

# APPLICATION DE LA MÉCANIQUE DE LA RUPTURE : ÉTUDE DE L'EFFET D'ÉCHELLE DANS LES JOINTS SOUDÉS SOUMIS À LA FATIGUE

par A. NUSSBAUMER

## 1. - INTRODUCTION

La mécanique linéaire-élastique de la rupture est un outil puissant pour le calcul de la durée de vie en fatigue (en propagation uniquement, sans amorçage) des joints soudés. En faisant l'hypothèse d'une fissure ouverte chargée en traction uniquement, la méthode consiste à intégrer une relation entre le taux de propagation,  $da/dN$ , et l'étendue du facteur de contraintes appliquées,  $\Delta K$ . Dans le cas d'une propagation stable, [1], la relation la plus connue et la plus utilisée est la loi de Paris :

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K^m \quad (1)$$

dans laquelle  $C$  et  $m$  sont des constantes qui dépendent principalement du matériau, des conditions de chargement et de l'environnement. De plus, il existe une valeur de seuil,  $\Delta K_{th}$ , valeur au-dessous de laquelle aucune propagation ne se produit. La manière la plus simple d'introduire ce comportement dans l'équation (1) est d'y ajouter la condition suivante :  $da/dN = 0$  pour  $\Delta K < \Delta K_{th}$ . Dans le cas de joints soudés, il est habituellement admis que des contraintes résiduelles de traction proches de la limite élastique soient présentes. La propagation est de ce fait indépendante de la contrainte moyenne et ne dépend plus que de l'étendue de contrainte appliquée [2]. En d'autres termes et pour se référer à une notation plus générale [22], les cycles sont complètement effectifs et l'on a :

$$\Delta K_{eff} = \Delta K_{app} = \Delta K.$$

Par conséquent, les valeurs de  $C$ ,  $m$  et  $\Delta K_{th}$  sont indépendantes du chargement.

Dans le calcul de la durée de vie, la dimension de la fissure peut être admise petite par rapport à celles de l'élément. Cette hypothèse s'est souvent révélée correcte puisque la plus grande partie de la durée de vie en fatigue est déjà épuisée alors que la fissure est encore petite [1]. Les facteurs d'intensité de contrainte ainsi que les étendues de ces facteurs peuvent être calculés par la formule générale suivante [1, 3] :

$$\Delta K = \Delta \sigma \sqrt{\pi a} F_f M_k \quad (2)$$

où  $\Delta \sigma$  est l'étendue de contrainte d'amplitude constante nominale (en une section éloignée de la position de la fissure),  $a$  est la profondeur de la fissure ou sa demi-largeur selon la situation, et  $F_f$ ,  $M_k$  sont les fonctions de correction. La fonction  $F_f$  fait référence à la solution pour la situation la plus simple, c'est-à-dire une fissure traversante dans une plaque de dimension infinie en traction. La fonction  $M_k$  donne la correction correspondant à la concentration locale des contraintes due à la géométrie du joint à l'endroit de la fissuration. Les solutions pour  $F_f$  pour de nombreuses situations peuvent être trouvées dans des recueils spécialisés [4-6]. Les solutions pour  $M_k$  seront discutées dans le sous-chapitre 2,2.

Pour illustrer la méthode, prenons un exemple. Dans le cas de défauts ou de discontinuités internes aux soudures, les fissures qui se propagent à partir de ces discontinuités initiales prennent rapidement une forme circulaire [7-9]; pour ce cas simple, la dimension  $a$  est prise comme le rayon de la fissure,  $F_f = 2/\pi$ , et  $M_k = 1,0$ . Introduisons ces valeurs dans l'équation (2), puis le résultat dans l'équation (1), nous obtenons :

$$\frac{da}{dN} = C \left[ \Delta \sigma 2 \sqrt{\frac{a}{\pi}} \right]^m \quad (3)$$

ce qui nous donne après intégration et avec la condition  $m \neq 2$  :

$$N_f = \frac{1}{2^m (\Delta\sigma)^m C} \int_{a_i}^{a_f} \left(\frac{\pi}{a}\right)^{m/2} da$$

$$= \frac{1}{2^m (\Delta\sigma)^m C} \frac{\pi^{m/2}}{1-m/2} \left[ a_f^{1-m/2} - a_i^{1-m/2} \right] \quad (4.1)$$

et pour  $m = 2$  :

$$N_f = \frac{\pi}{4 (\Delta\sigma)^2 C} [\ln(a_f) - \ln(a_i)] \quad (4.2)$$

dans lesquelles  $a_i$  est la taille initiale de la fissure, et  $N_f$  est le nombre de cycles jusqu'à un critère de rupture représenté par la dimension finale de la fissure  $a_f$  (valeur admise inférieure à celle produisant une rupture brutale de la pièce). La condition reliée au seuil s'exprime alors de la manière suivante :

$$N = \infty \quad \text{pour} \quad \Delta\sigma < \Delta\sigma_{th},$$

où  $\Delta\sigma_{th}$  est appelé la limite d'amplitude constante. Dans le cas des joints soudés, il est acceptable de supposer qu'il n'y a pas d'amorçage, et que par conséquent la dimension initiale de la fissure peut être prise égale à la dimension du défaut. Pour la dimension finale de la fissure, un pourcentage de la plaque de base est généralement choisi; par exemple, 100 % correspond au développement d'une fissure traversante. En choisissant la dimension finale, on aura soin de prendre garde à la possibilité de rupture brutale [29], possibilité que l'on n'examine pas dans cet article. L'équation (4.1) ou (4.2) lie ensemble le nombre de cycles à la rupture et l'étendue de contrainte. Pour des valeurs fixées de  $a_i$  et  $a_f$ , on a équivalence avec l'expression analytique des courbes de fatigue [10, 11] :

$$N (\Delta\sigma)^m = \text{constante} \quad (5)$$

À l'extrémité de joints soudés, les fissures se forment, progressent à partir du pied du cordon et adoptent la forme d'une fissure semi-elliptique de surface [9]; dans ces cas, les solutions pour  $F_f$  et  $M_k$  sont plus complexes et dépendent de la forme de la fissure, représentée par le rapport  $a/c$ , ainsi que de la géométrie du joint. Pour les joints soudés, nous allons montrer analytiquement que la dépendance de  $M_k$  avec la géométrie est la cause principale de la diminution de la résistance à la fatigue pour les plaques épaisses. Ce problème d'effet d'échelle a déjà été étudié durant plus de vingt ans [12-14], mais n'a pas encore de solution claire et unique. Deux interprétations en ont été données, l'une considérant un effet statistique, l'autre un effet géométrique. Dans la plupart des normes récentes [10, 11], la relation empirique suivante a été adoptée :

$$\Delta\sigma_{red} = \Delta\sigma_0 \left(\frac{T_0}{T}\right)^{\frac{1}{4}} \quad \text{pour} \quad T > T_0 = 25 \text{ mm}$$

(Eurocode 3 [11]) (6)

Notons que suivant les normes et interprétations des textes, cette réduction concerne toutes les attaches soudées ou alors uniquement les attaches soudées transversalement à la direction des contraintes normales. Dans cet article, nous allons valider analytiquement la formule ci-dessus, proposer quelques améliorations et montrer l'influence du type d'attache soudée sur l'effet d'échelle.

## 2. – CALCUL DES FACTEURS DE CORRECTION POUR DES FISSURES EN PIED DE CORDON

Dans le cas de fissures en pied de cordon, la plupart des solutions existantes pour les facteurs de correction combinent analyses de contrainte en trois et en deux dimensions. Pour une

fissure semi-elliptique de surface, la solution la plus complète de  $F_f$  a été donnée par Newman et Raju [15] grâce à des analyses en 3-D. Cette solution considère les cas de contraintes appliquées de traction et de flexion, inclut les effets des dimensions finies de la plaque, et également celle de l'influence de la flexion secondaire provoquée par la présence de la fissure dans la plaque. Afin de tenir compte de l'effet de la concentration des contraintes en pied de cordon,  $M_k$ , des analyses de contraintes pour la plupart en deux dimensions (2-D) ont été conduites [16, 17]. Puisqu'il existe plus de solutions de  $M_k$  pour le cas d'efforts membranaires, et que ce mode de chargement conduit à des estimations conservatrices [3, 18], nous allons traiter uniquement ce cas de chargement. Dans les analyses en 2-D, le joint est modélisé comme une plaque avec une fissure de bord et le même profil que le joint soudé. La relation entre  $M_k$  et la profondeur de fissure résultant de cette analyse est alors supposée s'appliquer sans modification au point de profondeur maximale du front de la fissure semi-elliptique. La forme de la fissure peut alors soit être prise comme une fonction réaliste et a priori connue, soit évaluée directement par analyse. La première option est souvent choisie car des études ont montré, par exemple [19], qu'il est difficile de prévoir de manière réaliste l'évolution de la forme d'une fissure. Bien que la méthode présentée soit une approche intermédiaire combinant le 3-D et le 2-D, elle a prouvé maintes fois qu'elle fournissait des résultats suffisamment précis et en sécurité [9, 17, 18].

### 2.1. – Solution simplifiée pour le facteur $F_f$

L'un des défauts de l'approche présentée ci-dessus est l'imprécision non quantifiable faite entre les conditions de bord différentes, ou disons l'influence de la flexion secondaire, qui existe entre une plaque fissurée et un joint fissuré. Comme les conditions de bord peuvent difficilement être modélisées pour chaque joint individuellement, une solution est de simplifier un peu le problème et d'exclure l'influence de la flexion secondaire. Le résultat est une expression qui ne dépend plus que de la forme de la fissure :

$$F_f = \frac{1,12}{\sqrt{1 + 1,464 \left(\frac{a}{c}\right)^{1,65}}} \quad \text{pour} \quad \frac{a}{c} < 1,0 \quad (7)$$

et qui s'applique au point de profondeur maximale du front de la fissure semi-elliptique. Nous vérifierons les effets de cette simplification sur les prévisions de durées de vie au chapitre 4.

### 2.2. – Solution pour le facteur $M_k$

Pour le facteur de concentration des contraintes,  $M_k$ , des solutions sous différentes formes ont été proposées. La première consiste à ajuster un polynôme de quatrième degré au gradient du champ de contrainte [9, 16, 20]. Une autre solution approximative est donnée par la formule ci-dessous [9] :

$$M_k = \frac{K_{mm}}{1 + G \left(\frac{a}{T}\right)^\beta} \quad (8)$$

dans laquelle  $K_{mm}$  représente le facteur de concentration maximale des contraintes au pied du cordon;  $K_{mm}$  est fonction de paramètres dimensionnels spécifiques à chaque type de détail.  $T$  représente l'épaisseur de la plaque contenant la fissure. Les variables  $G$  et  $\beta$  sont des coefficients adimensionnels qui dépendent également du type de détail. Par ailleurs, pour chaque combinaison des paramètres dimensionnels, une autre formule d'interpolation peut être déduite en utilisant des

régressions à variables multiples. Cette formule, d'une forme proche de la formule (8), est la suivante [3, 21-24] :

$$M_k = v \left( \frac{a}{T} \right)^w \quad M_k \geq 1,0 \quad (9)$$

où  $v$ ,  $w$  sont des coefficients adimensionnels qui sont fonction de la géométrie de chaque type de détail. Pour les calculs qui vont suivre, c'est cette dernière forme (équation (9)) qui a été adoptée.

### 3. – INTÉGRATION DE LA LOI DE PARIS DANS LE CAS DE JOINTS SOUDÉS

Dans les chapitres précédents, diverses formes de solutions pour les facteurs de correction ont été passées en revue. Récemment, plusieurs solutions de  $M_k$  pour différents types de détails ont été exprimées dans la forme de l'équation (9). Or, lorsque l'on introduit cette solution dans l'expression pour l'étendue du facteur d'intensité de contraintes (équation (2)), on obtient :

$$\Delta K = \Delta \sigma \sqrt{\pi} a^{w+1/2} v \left( \frac{1}{T} \right)^w F_f \quad (10)$$

De plus, s'il est supposé que pendant la durée de vie ou une partie de celle-ci la forme de la fissure reste la même, la fonction  $F_f$ , telle que donnée par l'équation (7), est une constante. En introduisant l'équation (10) dans l'équation (1), et ensuite en intégrant l'équation résultante, on obtient :

$$N_f = \frac{T^{mw}}{(\Delta \sigma)^m D m'} [a_f^{m'} - a_i^{m'}] \quad \text{pour } m' \neq 0 \quad (11.1)$$

$$N_f = \frac{T^{mw}}{(\Delta \sigma)^m D} [\ln(a_f) - \ln(a_i)] \quad \text{pour } m' = 0 \quad (11.2)$$

avec

$$D = C (F_f v \sqrt{\pi})^m$$

$$m' = 1 - m \left( w + \frac{1}{2} \right)$$

Les équations (11.1) et (11.2) sont similaires aux équations (4.1) et (4.2) ainsi qu'à l'expression analytique des courbes de fatigue, mise à part qu'elles incluent la dépendance de la géométrie du joint sur la résistance à la fatigue. En particulier, la résistance à la fatigue est maintenant directement liée à l'épaisseur  $T$  de la plaque. Bien que la précision de ces équations ne puisse pas être meilleure que les approximations faites pour les facteurs de correction, nous allons montrer dans le prochain chapitre qu'elles s'accordent bien avec l'intégration numérique de l'équation (1) et des facteurs de correction plus complexes, ainsi qu'avec les résultats d'essais des courbes de fatigue.

### 4. – COMPARAISONS DE DIFFÉRENTES COURBES D'ÉVOLUTION DE PROFONDEUR DE FISSURE

Les types de joints soudés choisis pour ces comparaisons sont les attaches non-chargées longitudinales et transversales. Le choix s'est porté sur ces joints car de nombreuses publications y font référence et, par conséquent, plusieurs solutions pour les facteurs de correction sont disponibles. Pour les constantes de la loi de Paris, les valeurs moyennes suivantes pour des aciers C-Mn (air ambiant) sont utilisées [18, 24] :

$$m = 3, \quad C = 1,83 \cdot 10^{-13} \frac{\text{mm}}{\text{cycle} (N/\text{mm}^{3/2})^3}$$

Ces valeurs moyennes correspondent également bien à la moyenne de toutes les valeurs différentes que l'on a pu trouver dans la littérature. La condition  $m' \neq 0$  de l'équation (11.1) peut être simplifiée et remplacée par  $w \neq -1/6$ .

#### 4.1. – Attaches longitudinales non-chargées

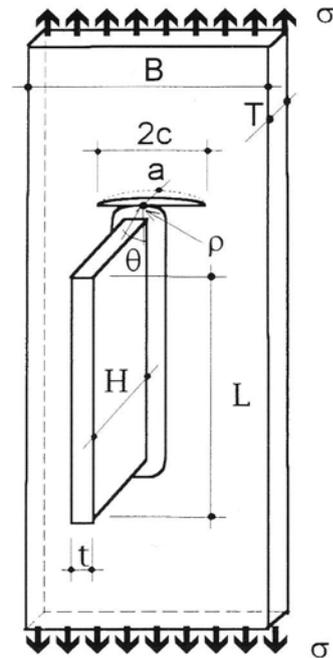


Fig. 1 – Attache longitudinale non-chargée avec fissure en pied de cordon

La géométrie d'une attache longitudinale est donnée à la figure 1. Les expressions choisies pour les coefficients  $v$  et  $w$  de l'équation (9) proviennent de deux analyses paramétriques de résultats MEF récentes faites par respectivement Castiglioni & Gianola [23] et Hobbacher [3]. Ces solutions sont également les plus complètes parmi celles actuellement disponibles. Pour des attaches longitudinales de géométrie différente, des comparaisons de l'évolution de la profondeur de fissure ont été effectuées entre différents modèles ainsi qu'en supposant différentes évolutions possibles de la forme de la fissure.

La figure 2 présente un cas représentatif, avec une géométrie et un chargement fixés (étendue de contrainte de 100 N/mm<sup>2</sup>). L'épaisseur de la plaque de base vaut  $T = 20$  mm, de manière à correspondre à la valeur moyenne des essais de la base de données de l'Eurocode 3 [25]. Pour les autres paramètres géométriques, les valeurs suivantes ont été utilisées :

$$t = 8 \text{ mm}, \quad \theta = 45^\circ, \quad L = 200 \text{ mm}.$$

Dans la légende de la figure, LEFM fait référence à l'intégration numérique de l'équation (1), et sol. 1, sol. 2 aux expressions pour  $M_k$  correspondant respectivement aux références [23] et [3]. L'évolution de la forme de la fissure a été prise de manière à correspondre soit à une valeur minimale, c'est-à-dire  $a/c \cong 0,4$  pour ce détail, soit à une fonction réaliste fondée sur des essais [22],  $2c = 6a^{0.6} + 1,3$  donc  $a/c = \text{variable}$ . La profondeur initiale est prise égale à  $a_i = 0,2$  mm, ce qui correspond à une valeur supérieure réaliste [22, 26, 27]. La courbe de résistance à la fatigue pour ce détail et cette géométrie, soit  $T \leq 25$  mm et  $L = 200$  mm, est évaluée à partir de la base de données de résultats d'essais de l'Eurocode 3 [25], voir figure 3. À partir de cette figure, les limites de l'étendue du nombre de cycles à la rupture en relation

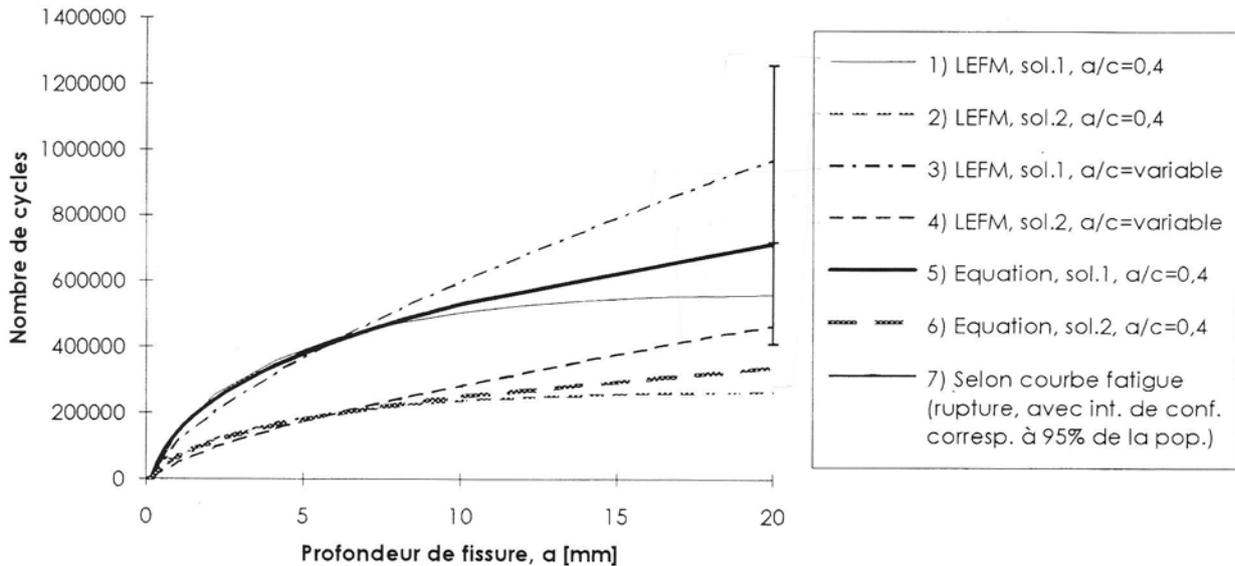


Fig. 2 - Évolution de la profondeur de fissure au pied de cordon d'une attache longitudinale selon divers modèles de calcul (pour une étendue de contrainte de 100 N/mm<sup>2</sup>)

avec un intervalle de confiance de 95 % et correspondant à  $\Delta\sigma = 100 \text{ N/mm}^2$  sont connus. En supposant alors que le critère de rupture est de  $a_f = 20 \text{ mm}$ , cette information peut être reportée dans la figure 2.

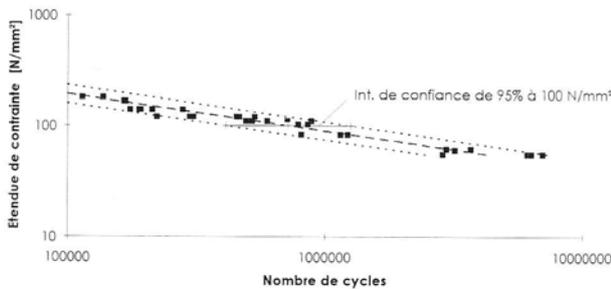


Fig. 3 - Résultats d'essais de fatigue et courbe de résistance correspondante selon [25] pour les attaches longitudinales non-chargées

Comme on peut le voir à la figure 2, le nombre de cycles à la rupture à 100 N/mm<sup>2</sup> calculé à partir des différents modèles est très variable et dépend principalement de l'expression choisie pour  $M_k$ . L'influence de l'expression prise pour l'évolution de la forme de la fissure est également visible. L'écart qui peut être observé entre les courbes 1 et 5, ainsi qu'entre les courbes 2 et 6, représente l'influence de l'épaisseur finie de la plaque ainsi que celle de la flexion secondaire. Rappelons que l'influence du moment secondaire ne peut en réalité pas être quantifiée. Les prévisions faites en utilisant l'équation (11.1) avec la solution 1 sont par conséquent en bon accord avec les résultats de la courbe de résistance ainsi que l'intégration numérique de l'équation (1).

De manière à pouvoir étudier plus tard l'effet d'échelle, nous allons utiliser la solution [23], dont les expressions pour  $v$ ,  $w$  sont données ci-dessous :

$$v = \frac{C_1 + C_2 \ln\left(\frac{t}{T}\right)}{T^{C_3 + C_4 \ln\left(\frac{t}{T}\right)}} \left(\frac{\theta}{45^\circ}\right)^{-0,306} \quad (12.1)$$

$$w = -0,276 - 0,194 \cdot \ln\left(\frac{\theta}{45^\circ}\right) \quad (12.2)$$

avec :

$$C_1 = -0,060 + 0,345 \ln(L) \quad C_2 = -0,279 + 0,109 \ln(L)$$

$$C_3 = -0,061 + 0,053 \ln(L) \quad C_4 = -0,062 + 0,024 \ln(L)$$

Lorsque  $L > 200 \text{ mm}$ , il est nécessaire d'introduire  $L = 200 \text{ mm}$  dans les expressions données ci-dessus. Un raccord sans rayon, c'est-à-dire  $\rho = 0$ , est considéré dans l'analyse. Il a été trouvé par les auteurs que l'épaisseur de l'attache  $t$  influençait les valeurs de  $v$ , mais que par contre l'influence de la largeur de la plaque,  $B$ , ainsi que celle de la hauteur de l'attache,  $H$ , disparaissaient lorsque  $B > 130 \text{ mm}$  et  $H > 50 \text{ mm}$ . Puisque les équations (12) ne sont pas adimensionnelles, on prendra garde à exprimer les épaisseurs  $t$ ,  $T$ , et la longueur de l'attache  $L$  en millimètres, ainsi que l'angle de raccordement  $\theta$  en degrés. Pour de très fortes épaisseurs,  $T > 80 \text{ mm}$  par exemple, il conviendrait de vérifier la validité des formules par des analyses MEF complémentaires.

#### 4.2. - Attaches transversales non-chargées

La géométrie des attaches transversales est donnée à la figure 4. Avec ce détail, le problème principal pour le calcul de la durée de vie est la prévision de l'évolution de la forme de fissure, forme qui peut être irrégulière. Celle-ci dépend de plusieurs facteurs ; on citera dans le désordre le nombre et la position des défauts, leur coalescence, le chargement (en caractéristique et en étendue), et la géométrie locale du pied du cordon. Le défaut qui engendre la fissure peut aller de semi-circulaire dans le cas d'une soudure manuelle de qualité médiocre, à continu le long du cordon mais de profondeur très faible dans le cas d'une soudure automatique de qualité. Par conséquent, pour ce détail, il n'y a pas de règle générale pour la forme de la fissure et son évolution, d'autant plus que la forme peut être irrégulière. Pour prévoir par le calcul l'évolution de la forme de fissure, tous les modèles [19] sauf un considèrent une fissure globale de forme semi-elliptique, mais ce modèle est complexe et utilise des simulations de Monte Carlo. Cependant, connaissant la dispersion existant dans les résultats d'essais, on constate que les modèles qui considèrent une fissure globale de forme semi-elliptique donnent des estimations de durées de vie raisonnables.

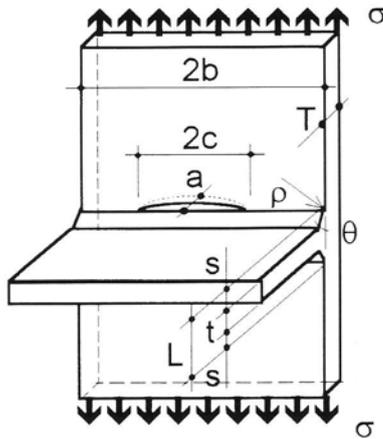


Fig. 4 – Attache transversale non-chargée avec fissure en pied de cordon

Concernant les facteurs de corrections existants, un article récent de **Pang** [17] compare diverses expressions provenant d'analyse 2-D et 3-D. Il en conclut que les solutions des analyses en 2-D sont conservatrices; en outre, pour prévoir par le calcul la forme de la fissure, il propose une révision de la formule de la norme **PD 6493** [18]. Comme aucun des modèles auxquels il se réfère ne tient compte de la coalescence, nous ne pensons pas que ceci améliorera de manière significative les prévisions.

Les expressions choisies pour les coefficients  $v$  et  $w$  de l'équation (9) proviennent de la **PD 6493** [18] et de **Hobbscher** [3]. Les valeurs moyennes pour les coefficients de la loi de **Paris** donnés dans le sous-chapitre précédent sont utilisées. Les figures 5 et 6 montrent un cas représentatif, avec une géométrie et un chargement fixés (étendue de contrainte de  $100 \text{ N/mm}^2$ ). Comme précédemment, et pour la même raison, l'épaisseur de la plaque de base est prise égale à  $T = 20 \text{ mm}$ . Pour les autres paramètres géométriques, les valeurs suivantes ont été utilisées :  $t = 10 \text{ mm}$ ,  $\theta = 45^\circ$ ,  $s = 10 \text{ mm}$ . Dans les légendes des figures, les solutions 1 et 2 sont les expressions

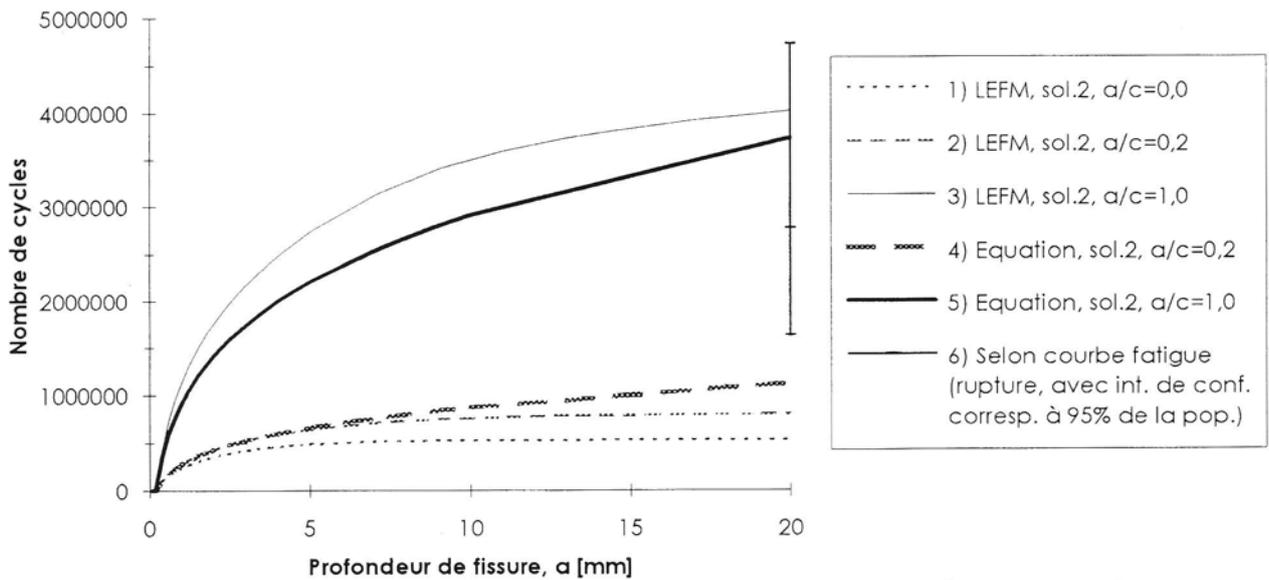


Fig. 5 – Évolution de la profondeur d'une fissure de forme constante au pied de cordon d'une attache transversale selon divers modèles de calcul (pour une étendue de contrainte de  $100 \text{ N/mm}^2$ )

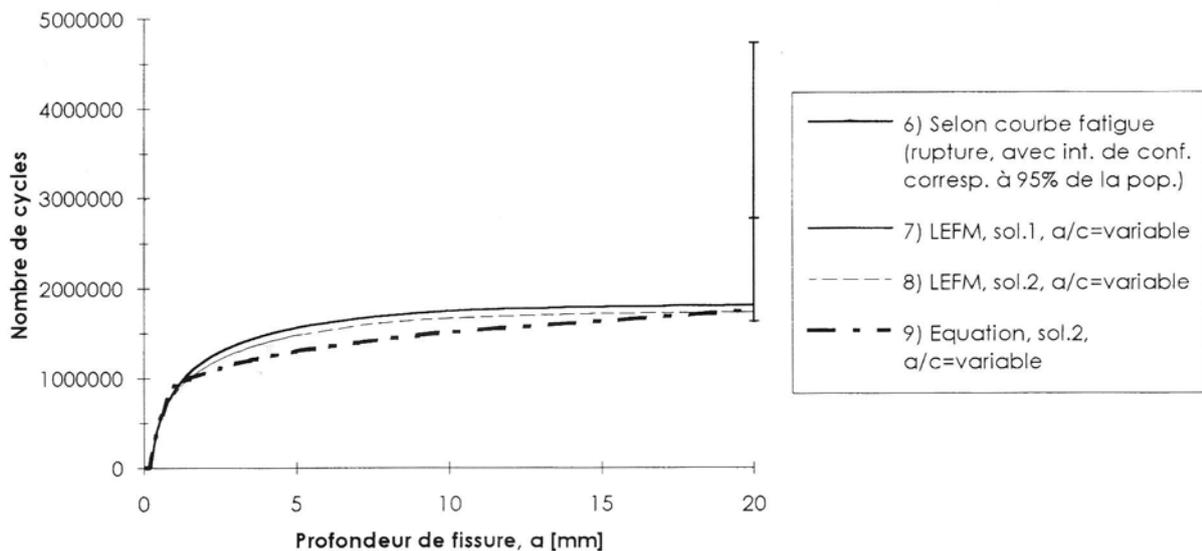


Fig. 6 – Évolution de la profondeur d'une fissure de forme variable au pied de cordon d'une attache transversale selon divers modèles de calcul (pour une étendue de contrainte de  $100 \text{ N/mm}^2$ )

pour  $M_k$  correspondant respectivement aux références [18] et [3]. Différentes valeurs pour la forme de la fissure ont été choisies, soit  $a/c = 0,0, 0,2$  et  $1,0$ , ceci afin d'illustrer les effets de ce paramètre sur les prévisions. À la figure 6, des prévisions avec évolution de la forme de fissure automatique selon les formules de la PD 6493,  $a/c = \text{variable}$ , à partir d'un défaut semi-circulaire,  $a_i/c_i = 1,0$ , sont également présentées. La profondeur initiale est à nouveau prise égale à  $a_i = 0,2$  mm. La courbe de résistance à la fatigue pour ce détail et cette géométrie, soit  $T \leq 25$  mm, est évaluée à partir de la base de données de résultats d'essais de l'Eurocode 3 [25].

Comme on peut le remarquer aux figures 5 et 6, le nombre de cycles à la rupture dépend principalement de la forme de la fissure. Ce fait à lui seul peut expliquer, mais pour ce détail uniquement, la dispersion trouvée dans les résultats d'essais de fatigue. Par contre, on constate que les deux expressions utilisées pour  $M_k$  donnent des résultats proches, courbes 7 et 8 de la figure 6; par conséquent, dans la figure 5, on a omis de mettre les courbes correspondant à la solution 1. Les écarts entre les courbes 2 et 4, respectivement 3 et 5, représentent l'influence de l'épaisseur et du moment secondaire. Les courbes 7 et 8 montrent l'influence de l'évolution de la forme de la fissure au cours de la durée de vie, forme qui passe de  $a_i/c_i = 1,0$  au début à  $a_f/c_f = 0,2$  à la fin. Cette évolution de la forme de la fissure peut être considérée comme réaliste [19], et la valeur  $a/c = 0,2$  est souvent considérée comme la valeur minimale de la forme de fissure. Donc, pour ce type de détail, l'utilisation de l'équation (11.1) devrait être limitée au calcul de parties de la durée de vie durant lesquelles la forme de fissure change peu. Par exemple, pour les profondeurs de fissure inférieures au millimètre, en utilisant l'équation (11.1) avec  $a/c = 1,0$  puis, pour les profondeurs supérieures, avec  $a/c = 0,2$ , on obtient un bon résultat (courbe 9). Quant à l'évaluation de l'effet d'échelle, l'importance de l'évolution de la forme de fissure se fait sentir lorsqu'il n'y a pas de similarités dans cette évolution entre joints de différentes dimensions. Afin d'évaluer cet effet, il est raisonnable de comparer des cas extrêmes, et par conséquent l'équation (11.1) avec différentes valeurs constantes pour la forme de fissure sera utilisée dans le prochain chapitre.

Pour l'étude de l'effet d'échelle dans le cas des attaches transversales, nous allons utiliser la solution 2 [3] à cause de sa simplicité. Les coefficients  $v, w$  sont donnés par les expressions suivantes :

$$v = 0,8068 + 0,0794 \left( \frac{s}{T} \right) - 0,1554 \left( \frac{s \cdot \tan(\theta)}{T} \right) + 0,0429 \left( \frac{s \cdot \tan(\theta)}{T} \right)^2 \quad (13.1)$$

$$w = -0,1993 + 0,0815 \left( \frac{s}{T} \right) - 0,1839 \left( \frac{s \cdot \tan(\theta)}{T} \right) + 0,0495 \left( \frac{s \cdot \tan(\theta)}{T} \right)^2 \quad (13.2)$$

On remarquera que les équations (13) sont adimensionnelles. Un raccord sans rayon, c'est-à-dire  $\rho = 0$ , est considéré dans l'analyse. Lors d'études sur l'effet d'échelle, il est d'ailleurs souhaitable de considérer le rayon de raccordement comme une constante, car cette approche est la plus réaliste [14]. À l'intérieur de l'étendue pratique d'application, l'effet du rapport des épaisseurs des tôles,  $t/T$ , fut trouvé négligeable; de même pour la largeur de contact du cordon,  $s$  (les très petits cordons ne sont pas considérés). Pour finir, il a été trouvé que la hauteur de l'attache n'avait aucune influence sur le facteur de concentration. Comme précédemment, pour de très fortes épaisseurs,  $T > 80$  mm, il conviendrait de vérifier la validité des formules par des analyses MEF complémentaires.

## 5. - EFFET D'ÉCHELLE

L'effet d'échelle sur les étendues de contrainte admissibles est obtenu en comparant deux géométries au même nombre de cycles, ceci par l'intermédiaire de l'équation (11.1). Par rapport à une géométrie de référence, indice 0, le résultat s'exprime comme suit :

$$\Delta\sigma_{red} = \Delta\sigma_0 \left( \frac{T^w F_{f_0} v_0}{T_0^w F_{f_0} v} \right) \left[ \frac{m'_0 \left( \frac{a_f^{m'} - a_i^{m'}}{a_{f_0}^{m'} - a_{i_0}^{m'}} \right)}{m'} \right]^{\frac{1}{3}} \quad (14)$$

Pour les attaches longitudinales et transversales, l'influence des différents paramètres géométriques a été évaluée grâce à l'équation (14). On remarque que cette équation est indépendante du coefficient  $C$  de la loi de Paris. Les cas de référence, c'est-à-dire avec l'indice 0, sont ceux présentés dans le chapitre précédent car il correspondent aux courbes de fatigue de l'Eurocode. Comme escompté, l'épaisseur de la plaque de base  $T$  a un effet prépondérant dans les deux cas. Rappelons que l'épaisseur maximale pour laquelle les formules (12) et (13) ont été vérifiées est de 80 mm. Pour les autres paramètres, des valeurs prises dans l'étendue pratique d'application ont été utilisées. L'influence de ces variables est bien évidemment liée à la solution choisie pour les coefficients; nous avons utilisé les solutions présentées dans le chapitre précédent, et ceci nous a fourni les étendues des coefficients à introduire dans l'équation (14) présentées dans la table 1.

TABLE 1

Étendues pour des valeurs des coefficients de l'équation (14)

Type de détail	$a/c$	$v$	$w$	$m'$
Attache longitudinale	0,4	0,66 à 1,05	-0,33 à -0,20	0,09 à 0,50
Attache transversale	0,2 à 1,0	0,74 à 0,81	-0,30 à -0,20	0,10 à 0,38

Après examen de la table 1, on en déduit que la relation empirique des normes (équation (6)) est une simplification de l'équation (14) utilisant approximativement une valeur moyenne du coefficient  $w$ , i.e.  $w_0 = w = -0,25$ , et négligeant l'influence sur l'effet d'échelle des autres coefficients.

La résistance relative à la fatigue, soit  $\Delta\sigma_{red}/\Delta\sigma_0$ , des attaches longitudinales et transversales est présentée respectivement aux figures 7 et 8. Afin de clarifier la figure 8, les symboles correspondant à  $\theta = 30^\circ$  ainsi que  $60^\circ$  ont été légèrement déplacés sur l'axe des abscisses. Sur ces figures, seuls les paramètres géométriques affectant de manière significative la résistance relative à la fatigue sont différenciés. Pour les attaches longitudinales, il faut remarquer que la longueur de l'attache est déjà prise en compte dans les normes par l'utilisation de différentes classes de fatigue.

Les paramètres géométriques qui individuellement affectent de manière significative la résistance relative à la fatigue sont :

- pour les attaches longitudinales :  $T, L$  et  $\theta$ ;
- pour les attaches transversales :  $\frac{T}{t}, a/c$ , et  $\theta$  (influence comparativement plus faible).

Les autres paramètres pris individuellement n'ont pas d'influence significative, mais il est possible qu'une ou plusieurs combinaisons d'entre eux entraînent une réduction significative de la résistance à la fatigue avec augmentation des dimensions du joint. Pour les attaches longitudinales, on remarque à la figure 7 que l'effet d'échelle devient négligeable lorsque l'angle de raccordement est inférieur ou égal à  $30^\circ$ . Pour les attaches transversales, les résultats du modèle montrent que

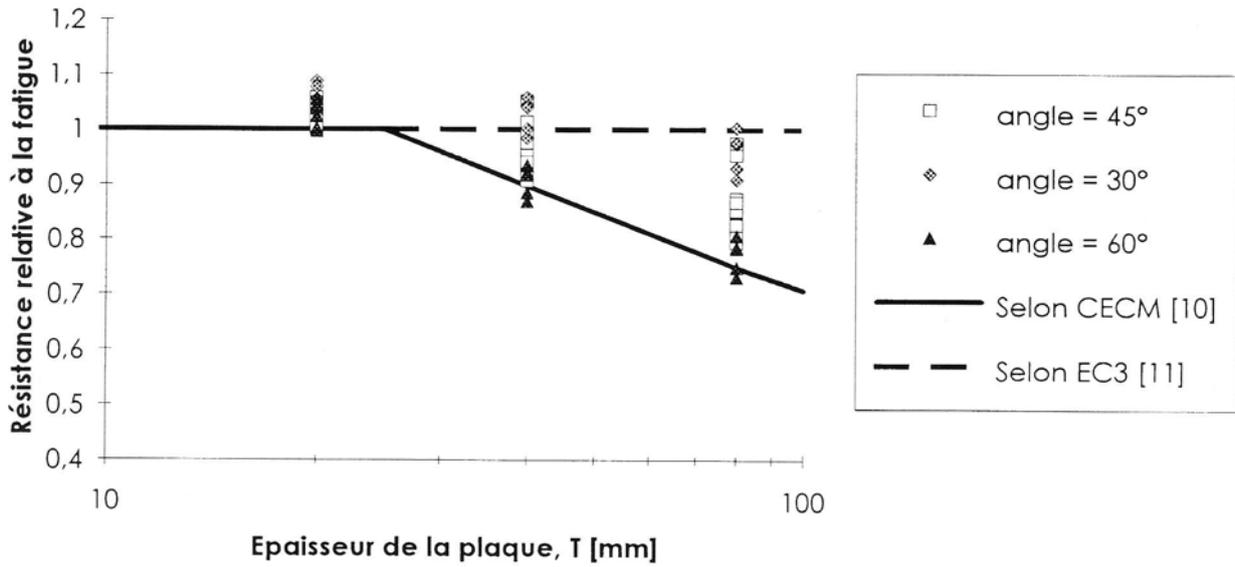


Fig. 7 – Résistance relative à la fatigue des attaches longitudinales, paramètres géométriques principalement responsables de l'effet d'échelle

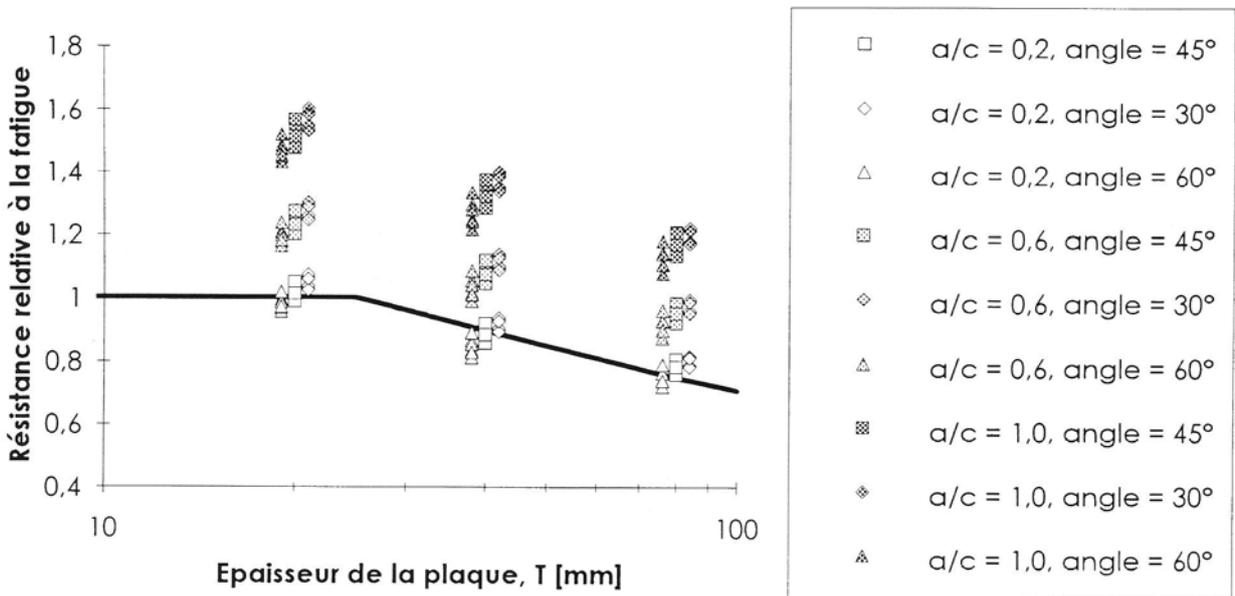


Fig. 8 – Résistance relative à la fatigue des attaches transversales, paramètres géométriques principalement responsables de l'effet d'échelle

l'influence de l'épaisseur de l'attache n'a aucune influence. Ceci est un point de controverse [13, 14, 28], mais il faut se rappeler que la résistance relative à la fatigue est également affectée de manière implicite par plusieurs facteurs. En effet, il y a corrélation entre l'épaisseur de l'attache,  $t$ , la largeur du cordon,  $s$ , et l'angle de raccordement,  $\theta$ , ces paramètres influencent l'évolution de la forme de fissure et par conséquent la résistance à la fatigue.

À partir de cette analyse, on remarque que les techniques de parachèvement améliorant la géométrie de la soudure telles que le meulage ou la refusion TIG peuvent être efficaces pour contrebalancer les effets néfastes liés à l'augmentation des dimensions d'un joint. En comparant à nouveau les équations (6) et (14), il est possible d'améliorer la formule de correction pour l'effet d'échelle. Dans l'équation (14), l'influence de la dernière parenthèse est mineure car cette parenthèse est élevée

à la puissance 1/3, par conséquent on peut en première approximation l'éliminer. Nous nous retrouvons alors avec l'équation simplifiée suivante :

$$\Delta\sigma_{red} = \Delta\sigma_0 \left( \frac{T^w F_f v_0}{T_0^w F_f v} \right) \quad (15)$$

dans laquelle  $v_0$ ,  $w_0$ , et  $F_{f_0}$  sont les valeurs moyennes pour la géométrie de chaque détail correspondant aux courbes de fatigue établies dans les normes. Actuellement, l'équation (6) est applicable autant aux chargements d'amplitude constante que variable; il est donc probable qu'il peut en être de même pour l'équation (15). Toutefois, la validité de l'équation (6) pour l'amplitude variable restant encore à être démontrée par de plus nombreux essais, il en est de même pour l'équation (15). Les coefficients  $v$  et  $w$  peuvent être calculés grâce aux modèles

de la mécanique de la rupture correspondant à chaque détail. Pour simplifier et être en sécurité, la forme de la fissure peut être prise comme une constante correspondant à la valeur minimale de forme pour le détail considéré, c'est-à-dire par exemple  $a/c = 0,4$  pour les attaches longitudinales et  $a/c = 0,2$  pour les attaches transversales.

## 6. - APPLICATION PRATIQUE

On cherche à quantifier la réduction due à l'effet d'échelle dans le cas d'une poutre de pont mixte en travée avec raidisseurs d'entretoisement comme représenté à la figure 9, qui correspond à des cas pratiques courants. Il est nécessaire de vérifier vis-à-vis de la fatigue plusieurs détails, en particulier ceux de l'attache longitudinale (cas 1) ou transversale (cas 2) sur la semelle inférieure. Les dimensions nécessaires à ces calculs sont les suivantes :

Épaisseur de l'aile inférieure :  $T = 80$  mm  
 Attache long., longueur :  $L = 200$  mm  
 épaisseur :  $t = 20$  mm  
 angle :  $\theta_1 = 45^\circ$

Attache transv. de 14 mm d'épaisseur (de manière à évaluer la taille des cordons)

cordons : (3 passes)  
 $a = 8$  mm  $\Rightarrow s = 11$  mm  
 angle :  $\theta_2 = 45^\circ$

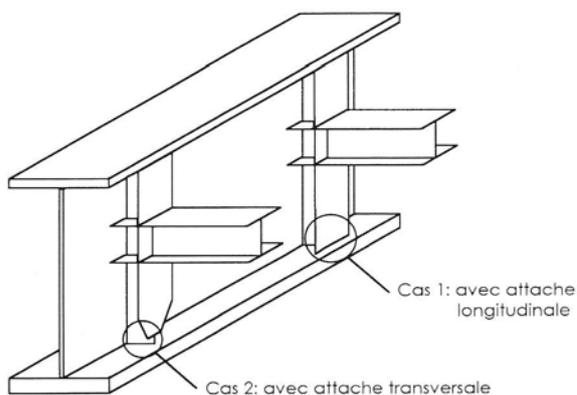


Fig. 9 - Exemple de raidisseurs d'entretoisement soudés sur une poutre de pont mixte

Selon l'Eurocode 3 DAN français, ces détails sont à classer en catégorie 56 pour le cas 1 et en 90 pour le cas 2. Néanmoins, la forte épaisseur utilisée pour la semelle inférieure va provoquer une réduction de la résistance à la fatigue du détail. Selon l'Eurocode, soit l'équation (6), on aura un facteur de réduction de 0,75, soit une réduction de la résistance à la fatigue de 25 %, ceci quel que soit le détail. Cela correspond à une catégorie  $0,75 \cdot 56 = 42$  dans le cas du raidisseur longitudinal et 67 dans le cas du raidisseur transversal. Rappelons cependant qu'il n'est pas clair dans l'Eurocode si la réduction doit s'appliquer ou non au cas du raidisseur longitudinal.

En comparaison, on peut appliquer les équations (12) ou (13) puis (15). Dans le cadre de cet exemple, on admet que ces formules sont valables quel que soit le type de chargement. Pour les calculs, on utilise à nouveau comme référence les cas traités au chapitre 4. On prend les valeurs minimales pour la forme de fissure. Les calculs conduisent aux valeurs suivantes pour les coefficients :

Attache longitudinale :	Attache transversale :
$v_0 = 0,9250$	$v_0 = 0,7795$
$w_0 = -0,2760$	$w_0 = -0,2381$
$v = 0,7678$	$v = 0,7972$
$w = -0,2760$	$w = -0,2124$
$a/c = 0,4$ ( $F_{f_0} = F_f = 0,974$ )	$a/c = 0,2$ ( $F_{f_0} = F_f = 1,066$ )

Dans le cas de l'attache longitudinale, on a un facteur de réduction de 0,82, ce qui correspond à une catégorie 46, soit une réduction de 7 % inférieure à celle de la méthode de l'Eurocode. Pour l'attache transversale, le facteur de réduction vaut donc 0,74, soit une réduction de 26 %. Pour ce cas, les deux méthodes donnent des résultats identiques.

Le principal avantage de la formule (15) réside dans le fait qu'elle permet d'évaluer l'effet de plusieurs paramètres, par exemple d'un traitement de parachèvement sur la résistance à la fatigue. Dans le cas de notre application, un meulage du cordon de l'attache longitudinale de manière à avoir un angle de raccordement d'environ  $30^\circ$  permet d'obtenir un détail de catégorie  $0,94 \cdot 56 = 53$  à la place de 46. Cela permettrait donc de justifier une amélioration due au meulage sans introduire de nouvelles courbes de fatigue.

## 7. - CONCLUSIONS

La formule de résistance à la fatigue développée dans cet article est une amélioration notable de la formule classique utilisée dans les normes. Comme cette nouvelle formule contient les paramètres géométriques principaux de chaque détail, elle permet d'expliquer de manière simple la réduction de la résistance à la fatigue avec l'augmentation des dimensions d'un détail soudé. Cette nouvelle formule de résistance à la fatigue peut être soit utilisée en lieu et place de la formule courante, soit servir à justifier des améliorations à la formule habituelle de réduction de la résistance avec l'épaisseur qui se trouve dans les normes. Une autre application de la formule est la prédiction de la croissance d'une fissure existante entre les intervalles d'inspection d'une structure. Les limitations actuelles de la formule viennent du fait que la forme de la fissure doit rester approximativement constante durant la durée de vie du détail ; de plus elle n'a été formellement démontrée que pour des chargements d'amplitude constante. De manière à pouvoir augmenter son étendue d'application, une réflexion sur les possibilités d'utiliser cette nouvelle formule pour certains chargements d'amplitude variable (en particulier ceux des ponts) est nécessaire.

## BIBLIOGRAPHIE

- [1] Gurney T.R. - *Fatigue of Welded Structures*. 2nd Edition, Cambridge, UK, Cambridge University Press, 1979.
- [2] Maddox S.J. - *Recent Advances in the fatigue assessment of Weld Imperfections*. Welding Journal, July 1993, pp. 42-51.
- [3] Hobbacher A. - *Stress intensity factors of welded joints*. Engineering Fracture Mechanics. Vol. 46, n° 2, 1993, pp. 173-182.

- [4] **Tada H., Paris I.P.C., et Irwin G.R.** – *The Stress Analysis of Cracks Handbook*. Second Edition, Del Research Coop., 1985.
- [5] **Murakami Y., et al.** – *Stress Intensity Factors Handbook*. The Society of Materials Science (Japan). Pergamon Press, Oxford, 1988.
- [6] **Almar-Naess A. et al.** – *Fatigue handbook of offshore steel structures*. Published by Tapir, Norges tekniske høgskole, 7034 Trondheim – NTH, Norvège, 1985.
- [7] **Fisher J.W., Frank K., Hirt M.A. et McNamee B.M.** – *Effect of weldments on the fatigue strength of steel beams*. National Cooperative Highway Research Program (NCHRP) Report 102, Highway Research Board, Washington D.C., 1970.
- [8] **Fisher J.W., Dexter R.J. et al.** – *Structural Failure Modes for Advanced Double Hull - Fatigue and Fracture Failure Modes*. TDL 91-01 phase 1.3(a), ATLSS, Lehigh University, Bethlehem, Pa, March 1993.
- [9] **Fisher J.W.** – *Fatigue of Bridge Structures*. ATLSS Report.
- [10] **ECCS-European Convention for Constructional of Steel** – *Recommendation for the fatigue design of steel structures*. Publication n° 43, Brussels, 1987.
- [11] **Eurocode 3** – *Calcul des structures en acier*. Partie 1.1 – Règles générales et Règles pour les bâtiments. Chap. 9 : Fatigue, 1993.
- [12] **Gurney T.R.** – *Some comments on fatigue design rules for offshore structures*. Proc. Second International Symposium on Integrity of Offshore Structures. Edited by D. Faulkner and al., Applied Science Publishers, Barking, England, 1981, pp. 219-234.
- [13] **Maddox S.J.** – *The Effect of plate Thickness on the Fatigue Strength of Fillet Welded Joints*. The Welding Institute, ISBN 0853002088, 1987.
- [14] **Berge S. et Webster S.E.** – *The Size Effect on the Fatigue Behavior of Welded Joints*. Paper PS 8, Int. Conf. Steel in Marine Structures, Delft. Published by Elsevier Science Publishers, 1987, pp. 179-203.
- [15] **Newman J.C. Jr, Raju I.S.** – *Stress-Intensity Factor Equations for Cracks in Three-Dimensional Finite Bodies*. Fracture Mechanics: Fourteenth Symposium – Volume 1: Theory and Analysis. ASTM STP 791. American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1983, pp. 1238-1265.
- [16] **Zettlemoyer N.** – *Stress Concentration and fatigue of Welded details*. PhD Thesis, Lehigh University, October 1976.
- [17] **Pang H.L.J.** – *A review of stress intensity factors for a semi-elliptical surface crack in a plate and fillet welded joint*. TWI Journal, Vol. 2, n° 4, 1993, pp. 376-385.
- [18] **BS PD 6493: 1991.** – *Guidance on methods for assessing the ability of flaws in welded structures*. British Standards Institution, London, 1991.
- [19] **Burns D.J., Lambert S.B., Mohaupt U.H.** – *Crack Growth Behavior and Fracture Mechanics Approach*. Paper PS 6, Int. Conf. Steel in Marine Structures, Delft. Published by Elsevier Science Publishers, 1987, pp. 137-160.
- [20] **Buchalet C.B. et Bamford W.H.** – *Stress Intensity Factor for Continuous Surface Flaws in Reactor Pressure Vessels*. Mechanics of Crack Growth. ASTM STP 590, 1974.
- [21] **Smith I.F.C. et Gurney T.R.** – *Changes in the Fatigue Life of Plates with Attachments Due to Geometrical Effects*. Welding Research Supplement, September 1986, pp. 244s-250s.
- [22] **Bremen U.** – *Amélioration du comportement à la fatigue d'assemblages soudés : étude et modélisation de l'effet de contraintes résiduelles*. Thèse de doctorat, n° 787, École Polytechnique Fédérale de Lausanne, Suisse, 1989.
- [23] **Castiglioni C.A. et Gianola P.** – *Parametric analysis of weld toe stress concentration in longitudinal attachments*. Welding International, 6 (4), 1992, pp. 278-286.
- [24] **Dijkstra O.J., van Straalen I.J.J.** – *Prediction of the Fatigue Behavior of Welded Steel and Aluminium Structures with the Fracture Mechanics Approach*. J. Construct. Steel Research 27, 1993, pp. 69-88.
- [25] **Eurocode 3** – *Design of Steel Structures*. Part 1, Chapter 9, Document 9.01, Background Documentation, Fatigue, December 1989.
- [26] **Yamada K. et Hirt M.A.** – *Fatigue Crack Propagation from Fillet Weld Toes*. Journal of the Structural Division. ASCE Proceedings. Vol. 108, n° ST7, July 1982, pp. 1526-1540.
- [27] **Smith I.F.C. et Smith R.A.** – *Defects and Crack Shape Development in Fillet Welded Joints*. Fatigue of Engineering Materials and Structures. Vol. 5, n° 2, 1982, pp. 151-165.
- [28] **Gurney T.R. et Dyer A.P.** – *Literature Survey on Fatigue Strength of Load-Carrying Fillet Welded Joints*. For Department of Transport, TWI. Abington Hall, Abington, Cambridge CB1 6AL, U.K., March 1993.
- [29] **NF A 36-010** – *Choix des qualités d'aciers pour la construction métallique ou chaudronnée vis-à-vis du risque de rupture fragile*. AFNOR, 2° tirage, mai 1980.