polytechnique fédérale de Lausanne (EPFL) par l'ICOM – Construction métallique. Différents essais ont été effectués sur des poutres en vraie grandeur. Un modèle numérique a été développé afin d'analyser les différents paramètres et de simuler la propagation des fissures. Finalement, les résultats des essais et de la simulation ont permis d'établir les courbes de résistance correspondant à ce type de détail en fonction du dommage subi par le longeron avant le retrait des cornières.

ZUSAMMENFASSUNG

Seit den vierziger Jahren sind auf zahlreichen Eisenbahnbrücken die Schwellen mit Hilfe von aufgeschweissten Winkelstählen an die Fahrbahnträger befestigt worden. Mit den Jahren traten in mehreren dieser Fahrbahnträger Ermüdungsrisse am Fusse der Winkelstähle auf. Die Schweizerischen Bundesbahnen (SBB) beabsichtigen diese Winkelstähle zu entfernen und durch geschraubte Verbindungen zu ersetzen. Dabei stellt sich die Frage der Ermüdungsfestigkeit derartiger Fahrbahnträger.

Der vorliegende Bericht behandelt die Untersuchung, die am Institut für Stahlbau (ICOM) der eidgenössischen technischen Hochschule Lausanne (EPFL) stattgefunden hat. Einerseits wurden Versuche an Balken durchgeführt, andererseits wurde ein numerisches Modell entwickelt um den Einfluss verschiedener Parameter zu untersuchen und das Risswachstum zu simulieren. Die Resultate der Versuche und der Simulation erlaubten schlussendlich, die diesem Detail entsprechenden Ermüdungsfestigkeitskurven zu bestimmen, und zwar in Funktion des vor dem Entfernen der Winkelstähle erfahrenen Schadens.

SUMMARY

Many railway bridges built in the last 50 years use angles welded to the longitudinal stringers to maintain the sleepers in position. With time, fatigue cracks appeared on some stringers at the toe of the angles. The Swiss Federal Railway (Chemins de Fer Fédéraux) plans to remove the welded angles and replace them with a bolted connection. A question remains as to what will be the fatigue safety for such stringers.

This paper presents the study undertaken by ICOM – Steel structures of the Swiss Federal Institut of Technology, Lausanne (EPFL). Various tests were performed on full size beam models. A numerical model was developed to analyse different parameters and to simulate crack propagation. Finally, based on test results and simulations, fatigue curves were established for this structural detail, taking into account the damage caused to the stringer before removal of angles.

TABLE DES MATIÈRES

1	Introduction	9
	1.1 Motivation.....	9
	1.2 Buts.....	9
2	Description des essais	11
	2.1 Poutres d'essai et système de mise en charge.....	11
	2.2 Charges appliquées.....	12
	2.3 Essais statiques.....	13
	2.3.1 Buts des essais.....	13
	2.3.2 Déroulement des essais.....	13
	2.4 Essais de fatigue.....	13
	2.4.1 Déroulement des essais.....	13
	2.4.2 Propagation des fissures.....	14
3	Résultats	17
	3.1 Essais statiques.....	17
	3.2 Essais de fatigue.....	17
	3.2.1 Description des fissures.....	17
	3.2.2 Résultats des essais.....	19
4	Analyse des résultats	23
	4.1 Courbes de résistance.....	23
	4.2 Estimation des contraintes résiduelles.....	24
	4.3 Simulation de la propagation des fissures.....	26
	4.3.1 Buts de la simulation.....	26
	4.3.2 Introduction.....	26
	4.3.3 Facteur de concentration de contrainte F_c	27
	4.3.4 Facteur de géométrie du détail et de forme de la fissure F_f	31
	4.3.5 Constantes du matériau.....	33
	4.3.6 Influence de la plasticité.....	33
	4.3.7 Intégration de la loi de propagation.....	34
	4.3.8 Interpolation et extrapolation des courbes de résistance.....	36
	4.4 Cornières soudées sur les quatre côtés.....	38
5	Conclusions	41
	5.1 Essais de fatigue et retrait des cornières.....	41
	5.2 Résistance à la fatigue.....	41
	5.3 Travaux futurs.....	41
	Remerciements	42
	Références bibliographiques	42

NOTATIONS

Majuscules latines

C	: facteur de propagation de fissure
D	: dommage
K	: facteur d'intensité de contrainte
N	: nombre de cycles appliqués jusqu'à la ruine
Q	: action (charge)
R	: rapport des contraintes appliquées $\sigma_{\min}/\sigma_{\max}$
Y	: facteur de correction du facteur d'intensité de contrainte
$C_{o...i}$: coefficients
F_c	: facteur de concentration de contrainte
F_f	: facteur de géométrie du détail et de forme de la fissure

Minuscules latines

a	: profondeur de la fissure
b	: demi-largeur de l'aile du profilé
c	: demi-largeur de la fissure
m	: exposant; constante du matériau; weight function
n	: nombre de cycles appliqués
t	: épaisseur de l'aile du profilé
x,y,z	: coordonnées

Lettres grecques

Δ	: différence
α	: angle au pied du cordon de soudure
σ	: contrainte normale

Indices

e	: équivalent (rapporté à $2 \cdot 10^6$ cycles)
i	: variable
o	: valeur initiale
x	: coordonnée
app	: appliqué
cor	: avec cornière
eff	: efficace
max	: maximum
min	: minimum
pl	: plastique
res	: résiduel
th	: valeur de seuil (threshold)

1 INTRODUCTION

1.1 MOTIVATION

Les ponts ferroviaires métalliques sont des ouvrages particulièrement soumis à la fatigue. Dans le domaine des ponts, le soudage est un procédé d'assemblage apparu relativement récemment. On l'utilise volontiers pour les petits éléments de construction et les modifications survenant en cours d'utilisation. Souvent l'impact de ces détails de construction soudés sur la résistance à la fatigue de la structure est mal connu.

En Suisse, les traverses de plusieurs ponts métalliques sont maintenues à l'aide de cornières soudées sur les longerons. Selon la Convention Européenne de la Construction Métallique (CECM) [1], ce type de détail présente une résistance à la fatigue de $\Delta\sigma_C = 56 \text{ N/mm}^2$, ce qui est relativement faible. Avec le temps, des fissures sont apparues dans les longerons, ce qui a contraint les Chemins de Fer Fédéraux (CFF) à prendre des mesures d'assainissement. Dans la plupart des cas, les ingénieurs des CFF ont décidé de retirer ces cornières et de les remplacer par un système de fixation boulonné. Dès lors se pose le problème de la durée de vie restante d'un tel détail. La vérification de la sécurité à la fatigue selon les normes ne permet pas d'estimer la résistance à la fatigue et la durée de vie restante d'un détail modifié en cours d'utilisation. Quelques recherches ont déjà été menées dans ce sens, notamment en Allemagne [2]. Les détails de construction testés, différents du notre, n'étaient cependant pas sollicités avant le retrait, ce qui ne correspond pas à notre cas pratique. Une étude spécifique s'est donc avérée nécessaire.

1.2 BUTS

L'étude menée à l'ICOM a pour but d'analyser le comportement à la fatigue de longerons dont les cornières sont retirées après une durée d'utilisation déterminée. Plusieurs essais sont exécutés en laboratoire. Le détail étudié est modélisé par éléments finis et la propagation des fissures est étudiée à l'aide de la mécanique de la rupture pour permettre ensuite de présenter un calcul de vérification simple, permettant à l'ingénieur praticien de déterminer la durée de vie restante des longerons en fonction du moment auquel sont retirées les cornières.

2 DESCRIPTION DES ESSAIS

2.1 POUTRES D'ESSAI ET SYSTÈME DE MISE EN CHARGE

Les poutres d'essai ainsi que le système de mise en charge sont présentés à la figure 2.1. Les poutres consistent en des profilés HEA 160 neufs, sur lesquels ont été soudés des cornières à ailes égales LNP 80-8. Deux poutres sont testées simultanément en parallèle, assurant ainsi une bonne stabilité et un grand nombre de détails. Les poutres sont appuyées en poutres simples avec un porte-à-faux de chaque côté, sollicité par une charge concentrée. La travée centrale de la poutre est donc soumise à un moment de flexion négatif constant.

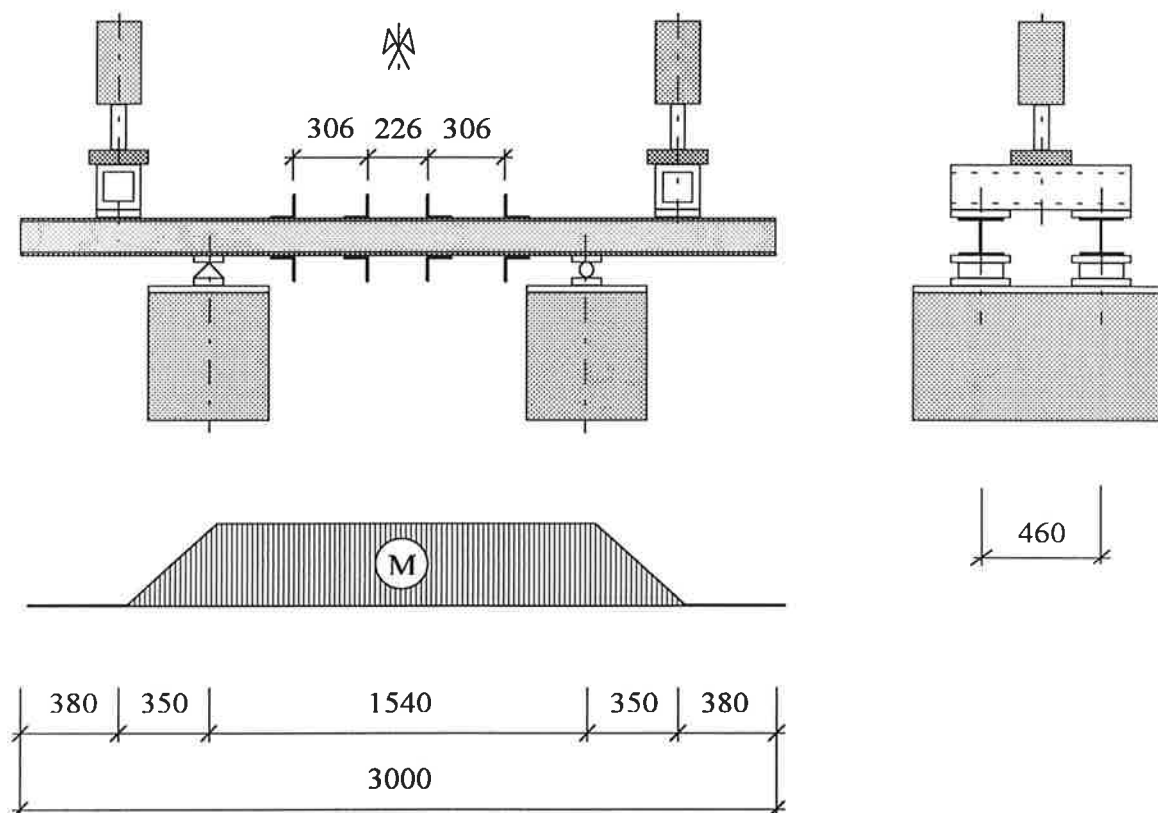


Figure 2.1 - Poutres d'essai et système de mise en charge.

Les cornières ont été disposées symétriquement sur le profilé dans la travée centrale; elles sont soudées sur trois côtés (fig. 2.2). Des cornières ont également été soudées sur l'aile inférieure, ceci dans un souci de symétrie afin de simplifier le modèle par éléments finis. Les espacements ont été choisis de manière à ce que les cornières n'aient pas d'influence l'une sur l'autre et que l'introduction des forces d'appui ait lieu hors des zones de fissuration.

Les essais se sont déroulés simultanément sur deux bâtis de charge distincts : un pulsateur hydraulique Amsler et une machine servohydraulique commandée par microprocesseur, fonctionnant respectivement à une fréquence de 8.9 Hz et 10 Hz.

Le choix du profilé HEA 160 s'est fait en conciliant des dimensions et des contraintes suffisantes pour le détail soudé, tout en maintenant les charges et les déformations à un niveau acceptable.

Quatorze profilés laminés en acier Fe E 355 standard ont été utilisés. Les soudures des cornières ont été exécutées selon deux procédés :

- la soudure à l'électrode, telle qu'elle a été utilisée sur les chantiers lors de la mise en place des cornières;
- la soudure au fil, qui est la méthode actuellement employée lors du soudage en atelier.

Les cornières ont été soudées à l'électrode sur dix poutres et au fil sur les quatre autres. Les cornières ont été retirées à la meule, exactement de la même manière que procèdent les CFF sur les chantiers.

La méthode de soudage n'ayant pas eu d'influence significative sur le comportement à la fatigue des différentes poutres, il ne sera plus fait de différence par la suite.

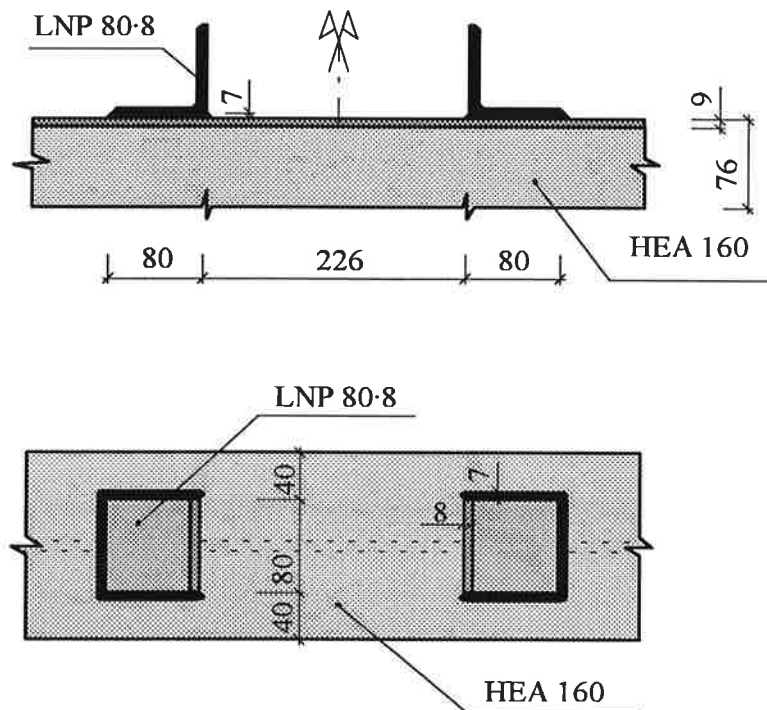


Figure 2.2 - Elévation et vue en plan des cornières.

2.2 CHARGES APPLIQUÉES

Tous les essais de fatigue ont été effectués sous charge à amplitude constante. Trois différents niveaux de charges ont été employés. La charge maximale a été fixée de manière à obtenir une contrainte $\sigma_{\max} = 200 \text{ N/mm}^2$ dans les fibres extrêmes des profilés. Le rapport des contraintes appliquées a été maintenu constant à $R = 0.25$ (tab. 2.3) :

Tableau 2.3 - Contraintes appliquées

	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]	σ_{\max} [N/mm ²]	σ_{\min} [N/mm ²]	$R = \sigma_{\min}/\sigma_{\max}$
1er niveau	150	200	50	0.25
2e niveau	100	133	33	0.25
3e niveau	70	93	23	0.25

2.3 ESSAIS STATIQUES

2.3.1 Buts des essais

Plusieurs séries d'essais statiques ont été effectuées avec la machine servohydraulique. Ces essais préliminaires avait pour buts les points suivants :

- vérifier la répartition longitudinale et transversale des contraintes,
- comparer les contraintes mesurées aux valeurs calculées et définir les charges à appliquer lors des essais de fatigue,
- mesurer la concentration des contraintes au pied des cordons de soudure,
- contrôler les déformations des poutres.

2.3.2 Déroulement des essais

Une trentaine de jauges d'extensométrie ont été collées sur deux poutres d'essai. La charge a été appliquée par palier de 25 kN jusqu'à 250 kN par vérin. Plusieurs séries de mesure ont eu lieu, permettant ainsi d'obtenir un grand nombre de résultats. Le comportement statique des profilés et l'introduction des forces des vérins ont ainsi pu être examinés.

Des comparateurs de déplacement ont été installés afin de contrôler les déformations verticales et longitudinales des poutres. Il est ainsi possible de faire une relation entre contraintes et déformations, ce qui donne une information sur la rigidité.

2.4 ESSAIS DE FATIGUE

2.4.1 Déroulement des essais

Les essais de fatigue se sont déroulés selon le schéma suivant :

- Les premiers essais sont effectués sans retirer les cornières. Les poutres sont sollicitées jusqu'à la fissuration pour deux voire trois niveaux de contraintes $\Delta\sigma_i$ différents. Il est ainsi possible de déterminer la courbe de résistance réelle de ce type de détail (fig. 2.4).

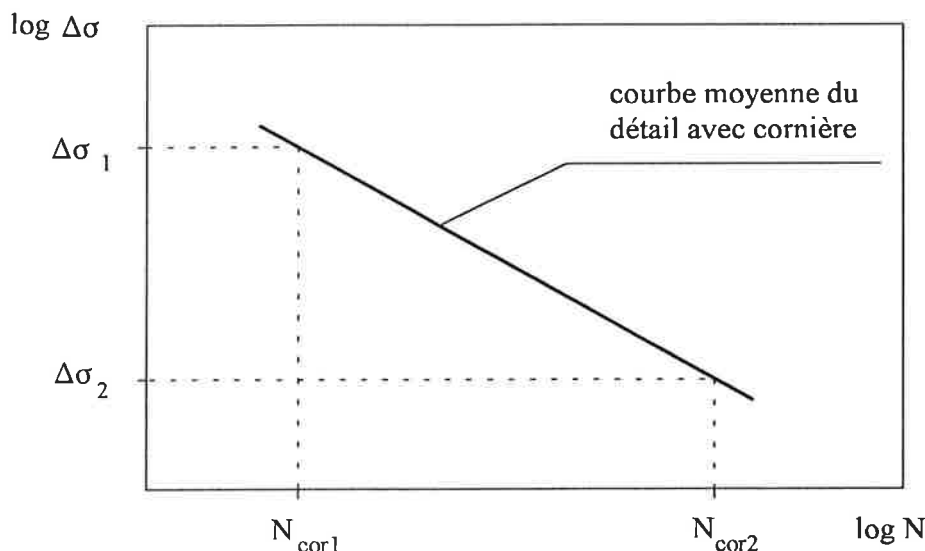


Figure 2.4 - Courbe de résistance du détail avec cornière.

- Les essais suivants sont exécutés avec des différences de contrainte $\Delta\sigma_i$ identiques. Un nombre de cycles $n_{cor,i}$ déterminé est appliqué aux poutres originales avec cornières. Celles-ci sont ensuite retirées et l'essai est poursuivi jusqu'à la fissuration N_i (fig. 2.5).

Le type d'essai est caractérisé par le dommage subi par la poutre avant le retrait de la cornière, définit comme suit :

$$D_{cor,i} = \frac{n_{cor,i}}{N_{cor,i}} \leq 1.0 \quad (2.1)$$

- $D_{cor,i}$: Dommage causé à la poutre avec cornière avec la différence de contrainte $\Delta\sigma_i$
 $n_{cor,i}$: Nombre de cycles appliqués durant l'essai avec cornière et avec la différence de contrainte $\Delta\sigma_i$
 $N_{cor,i}$: Nombre de cycles menant à la ruine du détail avec cornière et avec la différence de contrainte $\Delta\sigma_i$

Les valeurs de D_{cor} choisies dans cette étude sont $D_{cor} = 80\%$ et $D_{cor} = 60\%$. Durant ces essais, les contraintes à mi-travée ont été régulièrement contrôlées sous charge statique afin de déterminer l'évolution de ces valeurs en cours d'essai.

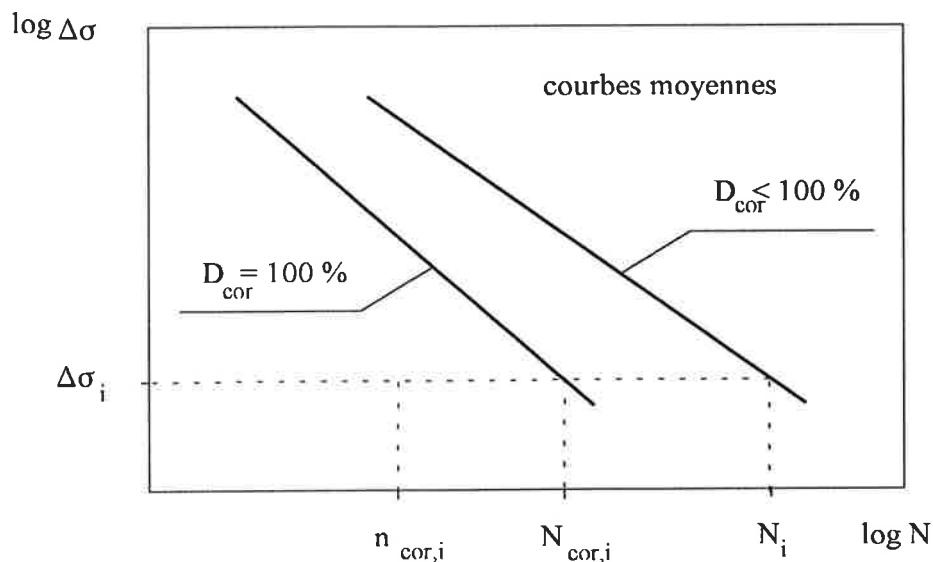


Figure 2.5 - Courbes de résistance respectivement sans et avec retrait des cornières.

2.4.2 Propagation des fissures

Lors de chaque essai de fatigue, des fils de détection ont été collés autour de chaque cornière, à une distance constante déterminée, perpendiculairement au développement probable des fissures (fig. 2.6). Ainsi chaque fissure ayant atteint et rompu le fil est détectée. A ce moment, l'essai est considéré comme terminé car la durée de vie restante jusqu'à la rupture, en échelle logarithmique, est très faible.

Des inspections visuelles régulières et fréquentes ont eu lieu en cours d'essai. Les fissures ont été marquées par ressuage et leur longueur à la surface des profilés a été constamment mesurée, permettant ainsi de suivre la propagation de chacune d'entre elles. Les fissures n'apparaissant pas toutes simultanément, il a été nécessaire d'arrêter la propagation des plus grandes afin de pouvoir poursuivre l'essai et obtenir d'autres résultats. Deux méthodes ont été employées selon la situation (fig. 2.7) :

- Lorsque la cornière est encore en place, un trou de 4 à 6 mm de diamètre est percé aux deux extrémités de la fissure, réduisant ainsi la concentration de contrainte et arrêtant - du moins provisoirement - la propagation. A l'extrémité libre de la fissure, il est possible de percer un trou de diamètre plus grand dans l'aile du profilé et d'ajouter un boulon précontraint de M16. Pratiquement toutes les fissures ont pu être stoppées de cette manière.
- Lorsque la cornière a déjà été retirée, il est possible de percer un trou de diamètre légèrement plus grand que la longueur totale de la fissure dans l'aile du profilé, et d'ajouter un boulon précontraint de M24 voire M33. L'expérience a montré que la propagation est stoppée définitivement dans tous les cas.

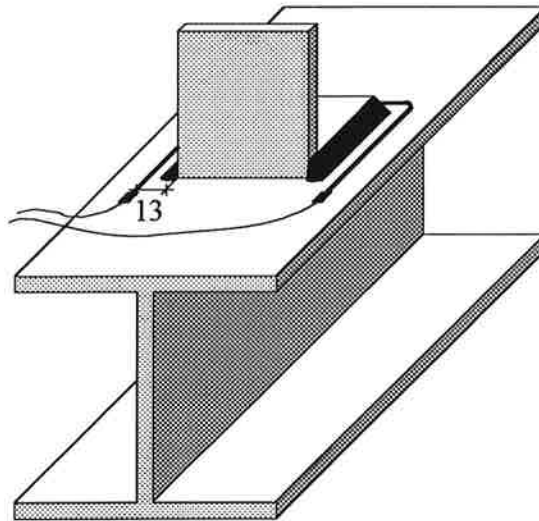


Figure 2.6 - Cornière avec fil de détection.

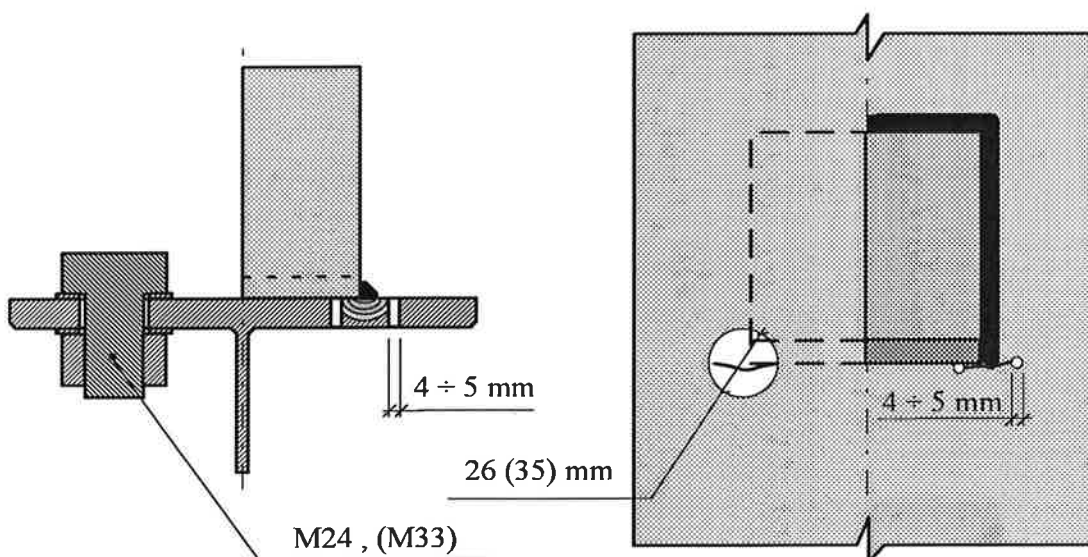


Figure 2.7 - Méthodes mises en oeuvre pour stopper les fissures.

3 RÉSULTATS

3.1 ESSAIS STATIQUES

Lors de ces essais, il s'est avéré que l'introduction de la force des vérins a une influence importante sur la distribution longitudinale et transversale des contraintes. Afin d'étudier ce phénomène, plusieurs séries d'essais ont été réalisées en utilisant des fourrures entre les vérins et les poutres, et en plaçant des raidisseurs au droit des vérins. Les mesures ont montré que, du fait de la déformation de la section en fonction de la charge appliquée, et de la redistribution des contraintes qui en découle, aucune solution n'est idéale. Pour la suite des essais, il a été décidé d'utiliser ni fourrure ni raidisseurs et de choisir une charge minimale suffisamment élevée afin d'éviter une trop grande redistribution de contrainte. Il en ressort les constatations suivantes :

- En considération des complications mentionnées ci-dessus, la répartition longitudinale et transversale des contraintes est relativement bonne. Des variations de l'ordre de 5 à 6% sur la valeur moyenne n'ont pratiquement pas d'influence sur les valeurs de résistance à la fatigue, représentées par les courbes de résistance. Ces différences de contraintes ont principalement pour origine le non-parallélisme des ailes des profilés, qui, tout en étant proche de la limite de tolérance reste acceptable (tab. 3.1) :

Tableau 3.1 - Ecart dans la répartition des contraintes.

Charge [kN]	Répartition longitudinale	Répartition transversale
25	± 5.9 %	≤ ± 4.5 %
50	± 5.6 %	≤ ± 2.7 %
100	± 5.5 %	≤ ± 1.4 %
150	± 5.8 %	≤ ± 1.4 %
250	± 5.6 %	≤ ± 1.1 %

- Les contraintes mesurées sous charge statique après quelques milliers de cycles de fatigue, de manière à bien mettre en place les vérins et le système de poutres, ont donné des résultats très proches des valeurs théoriques. Ces constatations confirment les observations faites lors des nombreux essais de fatigue effectués à l'ICOM depuis des années.
- Les déformations verticales des poutres ont été calculées en négligeant l'influence des cornières. Des mesures ont ensuite été faites à différents niveaux de charge, qui ont confirmé les résultats du calcul. Pour une charge correspondant à la charge de fatigue maximale $P_{\max} = 236$ kN, la flèche sous le vérin est de 4.2 mm environ.

3.2 ESSAIS DE FATIGUE

3.2.1 Description des fissures

Les fissures sont apparues dans la zone de concentration de contrainte maximale, à savoir aux pieds du cordon de soudure (fig. 3.2). Dans le cas des cornières soudées à l'électrode, de qualité inférieure à celle soudées au fil, des fissures sont apparues au travers du cordon de soudure.

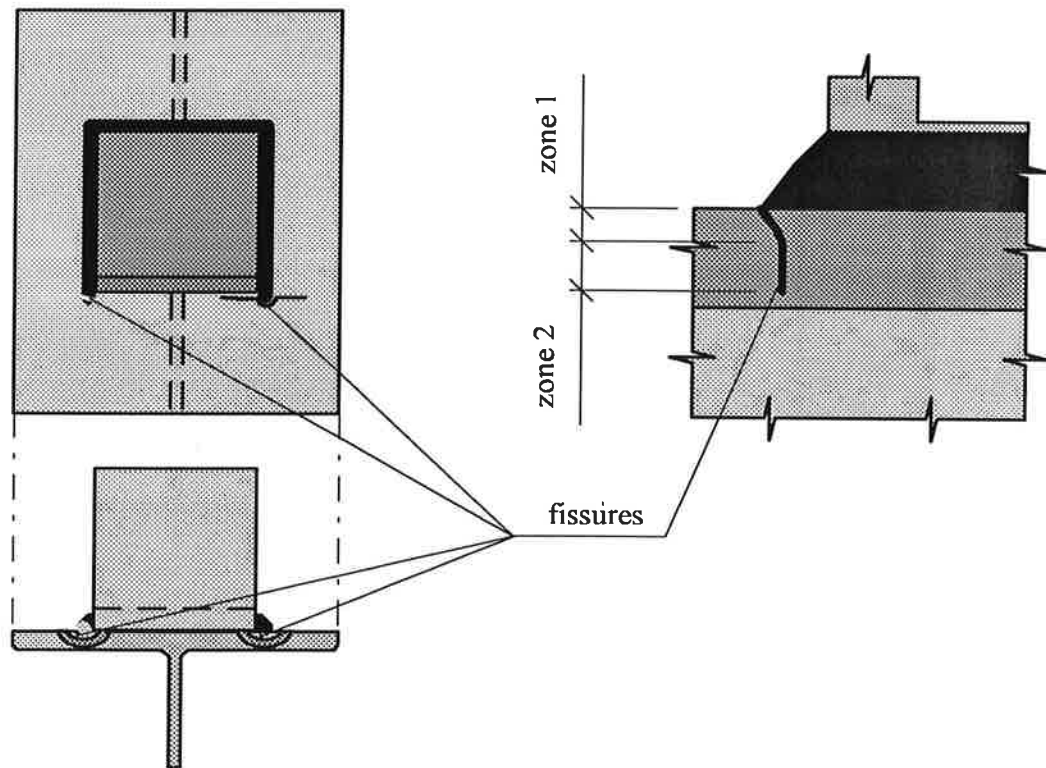


Figure 3.2 - Vue des fissures sur l'aile du longeron et en coupe.

En fin d'essai, une partie des poutres ont été sciées en section. On peut distinguer deux plans de fissuration : un premier assez incliné lorsque la fissure est encore petite (zone 1), et un second pratiquement perpendiculaire à l'axe de la poutre (zone 2). Ce phénomène peut être expliqué par la modification du champ de contrainte dû au retrait de la cornière : les contraintes longitudinales ne passent plus par la cornière mais suivent l'axe de la poutre. Par conséquent la fissure, qui se développe perpendiculairement aux contraintes principales, se redresse et devient quasi verticale.

La profondeur a et la longueur en surface $2c$ de plusieurs fissures ont pu être mesurées à différents stades de la propagation (fig. 3.3). Sur la base de ces résultats, une relation entre a et $2c$ a été établie à l'aide d'une régression linéaire. On constate que la forme elliptique de la fissure ne change pratiquement pas au cours de la propagation.

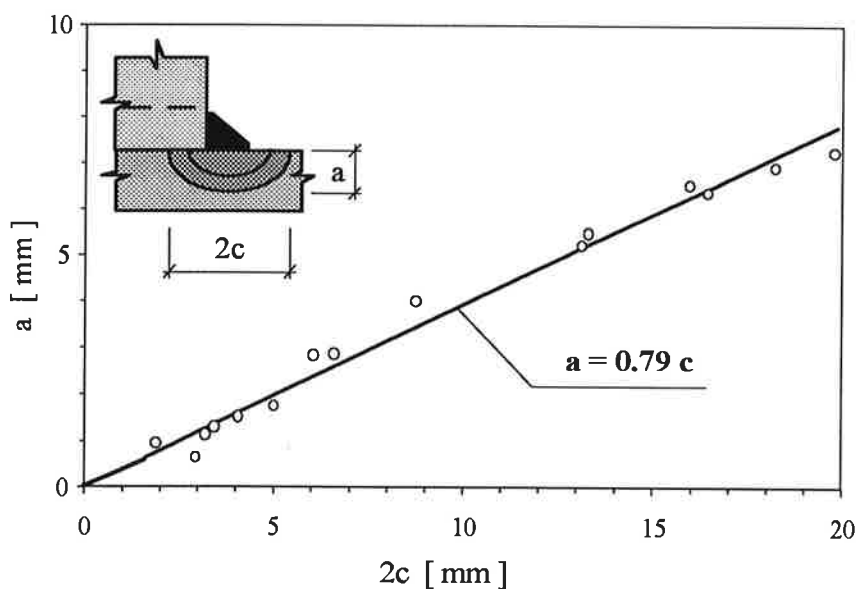


Figure 3.3 - Relation entre la profondeur et la longueur en surface des fissures.

3.2.2 Résultats des essais

Les huit essais de fatigue exécutés avec quatorze poutres sont présentés dans le tableau 3.4 en fonction de la différence de contrainte appliquée $\Delta\sigma$ et du dommage subi avec cornière D_{cor} . Le tableau 3.5 donne le nombre de cycles N_i de chaque fissure ayant atteint la grandeur critique définie au point 2.4.2.

Tableau 3.4 - Types d'essais.

Numéro de l'essai	Numéro de la poutre	D_{cor} [%]	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]	Remarques
1	P1	100	150	15 résultats
	P2	100	150	
1 R	P1	100	150	poutres retournées (zone de compression → traction)
	P2	100	150	
2	P3	100	70	1 seule fissure observée, qui ne propage pas
	P4	100	70	
3	P5	60	150	4 résultats
	P6	60	150	
4	P7	100	100	15 résultats
	P8	100	100	
5	P9	80	150	15 résultats, dont 3 également pour $D_{cor}=100\%$
	P10	80	150	
6	P11	80	100	10 résultats
	P12	80	100	
7	P13	100	150	poutres avec la soudure sur les quatre côtés
	P14	100	150	

Tableau 3.5 - Résultats des essais.

No de l'essai	1	1 R	3	4	5	6
D_{cor} [%]	100	100	60	100	80	80
$\Delta\sigma$ [N/mm ²]	150	150	150	100	150	100
N ₁	177 500	101 000	522 200	533 000	200 000	1 060 000
N ₂	200 000	124 000	650 000	580 100	200 000	1 138 000
N ₃	200 000	132 000	904 300	584 500	200 000	1 168 000
N ₄	200 000	144 000	1 043 500	624 000	227 500	1 246 000
N ₅	217 000	145 000		624 500	246 000	1 303 000
N ₆	230 000	150 000		633 500	266 900	1 494 000
N ₇	230 100	150 000		671 000	267 500	1 576 000
N ₈	230 400	168 000		715 000	309 600	1 778 000
N ₉	235 600	168 000		773 000	313 400	1 944 000
N ₁₀	235 600	170 000		802 500	420 600	2 448 000
N ₁₁	238 400			807 000	444 300	
N ₁₂	244 500			832 000	494 000	
N ₁₃	257 600			835 000	500 000	
N ₁₄	257 600			935 800	505 000	
N ₁₅	257 600			938 000	508 200	
N ₁₆	257 600					
N ₁₇	257 600					
N ₁₈	267 000					

Essais 1 à 6

Lors de l'essai 5, trois fissures ont atteint la taille limite au moment du retrait des cornières. Ces trois valeurs ont donc également été comptabilisées avec l'essai 1.

Lors des différents essais effectués, des fissures sont apparues au pied des cornières soudées sur l'aile comprimée des profilés. Deux poutres encore utilisables ont été renversées de bas en haut et testées une seconde fois (essai 1R). Les cornières qui étaient auparavant en compression ont ainsi été soumises à un effort de traction. Les résultats du tableau 3.6 montrent clairement que les fissures ont atteint la taille limite avec un nombre de cycles inférieur à celui de l'essai 1. Ces observations mettent en évidence les importantes contraintes résiduelles de traction situées au pied des cordons de soudure. En effet, des fissures apparaissent même lorsque les cornières sont sollicitées en compression car les contraintes résiduelles de traction sont plus élevées que la sollicitation minimale, et le détail est ainsi partiellement ou totalement soumis à une charge de fatigue en traction. Une estimation de ces contraintes résiduelles est présentée au chapitre 4.

La figure 3.6 montre le diagramme $\Delta\sigma$ -N obtenu pour les profilés dont les cornières n'ont pas été retirées, c'est à dire $D_{cor} = 100\%$. La différence de contrainte $\Delta\sigma = 70$ N/mm² est proche de la limite de fatigue. Lors de l'essai, une seule fissure a été détectée ($N = 4'875'000$) et aucune propagation de celle-ci n'a pu être observée jusqu'à la fin de l'essai ($N = 6'850'000$).

Pour comparaison, les résultats obtenus avec les poutres renversées (essai 1R) ainsi que les résultats d'essais effectués précédemment par l'ICOM [3] sont également reportés. Dans ce dernier cas, il s'agissait de cornières soudées similaires, présentant une épaisseur et un cordon de soudure de dimensions légèrement plus importantes. Les détails soumis à une différence de contrainte $\Delta\sigma = 60 \text{ N/mm}^2$ avaient laissé apparaître trois fissures sur quatre possibles, alors que ceux soumis à $\Delta\sigma < 60 \text{ N/mm}^2$ n'avaient donné lieu à aucune fissure. Ces deux dernières séries de résultats ne seront toutefois pas pris en considération dans la suite de l'analyse.

Les résultats pour $D_{\text{cor}} = 80\%$ et $D_{\text{cor}} = 60\%$ sont regroupés dans la figure 3.7. Pour $D_{\text{cor}} = 60\%$, seuls quatre résultats ont été obtenus avec $\Delta\sigma = 150 \text{ N/mm}^2$. Par conséquent, aucun autre essai n'a été effectué avec des valeurs de D_{cor} inférieures.

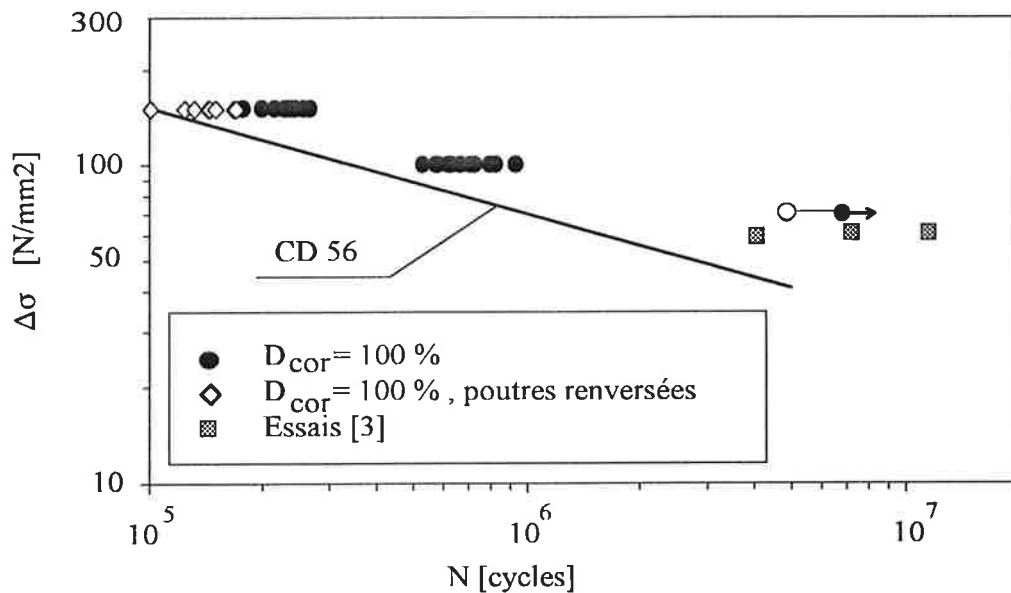


Figure 3.6 - Résultats d'essais pour $D_{\text{cor}} = 100\%$.

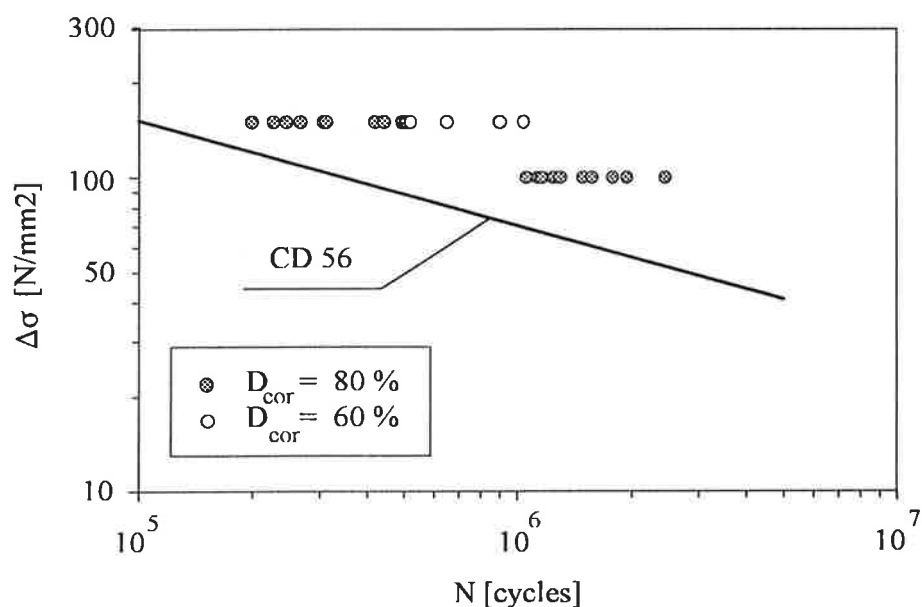


Figure 3.7 - Résultats d'essais pour $D_{\text{cor}} = 80\%$ et $D_{\text{cor}} = 60\%$.

Poutres avec cornières soudées sur les quatre côtés

Deux poutres dont les cornières ont été soudées sur les quatre côtés ont également été testées (essai 7). Les cornières ne sont normalement pas soudées de cette manière sur les longerons des ponts-rails, mais il est néanmoins intéressant de mettre en évidence l'influence de cette modification géométrique.

Pour une charge identique à l'essai 1 ($\Delta\sigma = 150 \text{ N/mm}^2$), la rupture des poutres a été atteinte après respectivement $N = 197'000$ et $N = 211'000$ cycles. Le processus est le suivant : de nombreuses fissures apparaissent tout le long des cordons transversaux et continuent ensuite de se développer simultanément. Finalement elles se rejoignent pour ne former plus qu'une seule grande fissure qui conduit alors très rapidement à la ruine de la poutre. Sur un total de huit cornières soudées sur l'aile tendue, cinq cordons transversaux se sont fissurés au pied : trois à l'angle et deux à l'extrémité de la cornière. Au moment de la rupture de la poutre, toutes les fissures étaient de taille considérable, en partie déjà unifiées en une seule et longue fissure proche de la taille critique. Le comportement observé lors de cet essai tend ainsi à montrer que ce détail a une sensibilité à la fatigue accrue par rapport aux cornières soudées sur trois côtés seulement.

4 ANALYSE DES RÉSULTATS

4.1 COURBES DE RÉSISTANCE

Ce chapitre présente l'ensemble des résultats $\Delta\sigma$ -N en fonction de la valeur du dommage avec cornière D_{cor} . La courbe de résistance proposée par la CECM [1] pour la classe de détail 56 (exactement 50*, semelles additionnelles sur poutres) est la courbe de dimensionnement correspondant au détail avec cornière. Elle est donc également reportée dans les graphiques comme comparaison.

Sur la base des résultats d'essais présentés au chapitre 3, la courbe de résistance moyenne a été déterminée à l'aide d'une régression linéaire. La courbe moyenne moins deux écarts-types a également été reportée, permettant ainsi une comparaison avec la courbe de la CECM. La figure 4.1 donne la courbe pour $D_{cor}=100\%$. Les quatre valeurs obtenues pour $D_{cor}=60\%$ ne suffisent pas à déterminer la courbe de résistance correspondante. Ainsi, seule la courbe moyenne pour $D_{cor}=80\%$ est reportée dans la figure 4.2.

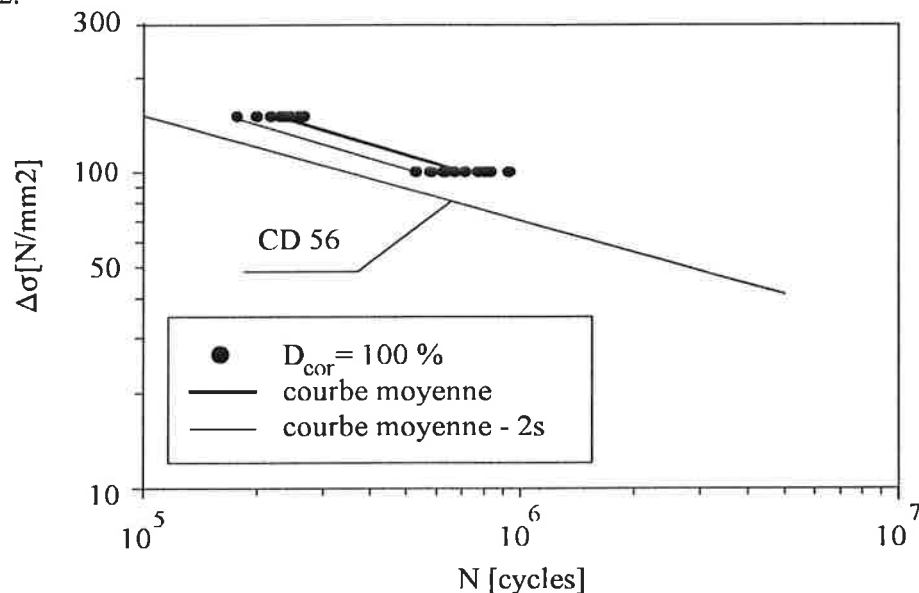


Figure 4.1 - Courbes de résistance pour $D_{cor}=100\%$.

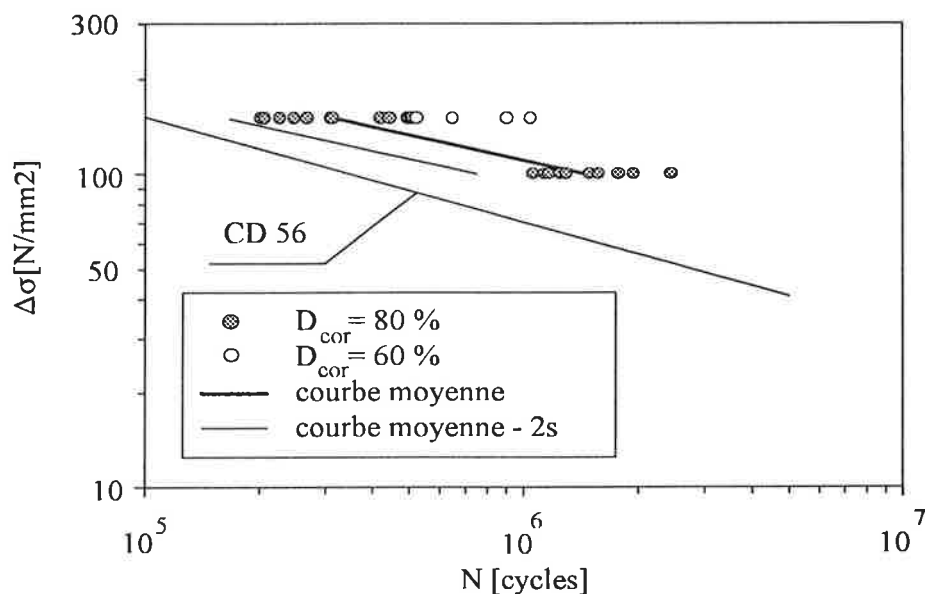


Figure 4.2 - Courbes de résistance pour $D_{cor}=80\%$.

L'intensité des contraintes au pied du cordon de soudure diminue fortement lorsque la cornière est retirée. De ce fait, le défaut initial doit se propager suffisamment lorsque la cornière est en place pour que la fissure continue à se propager après le retrait de la cornière. Comme la fissure croît de manière exponentielle avec le nombre de cycles, une grande part de la durée de vie du détail avec cornière doit être écoulée pour que la fissure atteigne la taille minimale qui fera qu'elle se propagera encore après le retrait de la cornière. Ainsi, pour les différences de contrainte choisies, $D_{cor}=60\%$ est apparue comme étant une valeur minimale, ne donnant que quatre résultats sur seize fissures potentielles avec la différence de contrainte maximale ($\Delta\sigma=150 \text{ N/mm}^2$).

La propagation des fissures pour d'autres valeurs de D_{cor} comprises entre 60% et 100% est inconnue. Des dizaines d'essais seraient nécessaire pour prendre en compte les différents paramètres du détail soudés, comme la différence de contrainte appliquée, le dommage avec cornière, la taille du détail, l'angle du cordon de soudure, etc...Un tel programme serait fastidieux et coûteux. Il s'avère donc important de pouvoir simuler la propagation des fissures afin d'interpoler et d'extrapoler les résultats des essais.

4.2 ESTIMATION DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES

Les contraintes résiduelles présentes au pied du cordon de soudure ont une influence non négligeable sur la propagation des fissures. Il est possible d'estimer celles-ci sur la base des essais 1 et 1R.

Pour les cornières de l'aile supérieure lors de l'essai 1, on a (fig. 4.3) :

$$N_1 = C \cdot \Delta\sigma_1^{-m} \quad \Leftrightarrow \quad C = N_1 \cdot \Delta\sigma_1^m \quad (4.1)$$

- N_1 : nombre de cycles jusqu'à la ruine lors de l'essai 1
- C : facteur de propagation de fissure
- $\Delta\sigma_1$: différence de contrainte appliquée lors de l'essai 1
- m : exposant, voir fig. 4.3

On considère maintenant les cornières de l'aile inférieure pour l'essai 1, qui deviennent celles de l'aile supérieure pour l'essai 1R. Si l'on prend en compte l'ensemble des deux essais, la loi de Palmgren-Miner [4] nous permet d'écrire (fig. 4.3) :

$$(N_1 + N_{1R}) = C \cdot \Delta\sigma_e^{-m} \quad (4.2)$$

- N_{1R} : nombre de cycles jusqu'à la ruine lors de l'essai 1R
- $\Delta\sigma_e$: différence de contrainte équivalente pour l'ensemble des essais 1 et 1R

La différence de contrainte équivalente $\Delta\sigma_e$ vaut dans ce cas :

$$\Delta\sigma_e = \left(\frac{\sum(n_i \cdot \Delta\sigma_i^m)}{\sum n_i} \right)^{\frac{1}{m}} = \left(\frac{N_1 \cdot \Delta\sigma_{eff}^m + N_{1R} \cdot \Delta\sigma_{1R}^m}{N_1 + N_{1R}} \right)^{\frac{1}{m}} \quad (4.3)$$

- n_i : nombre de cycles appliqués avec la différence de contrainte $\Delta\sigma_i$
- $\Delta\sigma_{eff}$: différence de contrainte efficace lors de l'essai 1, c'est-à-dire la différence de contrainte faisant propager la fissure, en tenant compte des contraintes résiduelles
- $\Delta\sigma_{1R}$: différence de contrainte appliquée lors de l'essai 1R

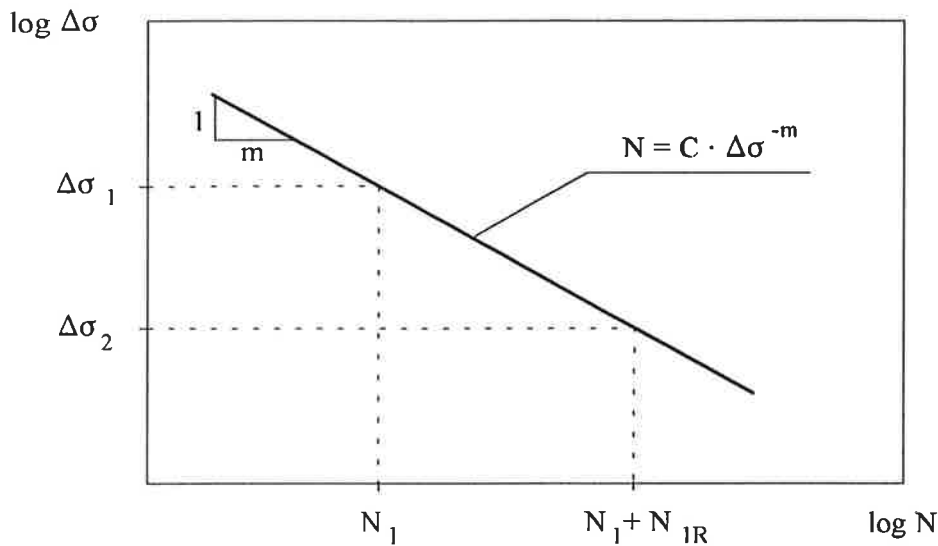


Figure 4.3 - Courbe de résistance du détail avec cornière.

Des équations (4.1), (4.2) et (4.3) on tire l'expression pour $\Delta\sigma_{\text{eff}}$. En admettant des valeurs judicieuses de $N_1=200\ 000$ et $N_{1R}=130\ 000$ (tab. 3.6), il est possible de calculer une valeur numérique de $\Delta\sigma_{\text{eff}}$:

$$\Delta\sigma_{\text{eff}} = \left(\Delta\sigma_1^m - \frac{N_{1R}}{N_1} \Delta\sigma_{1R}^m \right)^{\frac{1}{m}} \quad (4.4)$$

$$\Delta\sigma_{\text{eff}} = \left(150^3 - \frac{130000}{200000} \cdot 150^3 \right)^{\frac{1}{3}} \cong 105 \text{ N/mm}^2$$

Si l'on admet que la propagation des fissures n'est due qu'aux contraintes de traction, $\Delta\sigma_{\text{eff}}$ représente donc la part de $\Delta\sigma > 0$. Par conséquent, la valeur de la contrainte résiduelle moyenne vaut (fig. 4.4) :

$$\sigma_{\text{res}} = \Delta\sigma_{\text{eff}} + |\sigma_{\text{min}1}| = 105 + 50 = 155 \text{ N/mm}^2 \quad (4.5)$$

σ_{res} : contrainte résiduelle

$\sigma_{\text{min}1}$: contrainte de compression minimale appliquée lors de l'essai 1

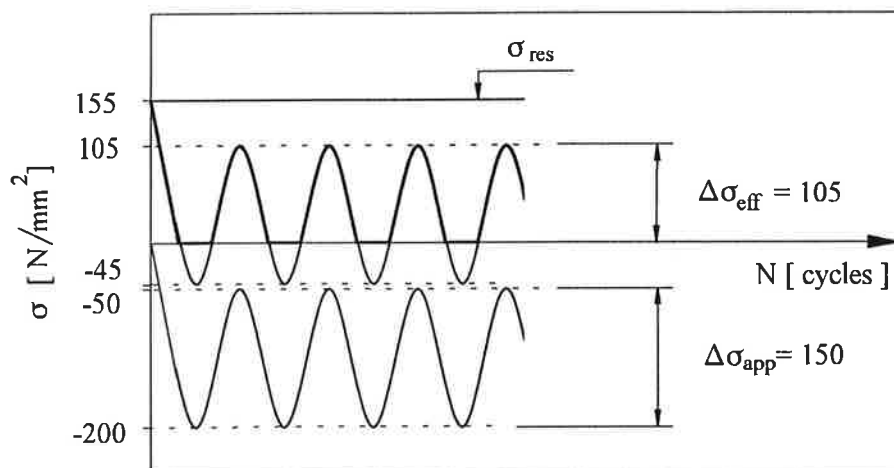


Figure 4.4 - Superposition de la contrainte résiduelle à la différence de contrainte appliquée $\Delta\sigma_{\text{app}}$.

Ce calcul approché nous permet donc de trouver une valeur "moyenne" des contraintes résiduelles de l'ordre de 150 N/mm². On gardera toutefois à l'esprit que la répartition des contraintes résiduelles n'est pas constante : élevées à la surface de la plaque, ces dernières diminuent progressivement à l'intérieur de la plaque. Il s'agit donc d'une valeur globale de ces contraintes proches de la surface.

4.3 SIMULATION DE LA PROPAGATION DES FISSURES

4.3.1 Buts de la simulation

Le but premier de la simulation est d'obtenir plus d'information concernant le comportement à la fatigue de ce type de détail en complément aux essais. Ainsi, un modèle théorique, simulant le plus précisément possible la réalité, permet d'obtenir les résultats manquants. Les essais effectués peuvent être simulés et les courbes de résistance résultants des essais peuvent ensuite être interpolées et extrapolées afin de définir un modèle de calcul. L'autre but est d'ordre plus fondamental : il s'agit de vérifier les lois de la mécanique de la rupture. Dans ce domaine, la théorie est étroitement liée aux résultats empiriques. Plusieurs constantes données dans la littérature présentent une grande dispersion et une détermination plus exacte de ces valeurs est souhaitable.

4.3.2 Introduction

Cette section 4.3 présente la partie théorique de l'étude. La propagation des fissures est simulée à l'aide de la mécanique de la rupture. Les phénomènes liés au processus de fissuration sont ainsi mis en évidence et les différents paramètres sont analysés.

Dans le calcul de propagation, le facteur de correction du facteur d'intensité de contrainte a un rôle prépondérant. L'influence de la réduction brutale de ce facteur - due au retrait de la cornière - sur la durée de vie du détail est un domaine encore peu étudié. D'autres paramètres sont également essentiels dans le processus de fissuration, notamment les contraintes résiduelles et la plasticité au front de la fissure. La propagation peut être décrite avec la "loi" de Paris bien connue :

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^m \quad (4.6)$$

- C : facteur de propagation de fissure
 ΔK : différence du facteur d'intensité de contrainte
 m : exposant

La mécanique de la rupture admet une valeur de seuil du facteur d'intensité de contrainte ΔK_{th} . Plusieurs modèles permettent de modéliser le passage continu du seuil de propagation à la propagation stable selon Paris, avec un arrondi plus ou moins prononcé. Le modèle adopté ici est le suivant (fig. 4.5) :

$$\frac{da}{dN} = C \left(\Delta K^m - \Delta K_{th}^m \right) \quad (4.7)$$

ΔK_{th} : valeur de seuil du facteur d'intensité de contrainte

La différence du facteur d'intensité de contrainte ΔK est définie comme suit :

$$\Delta K = \Delta \sigma \sqrt{\pi \cdot a} Y(a) \quad \text{avec} \quad Y(a) = F_c \cdot F_f \quad (4.8)$$

- $\Delta \sigma$: différence de contrainte appliquée
 $Y(a)$: facteur de correction du facteur d'intensité de contrainte

F_c : facteur de concentration de contrainte

F_f : facteur de géométrie du détail et de forme de la fissure

Le calcul et l'analyse des différents paramètres de la loi de propagation sont abordés dans les paragraphes suivants.

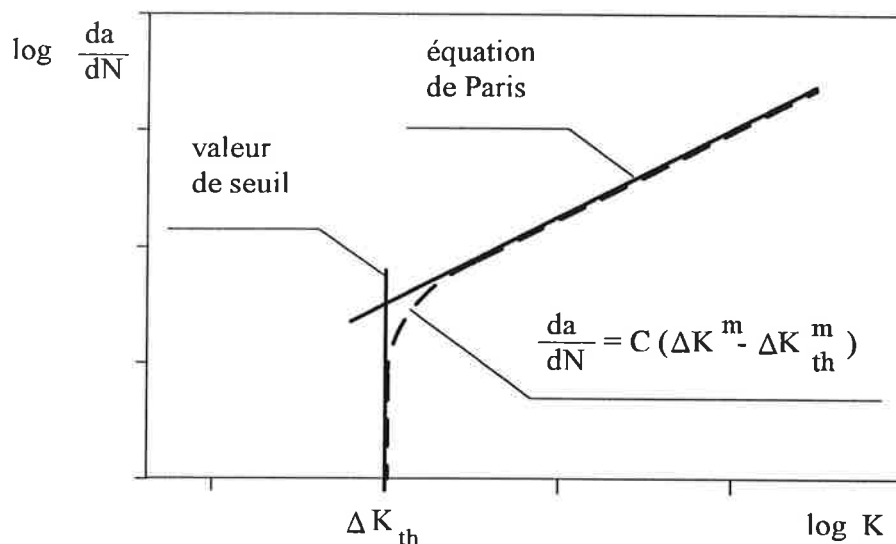


Figure 4.5 - Modèle adopté pour la propagation.

4.3.3 Facteur de concentration de contrainte F_c

Le facteur de concentration de contrainte F_c tient compte de la distribution non uniforme des contraintes dans la section fissurée. Il a été déterminé à l'aide de la méthode de superposition linéaire proposée par Albrecht et Yamada [5]. Ainsi, il est nécessaire de déterminer la distribution des contraintes au niveau des pieds du cordon de soudure pour le détail non fissuré. Cela a été possible à l'aide d'un calcul par éléments finis.

Modèle par éléments finis

Le modèle par éléments finis a été réalisé au moyen du programme SAFE, développé à l'EPFL [6]. Dans le but de simplifier le modèle, seule l'aile supérieure du profilé et la cornière ont été considérées. Du fait de la symétrie dans la géométrie et les charges, seule une moitié du détail a été modélisée au moyen d'éléments isoparamétriques quadratiques pour l'élasticité tridimensionnelle. Afin d'éliminer tout problème numérique lié à la distorsion de l'élément, toutes les faces des éléments sont de forme rectangulaire. La figure 4.6 montre le maillage utilisé. Les éléments les plus petits, qui ont une dimension minimale de 0.1 mm, ne sont pas représentés dans cette figure.

Le maillage a été affiné au voisinage du pied du cordon de soudure. Les dimensions des éléments augmentent plus ou moins proportionnellement avec la distance au cordon. Toutefois, on s'est efforcé à maintenir le rapport entre les dimensions maximales de deux éléments adjacents égal à 5.

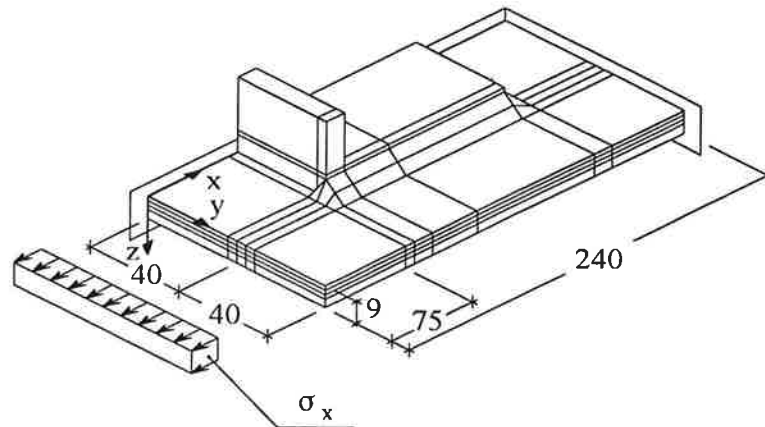


Figure 4.6 - Maillage utilisé pour l'ensemble du détail soudé.

Le pied du cordon de soudure a été modélisé par un angle net, ce qui a pour conséquence que les contraintes théoriques élastiques tendent vers l'infini. Seuls des éléments de dimension tendant vers zéro permettraient de résoudre le problème. Ceci n'étant pas réalisable, les dimensions du plus petit élément ont été choisies de manière à ce qu'elles n'aient que peu d'influence sur le facteur de concentration de contrainte pour des grandeurs de fissure proches de celles du défaut initial. Ainsi, le plus petit élément a été choisi du même ordre de grandeur que le défaut initial, c'est à dire 0.09 - 0.10 mm [7]. Le cordon de soudure a été modélisé à l'aide d'éléments biax. De cette façon, l'angle du cordon a pu être modifié en faisant une simple rotation de la surface de la soudure autour de l'axe du pied du cordon.

Six angles de soudure différents ont été considérés lors du calcul. Les résultats du calcul sont donnés dans le tableau 4.7 et la figure 4.8.

Tableau 4.7 - Contraintes longitudinales au pied du cordon de soudure pour $\sigma_x = 100$.

profondeur z [mm]	angle au pied du cordon de soudure [°]					
	20	30	40	50	60	70
0.00	461	511	560	610	670	758
0.10	371	390	409	429	457	504
0.20	274	261	251	243	239	243
0.35	238	232	227	224	223	223
0.50	211	212	213	214	214	213
0.75	190	191	191	191	191	191
1.00	168	167	168	167	167	167
1.50	153	153	153	153	153	153
2.00	138	138	138	138	138	138
2.50	131	131	131	131	131	131
3.00	123	123	123	123	123	123
4.00	112	113	113	113	113	113
5.00	104	104	104	104	104	104
7.00	87.7	87.7	87.7	87.7	87.7	87.7
9.00	69.8	69.8	69.8	69.8	69.8	69.8

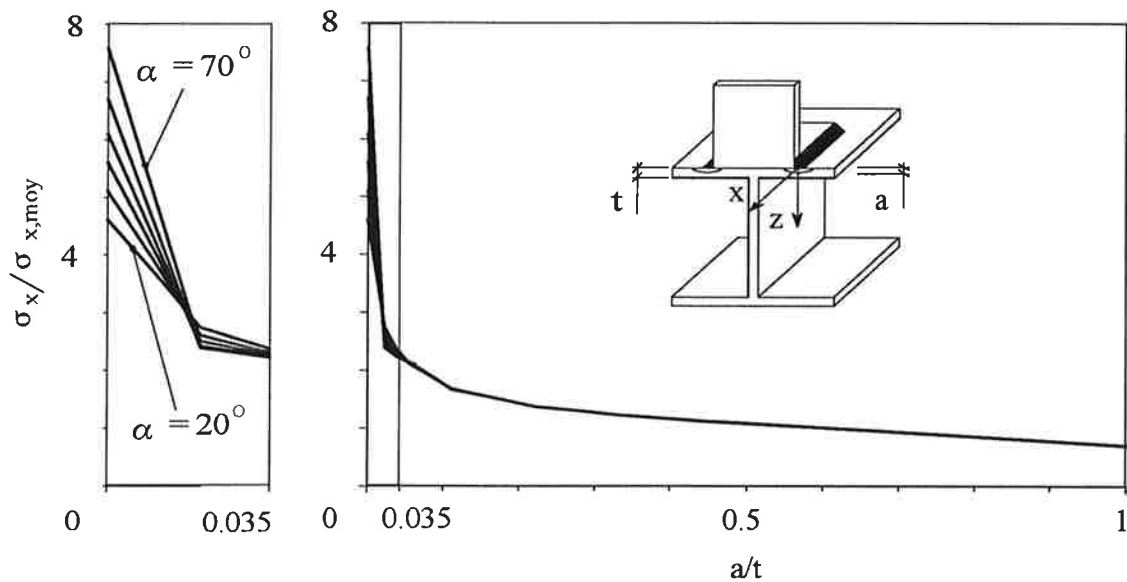


Figure 4.8 - Influence de l'angle du cordon de soudure α sur les contraintes longitudinales.

La figure 4.8 montre que l'angle du cordon de soudure a une forte influence sur la distribution des contraintes longitudinales dans les couches supérieures, proches de la surface de la plaque ($a/t < 0.1$). Ceci met en évidence l'importance de la qualité d'exécution de la soudure sur la résistance à la fatigue du détail. Plus profondément, les contraintes sont pratiquement identiques pour tous les angles. Il est à remarquer que les contraintes proches du fond de la plaque ont tendance à être inférieures à la contrainte moyenne, c'est à dire que le facteur de concentration de contrainte est inférieur à 1.0. La figure 4.9 montre graphiquement la distribution des contraintes élastiques à la surface de la plaque et dans la section de la fissure.

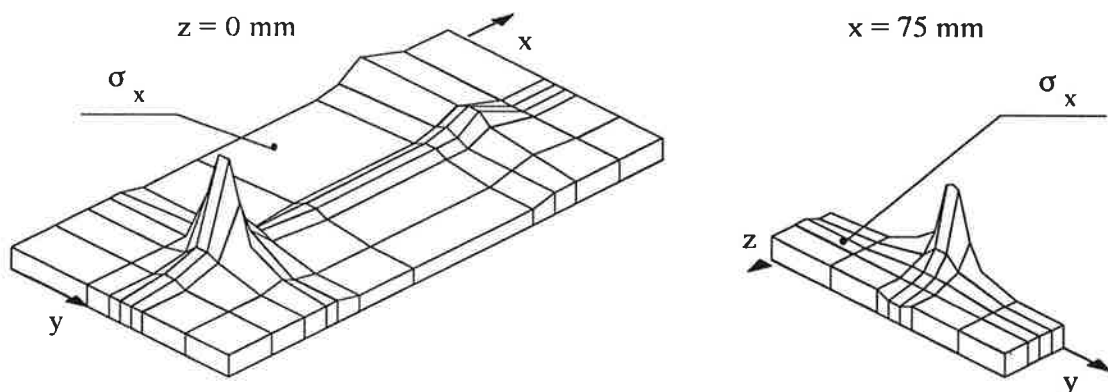


Figure 4.9 - Distribution des contraintes longitudinales : (a) - à la surface de la plaque, (b) - dans la section de la fissure.

On notera également que les contraintes à l'extrémité de la cornière sont considérablement plus faibles que du côté des pieds du cordon de soudure. Cela explique ainsi pourquoi les fissures apparaissent systématiquement aux pieds du cordon de soudure et jamais de l'autre côté.

La figure 4.10 montre la comparaison entre les contraintes mesurées lors des essais statiques et celles calculées par éléments finis au pied du cordon de soudure. On constate que le calcul donne des contraintes assez concentrées au pied du cordon, alors que les mesures donnent des valeurs plus réparties sur la largeur de la poutre. Ce résultat peut s'expliquer par le fait que les contraintes sont mesurées, pour des raisons pratiques, à une distance non nulle du pied du cordon où une diffusion des contraintes est déjà apparue. De plus la jauge, de par sa taille, mesure une valeur moyenne sur une longueur d'environ 3 mm.

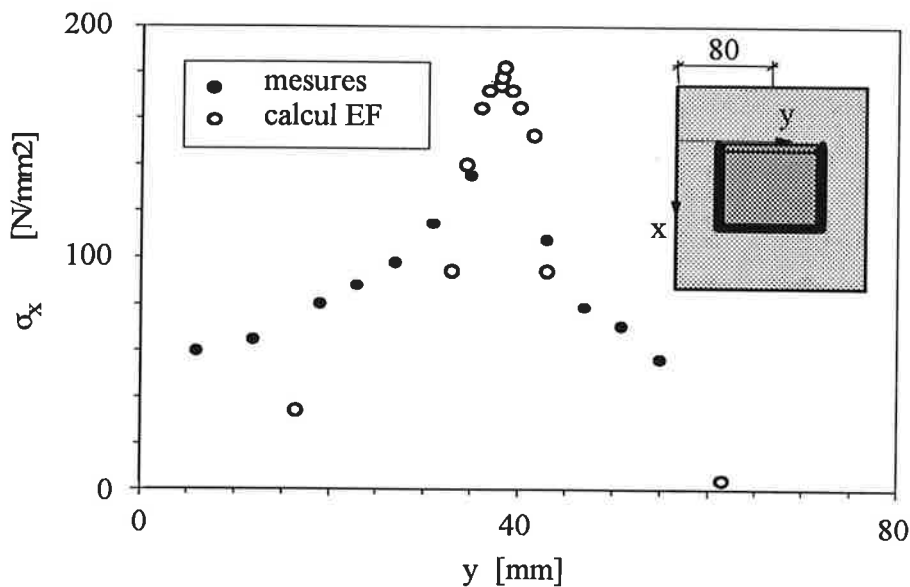


Figure 4.10 - Comparaison entre les contraintes mesurées et celles calculées.

Intégration du facteur F_c

Une technique relativement simple [5] permet de déterminer le facteur F_c lorsque la distribution des contraintes élastiques à l'endroit de la fissure est connue. La méthode consiste à intégrer les contraintes normales appliquées le long de la fissure selon la formule (4.9) .

$$F_c = \frac{1}{\pi} \cdot \sum \frac{\sigma_x}{\sigma_{x,\text{moy}}} \cdot \left(\arcsin \frac{b_{i+1}}{a} - \arcsin \frac{b_i}{a} \right) \quad (4.9)$$

On réitère l'intégration avec chaque grandeur de fissure pour laquelle on désire connaître le facteur F_c . Le facteur de concentration de contrainte est représenté à la figure 4.11 pour différentes longueurs de fissure.

Sur la base des courbes de la figure 4.11, le facteur F_c a été défini mathématiquement en fonction de l'angle α et de la profondeur de la fissure a à l'aide d'une approximation polynomiale. Il en résulte la fonction suivante, conforme aux courbes résultant de l'intégration :

$$F_c(\alpha, a) = \sum_{i=-2}^1 C_i \cdot a^i \quad \text{avec} \quad (4.10)$$

$$C_{-2} = -0.2905 + 8.424 \cdot 10^{-3} \cdot \alpha - 6.049 \cdot 10^{-5} \cdot \alpha^2 + 3.139 \cdot 10^{-7} \cdot \alpha^3$$

$$C_{-1} = 1.561 - 2.780 \cdot 10^{-3} \cdot \alpha - 3.508 \cdot 10^{-4} \cdot \alpha^2 + 4.215 \cdot 10^{-6} \cdot \alpha^3$$

$$C_0 = 1.042 - 5.882 \cdot 10^{-3} \cdot \alpha + 4.792 \cdot 10^{-4} \cdot \alpha^2 - 4.846 \cdot 10^{-6} \cdot \alpha^3$$

$$C_1 = -0.1807 + 4.835 \cdot 10^{-3} \cdot \alpha - 1.900 \cdot 10^{-4} \cdot \alpha^2 + 1.674 \cdot 10^{-6} \cdot \alpha^3$$

- α : angle au pied du cordon de soudure (= 20° ... 70°)
 a : profondeur de la fissure (a = 0 ... 9 mm)
 $C_{-2...1}$: coefficients

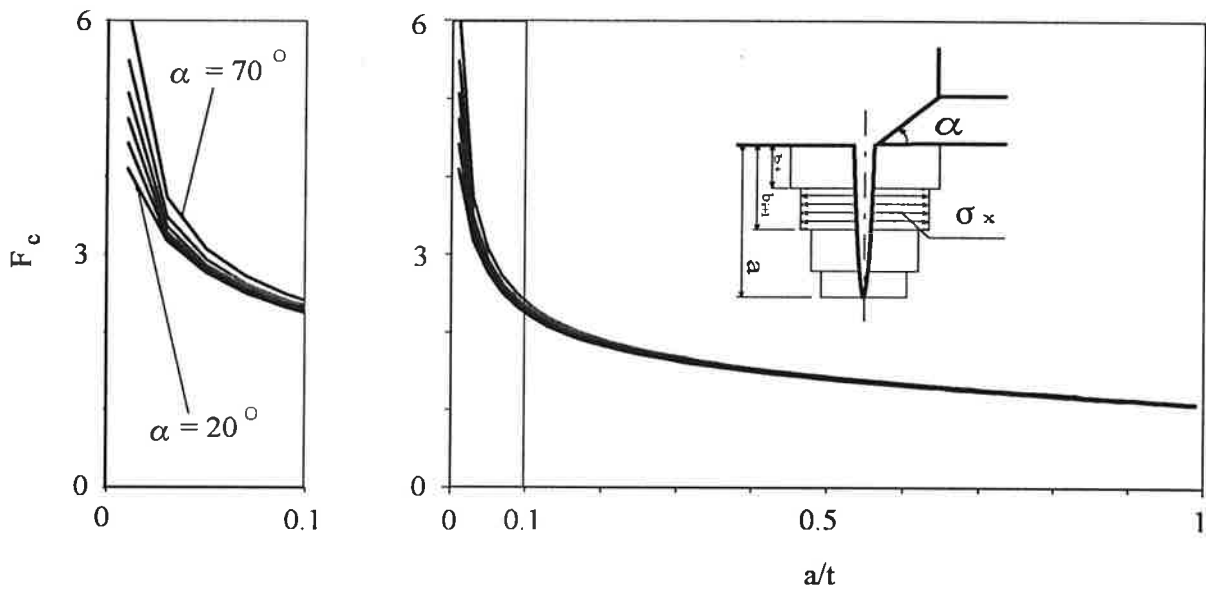


Figure 4.11 - Facteur de concentration de contrainte en fonction de la profondeur de la fissure.

4.3.4 Facteur de géométrie du détail et de forme de la fissure F_f

Le facteur F_f prend en compte les dimensions finies de l'aile du profilé et la forme de la fissure. Newman et Raju [8] ont proposé une méthode de calcul valable pour les plaques soumises en traction et en flexion. Dans notre cas, l'influence minimale de la flexion a été négligée et seul l'effort de traction a été considéré. La relation entre a et c , déterminée sur la base de nos essais (fig. 3.4), a été utilisée dans le calcul de F_f .

$$F_f = \frac{F_w \cdot M_1}{\sqrt{Q}} \quad \text{avec} \quad F_w = \frac{1}{\sqrt{\cos\left(\frac{\pi \cdot c}{2 \cdot b} \cdot \sqrt{\frac{a}{t}}\right)}} \quad (4.11)$$

$$M_1 = 1.13 - 0.09 \frac{a}{c}$$

$$Q = 1 + 1.464 \left(\frac{a}{c} \right)^{1.65}$$

$$a = 0.79 c \quad (\text{voir fig. 3.4})$$

- t : épaisseur de l'aile du profilé
b : demi-largeur de l'aile du profilé

Comme le rapport a/c est pratiquement constant, le facteur F_f l'est également ($F_f \cong 0.75$). On remarque toutefois une légère augmentation de F_f lorsque la profondeur de la fissure atteint l'épaisseur de l'aile. La figure 4.12 permet de voir graphiquement les deux facteurs de correction F_f et F_c en fonction de la profondeur de la fissure a/t .

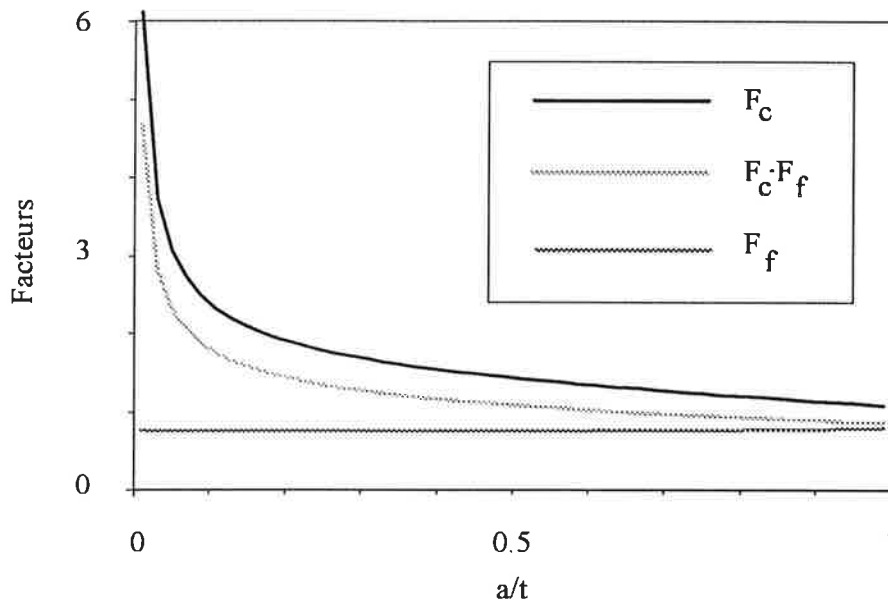


Figure 4.12 - Facteurs de correction en fonction de la profondeur de la fissure.

Contrôle du calcul de $Y(a)$

Le calcul de $Y(a)$ présenté ci-dessus a été contrôlé par un calcul parallèle indépendant avec la méthode mathématique simplifiée de Shen et Glinka (weight functions) [9]. Cette méthode permet de déterminer le facteur d'intensité de contrainte K en intégrant le produit de la distribution des contraintes sur la section non fissurée et de la fonction mathématique (weight function) sur la longueur de la fissure :

$$K = \int_0^a \sigma(x) \cdot m(x, a) \cdot dx \quad (4.12)$$

Les résultats obtenus présentent une différence de moins de 5% avec la méthode de calcul utilisée précédemment, ce qui montre que le calcul de concentration de contrainte utilisé est fiable.

4.3.5 Constantes du matériau

Seuil du facteur d'intensité de contrainte ΔK_{th}

La valeur du seuil du facteur d'intensité de contrainte ΔK_{th} a été déterminée sur la base des mesures faites au cours des essais. Après le retrait des cornières, l'observation des nombreuses fissures a permis de détecter celles ne propageant plus. Leur largeur à la surface du profilé était comprise entre 1 et 5 mm. La plus petite d'entre elles ($2c \cong 1\text{mm}$ pour $\Delta\sigma = 150\text{ N/mm}^2$) a permis de fixer une valeur de seuil du facteur d'intensité de contrainte minimale, donnant ainsi une limite de propagation conservatrice. La relation peut s'exprimer ainsi :

$$\Delta K_{th} = \Delta\sigma \sqrt{\pi \cdot a_{th}} Y(a_{th}) \quad (4.13)$$

ΔK_{th} : valeur de seuil du facteur d'intensité de contrainte

a_{th} : profondeur de la fissure correspondant à la valeur de seuil de la propagation

Le calcul donne une valeur de

$$\Delta K_{th} = 120\text{ N/mm}^{3/2} \quad (4.14)$$

qui sera admise comme valeur de seuil lors de la simulation. Bremen [7] a trouvé des valeurs comprises entre 70 et 130 $\text{N/mm}^{3/2}$, ce qui confirme ainsi nos mesures.

Constantes C et m

Le facteur de propagation de fissure C et la constante du matériau m dépendent de différents facteurs comme :

- la microstructure du matériau
- la fréquence de la charge
- la forme du spectre de charge
- l'environnement
- le rapport des contraintes appliquées R
- la température

Tous ces paramètres peuvent être considérés comme étant constants pour tous les essais. Ainsi, C et m doivent rester constants pour l'ensemble de la simulation des essais.

Après le retrait des cornières, F_c tombe à 1.0 et reste constant. La valeur de C doit donc être suffisamment faible afin que le ralentissement de la propagation soit tel qu'il a été observé lors des essais. Pour la modélisation il a donc été choisi la valeur suivante, constante pour toutes les simulations :

$$C = 0.9 \cdot 10^{-13} \quad (4.15)$$

Les valeurs de C peuvent varier fortement. Bremen [7] a pour sa part trouvé des valeurs comprises entre $1.16 \cdot 10^{-13}$ et $4.74 \cdot 10^{-13}$, ce qui corrobore notre valeur.

La constante du matériau m a une grande influence sur le taux de propagation des fissures. Pour l'acier et pour une sollicitation à amplitude constante, l'expérience a montré que la valeur suivante est généralement bien représentative :

$$m = 3 \quad (4.16)$$

4.3.6 Influence de la plasticité

Afin de prendre en compte la plasticité au front de la fissure, nous introduisons le facteur d'intensité de contrainte K_{pl} sous la forme de la formule suivante, déjà utilisée par Bremen [7] :

$$K_{pl} = -\left(\frac{0.2}{1-R}\right) K_{app,max} \quad \text{pour } R \leq 0.28 \quad (4.17)$$

K_{pl} : facteur d'intensité de contrainte tenant compte de la réduction de l'intensité de contrainte due à la zone plastique au front de la fissure

R : rapport des contraintes appliquées

$K_{app,max}$: facteur d'intensité de contrainte résultant du chargement de l'élément fissuré

L'expression du facteur d'intensité de contrainte K devient ainsi :

$$K_{max} = K_{app,max} + K_{pl} \quad (4.18a)$$

$$K_{min} = K_{app,min} + K_{pl} \quad (4.18b)$$

En considérant la plasticité au front de la fissure, les formules pour K deviennent ainsi :

$$\Delta K = K_{max} - K_{min} \quad \text{pour } K_{app,min} > 0 \quad (4.19a)$$

$$\Delta K = K_{max} \quad \text{pour } K_{app,min} \leq 0 \quad (4.19b)$$

4.3.7 Intégration de la loi de propagation

Le but de la simulation est de modéliser le plus exactement possible la propagation des fissures observée lors des essais. Il s'agit donc d'obtenir des résultats $\Delta\sigma$ - N identiques aux résultats d'essais moyens, tout en suivant au mieux les courbes de propagation des fissures. L'intervalle d'intégration de la loi de propagation (4.7) est de 2'500 cycles, de manière à avoir une précision suffisante de même que des temps de calcul acceptables. Comme mentionné précédemment, les valeurs du facteur de propagation C (4.15) et de la constante du matériau m (4.16) ont été maintenues constantes. Les seuls paramètres variables en fonction de l'essai sont la différence de contrainte appliquée $\Delta\sigma$ et le facteur de concentration de contrainte F_c (qui tombe à 1.0 après le retrait des cornières). Pour obtenir une bonne corrélation avec les essais, il a été constaté que :

- la valeur de F_c doit décroître moins rapidement que selon (4.4),
- la valeur de C doit être très faible, de l'ordre de $1.0 \cdot 10^{-13}$.

Sur la base de ces constatations une nouvelle fonction de F_c , de forme différente à (4.10), a été déterminée pour la suite de la simulation :

$$F_c = -C_4 \cdot \arctan(a - C_5) + C_6 \quad (4.20)$$

$C_{4...6}$: coefficients

a : profondeur de la fissure

Une étude paramétrique a été effectuée avec cette nouvelle fonction de F_c afin de l'optimiser. La formule utilisée dans sa forme définitive est la suivante :

$$F_c = -0.950 \cdot \arctan(a - 2.50) + 2.88 \quad (4.21)$$

La figure 4.13 permet de comparer la valeur théorique de F_c selon (4.10) avec la valeur optimale issue de la simulation (4.21). La différence entre les deux courbes n'est pas immédiatement explicable, mais une hypothèse peut être émise. Cette différence pourrait correspondre au facteur de correction relatif aux contraintes résiduelles, qui ne sont pas prises en compte dans la simulation de propagation de fissure. Après le retrait des cornières, cette part du facteur Y tomberait à 1.0, tout comme le facteur F_c , ce qui signifierait que les contraintes résiduelles disparaissent après le retrait des cornières. Ce phénomène est vraisemblable car le procédé utilisé lors du retrait cause une augmentation de la température au

voisinage de la cornière jusqu'à environ 700°C (température estimée à partir de la couleur de l'acier observée durant l'opération et l'échelle donnée dans [10]), ce qui peut causer un recuit de la zone de fissuration. Une redistribution des contraintes résiduelles pourrait être la raison pour laquelle la propagation est ralentie après le retrait des cornières. La solution retenue par les CFF pour retirer les cornières aurait donc un effet bénéfique sur la distribution des contraintes résiduelles.

Le but de cette étude étant de simuler le comportement réel et non pas une analyse théorique pure, la nouvelle fonction de F_c est admise telle quelle. L'analyse de la différence entre le modèle théorique et celui adopté pour la simulation sort du cadre de cette étude et elle n'est pas poursuivie ici pour le moment.

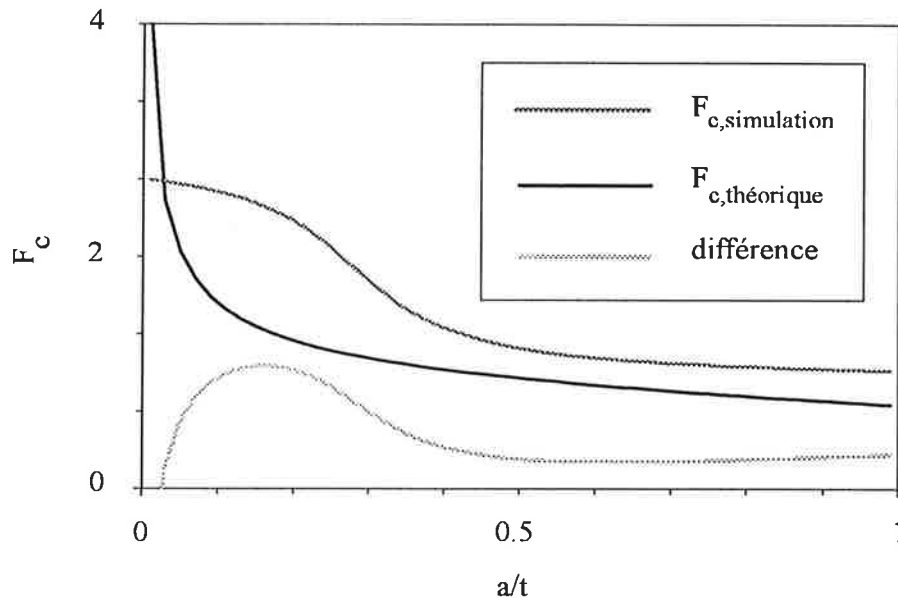


Figure 4.13 - Comparaison de F_c théorique avec F_c admis pour la simulation.

Les résultats de la simulation sont présentés à la figure 4.14. Chaque zone définit l'étendue des mesures de propagation pour chaque valeur de dommage D_{cor} . Les courbes noires, ramifiées selon la valeur de D_{cor} , sont obtenues par simulation pour respectivement $\Delta\sigma = 150 \text{ N/mm}^2$ et $\Delta\sigma = 100 \text{ N/mm}^2$. Pour la fissure en fin d'essai ($a \approx 9 \text{ mm}$), le nombre de cycles de la simulation est comparé à la valeur moyenne des essais.

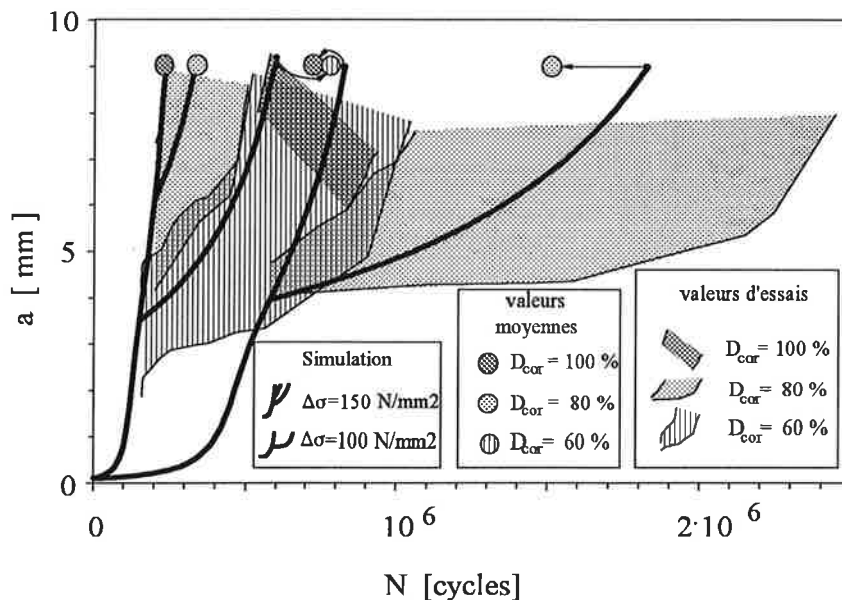


Figure 4.14 - Simulation de la propagation des fissures en comparaison avec les résultats d'essais.

La simulation permet de reproduire de manière relativement satisfaisante la propagation réelle des fissures. En particulier, les courbes de simulation présentent une discontinuité au moment du retrait des cornières concordant bien avec les essais. Au début de la propagation, les fissures croissent très lentement pour ensuite accélérer rapidement. La même tendance a pu être observée lors des essais, où plusieurs petites fissures apparaissent presque simultanément de manière à peine visible, puis se rejoignent pour finalement former une seule grande fissure croissant très rapidement.

4.3.8 Interpolation et extrapolation des courbes de résistance

Sur la base des nombreuses simulations effectuées, les courbes de résistance $\Delta\sigma$ -N ont été déterminées pour différentes valeurs de dommage (fig. 4.15). Les différences de contrainte s'étendent de $\Delta\sigma = 70 \text{ N/mm}^2$ à 220 N/mm^2 , permettant ainsi d'obtenir des courbes pour des dommages allant de 30% à 100%. On constate une bonne concordance avec les résultats d'essais jusqu'à $D_{\text{cor}} = 60\%$. Les courbes correspondant à des valeurs de dommage inférieures à 60% sont extrapolées. Pour les valeurs proches de $D_{\text{cor}} = 100\%$, la pente vaut environ $m = 3$. Plus le dommage D_{cor} diminue, plus m augmente. Les irrégularités des courbes sont dues à l'intégration discontinue par pas de 2500 cycles.

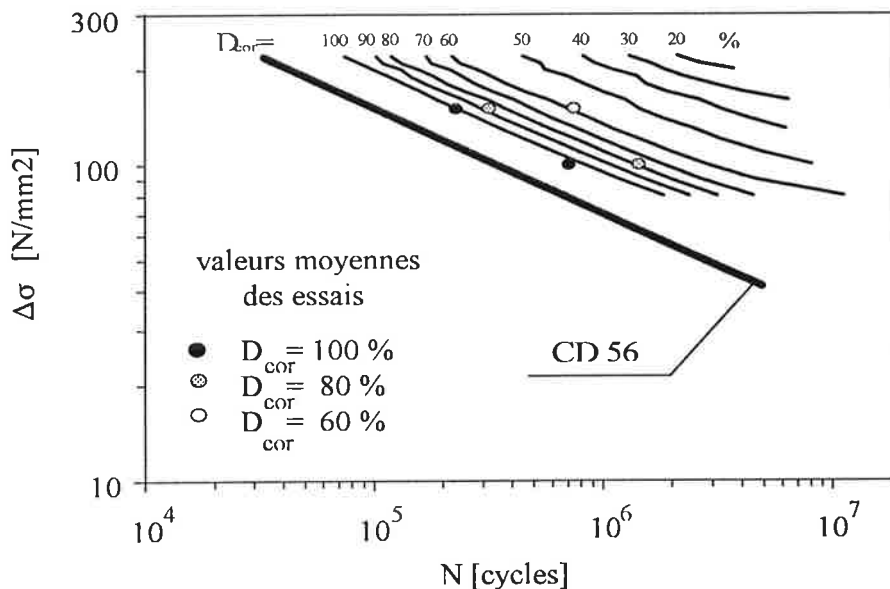


Figure 4.15 - Courbes de résistance moyennes pour $D_{\text{cor}} = 100\%$ à 20% .

On remarquera que la courbe de la Classe de détail 56 donnée comme référence est une courbe de dimensionnement, c'est-à-dire, selon la CECM [1], une courbe moyenne moins deux écart types. Ainsi, afin d'obtenir des courbes de dimensionnement, l'ensemble des courbes simulées est déplacé à gauche de manière à ce que la courbe $D_{\text{cor}} = 100\%$ corresponde à celle, équivalente, de la Classe de détail 56. De plus, par simplification et conformément à la normalisation en vigueur, une pente constante $m = 3$ est adoptée pour chacune d'entre elles (choix conservateur) (fig. 4.16). Les courbes ainsi obtenues peuvent être utilisées comme courbes de dimensionnement. Pour les applications pratiques, une relation continue entre le dommage D_{cor} et la résistance à la fatigue $\Delta\sigma_C$ a été établie par interpolation linéaire des valeurs des courbes de la figure 4.16. Cette relation est donnée par la ligne brisée de la figure 4.17. Une approximation polynomiale est également reportée; elle peut être exprimée par la formule suivante :

$$\Delta\sigma_C = -0.2841 \cdot D_{\text{cor}}^{-5.0} + 10.83 \cdot D_{\text{cor}}^{-2.5} + 45.95 \quad (4.22)$$

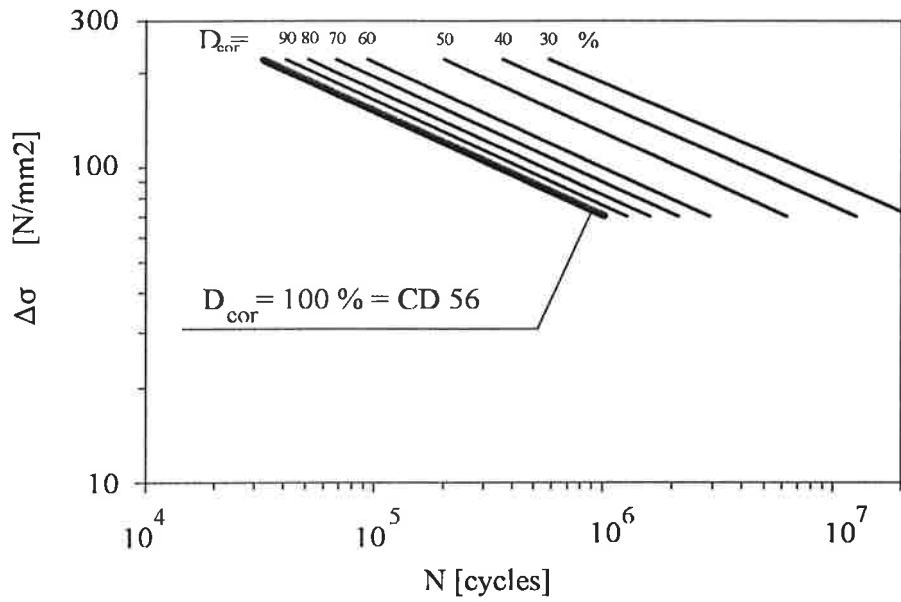


Figure 4.16 - Courbes de résistance valables pour le dimensionnement.

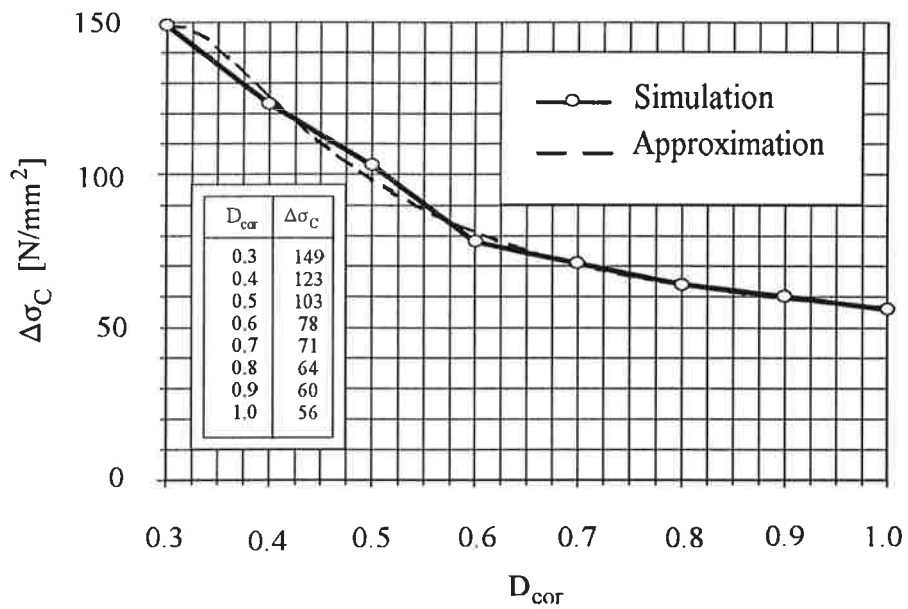


Figure 4.17 - Résistance à la fatigue en fonction du dommage avec cornière.

4.4 CORNIÈRES SOUDÉES SUR LES QUATRE CÔTÉS

Les essais ont montré que le côté soudé supplémentaire rend le détail plus sensible à la fatigue (voir 3.2.2). Une modélisation par éléments finis similaire à celle utilisée précédemment a permis d'analyser ce détail. Il apparaît que la concentration des contraintes au pied du cordon de soudure est légèrement plus faible que dans le cas d'une soudure sur trois côtés, du fait d'une meilleure répartition sur la largeur (fig. 4.18).

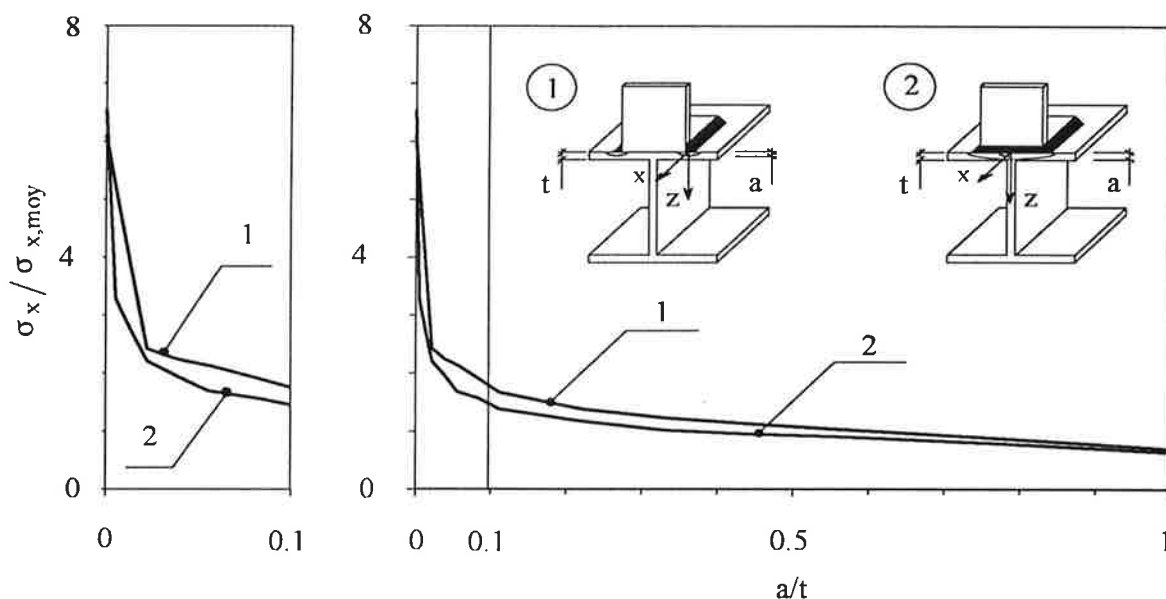


Figure 4.18 - Concentration des contraintes au pied du cordon pour les deux types de soudure.

Les découpes transversales faites au droit du pied du cordon de soudure montrent que de nombreuses fissures commencent à se propager à peu près simultanément (fig. 4.19). Leur nombre et leur position en section varient de cas en cas et dépendent de la qualité du cordon de soudure (défauts, pores, etc...). Après avoir atteint une certaine taille, l'ensemble des fissures s'unissent en une seule et large fissure.

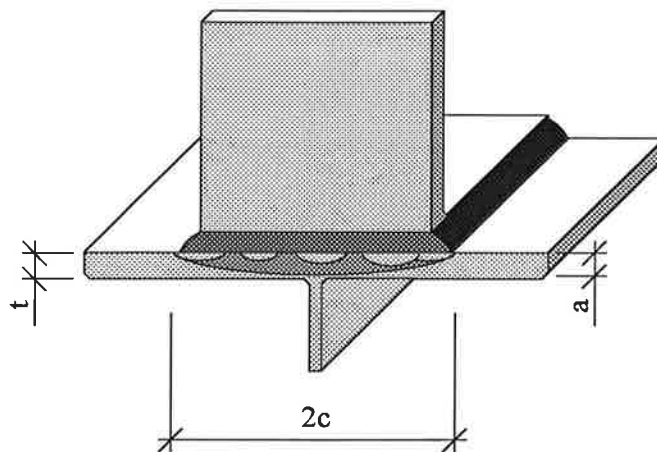


Figure 4.19 - Section fissurée avant et après l'unification des fissures.

De ce fait, le rapport a/c diminue considérablement et le facteur de géométrie du détail et de forme de la fissure F_f augmente. Il passe ainsi de 0.75 (cas des cornières soudées sur trois côtés) à 1.3 environ.

Par conséquent, la légère diminution du facteur de concentration de contrainte F_c est largement contrebalancée par l'augmentation de F_f , et le facteur de correction du facteur d'intensité de contrainte $Y = F_c \cdot F_f$ est globalement plus élevé que dans le cas d'une soudure sur trois côtés. La propagation des fissures est de ce fait plus rapide.

Cette sensibilité à la fatigue accrue peut s'expliquer plus intuitivement par le fait que la cornière soudée sur les quatre côtés augmente plus fortement la rigidité de la poutre, et que le flux de contraintes au travers de la cornière est plus intense. La CECM ne fait pas de distinction entre les semelles additionnelles avec ou sans cordon de soudure frontal. On constate cependant que la différence de résistance à la fatigue entre ces deux types d'exécution n'est pas négligeable.

5 CONCLUSIONS

5.1 ESSAIS DE FATIGUE ET RETRAIT DES CORNIÈRES

Plusieurs essais de fatigue ainsi que des essais statiques ont été effectués sur des poutres munies de cornières soudées dans le laboratoire de l'ICOM, permettant ainsi d'obtenir de nombreux résultats.

Les essais ont montré que les fissures apparaissent non seulement dans les zones soumises à la traction, mais également dans les zones où le longeron est soumis à une charge de fatigue en compression. Par conséquent toutes les cornières doivent être retirées, y compris celles sollicitées constamment en compression.

Le retrait des cornières doit se faire avec beaucoup de soin, en évitant toute entaille dans le longeron. Les encoches dues à la meule peuvent avoir des conséquences catastrophiques sur la propagation des fissures. Bien exécuté, le procédé de retrait des cornières est approprié à ce type d'opération.

Les fissures précoces ont été réparées en cours d'essai. La réparation consistait en un trou percé à l'endroit de la fissure, combiné avec un boulon précontraint. Cette méthode s'est révélée efficace à condition que la fissure soit complètement éliminée lors du perçage.

5.2 RÉSISTANCE À LA FATIGUE

Les essais de fatigue et les simulations sur ordinateur ont permis de définir les courbes de résistance pour les cornières soudées sur trois côtés selon le procédé employé par les CFF. Ces courbes sont calculées en fonction du dommage subit par le longeron avant le retrait des cornières. Les lois de la mécanique de la rupture utilisées lors de la simulation ont permis de décrire de manière satisfaisante la propagation des fissures.

L'analyse des résultats permet de constater que la durée de vie du détail peut être prolongée de manière significative si le retrait des cornières a lieu suffisamment tôt.

5.3 TRAVAUX FUTURS

Sur la base des courbes de fatigue déterminées dans la présente étude, un calcul à la fatigue développé sur le principe de la norme SIA 161 [11] et de la documentation SIA D 076 [12] pourrait permettre d'estimer la durée de vie restante du détail après le retrait des cornières. Une réflexion approfondie devrait rendre possible l'adaptation des principes de dimensionnement des normes à un calcul qui soit le plus proche possible du comportement réel de la structure.

Par la suite, une étude plus en détail de la propagation à l'aide de la mécanique de la rupture permettrait de considérer plus particulièrement certains phénomènes, notamment :

- les contraintes résiduelles au pied des cordons de soudure et leur effet sur la propagation des fissures,
- la valeur du facteur de concentration de contrainte F_c en fonction de la profondeur de la fissure (lié aux contraintes résiduelles).

REMERCIEMENTS

Cette étude fait partie intégrante de la recherche sur le comportement à la fatigue des ponts-rails en acier menée à l'ICOM en collaboration avec les Chemins de fer fédéraux (CFF).

Les auteurs tiennent à remercier tout d'abord la Direction générale des Chemins de fer fédéraux, en particulier M. M. TSCHUMI, chef de la section des ponts, pour son intérêt et son appui financier, ainsi que M. J.-J. REBER pour ses conseils lors de l'étude expérimentale. Les remerciements s'adressent également à MM. le Prof. M. A. HIRT et le Dr. E. BRÜHWILER, ingénieur de l'Arrondissement III des CFF, pour leur apport scientifique et technique durant la rédaction de ce rapport.

Les auteurs aimeraient également remercier les collaborateurs de l'ICOM qui ont permis de mener à bien ce travail. Il s'agit de MM. H.J. REIST et G. PIDOUX pour leur contribution lors des nombreux essais entrepris au laboratoire, ainsi que de M. Ch. MÜLLER pour la mise en page du présent rapport.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] CONVENTION EUROPÉENNE DE LA CONSTRUCTION MÉTALLIQUE. *Recommandations pour la vérification à la fatigue des structures en acier*. CECM, comité technique 6, Bruxelles, 1987.
- [2] ROIK, K. und HOLTKAMP, H.-J. *Untersuchungen zur Betriebsfestigkeit von Montage-Hilfsschweißungen*. Institut für konstruktiven Ingenieurbau, Ruhr-Universität Bochum. Mitteilung Nr 8801, Januar 1988.
- [3] RABEMANANTSOA, H. et HIRT, M. A. *Comportement à la fatigue de profilés laminés avec semelles de renfort rivetées*. Lausanne : Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, publication ICOM 133, 1984.
- [4] MINER M. A. *Cumulative Damage in Fatigue*, Journal of Applied Mechanics, vol. 12, no. 1, 1945.
- [5] ALBRECHT, P. and YAMADA, K. *Rapid calculation of stress intensity factors*. Journal of the Structural Division, American Society of Civil Engineers, 1977, vol. 103(2), pp. 377-389.
- [6] JIROUSEK, J. Programme informatique SAFE (Structural Analysis by Finite Elements). IREM - Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne. Lausanne : 1989.
- [7] BREMEN, U. *Amélioration du comportement à la fatigue d'assemblages soudés : étude et modélisation de l'effet des contraintes résiduelles*. Thèse no. 787, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne. Lausanne : EPFL, 1989.
- [8] NEWMAN, J. C. and RAJU, I. S. *Analyses of surface cracks in finite plates under tension or bending loads*. Langley Research Center, Hampton, Virginia, USA, 1979 (NASA Technical Paper 1578).
- [9] SHEN, G. and GLINKA, G. *Weight functions for surface semi-elliptical crack in a finite thickness plate*. Theoretical and Applied Fracture Mechanics 15 (1991) 247 - 255 , Elsevier.
- [10] ROST, A. *Métaux usuels*. Spes, Lausanne, 1969.

- [11] NORME SIA 161. *Constructions métalliques*. Société suisse des ingénieurs et architectes. Zurich : SIA, 1990.
- [12] DOKUMENTATION SIA D 076. *Grundlagen und Annahmen für den Nachweis der Ermüdungssicherheit in den Tragwerksnormen des SIA*. Schweizerischer Ingenieur- und Architekten-Verein, 1991.