

ÉVALUATION DU COMPORTEMENT À LA FATIGUE PAR MODÉLISATION NUMÉRIQUE AVANCÉE

par E. Peeker et A. Nussbaumer

RÉSUMÉ

L'évaluation du dommage vis-à-vis de la fatigue des structures existantes prend de plus en plus d'importance. Une évaluation expérimentale en fatigue de détails de structures est cependant onéreuse. Une évaluation numérique, moins chère, est possible mais souvent limitée pour deux raisons : soit elle fournit des résultats trop imprécis, c'est le cas avec l'utilisation de courbes de fatigue, soit elle ne s'applique qu'à un cas particulier, les modèles numériques existants n'ayant que des champs d'application très étroits. Dans cet article, un modèle développé en incluant tous les aspects importants de l'amorçage et de la propagation d'une fissure de fatigue, et prenant en compte un grand nombre de paramètres, est présenté. Ce modèle permet l'analyse du comportement à la fatigue de détails constructifs en acier ayant n'importe quelle géométrie, contenant n'importe quel champ de contraintes résiduelles, et soumis à une quelconque « histoire » de sollicitations. L'originalité du modèle réside dans le fait que l'accroissement de la fissure a lieu par endommagement graduel et rupture d'éléments de matière situés le long du chemin de propagation. De plus, le modèle inclut un nouveau critère de différenciation entre les phases d'amorçage ainsi que de propagation stable. Un modèle simplifié, qui conserve les possibilités étendues du modèle original, tout en étant plus rapide et facile à programmer est également succinctement présenté. Ce modèle simplifié est utilisé pour évaluer l'endommagement dans un élément de pont riveté en considérant le trafic effectif supporté par l'ouvrage.

SUMMARY

The fatigue assessment of existing structures is becoming an important issue. However, an experimental fatigue evaluation of structural details is expensive. A numerical evaluation, less expensive, is possible but often not practical for two reasons : the results are not precise enough, this is the case with S-N curves based approach, or the results only apply to a particular case, the existing models having only a narrow application range. This paper introduces a new numerical model which includes all the significant features of crack initiation and propagation, and takes into account the interaction of a large number of parameters, is presented. The model is able to predict the fatigue behaviour of details made of structural steel, subjected to any load history, having any geometry, and containing any distribution of residual stresses. The originality of the model is that crack propagation takes place by gradual damage and failure of material elements located along the crack growth path. Moreover, the model contains a new differentiation criterion between initiation and stable growth stages. A simplified model, which keeps the large possibilities of the original model, but is quicker and simpler to implement on a computer is then presented. This simplified model is used in the assessment of a riveted bridge component considering the effective traffic acting on the bridge.

M. Peeker – Docteur ès sciences techniques, Lappeenranta University of Technology, Lappeenranta, Finland.

M. Nussbaumer – Docteur ès sciences techniques ICOM - Construction métallique, École polytechnique fédérale de Lausanne (EPFL), Suisse.

NOTATION

$a; a_{cr}$	longueur de fissure, longueur critique de fissure ;
$b; c$	exposants dits respectivement de résistance et de ductilité en fatigue du matériau ;
$C; m$	constante et exposant de la loi de Paris ;
$C_{el}; C_{pl}$	constantes de la nouvelle loi de propagation ;
$D; D_1; D_j$	dommage; dommage total dans le 1 ^{er} élément local; dommage total dans le $j^{\text{ème}}$ élément local ;
$d_i; d(2N_{f,i})$	dommage provoqué par une alternance de charge i (montante ou descendante); dommage provoqué par $2N_{f,i}$ alternances de charge ;
da/dN	taux de propagation de la fissure ;
E	module élastique ;
i	alternance de charge, ce qui correspond à un demi-cycle ;
$j; k$	numérotation élément local respectivement global ;
$K; \Delta K_i$	facteur d'intensité de contrainte; étendue du facteur d'intensité de contrainte dû à l'alternance de charge i ;
$K_{res}; K_{op}$	facteur d'intensité de contrainte dû aux contraintes résiduelles respectivement d'ouverture ;
ΔK_{eff}	étendue du facteur d'intensité de contrainte efficace ;
ΔK_{fict}	étendue du facteur d'intensité de contrainte fictive pour la phase d'amorçage ;
$K'; n'$	constantes du matériau de la courbe de consolidation cyclique ;
$m_{el}; m_{pl}$	exposants de la nouvelle loi de propagation ;
N	nombre de cycles ;
n_{global}	nombre total d'éléments locaux ;
$2N_f$	nombre d'alternances de charge jusqu'à la rupture d'une éprouvette lisse ;
$N_{f,1}; N_{f,detail}$	nombre de cycles jusqu'à la rupture respectivement du premier élément, du détail constructif ;
R	rapport entre la contrainte minimale et maximale d'un cycle de charge ;
SCF	facteur de concentration de contrainte (rapport entre contrainte élastique locale et nominale) ;
SCF^*	facteur de concentration de contrainte moyen ;
t	temps ;
$x; x_{0,j}$	position le long de l'axe de la fissure; distance entre l'élément j et la position du front de la fissure ;
δ	longueur d'un élément local ;
$\epsilon; \Delta\epsilon$	déformation respectivement étendue de déformation totale ou élasto-plastique ;
$\Delta\epsilon_{le}$	étendue de déformation linéaire élastique ;
$\Delta\epsilon_{el}; \Delta\epsilon_{pl}$	étendue de déformation respectivement élastique et plastique ;
$\sigma; \Delta\sigma$	contrainte respectivement étendue de contrainte totale ou élasto-plastique ;
$\sigma_0; \Delta\sigma_{0,i}$	contrainte nominale; étendue de contrainte nominale provoquée par une alternance de charge i ;
$\Delta\sigma_{le}$	étendue de contrainte linéaire élastique provoquée par l'alternance de charge i ;
$\epsilon'_f; \sigma'_f; \sigma_m$	coefficients dits respectivement de ductilité et de résistance en fatigue du matériau; contrainte moyenne locale ;
ρ	dimension d'un grain de matière .

1. - INTRODUCTION

En général, le développement d'une fissure de fatigue peut être séparé en trois phases distinctes, qui sont dans l'ordre : amorçage, propagation stable et propagation instable. Pour la détermination de la durée de vie en fatigue d'un détail constructif dans une structure, ce sont essentiellement les deux premières phases qui sont importantes; la phase de propagation instable peut donc être négligée dans les calculs de propagation de fissures. Une étude plus approfondie du phénomène de fatigue montre que sous l'effet des sollicitations variables il y a d'abord amorçage (ou nucléation) de microfissures, ceci dans toutes les directions, dans la ou les zones de concentrations locales des contraintes. Ensuite, il y a une phase intermédiaire entre l'amorçage et la propagation, où les microfissures se propagent et se combinent jusqu'à ne former plus qu'une seule fissure propageant dans une direction bien définie (perpendiculaire à la contrainte normale principale de traction). À partir de cet instant, la phase de propagation stable proprement dite débute et se poursuit jusqu'à ce que la dimension de la fissure approche de sa longueur critique, a_{cr} ; dès lors, la vitesse de propagation de la fissure croît de manière exponentielle jusqu'à la rupture du détail. La limite entre amorçage et propagation stable est toujours difficile à définir.

Pour de petites étendues de contraintes ou des détails parachevés par exemple, on constate que les périodes d'amorçage et de propagation stables sont de durées similaires. Dans ces cas, il est donc important de tenir compte des deux phases dans l'évaluation de la durée de vie du détail. Or les méthodes de calcul associées à chaque phase étant incompatibles, il faut disposer d'une manière de décider à partir de quel point se termine la phase d'amorçage et commence la phase de propagation stable. Dans les modèles existants, par exemple [1, 2], ceci est réalisé en fixant une longueur de fissure initiale pour le calcul de la phase de propagation stable. Mais ce choix est toujours subjectif, même s'il est parfois justifié par le calibrage du modèle par rapport à des essais, car le nombre de paramètres de calcul est trop important. Les buts de cet article sont donc de présenter un modèle de calcul qui contienne un critère de choix de la méthode de calcul qui soit objectif. De plus amples informations sur ce modèle et ces justifications peuvent être trouvées dans la référence [35].

Les paragraphes suivants rappellent quelques particularités concernant les phases d'amorçage, de propagation stable ainsi que les modèles de calculs existants relatifs à chaque phase. Le chapitre 2 présente certains des concepts de base utilisés dans le modèle. Le chapitre 3 passe en revue les caractéristiques les plus importantes du modèle proprement dit. Le chapitre 4 décrit un modèle simplifié, déduit du modèle original, qui conserve la plupart des possibilités étendues du modèle original. Finalement, le chapitre 5 présente un exemple d'application du modèle simplifié de façon à montrer quelques unes des possibilités de ce modèle. Le lecteur qui ne désire pas entrer dans les développements théoriques pourra ne lire que les chapitres 1, 4 et 5.

1.1. - Amorçage

L'importance de la phase d'amorçage dépend beaucoup de la forme du détail et de la présence ou l'absence d'entailles. Plus la pièce est lisse et la distribution des contraintes le long du chemin de propagation uniforme (facteur de concentration de contrainte peu élevé), plus longue sera la période d'amorçage, et proportionnellement plus courte sera la période de propagation stable. À la limite, dans le cas d'une éprouvette lisse testée en fatigue oligocyclique par exemple, on trouve que la période d'amorçage correspond pratiquement à la durée de vie de l'éprouvette. D'autres détails, comme les plaques avec trous ou ceux soudés parachevés, montrent également des périodes d'amorçage significatives.

La méthode de calcul la plus utilisée pour estimer la durée de vie en amorçage d'un détail est la méthode dite des déformations locales [4, 5]. L'idée de cette méthode est de lier l'étendue de contrainte nominale et durée de vie en utilisant le facteur de concentration local de contrainte, l'étendue de déformation non-linéaire locale et une relation déformation locale - durée de vie. Les paramètres de la relation déformation locale - durée de vie correspondent aux caractéristiques mécaniques du matériau à la fatigue. Cette méthode ne permet pas de calculer une longueur de fissure mais plutôt l'endommagement du matériau (en surface ou à l'endroit de la concentration locale de contrainte). Pour revenir au cas d'une éprouvette lisse testée en fatigue oligocyclique, comme l'endommagement a lieu partout à la fois, la pièce se rompt dès la fin de la période d'amorçage. On utilise ce genre d'éprouvettes pour trouver les caractéristiques mécaniques du matériau à la fatigue.

1.2. - Propagation stable

Par rapport à la phase d'amorçage, la phase de propagation stable prend une importance prépondérante lorsque la concentration de contrainte dans le détail est importante, qu'il y a une forte variation dans la distribution des contraintes le long du chemin de propagation uniforme ainsi que des entailles. Ce type de comportement est typique des assemblages soudés [6, 7] et des éprouvettes de fatigue, par exemple de type CT.

La phase de propagation stable est le plus souvent modélisée en utilisant la mécanique linéaire de la rupture [8]. La puissance de la mécanique linéaire de la rupture est fondée sur le concept du facteur d'intensité de contrainte, noté K , ainsi que sur la forte corrélation existant entre l'étendue de ce facteur, ΔK , et taux de propagation d'une fissure en fatigue. De manière générale, pour calculer le taux de propagation, da/dN , on utilisera une loi empirique du type de celle proposée par Paris [9], équation (1).

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

On utilise des éprouvettes de fatigue contenant au départ une entaille, de type CT ou flexion trois points, pour déterminer les paramètres de la loi de propagation stable.

2. - CONCEPTS DE BASE DU MODÈLE

2.1. - Éléments de matière

La plupart des détails constructifs contiennent des accidents géométriques. Ces accidents - trous, encoches, soudures, variations brusques de section, etc., mais également fissures - sont appelés des concentrateurs de contraintes, car ils sont la cause de forts gradients dans le champ des contraintes les entourant. Même lorsque un détail n'est soumis qu'à une faible contrainte nominale il existera, dans une région proche du concentrateur de contraintes, une contrainte locale élevée. Par conséquent, une zone plastique se développera dans la région où la contrainte locale dépasse la limite élastique du matériau (voir fig. 1).

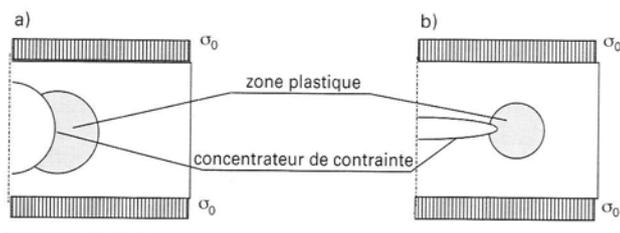


Fig. 1 - Zone plastique causée par la contrainte nominale et le concentrateur de contrainte : a) trou b) fissure de fatigue

Lorsque la contrainte nominale appliquée n'est plus constante mais cyclique, le matériau contenu dans la zone plastique subit des déformations cycliques élevées. Il est bien connu qu'à l'échelle du détail, les déformations cycliques provoquent un endommagement progressif du détail conduisant à terme à sa rupture. La relation entre les déformations cycliques et le dommage a une base expérimentale solide : la relation déformation - durée de vie de **Manson-Coffin** qui montre qu'un niveau d'étendue de déformation cyclique élevé conduit à un endommagement plus rapide et par conséquent à une durée de vie plus courte, voir section suivante. La mécanique de l'endommagement [10] utilise l'étendue de déformation comme principale variable d'état pour exprimer le dommage global en fatigue. Le dommage est compris entre zéro et un, un dommage égal à l'unité correspondant à la rupture du détail.

Certains chercheurs, dont **Glinka** [11], ont proposé de modéliser un détail comme une somme d'éléments locaux de matière. En faisant l'hypothèse que les processus global et local sont similaires, il est alors possible de dire que les étendues de déformation cyclique locale produisent un endommagement local graduel. Par analogie, cet endommagement local conduira à la rupture d'un élément de matière si le dommage atteint l'unité, $D = 1$. Le choix de la dimension des éléments locaux, caractérisée par δ , est fondé sur les critères suivants :

- elle doit être beaucoup plus grande que la dimension moyenne d'un grain de matière, $\delta \gg \rho$, ceci afin de simuler un matériau homogène,
- elle doit être plus petite que la dimension de la zone plastique (voir fig. 1), ceci afin de refléter le caractère local du processus d'endommagement par fatigue.

Pour des aciers structuraux courants, les conditions ci-dessus indiquent que la dimension des éléments doit être comprise entre 0,05 et 0,15 mm.

2.2. - Relation déformation - durée de vie

L'endommagement d'un élément de matière se calcule à partir de la relation déformation locale - durée de vie, ou loi de **Manson-Coffin**, du matériau [12, 13, 14]. Un exemple est représenté à la figure 2. Cette relation peut s'exprimer comme la somme de deux composantes, la première correspondant à la déformation cyclique élastique (linéaire), la seconde à la déformation cyclique plastique (non-linéaire) :

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\Delta \varepsilon_{el}}{2} + \frac{\Delta \varepsilon_{pl}}{2} = \frac{\sigma'_f - \sigma_m}{E} \cdot (2N_f)^b + \varepsilon'_f \cdot (2N_f)^c \quad (2)$$

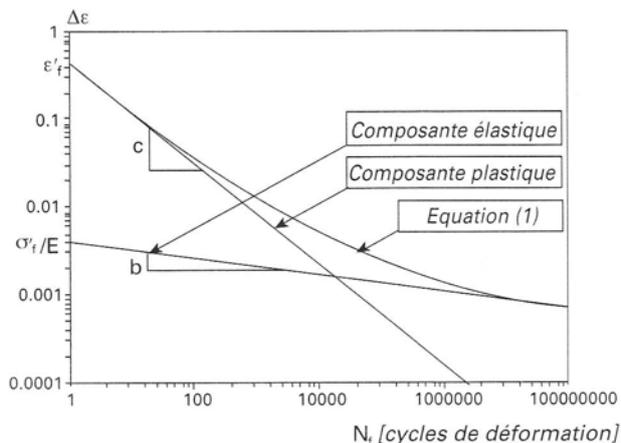
Les valeurs des paramètres σ'_f , b , ε'_f et c de l'équation (2) se déduisent d'essais de fatigue sur des éprouvettes lisses, ou sont extraites de recueils comme la référence [14]. σ_m est la contrainte moyenne locale car l'endommagement est également fonction de ce paramètre.

2.3. - Comportement élasto-plastique de la courbe contrainte-déformation

Le comportement non-linéaire de matériaux ductiles sous chargement uniaxial cyclique - boucle d'hystérésis stable - peut être représenté par les équations de **Ramberg-Osgood** [16, 17], équations (3) et (4).

$$\varepsilon = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl} = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (3)$$

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\Delta \varepsilon_{el}}{2} + \frac{\Delta \varepsilon_{pl}}{2} = \frac{\Delta \sigma}{2 \cdot E} + \left(\frac{\Delta \sigma}{2 \cdot K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (4)$$



Acier E295 selon [15] (ancienne design. A50-2) :
 $E = 206000 \text{ N/mm}^2$
 $\sigma_f = 829 \text{ N/mm}^2$
 $b = -0.098$
 $\epsilon'_f = 0.415$
 $c = -0.565$

Fig. 2 – Relation déformation - durée de vie pour l'acier E295 selon EN 10025 [15]

Les valeurs de K' et n' peuvent être déterminées par des essais cycliques, ou trouvées dans des recueils [14]. L'équation (3) permet de calculer les contraintes et déformations cycliques, et l'équation (4) les étendues de contrainte et de déformation cycliques.

2.4. – Critère d'équivalence d'énergie de déformation

(critère ESED)

La manière la plus simple et la plus rapide pour évaluer l'importance de la concentration de contrainte à un concentrateur de contrainte est d'effectuer une analyse linéaire élastique. Une méthode de transformation des contraintes ainsi obtenues est alors nécessaire afin de connaître les contraintes « réelles » ou élasto-plastiques. La limite d'applicabilité de cette méthode est qu'elle n'est plus valable lorsqu'il y a plastification à grande échelle du détail constructif.

Une méthode efficace pour réaliser cette transformation est d'utiliser le critère proposé par **Molski et Glinka** [18, 19, 20], dénommé critère ESED. Ce critère admet que la densité d'énergie de déformation élasto-plastique dans la zone plastique est équivalente à la densité d'énergie de déformation obtenue avec un calcul à partir d'une analyse contrainte-déformation linéaire élastique. Ce critère s'étend aux contraintes-déformations cycliques, avec l'équivalence des étendues de densité d'énergie. Les étendues des énergies de déformation élastique et élasto-plastique peuvent être calculées en intégrant les équations décrivant respectivement le comportement cyclique élastique ($\Delta\sigma_{le} = E \cdot \Delta\epsilon_{le}$) et cyclique élasto-plastique (donnée par l'équation (4)). Ce qui nous donne l'équation liant étendues de contrainte linéaire élastique, $\Delta\sigma_{le}$, et réelles, $\Delta\sigma$, suivante :

$$\frac{\Delta\sigma_{le}^2}{2 \cdot E} = \frac{\Delta\sigma^2}{2 \cdot E} + \frac{2 \cdot \Delta\sigma}{n' + 1} \left(\frac{\Delta\sigma}{2 \cdot K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (5)$$

3. – DESCRIPTION DU MODÈLE

3.1. – Principe et hypothèses

Dans le modèle, le détail constructif est subdivisé en éléments de matière. Dans le cas des aciers structuraux, la taille des éléments a été fixée à 0,1 mm (voir paragraphe 2.1). À partir des valeurs maximales de la contrainte normale principale de traction dans le détail, il est possible de prévoir le chemin de fissuration. De ce fait, il est uniquement nécessaire d'étudier le comportement des éléments situés dans la section qui se fissure à partir d'une entaille ou d'une fissure préexistante, voir figure 3. Le modèle présenté ne comprend donc que ces éléments, qui ne sont toutefois pas des éléments finis au sens classique. La fonction de chaque élément est plutôt de représenter le comportement moyen du matériau d'une petite région. Chaque élément est caractérisé par son état d'endommagement. Si le dommage de l'élément j est égal à zéro, il est intact ; si le dommage est supérieur à zéro, $D_j > 0$, alors l'élément est partiellement endommagé ; la condition $D_j = 1$ correspond au critère de rupture de l'élément.

Comme toute la zone plastique est soumise à des déformations élevées, tous les éléments situés dans cette zone s'endommagent simultanément, mais à des degrés différents. En effet, comme la déformation décroît avec la distance par rapport au concentrateur de contrainte, les éléments les plus éloignés du concentrateur subissent moins de dommage que ceux situés plus près. À partir d'une certaine distance, ils ne s'endommagent plus du tout et il n'est plus nécessaire de les représenter. Dans les calculs, il a été démontré que cinq éléments locaux simultanés constituaient un optimum entre précision et temps de calcul. Ceci est symbolisé à la figure 3, dans laquelle l'opacité des éléments correspond à leur niveau d'endommagement. Pour différencier les éléments locaux, il y a deux systèmes de numérotation : un système local, $j = 1$ à 5, dans lequel la numérotation commence par le premier élément non rompu, et un système global, $k = 1$ à n_{global} , dans lequel la numérotation commence à l'élément en front d'entaille.

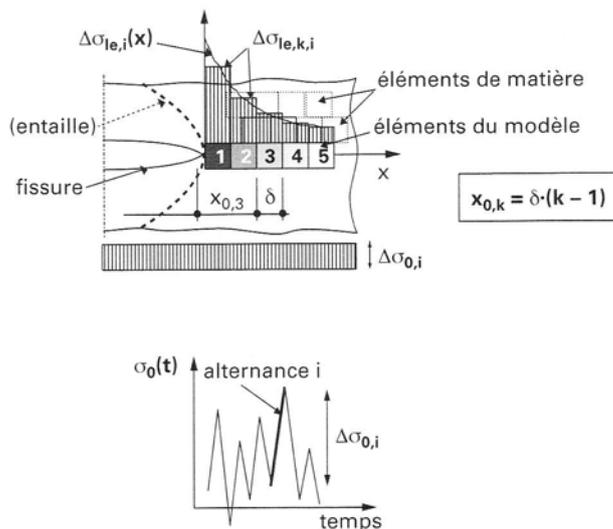


Fig. 3 – Éléments en front de fissure (ou d'entaille)

3.2. – Chargement des éléments

L'endommagement des éléments provient du chargement cyclique, qui peut être décomposé en une suite d'alternances de cycles, $\Delta\sigma_{0,i}$, voir figure 3. Il est admis que les éléments sont soumis à un champ de contraintes linéaires élastiques, $\sigma_{le}(x, t)$,

qui est fonction du chargement nominal cyclique, $\sigma_0(t)$. Comme la formule pour le calcul de $\sigma_{le}(x, t)$ dépend de la phase de développement de la fissure, amorçage ou propagation stable, il est nécessaire d'effectuer deux calculs et de disposer d'un critère de différenciation. Le critère proposé est celui du plus grand dommage, il est décrit plus amplement au paragraphe 3.5.

Pour la phase d'amorçage, soit sans fissure, la distribution des contraintes linéaires élastiques, $\sigma_{le}(x)$, le long du chemin de fissuration est fonction de la distribution du facteur de concentration des contraintes, $SCF(x)$, et de la contrainte nominale, σ_0 . La fonction $SCF(x)$ provient d'une analyse élastique-linéaire par éléments finis du détail. Comme il est admis que chaque élément représente le comportement moyen du matériau dans une région, la valeur moyenne de la distribution de la contrainte ($\sigma_{le,k}$ pour l'élément k) sur chaque élément est utilisée :

$$\sigma_{le,k} = \frac{\sigma_0}{\delta} \cdot \int_{x_{0,k}}^{x_{0,k}+\delta} SCF(x) dx \quad (6)$$

L'étendue de contrainte due à l'alternance de cycle i , appliquée à l'élément k , $\Delta\sigma_{le,k,i}$, est obtenue en substituant $\Delta\sigma_{0,i}$ à σ_0 dans l'équation (6).

Pour la phase de propagation stable, la distribution des contraintes linéaires élastiques, $\sigma_{le}(x)$, se calcule à partir de la mécanique linéaire de la rupture. Comme précédemment, la valeur moyenne de la distribution de la contrainte sur chaque élément est utilisée :

$$\sigma_{le,k} = \frac{1}{\delta} \cdot \int_{x_{0,k}}^{x_{0,k}+\delta} \sigma_{le}(x) dx = K \cdot \sqrt{\frac{2}{\pi \cdot \delta}} (\sqrt{k} - \sqrt{k-1}) \quad (7)$$

Les solutions pour le facteur d'intensité des contraintes, K , de la plupart des détails sont données dans des recueils [21]. L'étendue de contrainte due à l'alternance de cycle i est obtenue en substituant l'étendue du facteur d'intensité de contrainte ΔK_i à K_i dans l'équation (7). Ajoutons que si l'on veut inclure l'influence de la fermeture en front de fissure due à la plasticité ou aux contraintes résiduelles, on utilisera l'étendue du facteur d'intensité de contrainte efficace, ΔK_{eff} , en lieu et place de ΔK_i dans l'équation (7); le paragraphe suivant explique cette notion.

3.3. – Fermeture des lèvres de la fissure

La fermeture de la fissure est la cause principale des effets produits par les cycles d'amplitude variable sur la propagation de fissures de fatigue. Dans le modèle présenté, ce phénomène est modélisé en utilisant le concept d'étendue de facteur d'intensité de contrainte efficace, ΔK_{eff} . Comme le modèle reprend en grande partie des développements effectués dans d'autres études pour traiter de ce problème, nous renvoyons le lecteur à la littérature [6, 7] et nous bornerons ici à présenter les principes généraux.

Le concept de fermeture de fissure part du constat que la propagation d'une fissure ne peut avoir lieu que lorsque son front est ouvert. Par conséquent, il ne peut pas y avoir de propagation lorsque son front est fermé, par exemple, sous l'effet de charges de compression ou de contraintes auto-équilibrées de compression – provenant du mode de fabrication ou de la plastification locale en front de fissure lors d'un cycle de chargement antérieur. Ces phénomènes conduisent à une réduction de la variation du facteur d'intensité de contrainte en front de fissure et, par conséquent, une diminution de l'étendue du facteur d'intensité de contrainte. Cette valeur réduite est représentée par ΔK_{eff} .

L'étendue de facteur d'intensité de contrainte efficace, ΔK_{eff} , peut donc être modélisée comme une fonction (équations (8), (9) et (10)) des facteurs d'intensité de contrainte appliquées minimum et maximum, K_{min} et K_{max} , résiduelles, K_{res} , et d'ouverture dû à la plastification, K_{op} .

$$\Delta K_{eff} = K_{eff,max} - K_{eff,min} \quad (8)$$

$$\text{avec } K_{eff,max} = K_{max} + K_{res} \quad (9)$$

$$K_{eff,min} = \text{Max}(K_{min} + K_{res}; K_{op}(a)) \quad (10)$$

Le facteur d'intensité des contraintes résiduelles, K_{res} , est calculé en utilisant la méthode d'Albrecht et Yamada [22], ce qui revient à considérer les contraintes résiduelles de fabrication comme un chargement extérieur. Signalons ici qu'il n'y a pas de fermeture due aux contraintes résiduelles dans les détails soudés bruts, car ceux-ci contiennent des niveaux de contraintes résiduelles de traction proches de la limite élastique.

Le terme K_{op} représente la modélisation de l'effet de la plastification locale en front de fissure lors d'un cycle de chargement antérieur. C'est à dire la valeur minimale du facteur d'intensité de contrainte total qu'il faut appliquer pour ouvrir à nouveau le front de la fissure. Le facteur d'intensité de contrainte d'ouverture est fonction de la longueur de la fissure, a , de l'état de triaxialité des contraintes en front de fissure et de l'histoire du chargement (contrainte minimale et maximale appliquées, rapport entre contrainte minimale appliquée et limite élastique cyclique). Il est évalué à partir d'une équation générale pour la contrainte d'ouverture, développée dans [3], et d'une analyse géométrique du comportement d'une fissure de Dugdale [8] avec bande de déformation plastique en front de fissure.

3.4. – Critère de différenciation entre phases d'amorçage et de propagation

Le critère de différenciation consiste à comparer l'étendue de contrainte élastique-linéaire du premier élément local ($j=1$), $\Delta\sigma_{le,1}$, calculée à l'aide des équations (6) et (7). La plus grande valeur est conservée car il est admis que c'est celle qui correspond à la phase de développement réel de la fissure. Cette hypothèse est justifiée par le fait que si l'étendue de contrainte calculée selon une méthode est plus grande, l'étendue de déformation et par conséquent le dommage seront également plus grands que ceux calculés par l'autre méthode. Dans le cas limite où les deux méthodes donnent la même valeur, il y a changement de phase, la fissure passant de la phase d'amorçage à celle de propagation. Pour un détail constructif qui ne contient aucune fissure, les équations de la mécanique linéaire de la rupture donnent toujours $\Delta K = 0$ et, par conséquent, $\Delta\sigma_{le,1} = 0$; on commence invariablement par une phase d'amorçage. Lorsqu'un détail contient déjà une fissure importante, il n'y a plus aucun amorçage. En effet, dans ce dernier cas, les calculs montrent que la valeur de $\Delta\sigma_{le,1}$ obtenue par l'équation (7) est beaucoup plus grande que celle obtenue par l'équation (6), donc que la fissure est en phase de propagation stable.

3.5. – Algorithme de calcul

Le comportement à la fatigue d'un détail constructif est déterminé par quatre composantes : chargement, géométrie, propriétés du matériau et, dans certains cas, contraintes résiduelles. Ces quatre composantes constituent les données de base du programme de calcul. Pour les propriétés du matériau, les données nécessaires sont : le module élastique, la limite élastique cyclique, les paramètres des équations de Ramberg-Osgood et les quatre paramètres de la loi de Manson-Coffin. Les paramètres d'une loi empirique de propagation du matériau n'ont pas à être connus puisque celle-ci sera simulée par le pro-

cessus de calcul de la propagation. Ce processus consiste en une suite continue de ruptures et redistributions des positions des éléments locaux. Au cours d'une boucle de calcul, voir figure 4, les étapes suivantes sont exécutées successivement :

- Résolution du nombre de cycles jusqu'à la rupture du premier élément local.
- Calcul du dommage simultanément dans les éléments voisins provoqué par $N_{f,1}$ cycles de charge.
- Allongement de la longueur de la fissure d'une valeur égale à la dimension de l'élément local rompu.
- Sauvegarde des résultats intermédiaires.
- Redistribution des éléments locaux.

Durant la redistribution des éléments, la numérotation locale des éléments est diminuée d'une unité. L'élément précédemment second devient premier, le troisième élément devient second et ainsi de suite. L'élément rompu est retiré et un nouvel élément vierge est ajouté à l'autre bout.

L'exécution de la boucle se poursuit jusqu'à ce que la fissure atteigne sa longueur critique, a_{cr} . La durée de vie en fatigue d'un détail constructif est alors égale à la somme des durées de vie des éléments locaux.

$$N_{f,détail} = \sum_{n_{global}} N_{f,1} \quad (11)$$

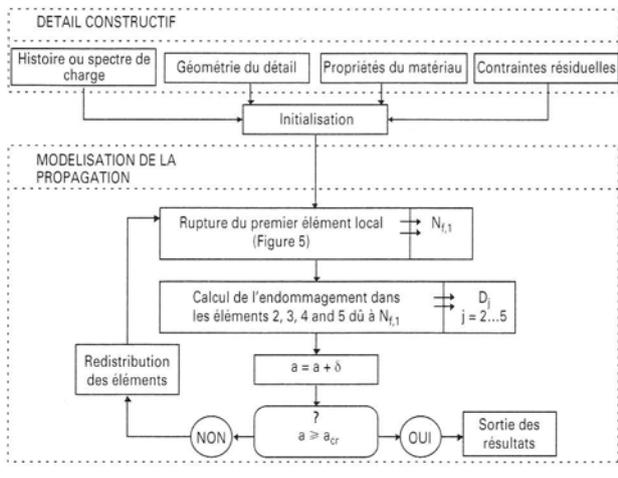


Fig. 4 – Algorithme de calcul de la durée de vie d'un détail

Le processus de calcul de la rupture du premier élément local est donné à la figure 5. L'exécution de la boucle se poursuit jusqu'à ce que le dommage D_1 atteigne l'unité. Chaque boucle contient les étapes suivantes :

- Calcul de la contrainte et l'étendue de contrainte maximale linéaire élastique, respectivement $\sigma_{le,max}$ et $\Delta\sigma_{le}$, à partir de l'étendue de contrainte nominale due à une alternance de charge i . Ceci s'effectue en utilisant les équations (6) ou (7).
- Détermination de la phase de développement de la fissure (amorçage ou propagation stable), selon le critère de la plus grande valeur.
- Transformation des contraintes et étendues de contraintes linéaires élastiques en contraintes et étendues de contraintes élasto-plastiques, ceci s'effectue en utilisant le critère ESED (l'équation (5) donne la solution dans le cas d'une étendue de contrainte).
- Évaluation de l'étendue de déformation élasto-plastique $\Delta\varepsilon_i$ grâce à l'équation de **Ramberg-Osgood** (4), et calcul de la contrainte moyenne locale en utilisant l'équation suivante :

$$\sigma_{m,i} = \sigma_{max,i} - \frac{\Delta\sigma_i}{2} \quad (12)$$

- Calcul du dommage local, d_i , produit par l'alternance de charge i . Le calcul de d_i s'effectue en substituant $\Delta\varepsilon_i$ dans la relation déformation locale - durée de vie, équation (2), puis en admettant une loi de cumul de dommage linéaire, équation (13) :

$$D_1 = D_1 + d_i \quad \text{avec} \quad d_i = \frac{1}{2N_{f,i}} \quad (12)$$

L'exécution de la boucle se poursuit jusqu'à ce que le dommage total dans l'élément local 1, D_1 , atteigne l'unité.

Le processus de calcul du dommage dans les éléments 2, 3, 4 et 5 provoqué par $N_{f,1}$ cycles est semblable à celui de la rupture du premier élément local, mise à part les points suivants :

- La phase de développement de la fissure est déjà connue.
- La boucle de calcul est exécutée jusqu'à ce que le nombre de cycles i soit égal à $N_{f,1}$; ensuite l'endommagement dû à $N_{f,1}$ cycles est ajouté au dommage total de l'élément : $D_j = D_j + d(N_{f,1})$.

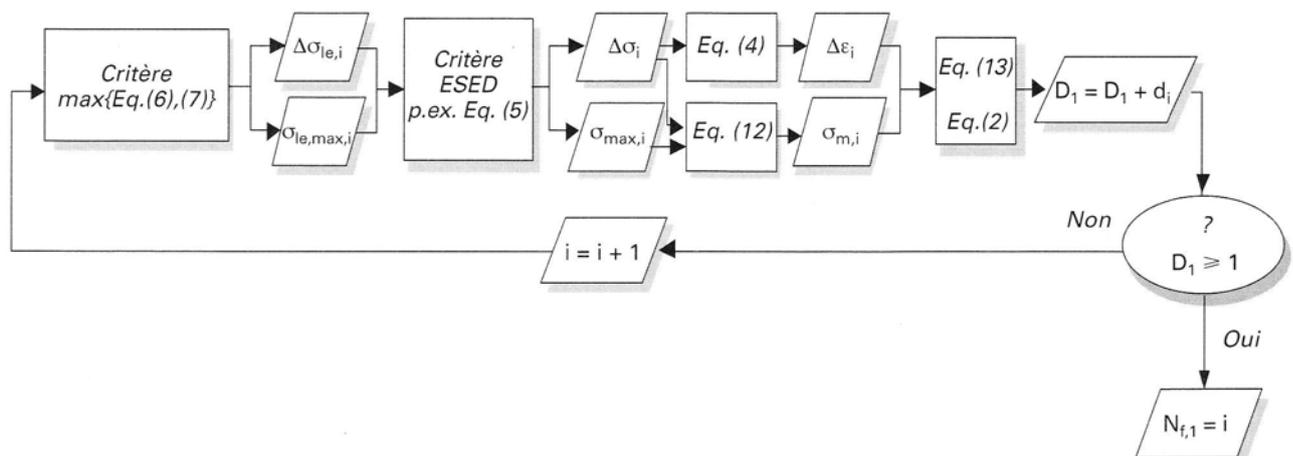


Fig. 5 – Algorithme de calcul du nombre de cycles à la rupture du premier élément local

3.6. – Validation du modèle

Avant d'être appliqué à des problèmes réels, le programme de calcul développé à partir du modèle exposé ci-dessus a été vérifié. Cette vérification a consisté en :

- des comparaisons quantitatives avec des résultats d'essais et des simulations de propagation de fissures de fatigue,
- des comparaisons qualitatives avec des observations sur le comportement des fissures de fatigue et leur simulation à l'aide d'autres programmes.

En addition à ces vérifications, une étude paramétrique a été effectuée dans le but de déterminer la sensibilité du modèle par rapport aux différentes variables d'entrée ainsi que l'influence des paramètres numériques utilisés dans le programme. De plus amples informations concernant la validation peuvent être trouvées dans [3, 23].

L'étude quantitative a été effectuée en comparant les résultats du modèle à ceux d'essais sous amplitude constante (CA) et variable (VA) sur des assemblages soudés conduits à l'ICOM [7]; à ceux d'essais de propagation de fissures sous CA et VA à partir d'un trou au centre d'une plaque effectués à l'EMPA (laboratoire fédéral d'essais des matériaux et de recherche à Dübendorf, Suisse) [3]; à des mesures de seuils de propagation de fissures; à des mesures et simulations par d'autres modèles de la fermeture de fissures de fatigue. Ces comparaisons ont montré qu'en général il y avait une bonne correspondance entre les résultats du programme et ceux provenant d'essais ou de simulations. La moins bonne correspondance obtenue a été celle avec les essais sous amplitude variable effectués à l'EMPA. Dans ce dernier cas, le faible nombre d'essais ne nous a pas permis d'effectuer une investigation à propos des différences observées.

Les comparaisons qualitatives ont porté sur l'effet de cycles d'amplitude variable, de la contrainte moyenne et de l'épaisseur de la plaque fissurée, ainsi que sur le comportement des petites fissures et des fissures sous chargement cyclique en compression. Dans tous les cas, elles ont montré que les simulations effectuées à l'aide du programme correspondaient bien aux résultats publiés dans la littérature.

L'étude paramétrique a permis de montrer que les paramètres numériques du modèle n'influençaient pas significativement les résultats obtenus et de choisir la valeur optimale de certains paramètres. Elle a également montré que les données d'entrée ayant la plus grande influence étaient les suivantes :

- l'étendue de contrainte nominale,
- la distribution du facteur de concentration de contrainte, $SCF(x)$; autrement dit la géométrie du détail car $SCF(x)$ dépend uniquement de la géométrie,
- le rapport des contraintes, $R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}$,
- la prise en compte de l'histoire de chargement à amplitude variable (à la place d'une étendue de charge équivalente constante),
- la distribution des contraintes résiduelles,
- les paramètres de la loi de Manson-Coffin, ϵ'_f , σ'_f ; b et c , c'est-à-dire le matériau (dans le cas des aciers c'est le type plutôt que sa nuance qui importe).

Sur la base des comparaisons quantitatives, qualitatives et de l'étude paramétrique, il a été possible de fixer les limites d'applicabilité du modèle. D'une manière générale, il apparaît que les possibilités d'application du modèle sont vastes par rapport à celles des modèles de fatigue existants. Toutefois, le modèle reste compliqué à utiliser et nécessite la connaissance de nombreuses données en particulier sur les propriétés du matériau. Au chapitre des limites d'applicabilité, signalons que le modèle ne peut pas être appliqué à des situations où il y a une plastification à grande échelle de la section fissurée (à cause du critère ESED).

4. – MODÈLE SIMPLIFIÉ

Nous l'avons montré au chapitre précédent, le modèle est compliqué à utiliser. Comme les algorithmes donnés aux figures 4 et 5 sont complexes et contiennent des équations qui ne peuvent être résolues qu'itérativement (ce qui allonge le temps de calcul), un modèle simplifié a été développé. Les exigences principales concernant ce modèle simplifié étaient qu'il devait pouvoir être facilement programmable sur un ordinateur personnel tout en restant d'applicabilité générale et suffisamment précis pour être utilisé dans des évaluations de dommage en fatigue. Le modèle simplifié s'articule autour du développement d'une nouvelle loi de propagation, donnée par l'équation (14).

$$\frac{da}{dN} = \frac{1}{\frac{1}{C_{el} \cdot \Delta K_{eff}^{m_{el}}} + \frac{1}{C_{pl} \cdot \Delta K_{eff}^{m_{pl}}}} \quad (14)$$

Notons que pour être précis dans les évaluations, il faut utiliser les étendues du facteur d'intensité de contrainte efficace, ΔK_{eff} , selon les équations (8) dans (14). Cette équation est similaire à la loi de Paris (1), mais elle possède les avantages suivants :

- Ses paramètres sont déduits à partir des caractéristiques du matériau et incluent, par exemple, l'influence de la contrainte moyenne.
- Elle contient au dénominateur deux termes qui correspondent d'une part au seuil de propagation et d'autre part à la propagation stable.
- Elle peut être utilisée en phase d'amorçage comme en phase de propagation grâce à un artifice de calcul.

Une représentation graphique de l'équation (14) est donnée à la figure 6, ceci pour un acier E295 [15]. La courbe de propagation, $da/dN - \Delta K$, calculée à l'aide des algorithmes du modèle original (voir fig. 4 et 5), est également représentée sur la figure. La figure 6 montre que l'équation (14) est conservatrice, car elle conduit toujours à des taux de propagation plus élevés que ceux trouvés en utilisant le modèle original.

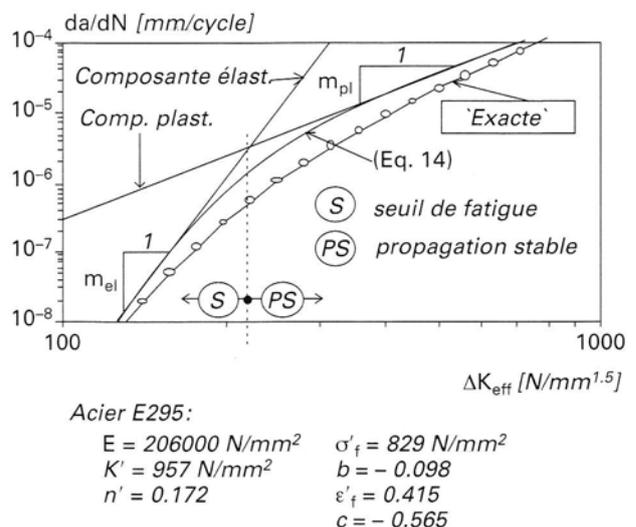


Fig. 6 – Courbes de propagation pour l'acier E295 selon EN 10025 [15]

4.1. – Paramètres de la loi de propagation

Dans le cas d'une fissure propageant proche du seuil de propagation, la part provenant des étendues de déformations élastiques en front de fissure est beaucoup plus importante que celle provenant des étendues de déformations plastiques. Par conséquent, il est possible d'évaluer la durée de vie d'un élément en ne conservant que la composante élastique de l'équation de **Ramberg-Osgood** (4) et de la relation déformation locale - durée de vie (2). Le taux de propagation moyen dans l'élément étant donné par $\delta/N_{f,1}$, on en déduit les paramètres «élastiques» de la loi de propagation, donnés aux équations (15) et (16).

$$C_{el} = 2 \cdot \delta \cdot [(\sigma'_f - \sigma_m) \cdot \sqrt{2 \cdot \pi \cdot \delta}]^{\frac{1}{b}} \quad (15)$$

$$m_{el} = -\frac{1}{b} \quad (16)$$

Il est à remarquer que l'influence de la contrainte moyenne est incluse dans le paramètre C_{el} . Le calcul de σ_m est expliqué en détail dans [3].

Dans le cas d'une fissure propageant loin du seuil de propagation, c'est au contraire les étendues de déformations plastiques qui ont le plus d'importance. Par conséquent, la durée de vie d'un élément peut s'évaluer en ne conservant que la composante plastique des équations (4) et (2), d'où les équations pour les paramètres «plastiques» de la loi de propagation suivantes :

$$C_{pl} = 2 \cdot \delta \cdot \left[\varepsilon'_f \cdot \left(\frac{4 \cdot \pi \cdot \delta \cdot K' \cdot E}{n' + 1} \right)^{\frac{1}{n' + 1}} \right]^{\frac{1}{c}} \quad (17)$$

$$m_{pl} = -\frac{2}{c \cdot (n' + 1)} \quad (18)$$

En observant la figure 6, on constate que la partie de la courbe de propagation proche du seuil est inclinée et non pas verticale (de manière à améliorer la loi de **Paris**, une partie verticale est souvent prise pour modéliser de façon simple l'effet de seuil [6, 7]).

La composante plastique fournit une courbe (droite en échelle log-log) similaire à la loi de **Paris**. Les constantes de la loi de **Paris** sont généralement obtenues par régression sur des résultats d'essais de propagation. Les équations (17) et (18) permettent une évaluation numérique de ces constantes, ceci pour autant qu'il existe des informations sur le matériau. Il existe à ce propos une série de recueils sur les caractéristiques à la fatigue des nombreux aciers et alliages [14], ce qui constitue un avantage sur la loi de **Paris** classique.

4.2. – Application au calcul de la phase d'amorçage

Comme l'équation (14) contient la variable d'étendue du facteur d'intensité de contrainte efficace, ΔK_{eff} , elle ne peut être appliquée qu'à la phase de propagation stable (détail avec fissure). Pour pouvoir étendre l'applicabilité de l'équation (14) à la phase d'amorçage, le recours à une étendue du facteur d'intensité de contrainte fictive, ΔK_{fict} , est utilisé. On a présenté au chapitre 3 une méthode applicable aux deux phases de développement d'une fissure. Par conséquent, il suffit de définir ΔK_{fict} de façon à conserver la valeur du chargement linéaire élastique sur l'élément. En d'autres mots, il faut égaler le membre de droite des équations (6) et (7). Cette nouvelle équation fournit l'expression pour ΔK_{fict} suivante :

$$\Delta K_{fict} = SCF^* \cdot \Delta \sigma_0 \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot \delta}{2}} \quad (19)$$

où SCF^* représente la valeur moyenne du facteur de concentration sur le premier élément global (élément situé à l'entaille). Le principe du calcul du dommage dans l'élément avec l'équation (14) est maintenant le même pour la phase d'amorçage et celle de propagation stable. La seule différence réside dans le fait qu'en phase d'amorçage ΔK_{fict} est utilisé, tandis qu'en phase de propagation stable c'est ΔK_{eff} . Cette extension de l'étendue d'applicabilité est un avantage par rapport à la mécanique de la rupture classique (loi de **Paris**).

Le critère de différenciation entre les deux phases (critère du plus grand dommage) s'exprime dorénavant comme suit : lorsque $\Delta K_{fict} > \Delta K_{eff}$ alors ΔK_{fict} est utilisé dans les calculs (phase d'amorçage), sinon c'est ΔK_{eff} qui est utilisé. Notons que lorsqu'il n'y a pas de fissure, on trouve $\Delta K_{eff} = 0$ et, en accord avec le critère de différenciation, la fissure se trouve en phase d'amorçage. De nombreuses simulations ont montré que lorsque le premier élément est rompu, alors on a systématiquement $\Delta K_{eff} > \Delta K_{fict}$, et par conséquent la fissure est en phase de propagation stable. De fait, il suffit donc d'utiliser la valeur ΔK_{fict} dans l'équation (14) uniquement lorsque $k = j = 1$ (dans le premier élément), puis d'utiliser ΔK_{eff} dans tous les autres éléments.

5. – EXEMPLE D'APPLICATION

Nous allons maintenant évaluer la durée de vie restante d'un élément de pont riveté. Le pont choisi pour cet exemple est un pont-rail à treillis situé sur une ligne des Chemins de fer Rhétiques en Suisse orientale, voir figure 7. Ce pont a été construit en 1896; son système statique est une poutre simple et ces appuis sont biais. Toutes les pièces qui le composent sont en acier doux. Le trafic, en termes de type et nombre de convois ayant circulé sur le pont depuis son ouverture, est connu. De plus amples renseignements sur cet ouvrage peuvent être trouvés dans [24].

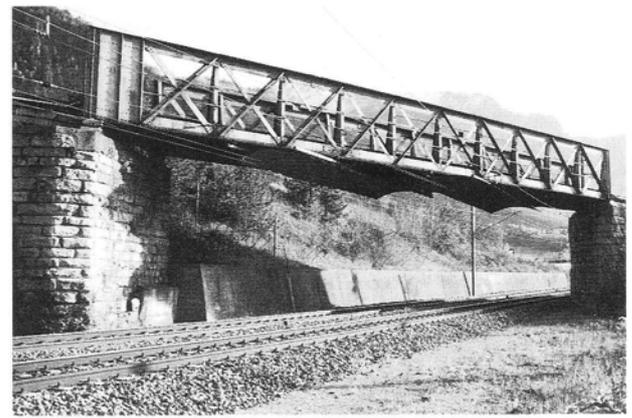


Fig. 7 – Vue générale du pont-rail à évaluer

L'un des éléments les plus sollicités est une entretoise rivetée en forme de double T. Elle se compose de trois plats (un pour l'âme, deux pour les ailes) liés entre eux par quatre cornières, comme représenté à la figure 8. Pour son évaluation en fatigue, l'aile tendue de cet élément (le plat inférieur) peut être modélisé comme une plaque avec deux trous car il n'y a aucun glissement sous charges de service entre les pièces rivetées formant l'élément. Comme il n'est pas certain que les trous soient exempts de tout défaut, il est admis que les trous contiennent des défauts de forme circulaire aux points d'amorçage de la fissure, voir figure 9. Les solutions pour le facteur de concentration et le facteur d'intensité des contraintes proviennent respectivement de [27] et de [21]. Les caractéristiques en fatigue du matériau ont été tirées de [14], en prenant un matériau ayant une composition chimique aussi proche que possible de celle de l'acier du pont. Elles sont données dans la figure 9.

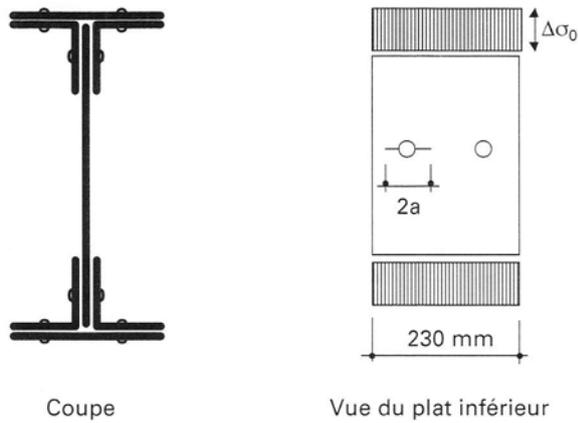
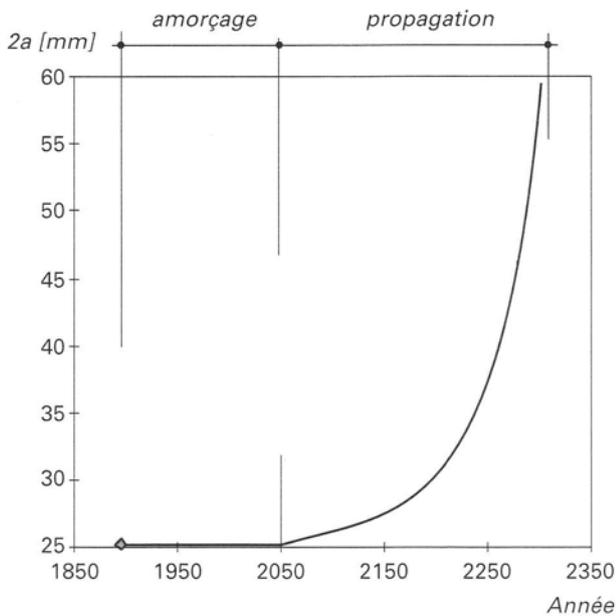
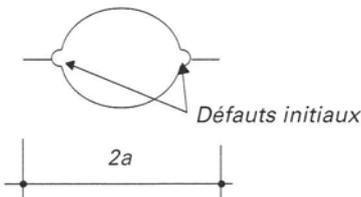


Fig. 8 - Entretroise rivetée étudiée

La figure 9 montre les résultats de la simulation du développement d'une fissure, caractérisé par sa longueur $2a$, dans l'élément jusqu'à présent et dans le futur. Les exploitants de la ligne projetant une augmentation du trafic (en volume et en poids) ces prochaines années, il a été admis que le volume du

Détail d'un trou de rivet



Acier doux :

$$\begin{aligned}
 E &= 214000 \text{ N/mm}^2 & \sigma'_f &= 895 \text{ N/mm}^2 \\
 K' &= 988 \text{ N/mm}^2 & b &= -0.111 \\
 n' &= 0.207 & \epsilon'_f &= 0.705 \\
 & & c &= -0.569
 \end{aligned}$$

Fig. 9 - Simulation du développement d'une fissure dans un élément riveté

trafic futur annuel correspondrait au double de celui ayant circulé sur le pont cette année et que le poids moyen des trains serait 30% plus élevé. Sur la figure 9, on constate qu'une grande partie de la durée de vie provient de la phase d'amorçage. La fissure est d'ailleurs toujours en phase d'amorçage en 1997, ce qui explique que l'on n'ait pas trouvé de fissures sur l'ouvrage. La durée de vie restante en fatigue est supérieure à 200 ans. Pour être certain de ne pas manquer de détecter une fissure, une inspection régulière est nécessaire. Comme critère, on fixe qu'il faut au minimum 2,5 inspections entre l'instant où la fissure est visible - dépasse d'environ 5 mm la tête du rivet - et la rupture de la pièce [26]. Dans notre cas, cela correspond à une fissure de 41 mm de longueur. En observant la figure 9, on constate qu'il est suffisant d'effectuer une inspection tous les 16 ans, soit environ lors de chaque remise en peinture. Dans le cas de cet ouvrage, c'est la corrosion plutôt que la fatigue qui sera l'état limite critique nécessitant son remplacement. Cet exemple montre donc que certains ponts rivetés possèdent une durée de vie restante encore très importante, plus importante que ne l'aurait laissé supposer des calculs utilisant par exemple les courbes de fatigue.

6. - CONCLUSIONS

Un modèle numérique qui simule le comportement en fatigue de détails constructifs a été présenté. Ce modèle est basé sur l'analyse en fatigue d'éléments situés le long du chemin de propagation de la fissure. L'avancement de la fissure est modélisé par endommagement progressif et rupture de ces éléments. L'endommagement est fonction des étendues de déformation élasto-plastique cycliques agissant sur les éléments. Ces étendues sont calculées à partir d'étendues de contrainte linéaire élastique cycliques déduites du chargement en fatigue sur le détail constructif, en incluant l'influence des concentrateurs de contraintes. Le concept de facteur d'intensité de contrainte efficace adopté pour modéliser la fermeture des lèvres de la fissure fournit un moyen pour tenir compte des effets des cycles d'amplitude variable sur le comportement en fatigue. Des vérifications tant qualitatives que quantitatives des résultats du modèle ont montré qu'il permettait de simuler toutes sortes de comportements en fatigue (amplitude variable, petites fissures, surcharges, ...).

Un modèle simplifié s'articulant autour d'une loi de propagation similaire à la loi de Paris, tout en reprenant les concepts utilisés dans le modèle original, a ensuite été décrit. Ce modèle, plus rapide et facile à programmer, possède les avantages suivants par rapport à un modèle utilisant simplement la loi de Paris :

- Les paramètres de la loi sont déduits à partir des caractéristiques du matériau (pas besoin d'essais) et incluent, par exemple, l'influence de la contrainte moyenne.
- La loi de propagation contient au dénominateur deux termes qui correspondent d'une part au seuil de propagation et d'autre part à la propagation stable.
- Il peut être utilisé pour des calculs en phase d'amorçage comme en phase de propagation.

Ce modèle, comme le modèle original, permet l'analyse d'une grande quantité de problèmes de fatigue sur des détails constructifs en acier ayant n'importe quelle géométrie, contenant n'importe quel champ de contraintes résiduelles, et soumis à une quelconque « histoire » de sollicitations. Il permet l'évaluation numérique en fatigue de détails de structures existantes sous trafic réel comme démontré dans l'exemple d'application.

REMERCIEMENTS

Les auteurs expriment leur gratitude à l'EPFL et à l'ICOM pour avoir subventionné ce travail. Ils remercient MM. le Professeur **Eugen Brühwiler** et le Dr. **Peter Kunz** pour leur apport lors du travail de thèse du premier auteur. Ils remercient également l'EMPA pour les essais effectués lors de la validation du modèle. Finalement, ils remercient M. **Peter Liechti** pour son aide dans la préparation de l'exemple d'application du modèle et ses suggestions lors de la relecture de cet article.

BIBLIOGRAPHIE

- [1] **Lawrence F. V. Ho, N.-J. and Mazumdar P. K.** – *Predicting the Fatigue Resistance of Welds*. Ann. Rev. Mater. Sci., N° 11, 1981, pp. 401-425.
- [2] **Sedlacek G., Grotmann D., GÜsgen J., Jo, J. B., Dutta D.** – *The Determination of the fatigue resistance of steel structures on the basis of the « combined method »*. ISOPE conference, San Fransisco, 1992.
- [3] **Peeker E.** – *Extended Numerical Modeling of Fatigue Behavior*. Thèse de doctorat EPFL N° 1617, Ecole polytechnique fédérale de Lausanne, Suisse, 1997.
- [4] **Truchon M.** – *L'amorçage des fissures de fatigue à partir d'entailles, application aux joints soudés*. Revue bibliographique, Bulletin technique du bureau Veritas, Mai 1985, pp. 283-317.
- [5] **European Convention for Constructional Steelwork (ECCS).** – *Methods of Assessment, Final Draft*. Working Group 2 of ECCS TC6 - Fatigue, July 1995.
- [6] **Bremen U., Smith I. F. C. et Hirt M. A.** – *Effet de contraintes résiduelles sur le comportement de fissures de fatigue dans un assemblage soudé et traité*. Construction Métallique, N° 2, 1988, pp. 51-68.
- [7] **Dubois V. et Hirt M.A.** – *Efficacité des traitements d'amélioration sur des assemblages soudés soumis à des sollicitations d'amplitude variable*. Construction Métallique, n° 3, 1995, pp. 23-41.
- [8] **Broek D.** – *Elementary Fracture Mechanics*. Fourth revised edition, Kluwer Academic Publishers, Dordrecht, The Netherlands, 1986.
- [9] **Paris P. C. et Erdogan F. A.** – *A Critical Analysis of Crack Propagation Laws*. Transactions, ASME, Series D, Vol. 85, No. 4, 1963, pp. 528-534.
- [10] **Krajcinovic D et Lemaître J.** – *Continuum Damage Mechanics: Theory and Applications*. WienSpringer Wien. Courses and lectures, International Centre for Mechanical Sciences, n° 295, 1987.
- [11] **Glinka G.** – *A Notch Stress-strain Analysis Approach to Fatigue Crack Growth*. Eng. Fr. Mech. Vol. 21, N° 2, pp. 245-261, 1985.
- [12] **Coffin L. F.** – *A Study of the Effects of Cyclic Thermal Stresses on a Ductile Metal*. Trans. of the American Society of Mechanical Engineers, 1954, pp. 931-950.
- [13] **Manson S. S.** – *Behavior of Materials under Conditions of Thermal Stresses*. National Advisory Commission on Aeronautics : Report 1170, Cleveland, Lewis Flight Propulsion Lab., 1954.
- [14] **Boller C. and Seeger T.** – *« Materials Data for Cyclic Loading »*. Band 1-5, Elsevier Science Publishers, Amsterdam, 1987.
- [15] **NF EN 10025, Norme européenne et française.** – *« Produits laminés à chaud de construction non alliés »*. Indice de classement A 35-501, AFNOR, Décembre 1993.
- [16] **Suresh S.** – *Fatigue of Materials*. Cambridge Univ. Press, 1991.
- [17] **Raske D. T. and Morrow J. D.** – *Manual on Low Cycle Fatigue Testing*. American Society for Testing and Materials, STP 465, 1969, pp. 1-26.
- [18] **Molski K. and Glinka G.** – *A Method of Elasto-Plastic Stress and Strain Calculation at a Notch Root*. Materials Science and Engineering, N° 50, pp. 93-100, 1981.
- [19] **Glinka G., Moftakhar A., Buczynsky A.** – *Calculation of Elasto-plastic Strains and Stresses in Notched Bodies under Multiaxial Cyclic Loading*. Fatigue'93, 1993.
- [20] **Glinka G.** – *Calculation of Inelastic Notch-Tip Strain-Stress Histories under Cyclic Loading*. Eng. Fracture Mech., 1985.
- [21] **Murakami Y. and al.** – *Stress Intensity Factors Handbook*. In 3 volumes, The Society of Materials Science, Japan, Pergamon Press, Oxford, 1988.
- [22] **Albrecht P. and Yamada K.** – *« Rapid Calculation of Stress Intensity Factors »*. Journal of the Structural Division, ASCE 103 (ST2), Feb. 77, pp. 377-389.
- [23] **Colombi P. et Peeker E.** – *« A local fatigue crack propagation model »*. Article en deux parties, présenté à la Giornate italiane della costruzione in acciaio, Ancona 2-5 octobre 1997.
- [24] **Banz A., Liechti P.** – *Zustandsbeurteilung der RhB-Brücke Zizers*. Rapport de mandat N° 669-2, EPFL, ICOM-Construction métallique, Lausanne, 1997.
- [25] **Pilkey Walter D.** – *« Formulas for stress, strain, and structural matrices »*. Wiley-Interscience Publication, John Wiley & Sons, New York, 1994.
- [26] **Kunz P. and Kulak G.L.** – *« Fatigue Safety of Existing Steel Bridges »*. Report (vol. 73/2) - IABSE - Symposium: Extending the Lifespan of Structures, San Francisco, USA, 1995, pp. 1073-1078.