

# Modélisation sous Abaqus de la fermeture de fissures courtes dans un acier inoxydable 304L

M. ARZAGHI, C. GARDIN, K. VOR, P. CHEA, C. SARRAZIN-BAUDOUX, J. PETIT

*Institut PPRIME, Département Physique et Mécanique des Matériaux, UPR3346 CNRS, ENSMA,  
1 avenue Clément Ader, 86961 Futuroscope-Chasseneuil Cedex, France*

## Résumé :

*La connaissance précise du comportement d'une fissure courte est nécessaire pour décrire la propagation des fissures de faïençage thermique dans les structures nucléaires. La présente étude porte sur l'influence de la fermeture induite par plasticité sur l'intensité effective du facteur d'intensité de contrainte en comparant des simulations numérique sous Abaqus considérant un front de fissure droit ou incurvé, ce dernier cas se rapprochant plus des situations réelles.*

## Abstract :

*In order to predict the crack propagation in the thermal cracking of nuclear structure, precise investigation of the behaviour of short cracks is needed. This study examines the influence of the closure induced by plasticity on the stress intensity factor along the crack front. Numerical 3D models in Abaqus were carried out to point out the differences between straight or curved shapes crack fronts.*

**Mots clefs:** fermeture, fissure courte, facteur d'intensité de contraintes, acier inoxydable

## 1 Introduction

Le concept de fermeture de fissure qui consiste en une remise en contact prématurée des lèvres de la fissure pendant les cycles de chargement, initialement proposé par Elber [1], est largement utilisé afin de rationaliser les courbes de propagation par fatigue. La fissure fermée est considérée comme inopérante lors du mécanisme de propagation. La vitesse élevée de propagation des fissures physiquement courtes a souvent été attribuée à l'absence de fermeture significative dans la première étape de propagation liée au faible sillage plastique autour des lèvres de fissure [2, 3]. L'effet fissures courtes et la caractérisation de la vitesse de propagation des fissures courtes sont, par conséquent, indispensables pour une détermination précise de la durée de vie des composants : la fermeture de fissures physiquement courtes augmente généralement quand les fissures se propagent, jusqu'à approcher le comportement d'une fissure longue [4, 5]. Dans la présente étude, on s'intéresse à la fermeture induite par la plasticité, à des niveaux constants d'amplitude du facteur d'intensité de contraintes dans l'acier austénitique 304L qui présente une plastification importante. Pour cela, des simulations 3D avec un front de fissure droit et courbe ont été effectuées.

## 2 Simulation numérique de la propagation d'une fissure

La zone en front de fissure (ou près du front) présente des gradients importants de contraintes et de déformations. Il est donc crucial de bien choisir le type d'éléments, ainsi que la taille optimale de discrétisation afin d'obtenir des résultats fiables avec un temps de calcul raisonnable. Dans la littérature [9, 10], en général, des éléments cubiques linéaires sont utilisés pour une modélisation 3D. L'influence de la taille des éléments  $a_{\min}$  (voir Fig. 1) sur les résultats est source de discussions. La discrétisation des éléments doit être suffisamment fine pour simuler les champs de contraintes et de déformations en pointe de fissure, ainsi que pour représenter correctement les zones plastifiées monotone  $R_p$  et cyclique  $R_{pc}$  [10]. L'augmentation du nombre d'éléments dans la zone plastique monotone ou cyclique pour la simulation numérique, conduit à une approche plus réaliste du comportement en propagation, mais augmente considérablement le coût de calcul et la taille du fichier de stockage des données.

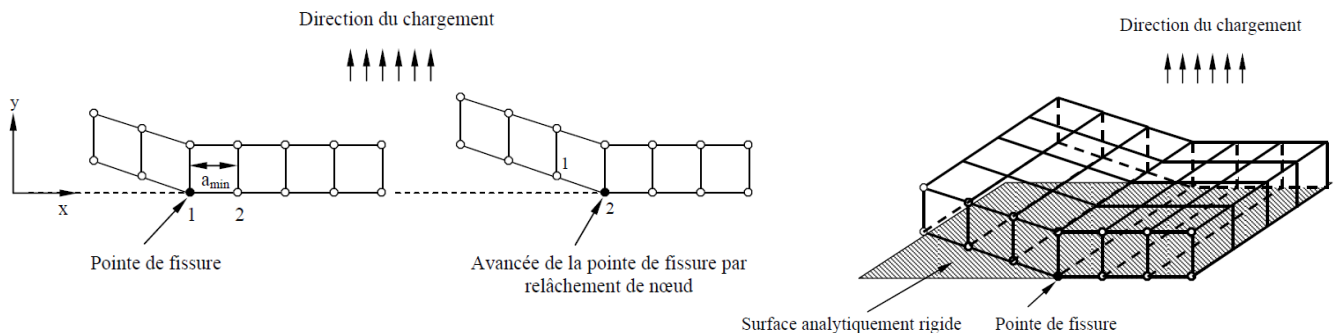


Figure 1: Illustration schématique des éléments près de la pointe de fissure et de l'avancée de la fissure par relâchement successif des nœuds

L'avancée de la fissure a lieu par relâchement successif des nœuds, avec la modification associée des conditions aux limites sur les nœuds situés en amont du front de fissure. La figure 1 illustre schématiquement la modélisation de l'avancée de fissure en libérant le blocage du déplacement vertical  $U_2$  du nœud 1 après un certain nombre de cycles de chargement. La pointe de la fissure se déplace donc du nœud 1 au nœud 2 ce qui correspond à une avancée  $a_{min}$ .

Le nombre de cycles  $N$  entre chaque relâchement est un paramètre essentiel qui peut influencer les résultats obtenus sur la fermeture de la fissure. Si l'on souhaite approcher la réalité de la propagation d'une fissure, le nombre de cycles  $N$  peut atteindre, dans certains cas, des milliers de cycles ce qui est bien entendu irréalisable au niveau du calcul. Dans plusieurs études [11-13], un seul cycle est appliqué entre chaque relâchement dans la simulation de la propagation en 3D pour réduire le coût du calcul.

Une des techniques pour modéliser le contact des lèvres de la fissure consiste à utiliser, dans le code de calcul, des éléments de contact, avec une surface « maître » et une surface « esclave ». Le modèle de contact disponible dans Abaqus permet de modéliser le contact normal rigide entre les nœuds sur les lèvres de fissure et une surface analytiquement rigide collée sur le plan de propagation (Fig. 1). Cette surface rigide empêche l'interpénétration des lèvres de la fissure pendant la décharge. Cette technique de contact des nœuds a été utilisée par plusieurs auteurs [10, 14-16] du fait de la simplicité de mise en place dans le modèle.

### 3 Modèle éléments finis

L'éprouvette étudiée étant du type CT-50, la symétrie de sa forme permet de conserver uniquement pour la simulation un quart d'éprouvette, en considérant les plans de symétrie 2 et 3 (voir Fig.2), ce qui permet de diminuer les temps de calcul. Le plan 2 correspondant au plan de fissuration est normal à l'axe de chargement  $y$ . Le déplacement vertical du plan 2 est empêché suivant l'axe  $y$  et celui du plan 3 suivant  $z$ . Enfin, la translation horizontale suivant l'axe  $x$  est bloquée au point 1. Tout mouvement de solide est alors empêché. Dans une première étape, le front de fissure est considéré comme rectiligne. Dans un deuxième temps, en se basant sur la forme du front de fissure obtenue expérimentalement, un front de fissure courbe est considéré.

Pendant les essais de fissuration, les éprouvettes sont sollicitées sous une charge  $F$  par l'intermédiaire de goupilles qui transmettent une pression  $p$  sur le secteur des trous de l'éprouvette en contact avec la goupille (Fig. 2). La sollicitation s'effectuera à  $\Delta K$  (donc  $K_{max}$ ) constant, cet effort  $F$  est donné par la mécanique linéaire de la rupture à partir de l'expression suivante [17] :

$$F = \frac{K \times B \sqrt{W}}{Y} = 2B \int_0^{\theta} p \cos \alpha \cdot r \cdot d\alpha \quad \text{où } Y \text{ est fonction du rapport } a/W, \text{ où } a \text{ est la longueur de la fissure.}$$

Des éléments linéaires de type C3D8 ont été utilisés. Comme précisé dans la partie précédente, il est nécessaire d'adapter un choix optimal permettant d'obtenir des résultats précis avec des durées de calcul raisonnables. Au vu de la bibliographie, la taille minimale recommandée par Dougherty et al. [10] est:

$$a_{\min} = \frac{1}{10} R_p = \frac{1}{10} \left[ \frac{1}{2\pi} \left( \frac{K_{\max}}{\sigma_0} \right)^2 \right]$$

Cette recommandation empirique traduit un nombre minimum de divisions de la taille de la zone plastique monotone  $R_p$  qui elle-même dépend du niveau du chargement appliqué  $K_{\max}$ . Dans la présente étude, le niveau de  $K_{\max}$  retenu pour la simulation est de  $13,33 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  soit un  $\Delta K$  de  $12 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  avec un rapport de charge  $R = 0.1$ .

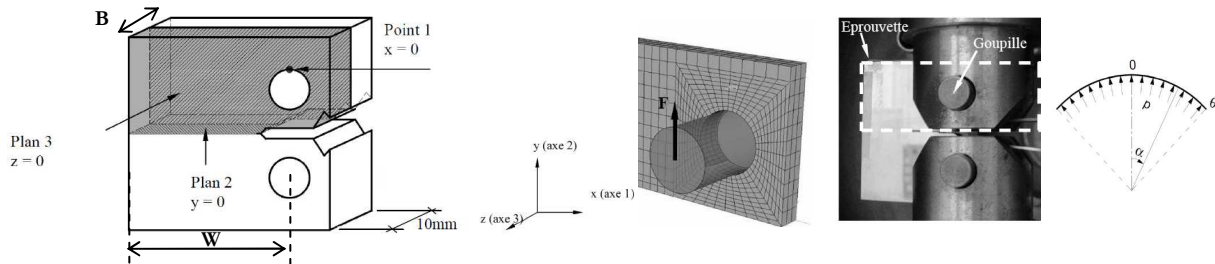


Figure 2: Géométrie et conditions aux limites sur un quart d'éprouvette CT-50, application d'une pression  $p$  sur un secteur du trou en contact avec la goupille

Pour optimiser les résultats de la simulation, un affinement du maillage quatre fois plus petit que celui de la recommandation ci-dessus a été retenue [10] avec 40 éléments dans la zone plastique monotone, soit environ 10 éléments dans la zone plastique cyclique. La taille des éléments en pointe de la fissure retenue par la suite pour les calculs est alors de 0.05mm.

La zone près du bord présentant des gradients de contraintes et de déformations importants, vingt éléments sont utilisés dans la demi-épaisseur d'une éprouvette CT-50, avec des éléments plus petits au bord, afin de représenter finement les effets de bords, qui jouent un rôle important pour la fermeture. Par contre, un maillage plus grossier sera retenu dans les zones situées un peu plus loin de la fissure, où le comportement est élastique. Ce maillage grossier va nous permettre d'alléger le poids de calcul.

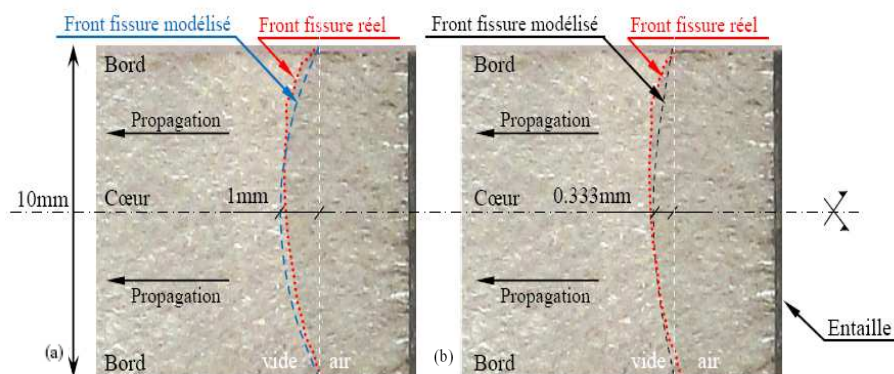


Figure 3: forme du front de fissure (a)  $da=1.5\text{mm}$ ; (b)  $da=0.5\text{mm}$

L'évolution expérimentale du front de fissure au cours de l'essai n'étant pas complètement connue (un seul front de fissure est pour l'instant accessible), on a considéré une évolution régulière de la fissure d'un front initial droit à un front en arc de cercle après 1.5 mm de propagation au bord, avec une fissure 1mm plus longue au centre qu'au bord. (Fig. 3a) La longueur de fissure au bord va donc évoluer de 0.05mm à chaque étape, alors qu'à cœur, l'écart entre deux pas sera de 0.083mm (sauf pour le premier pas pour lequel l'écart est égal à 0.05mm).

On désire simuler la propagation de la fissure sur une longueur au bord de 1.5mm (longueur initiale 25mm, finale 26.5mm). La taille retenue pour les éléments entraîne alors 30 étapes de propagation, correspondant à 30 fronts de fissure consécutifs. L'acier inoxydable 304L présente un comportement élasto-plastique qui peut être modélisé par un écrouissage isotrope non-linéaire et un écrouissage cinématique non-linéaire. Les coefficients retenus sont donnés dans la Fig. 4 [8].

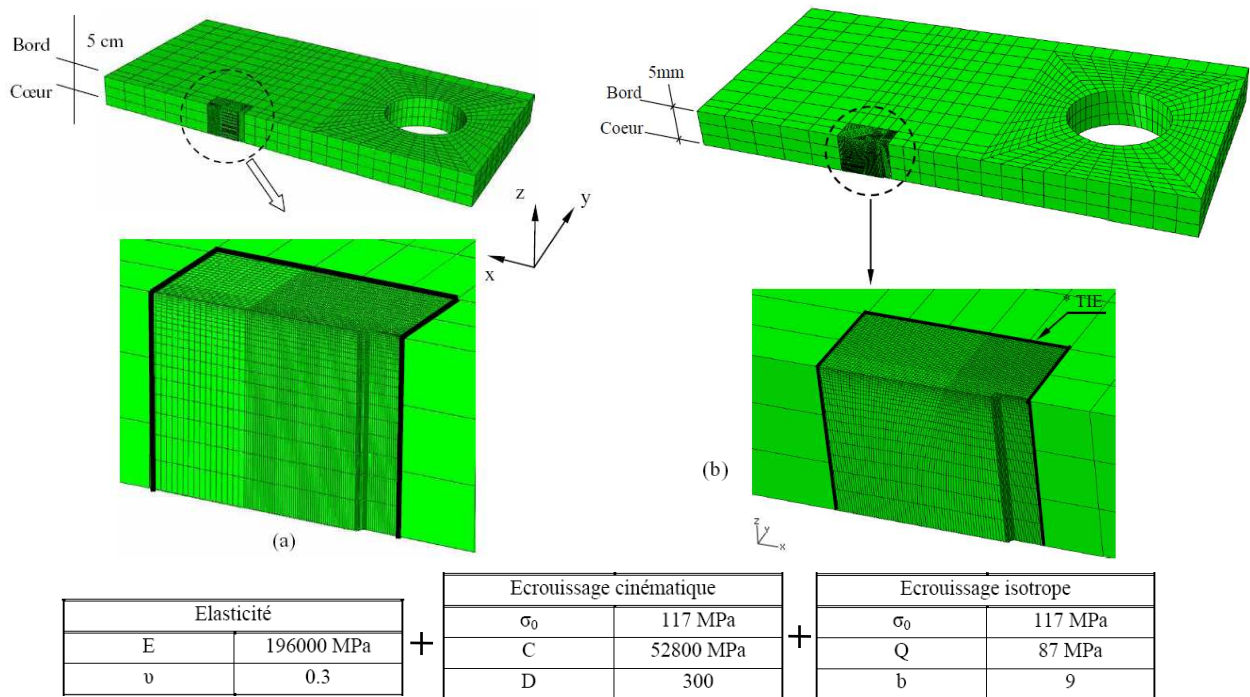


Figure 4: Coefficients de loi de comportement, maillage dans l'épaisseur d'un quart d'épaisseur d'éprouvette CT-50, (a) front de fissure droit, (b) front de fissure courbe (arc de cercle)

Afin d'éviter tous les problèmes numériques liés à un changement abrupt en termes de déplacement des nœuds, chaque relâchement de noeuds se fait à la charge minimale. L'incrément de chaque avancée est égal à la taille d'un élément soit 0.05 mm. Le nombre de cycles à appliquer entre chaque relâchement est un paramètre primordial. Si l'on veut ici reproduire la propagation réelle de la fissure, pour  $\Delta K = 12 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ , 5000 cycles seraient nécessaires pour chaque avancée de la taille d'un élément. Pour une simulation 3D comme la notre, ceci est bien entendu complètement inenvisageable (il est à noter que l'on désire simuler la propagation d'une fissure sur 1.5 mm.). Suite à différents tests numériques, nous retiendrons 15 cycles entre chaque relâchement de noeuds lors de la propagation de la fissure.

#### 4 Résultats et discussion

Comme nous pouvons voir sur la figure 5, les zones de contact de la fissure à charge minimale, pour un front de fissure droit (graphiques du gauche) et un front de fissure courbe (graphiques du droite) sont différentes pour les mêmes longueurs de propagation au bord : 0.5, 1 et 1.5 mm. Le front de fissure est schématisé par une ligne pointillée. Lorsque la fissure est droite, la zone de contact est plutôt rectangulaire. La dimension de la zone du contact dans l'épaisseur diminue au cours de la propagation, de 2 à moins de 1mm. La longueur finale sur le bord quant à elle atteint 1.5mm en fin de calcul. Quand on s'éloigne du bord, on passe brutalement d'une zone fermée à une zone ouverte, ce qui semble assez peu réaliste. Dans le cas du front courbe, la zone de contact a une dimension dans l'épaisseur d'environ 1.25mm. Il apparaît très nettement que la surface de contact est environ deux fois plus faible pour le front de fissure courbe dans la figure 6 (passage d'un rectangle à un triangle avec des valeurs de largeur et longueur sensiblement identiques). Une saturation dans les valeurs de surface de contact est obtenue pour les fronts droits, alors que, pour le front courbe, la surface augmente encore en fin de calcul. Par contre, la fermeture est donc d'autant moins importante, et de manière régulière, que l'on s'éloigne du bord.

La Fig. 7 montre que les valeurs moyennes du facteur K (obtenues par un calcul élastique) pour une fissure courbe sont toutes différentes de la valeur analytique bidimensionnelle de  $K=13.33\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ , avec une dépendance importante à la forme du front de fissure, alors que la valeur calculée numériquement pour une fissure droite est identique à la valeur analytique pour toutes les longueurs. Ceci démontre que la formule analytique 2D ne peut être utilisée sur une structure volumique que si le front de fissure demeure rectiligne. Sur la même figure, les valeurs de l'écart sur le facteur d'intensité de contraintes entre le cœur et le bord,  $K_c - K_b$ , sont aussi indiquées.  $K_c - K_b$  passe par un minimum pour une avancée au bord de 0.5mm : la forme



correspondante de la fissure serait alors, en accord avec les essais (Fig. 3b), optimale suivant l'idée communément répandue qu'une fissure vise à prendre, au cours de la propagation, une forme correspondant à une valeur de  $K$  sensiblement constante le long du front de fissure.

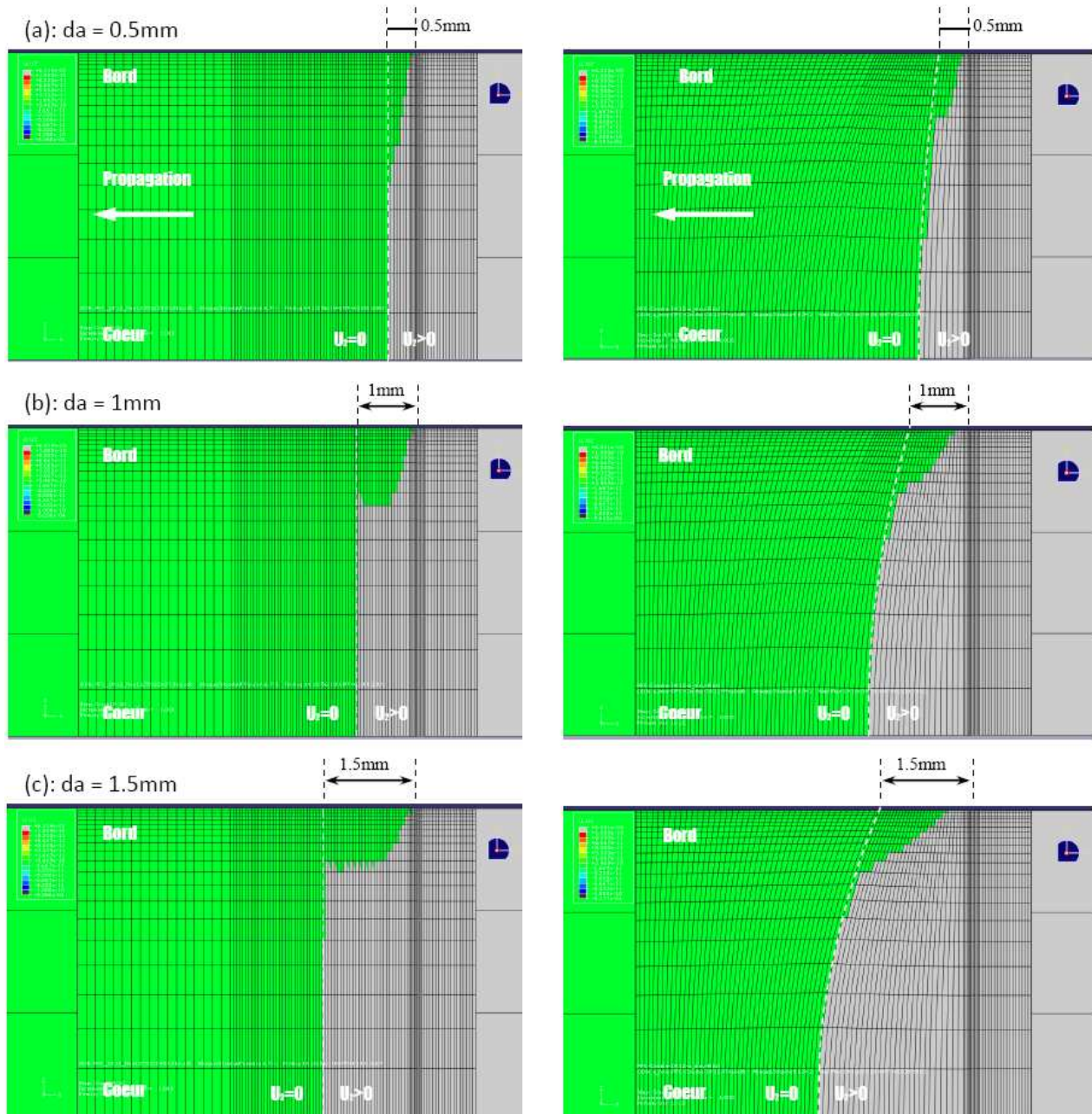


Figure 5: Evolution de la surface de contact en pointe de fissure, fronts droit et courbe

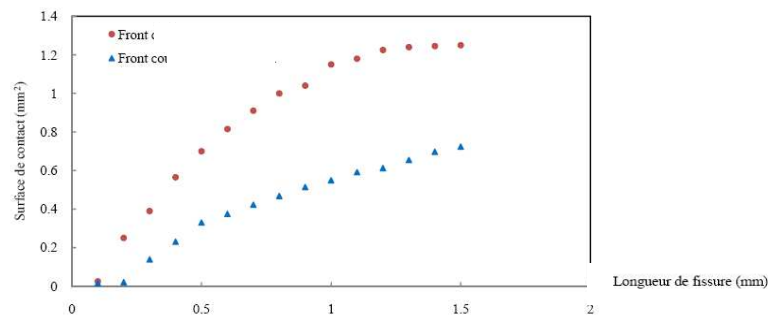


Figure 6: Evolution de la surface de fermeture de fissure du front droit et courbe en fonction de la longueur de fissure au bord

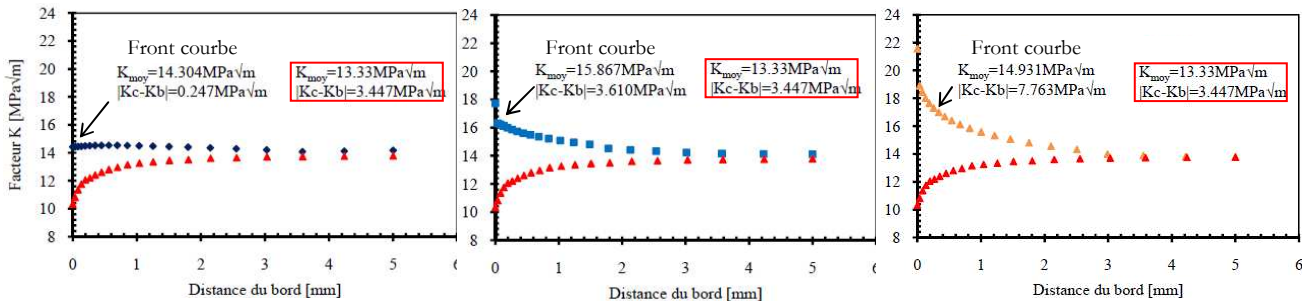


Figure 7: Evolution du facteur K le long du front de la fissure pour trois étapes de propagations pour  $\Delta K = 12$  MPa√m, a)  $d_a = 0.5$  mm, b)  $d_a = 1.0$  mm, c)  $d_a = 1.5$  mm

De plus, suivant la forme du front de fissure, on note également que l'évolution de K le long du front de fissure change de sens de variation du bord vers le cœur. Pour le front droit, K est plus faible au bord qu'à cœur, ce qui est cohérent avec les notions de contraintes planes au bord et déformations planes à cœur. Ensuite, pour le front courbe et  $d_a$  aux alentours de 0.5mm, K est sensiblement constant. Par la suite, on observe une inversion, avec des valeurs de K supérieures au bord.

## 5 Conclusions

Dans cette étude, la simulation numérique de la propagation est effectuée avec des fronts de fissure droit et courbe. Les calculs effectués pour  $\Delta K = 12$  MPa√m, ont permis d'obtenir l'évolution du facteur d'intensité de contraintes le long du front de fissure en cours de propagation, la forme de la zone de fermeture, ainsi que la valeur de K correspondant à l'ouverture complète de la fissure.

Les simulations numériques en 3D mettent en évidence que la fermeture d'une fissure est localisée sur les bords d'éprouvette, que le front de fissure soit droit ou courbe. La prise en compte de la courbure du front de fissure conduit par conséquent à des résultats en termes de zone de contact plus cohérents.

Les résultats obtenus ont montré l'influence prépondérante de la forme de la fissure sur la distribution des facteurs d'intensité de contraintes et soulignent l'importance de modéliser une forme du front de fissure la plus proche possible de la forme réelle.

## References

- [1] Elber W., Eng Fract Mech, 2, 37 - 45, 1970
- [2] McEvily A. J., JSME Int. Journal, 32, 181 - 191, 1989.
- [3] Christman T. and Suresh S., Engng. Fract. Mech. 23, 953 - 964, 1986.
- [4] Breat J. L., Mudry F. and Pineau A., Fat. Engng. Mater. Structure 6, 315-327, 1983.
- [5] Petit J. and Zeghloul A., Mech. Engng. Publications, London, 163-177, 1986.
- [6] Vor K, Sarrazin - Baudoux C, Gardin C, Petit J., Fatigue2010, Prague, 2010.
- [7] Kikukawa M., Jono M. and Mikami S., J. Soc. Mater. Japan, 31, 438-487, 1982.
- [8] Vor K., thèse de doctorat, ENSMA, 2009.
- [9] McClung, R. C., Thacker, B. H., & Roy, S., Int. Journal of Fracture, 50, 27-49, 1991.
- [10] Solanki, K., Daniewicz, S. R., & Newman Jr, J. C., Engng. Frac. Mech., 70, 1475-1489, 2003.
- [11] Chermahini, R. G., Palmberg, B., & Blom, A. F., Int Journal of Fatigue, 15, 259-263, 1993.
- [12] Hou C.Y., Int. Journal of Fatigue, 26, 1225-1239, 2004.
- [13] Skinner J.D., Daniewicz S.R., Engng. Frac. Mech., 69, 1-11, 2002.
- [14] Dougherty, J. D., Padovan, J., & Srivatsan, Engng. Frac. Mech., T. S., 56, 189-212, 1997.
- [15] Roychowdhury S., Dodds R.H., Engng. Frac. Mech., 70, 2363 - 2383, 2003.
- [16] Zhao L.G., Tong J., Byrne J., Fatigue Fracture Engng. Mater. Struc., 27, 19-29, 2004.
- [17] AFNOR A03-404, Association Française de Normalisation, June 1991.