

Modélisation de la propagation des fissures par fatigue pour inspection en ligne des structures en acier 100% austénitique.

A. GUEDRI^{1,2}

(¹) Département de Maintenance, Centre Universitaire de Souk Ahras, Algérie.

(²) Laboratoire INFRA-RES, Centre Universitaire de Souk Ahras, Algérie.

guedri.moumen@voila.fr

Résumé : Le comportement du matériau sous chargement cyclique est modélisé en utilisant le modèle de Chaboche et Lemaître. La prise en compte de l'écrouissage isotrope et l'écrouissage cinématique non linéaire est nécessaire pour décrire le comportement de ce type de matériau (AISI 304L). Les résultats des simulations sur une éprouvette de type CT ont été exploités pour établir des courbes de vitesse de propagation de fissure. Ces résultats numériques sont confrontés aux résultats expérimentaux. Une fois ce modèle est validé il sera exploité pour déterminer la probabilité de non détection de la propagation des défauts dans des structures 100% austénitique.

Mots clés : AISI 304L, modèle de Chaboche et Lemaître, éprouvette de type CT, propagation de fissure

1. Introduction

L'aspect fatigue et plus précisément l'étude de la propagation des fissures dans un acier 100% austénitique de type AISI 304L sera étudiée. La simulation numérique de l'endommagement par fatigue s'appuie sur les données de fatigue oligocyclique. Cette approche se base sur l'hypothèse implicite qui stipule que le comportement dans la zone endommagée à l'extrémité d'une fissure est similaire au comportement d'une mini éprouvette de fatigue oligocyclique.

Dans une première partie les études du comportement cyclique du matériau ont mis en évidence un effet Baushinger très marqué, des durcissements ou adoucissements cycliques et une boucle d'hystérésis contrainte-déformation non stabilisée lors des essais à contrainte imposée, phénomène appelé couramment effet de Rochet. Afin de modéliser le comportement de ce type de matériau, on a été amené à utiliser un modèle qui prend en compte l'effet Baushinger ainsi que l'effet de Rochet [1]. La relation qui donne la loi de comportement élasto-plastique du matériau est déduite des relations précédentes et s'exprime de la façon suivante dans le cas d'un chargement uniaxial monotone :

$$\sigma = E \varepsilon_e + Q \left(1 - \exp\left(-b \varepsilon_{eq}^p\right) \right) + \frac{C}{\gamma} \left(1 - \exp\left(-\gamma \varepsilon_{eq}^p\right) \right) \quad (1)$$

Les valeurs des paramètres: b , Q , C et γ ainsi que celles du module Young, du coefficient de Poisson et de la limite d'élasticité sont données dans la [Table .1](#). Le modèle ci-dessus, a été implanté dans le code d'éléments finis Abaqus/Standard [2].

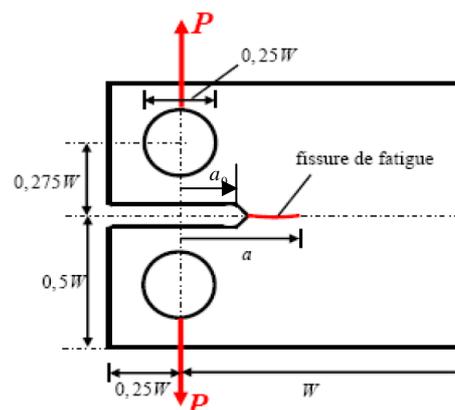
Ce travail a été consacré à la réalisation de simulations de chargements cycliques sur une éprouvette CT. Ces simulations vont nous permettre de tracer des courbes de propagations de fissure, de comparer ces résultats avec les données expérimentales qui nous ont été fournis [3]. Il est à noter que ces comparaisons ont été effectuées en termes de ΔK_{eff} , puisque la simulation numérique ne prend pas en compte l'effet du sillage plastique qui entraîne la fermeture de la fissure à des contraintes supérieures à σ_{min} .

$E(MPa)$	198000	b	4
ν	0.3	$C(MPa)$	24000
$\sigma_e(MPa)$	165	γ	335
$Q(MPa)$	180	-	-

[Table .1](#) : Paramètres de la loi de comportement [3]

2. Conception et maillage de l'éprouvette CT

Pour réaliser des simulations de chargements cycliques, on a modélisé une éprouvette de type CT (Compact Tension) ([Fig. 1](#)).



[Fig. 1](#): Epreuve CT 50

Pour ce type d'éprouvettes, très utilisées pour les essais de fatigue, une faible charge conduit à des valeurs élevées du facteur d'intensité de contraintes en mode I; ce qui est un avantage considérable eu égard à la capacité des machines d'essai. Cette éprouvette a une longueur de ligament $w - a_0$ relativement importante : elle est notamment utilisée dans l'étude de la propagation de fissures de fatigue ainsi que pour déterminer la ténacité d'un matériau après une pré fissuration de l'ordre de $a/w \approx 0,5$. La modélisation de l'éprouvette CT (CT 50, $w=50\text{mm}$), utilisée dans ce travail est

représentée sur la Fig. 1. Les dimensions sont conformes à la norme ASTM E399. Les calculs sont réalisés en 2D et seule la moitié de l'éprouvette est modélisée du fait de sa symétrie. Les conditions de symétrie et du chargement ont été appliquées sur l'éprouvette. Une zone allant de la pointe de la fissure jusqu'au fond de l'éprouvette, a été bloquée (pas de déplacement vertical et pas de rotation autour de l'axe perpendiculaire à la pièce).

3. Simulations sous chargements cycliques

Nous avons réalisé plusieurs simulations sous chargement cyclique. Le but de ces calculs est de déterminer les vitesses de propagation de la fissure. Les calculs de la vitesse de propagation s'effectuent sur un cycle stabilisé. Dans un premier temps, il a fallu déterminer le nombre de cycles nécessaire à cette stabilisation. Etant donné qu'on aura à réaliser plusieurs calculs à différents taux de chargement, on a déterminé le nombre de cycles nécessaire à la stabilisation par rapport au chargement le plus élevé.

4. Simulations et calcul des vitesses de propagation

Pour rendre compte du processus physique de propagation évoqué ci-dessus, McClintock [4] a proposé que l'avancée de la fissure est due à l'accumulation du dommage dans une zone située autour de la pointe de fissure jusqu'à la rupture brutale. La taille de cette zone d'activité est prise comme une fraction de la zone plastique cyclique. D'autres auteurs ont également utilisé une approche similaire en considérant la distance moyenne entre inclusions [5] ou la taille d'un grain [6] comme le plus petit élément de matière auquel on peut appliquer un critère de rupture issu d'une loi macroscopique.

On fait l'hypothèse que les déformations successives subies par un élément de matière au cours du temps sont celles rencontrées à un instant donné à l'avant de la fissure. Dans ces conditions l'endommagement nécessaire à la rupture d'un élément est équivalent à la somme du dommage accumulé, après un cycle de fatigue, dans chacun des éléments situés dans la zone d'activité [7]. Le dommage élémentaire est donné par :

$$d_i(\varepsilon_i) = \frac{n_i(\varepsilon_i)}{N_f(\varepsilon_i)} \quad (2)$$

n_i est le nombre de cycles effectué au niveau de la déformation plastique ε_i et N_f le nombre de cycles à rupture correspondant à cette amplitude de déformation.

Les modèles utilisés pour traiter l'endommagement par fatigue, se subdivisent en deux grandes catégories : ceux qui quantifient l'endommagement en faisant appel à une déformation ou à une énergie équivalente, et ceux qui associent la fatigue à un plan particulier de rupture ou plan critique.

Les modèles basés à la fois sur la densité d'énergie et le plan critique sont ceux qui décrivent mieux l'endommagement. Dans le cas de notre étude qui s'intéresse à la propagation en mode I, seule la traction compression est prise en compte avec $\alpha = 1$ et $\beta = 0$. Le paramètre d'endommagement, appelé paramètre de fatigue FP , est défini par :

$$FP = \langle \sigma^{\max} \rangle \left(\frac{\Delta \varepsilon}{2} \right) \quad (3)$$

avec $\langle x \rangle = 0.5 (|x| + x)$; σ^{\max} est la contrainte maximale normale au plan de la fissure ; $\Delta\varepsilon$ est la variation de la déformation normale au plan de la fissure. La durée de vie en fatigue $N_f(\varepsilon_i)$ est calculée dans le plan de fissure par la relation suivante :

$$FP = \langle \sigma^{\max} \rangle \left(\frac{\Delta\varepsilon}{2} \right) = \frac{\sigma_f'^2}{E} (2N_f)^{2b} + \sigma_f' \varepsilon_f' (2N_f)^{b+c} \quad (4)$$

b est l'exposant de résistance à la fatigue, σ_f' la contrainte de rupture vraie en fatigue, c l'exposant de ductilité en fatigue et ε_f' la déformation vraie de la rupture en fatigue. Ces paramètres de fatigue oligocyclique dépendent en général de l'environnement dans lequel les essais sont effectués. Les valeurs des paramètres de fatigue oligocyclique sont déterminées expérimentalement (Table .2) :

$\sigma_f' (MPa)$	3040	b	-0.256
ε_f'	0.302	c	-0.494

Table .2: Paramètres de fatigue oligocyclique [3]

En prenant une loi de cumul du dommage linéaire (règle de Miner), l'avancée de la fissure aura lieu lorsque :

$$\sum d_i = 1 \quad \text{soit} \quad \sum \frac{n_i(\varepsilon_i)}{N_f(\varepsilon_i)} = 1 \quad (5)$$

L'approche basée sur la règle de Miner peut être critiquée dans la mesure où elle induit un cumul linéaire du dommage en fatigue. Dans le cas d'essais séquentiels à deux niveaux de déformation imposée, cette règle surestime la durée de vie quand la première séquence de cyclage est effectuée au niveau le plus endommageant. Elle est en revanche beaucoup plus satisfaisante quand le cyclage au niveau le moins endommageant est appliqué en premier.

4.1 Vitesse de propagation de fissure

En négligeant les variations de l'amplitude du facteur d'intensité de contraintes ΔK , ce qui revient à considérer que la vitesse de propagation da/dN est constante. On déduit la relation finale qui lie la vitesse de fissuration à la largeur des éléments situés en pointe de fissure et au nombre de cycles à rupture, [7] :

$$\frac{da}{dN} = \sum_{X=0}^{R_p} \frac{\Delta X}{N_f(\varepsilon)} \quad (6)$$

où R_p est la dimension de la zone plastique cyclique, X est la distance à la pointe de la fissure et ΔX la largeur de l'élément sur lequel le calcul par éléments finis donne l'amplitude de la déformation équivalente ε après un cycle de chargement. $N_f(\varepsilon)$ est calculée à partir de (4), [8].

4.2 Courbes de propagations

Plusieurs calculs pour différents chargements, et donc pour différents ΔK , ont été effectués à l'aide du code des éléments finis ABAQUS/STANDARD. Chaque calcul avec un chargement P donné, nous permet de calculer et représenter un point sur une courbe de propagation $da/dN - \Delta K$.

Selon les recommandations des normes ASTM E399 et AFNOR A03 404, les valeurs du facteur d'intensité de contrainte K sont calculées à l'aide de la relation suivante :

$$K = \frac{P}{B\sqrt{W}} f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (7)$$

Reste à déterminer le nombre de cycles à rupture qui, en le substituant par sa valeur dans (6), nous permettra de déterminer la vitesse de fissuration correspondante à ΔK trouvé précédemment. Ceci est possible en utilisant le paramètre de fatigue de Jiang Sehitoglu. La valeur de σ_{\max} dans (4) est déterminée sur un cycle stabilisé.

5. Résultats

La procédure de calcul utilisée, considère une fissure stationnaire sans sillage plastique. La Fig. 2 représente les résultats à $R=0$ et à $R=0,5$ issus des calculs, utilisant le modèle de Sehitoglu [8].

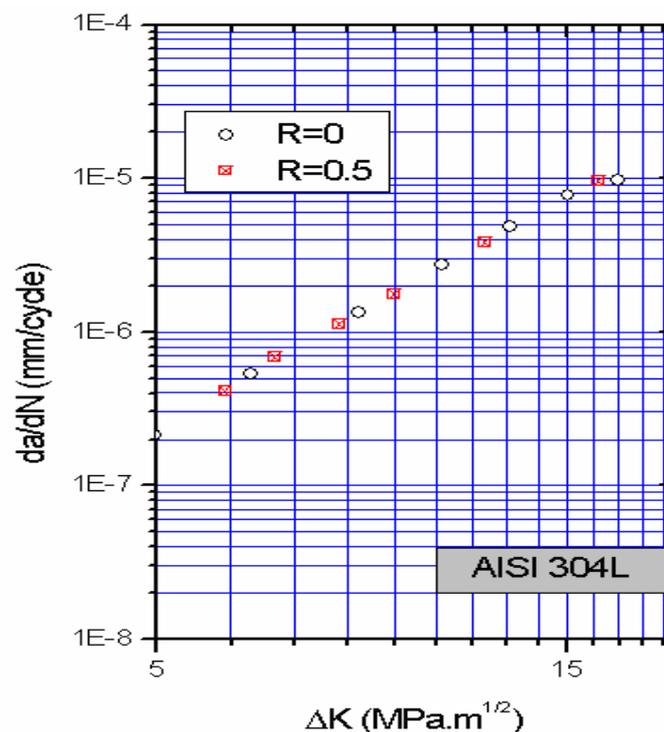


Fig. 2 : Comparaison des vitesses de fissuration pour deux rapports de charge différents

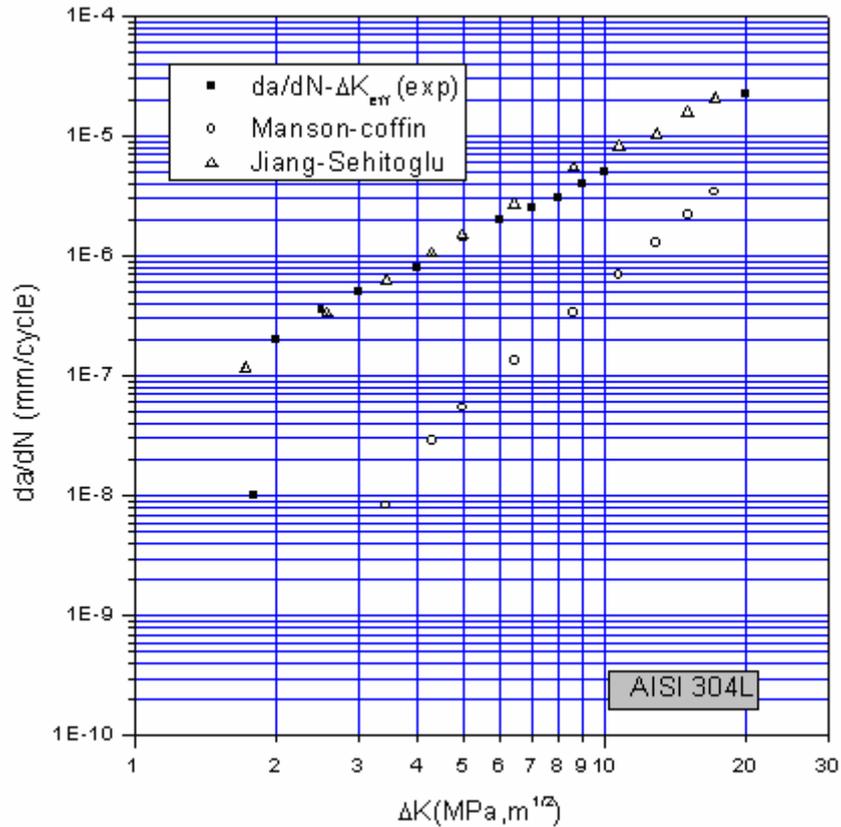


Fig. 3 : Comparaison des courbes de propagations expérimentale et numériques

Ces résultats montrent que le rapport de charge n'a pas d'influence. Cela s'explique par l'absence du sillage plastique, et donc de contraintes de fermeture sur les lèvres de la fissure. Ces résultats sont donc directement exprimés en termes de ΔK_{eff} . La comparaison des vitesses de fissuration da/dN en fonction de ΔK_{eff} calculées par les deux modèles utilisés avec la courbe de propagation expérimentale, montre que le modèle basé sur la densité d'énergie maximale donne des résultats proches de ceux obtenus expérimentalement, bien que légèrement supérieurs (Fig. 3).

6. Conclusion

Ce travail présente une approche intéressante pour la modélisation et le calcul des vitesses de fissurations dans un acier 100% austénitique de type AISI 304L. Le modèle de comportement cyclique de Lemaître et Chaboche à écrouissage isotrope et cinématique non linéaire, a été utilisé.

La technique de calcul des vitesses de propagation de fissures a été présentée ainsi que l'influence des différents paramètres a été discutée. Les simulations montrent que le modèle basé sur la densité d'énergie de (Jiang – Sehitoglu), donne des résultats très proches des résultats expérimentaux, cela s'explique par la prise en compte de la triaxialité des contraintes très présentes près des lèvres de la fissure. Le rapport de charge n'a pas d'influence, à cause de l'absence du sillage plastique.

7. Références

- [1] Lemaitre, J. & Chaboche, J. L. 1985 *Mécanique des matériaux solides*.
- [2] ABAQUS/STANDARD. 2005 version 6.5 manuals. Hibbitt, Karlsson and Sorensen Inc. Pawtucket, USA.
- [3] Lesur, N. 2006 Propagation par fatigue des fissures physiquement courtes dans un acier inoxydable de type 304L: rôle de la fermeture et de la plasticité. Thèse de doctorat: *ENSMA, Poitiers*.
- [4] McClintock, F. A. 1963 *Fracture of solids*. New York.
- [5] Morris, W. L., James, M. R. & Buck, O. 1980 *Engng. Fract. Mech* 13, 213.
- [6] Chalant, G. & Remy, L. 1983 *Engng. Fract. Mech* 18, 939.
- [7] Zeghloul, A. 1988 Comparaison de la propagation en fatigue des fissures courtes et des fissures longues: Thèse de doctorat, *ENSMA, Poitiers*.
- [8] Sehitoglu, H. & Jiang, Y. 1992 Fatigue and stress analyses of rolling contact. Technical Report, Materials Engineering—Mechanical Behavior. College of Engineering, University of Illinois at Urbana-Champaign