

Propagation en fatigue d'une fissure semi-elliptique sous chargement thermomécanique à amplitude variable

Amine Sbitti¹, Said Taheri^{1,2}, Erwan Galenne²

¹LaMSID, UMR EDF-CNRS 2832

²Département AMA

Electricité de France R&D, Clamart, France 92141

Résumé: On explique le faïençage thermique à grand nombre de cycles d'une structure, par l'arrêt dans l'épaisseur de la propagation des fissures. Cet arrêt est lié à la décroissance du facteur d'intensité des contraintes. Des études paramétriques 2D et 3D sont réalisées dans le cas d'un chargement à fréquence et à amplitude constante pour obtenir des informations sur le chargement à partir de la position d'arrêt des fissures. Ceci permet un encadrement de l'amplitude et de la fréquence du chargement. Pour étendre cette analyse au cas des chargements à amplitude et fréquence variable, une modélisation en éléments finis de propagation automatique de fissure semi-elliptique a été réalisée dans le Code-Aster. Pour l'étude de la propagation deux méthodes l'une avec remaillage automatique et l'autre sans remaillage (XFEM) ont été comparées.

1 INTRODUCTION

Un certain nombre de circuits RRA (circuit de refroidissement du réacteur à l'arrêt) des centrales nucléaires a subi un faïençage thermique à grand nombre de cycles dus aux fluctuations thermo-hydrauliques dans des zones de mélanges [1]. L'aspect particulier de cet endommagement se traduit par des réseaux de fissures uni ou multidirectionnels, denses et peu profonds. Le REX montre que la majorité des fissures, appartenant à des réseaux, s'arrête à une profondeur maximale de 2.5. Actuellement, les simulations thermo-hydrauliques conduisent à une température fluide en bon accord avec les mesures expérimentales, par contre les incertitudes liées à la mesure du coefficient d'échange ne permettent pas de considérer comme suffisamment validé la température paroi, c'est pour quoi nous souhaitons utiliser les données sur l'arrêt des fissures pour remonter aux chargements par différentes modélisations et puis utiliser ce chargement pour l'étude de l'amorçage.

2 EXPLICATION DU FAÏENÇAGE THERMIQUE A GRAND NOMBRE DE CYCLES

Le point principal est d'expliquer la présence d'un faïençage à grand nombre de cycles sous chargement thermique et son absence sous chargement mécanique pour les composants des réacteurs nucléaires. Ceci passe par l'explication de la densification et la multi-directionnalité d'un réseau de faïençage thermique [2].

En fatigue mécanique à grand nombre de cycles sur une éprouvette sous contrainte homogène, l'initiation constitue l'essentiel de la durée de vie. Quand une fissure est amorcée, la rupture est rapidement atteinte avant que l'amorçage ne se fasse sur d'autres sites (bande de dispersion large). Il y a donc une probabilité très faible de détecter un réseau de fissures. Dans le cas d'une *structure*, par exemple une barre en flexion simple, la situation est quasi identique. En effet, une fois la fissure amorcée, l'amplitude du facteur d'intensité des contraintes est une fonction croissante de la longueur de fissure ; il n'y a donc pas de possibilité d'arrêt de la fissure et la rupture survient relativement rapidement avant la création d'un réseau.

En fatigue thermomécanique, des essais sur éprouvettes montrent que pour des durées de vie de dix à cent mille cycles, il n'y a pas de différence entre la fatigue thermomécanique et la fatigue mécanique au niveau du comportement du matériau. On ne possède pas de résultats pour des nombres de cycles plus élevés (essais trop longs). Ci-dessous nous donnons une explication de l'existence du faïençage thermique par effet de structure. La figure 1a montre un tube mince infiniment long contenant une fissure circonférentielle axisymétrique, soumis à une température sinusoïdale répartie uniformément sur la surface interne, avec une condition de flux nul sur la surface externe. La figure 1b montre les variations des facteurs d'intensité des contraintes en mode I, sous l'hypothèse de l'élasticité, en fonction de la profondeur de la fissure. Comme on peut le constater, pour certaines fréquences du chargement thermique, l'amplitude du facteur d'intensité des contraintes après avoir augmenté, chute dans l'épaisseur et donc peut passer en dessous du seuil de non propagation. Ceci est due à un fort gradient de contrainte dans l'épaisseur et une faible valeur de la contrainte sur une grande partie de l'épaisseur qui est lié aux hautes fréquences du chargement thermique

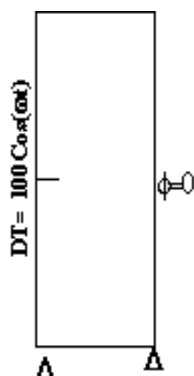


Figure 1a

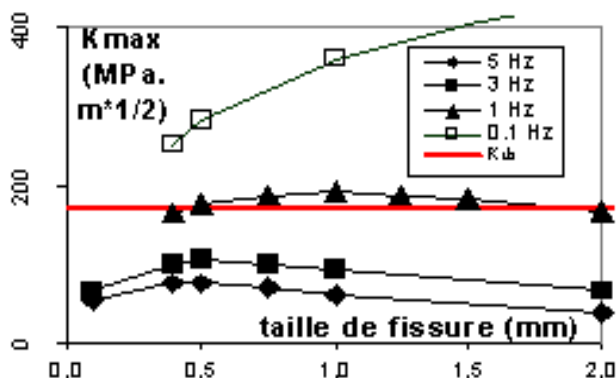


Figure 1b : FIC en fonction de la profondeur de fissure

Ainsi, une première fissure amorcée sur un site de concentration de contrainte s'arrête dans l'épaisseur. Une deuxième a alors la possibilité (le temps) de s'amorcer si elle est en dehors de la zone d'écrantage de la première fissure. Quand cette deuxième fissure est à son tour arrêtée, une troisième peut s'amorcer et ainsi de suite jusqu'à ce qu'un réseau dense de fissures parallèles 2D se forme. Dans le cas 3D, et pour une fissure semi-elliptique plane on peut montrer que l'arrêt dans la profondeur impose un arrêt à la surface [2]. Par ailleurs la biaxialité du réseau est liée à la biaxialité du chargement issue de la thermique.

Dans l'analyse de l'arrêt des fissures nous ne prenons pas en compte l'effet d'écran. En effet dans le cas du RRA Civaux on remarque que [1] les fissures les plus longues du réseau ont quasiment la même profondeur, ce qui semble incompatible avec l'effet d'écran.

3 ETUDE PARAMETRIQUE DE L'ARRET DE FISSURES

3.1 Cas 2D

Actuellement, les calculs thermo-hydrauliques et la résolution par méthodes inverses, ne permettent pas de déterminer le chargement de façon fiable dans le cas du faïençage thermique. On souhaite alors obtenir des informations sur le chargement, par une étude paramétrique de l'arrêt des fissures. La géométrie utilisée est celle du tube précédemment décrit, de mêmes rayon et épaisseur que le RRA Civaux, pour lequel les fissures des réseaux ont une profondeur maximale de 2.5 mm. Les paramètres du chargement sont : la variation de la température sur la surface interne ΔT , la fréquence f , le coefficient d'échange h et la contrainte moyenne σ_m perpendiculaire au plan de la fissure axisymétrique. L'étude a débuté par des calculs éléments finis mais, compte tenu du nombre de calculs à réaliser, une formulation analytique utilisant les fonctions d'influence a été utilisée. Des fonctions de poids d'ordre 5 ont été utilisées [3] afin d'améliorer la réponse pour les hautes fréquences de chargement.. La comparaison avec les calculs éléments finis (Code_Aster) montre [3] que, pour une fréquence de 0.1 Hertz, les fonctions de poids d'ordre 3 répondent bien à la question, ce qui n'est pas le cas pour une fréquence de 1 Hz.

Méthodologie de l'étude [3]

Deux critères doivent être pris en compte pour étudier l'arrêt :

- tout d'abord, il faut que l'amplitude de variation du facteur d'intensité des contraintes ΔK_I dépasse le seuil de non propagation (165 MPa à 20 °C, pour un acier 304L), et ceci avant que la taille de fissure atteigne la longueur limite des fissures courtes (0.5 mm pour un acier 304)
- une fois et , doit décroître pour repasser sous le seuil de non propagation à 2.5 mm de profondeur :

En résumé : deux conditions doivent être vérifiées (figure 2a) :

(1)

(2)

La figure 2b montre les nappes qui séparent les zones d'arrêt et de propagation. On peut constater que, pour une contrainte moyenne nulle, une fréquence de 2.4 Hz semble être quasiment la limite supérieure des fréquences conduisant à l'arrêt à 2.5 mm de profondeur. Par contre, l'augmentation de la contrainte moyenne jusqu'à 40 MPa augmente cette limite au-dessus de 8Hz. Compte tenue du nombre d'heure à l'amorçage des RRA ancienne configuration (de l'ordre de 450 heures), la fréquence conditionne les calculs en élasticité ou en élastoplasticité. En effet avec 2.4 Hertz le nombre de cycle est de l'ordre du million, ce qui pour un acier 304 est dans le domaine élastoplastique [4].

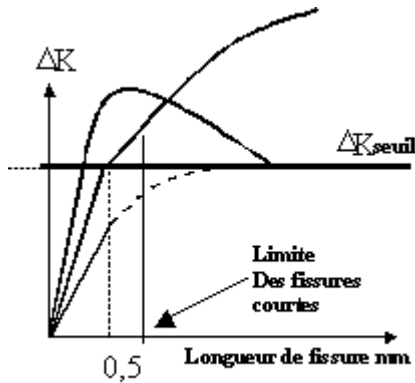


Figure 2a Conditions d'arrêt des fissures

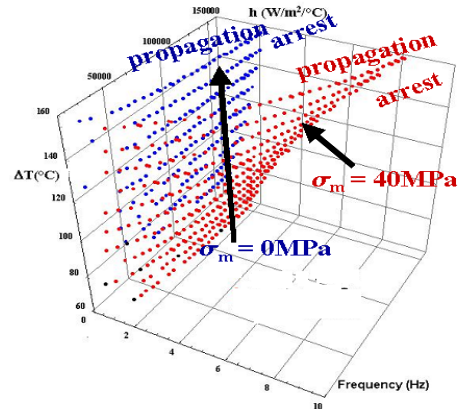


Figure 2b domaines d'arrêt et de propagation

3.2 Cas 3D

En ce qui concerne la propagation, la loi de Paris est supposée valable localement sur tous les points du front de fissure, si la fissure initiale a une forme elliptique, on peut envisager une propagation où le front de fissure garde sa forme elliptique. Pour ce cas particulier, on peut définir l'évolution du front de fissure en fonction des deux paramètres de l'ellipse, les longueurs du petit axe a et du grand axe c .

Si l'on veut déterminer les paramètres du chargement thermique qui permettent l'arrêt de fissure à une profondeur supposée connue, il suffit d'imposer la condition suivante :

(3)

On veut affirmer par cette condition que s'il y a arrêt de fissure en $a_{arrêt}$, il y a simultanément un arrêt en c .

On compare sur la figure (3), l'évolution de la variation des facteurs d'intensité de contrainte en surface (c) et en profondeur (a) en fonction du rapport a/c pour deux fissures semi-elliptique de tailles initiales différentes, soumises au même chargement thermique sinusoïdal. Ce résultat montre que la position de la fissure à l'arrêt $a_{arrêt}$, et $c_{arrêt}$ est unique, elle ne dépend que des paramètres du chargement et non pas des géométries initiales. La figure (4) représente des combinaisons qui donnent un arrêt à 2.5mm de profondeur pour des fissures axisymétrique et semi-elliptique. La différence entre les situations 2D et 3D est plus marquée pour les basses fréquences de chargement thermique (0.7Hz). Comme les hautes fréquences entraîne une diminution importante du facteurs d'intensité de contrainte en profondeur, ceci implique et donc une propagation plus forte en surface qu'en profondeur. Les fissures deviennent donc très allongées (a/c très petit) lorsqu'elles atteignent leurs positions d'arrêt. Ce rapport $(a/c)_{arrêt}$ varie fortement avec la fréquence du chargement, plus elle augmente, plus $(a/c)_{arrêt}$ diminue jusqu'à atteindre le cas d'une fissure 2D, figure (6). Les comparaisons calcul 2D et calcul 3D montrent que pour un arrêt au même profondeur la fréquence d'arrêt est plus petite en 3D qu'en 2D, mais cette différence est très petite pour les hautes fréquences. Par ailleurs 0.7 Hertz est la fréquence minimale pour un arrêt à 2.5 mm pour le cad 2D, ceci correspond à un minimal de l'ordre de 65 °C en 2D-AXI (75 °C en 3D selon la figure 4).

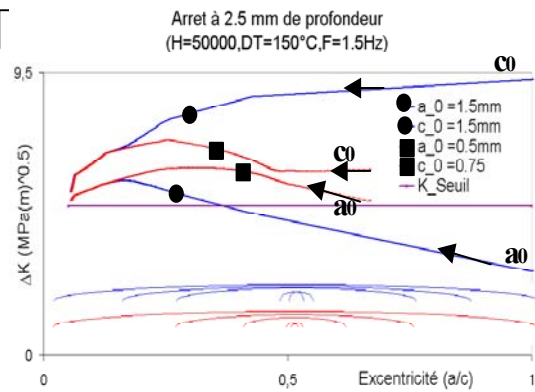


Figure 3

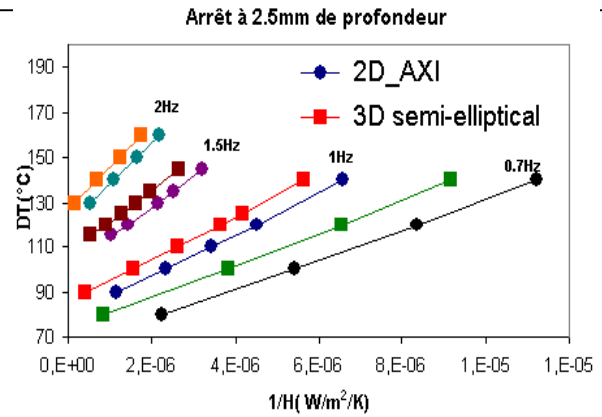


Figure 4

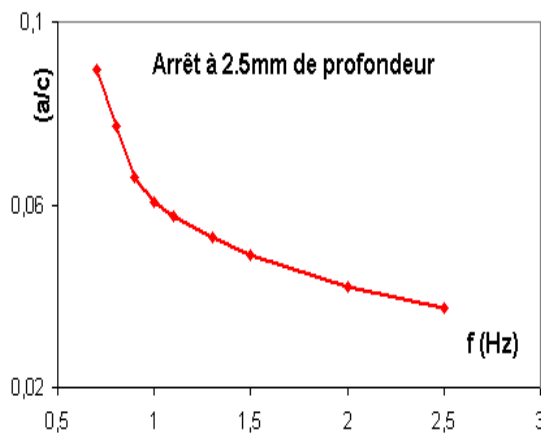


Figure 5

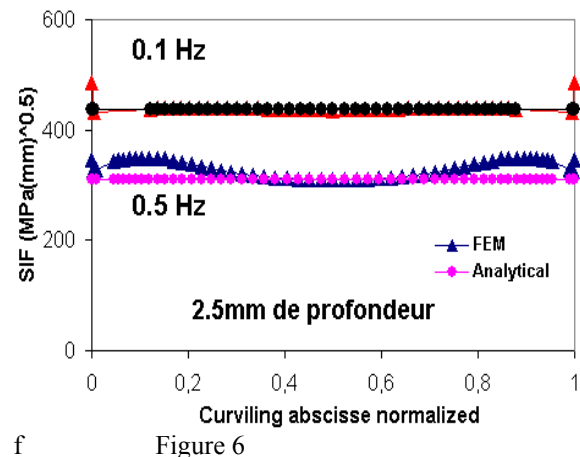


Figure 6

3.3 Comparaison des calculs analytiques et éléments finis pour une fissure semi-elliptique

Les résultats des figures 3 et 4 en 3D sont obtenus avec des calculs analytiques utilisant les fonctions du poids d'ordre 3. La validation de l'analyse 3D repose sur la comparaison des solutions analytiques et éléments finis des facteurs d'intensités de contraintes pour une fissure semi-elliptique dite équilibrée ;

soumises à une sollicitation sinusoïde où les facteurs d'intensité des contraintes en éléments finis sont calculés avec la méthode des sauts de déplacements avec le Code-Aster [5].

Pour une fissure semi-elliptique de demi petit axe ($a=2.5\text{mm}$), la figure (6) représente les facteurs d'intensité de contraintes en fonction de l'abscisse curviligne du front de fissure. A basses fréquences de chargement (0.1Hz), les solutions analytiques et numériques concordent parfaitement, excepté au point C, où l'hypothèse de déformation plane n'est plus valable. Pour des fréquences un peu plus élevées (0.5Hz), le bon accord est bien préservé plus près de la profondeur de fissure qu'au voisinage du bord. Cette différence peut probablement être attribuée à la représentation polynomiale des contraintes sur la trace de la fissure où les fonctions d'influence d'ordre 3 ne sont pas suffisantes (pour les hautes fréquences).

4 MODELISATION DE LA PROPAGATION EN FATIGUE DE FISSURES 3D SEMI-ELLIPTIQUES PLANES SOUS AMPLITUDES VARIABLES

On s'intéresse essentiellement dans ce paragraphe, à modéliser la propagation de fissure sous chargement thermomécanique variable. Considérons une fissure plane circonférentielle de front semi-elliptique dans un tube infiniment long en élasticité linéaire et isotrope. La peau interne du tube est soumise à une sollicitation thermomécanique complexe, tandis que la face externe est calorifugée figure (7).

Le chargement est constitué de plusieurs blocs de chargements identiques où la durée d'un bloc constitue la période T (figure (8)).

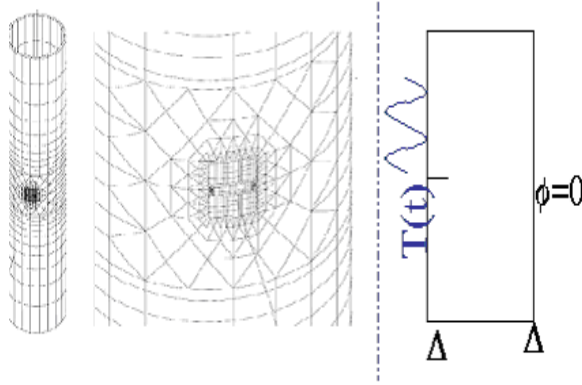


Figure 7.: Fissure semi-elliptique circonférentielle dans un tube

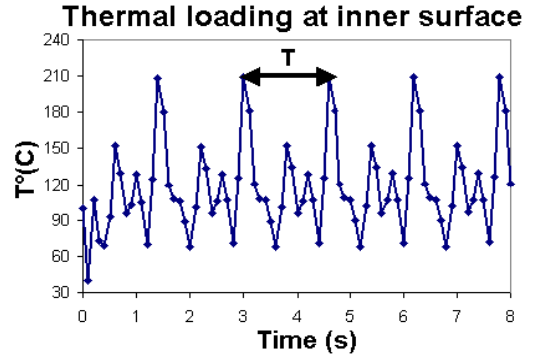


Figure 8 :chargement thermique périodique sur la face interne

Le faïençage thermique est un problème de fatigue à grand nombre de cycles, ceci nous oblige à piloter la simulation de propagation par des incréments sur la longueur de fissure et non sur le nombre de cycles appliqués. Supposons que l'avancée du front de fissure est régie par la loi de Paris 2D normale à chaque point du front, et que la propagation cycle par cycle sur une séquence de chargement est infinitésimale. On fait l'hypothèse que pour chaque point du front, un certains nombre de bloc de chargement, le facteur d'intensité de contrainte en mode I reste identique par bloc.

La première étape consiste à extraire du facteur d'intensité fonction du temps , les cycles sur un bloc, en chaque point du front par la méthode du comptage Rain-Flow . La propagation d'une fissure semi-elliptique consiste à imposer un incrément choisi Δa_0 en profondeur (demi petit axe de l'ellipse) et de trouver le nombre de bloc de chargement associé à cet incrément par la loi de Paris :

$$N_c = \frac{\Delta a_0}{C \left[(\Delta K_{1_0})^m + (\Delta K_{2_0})^m + \dots + (\Delta K_{n_0})^m \right]}$$

où C et m sont les paramètres de la loi de Paris, $(\Delta K_{1_0}, \Delta K_{2_0}, \dots, \Delta K_{n_0})$ représentent les différents cycles de ΔK au point M_0 du front de fissure et n représente le nombre de cycles dans u bloc. L'incrément Δa_0 est de l'ordre de la longueur de la plus petite arrête du maillage.

Une fois le nombre de bloc de chargement est calculé pour le point M_0 , on en déduit les propagations Δa_i associées à chaque point du front (indice i) par la relation suivante :

$$\Delta a_i = N_c \times C \times \left[(\Delta K_{1_i})^m + (\Delta K_{2_i})^m + \dots + (\Delta K_{n_i})^m \right]$$

La dernière étape consiste à régénérer une nouvelle fissure de forme elliptique, et puis un remaillage automatique s'effectue et on recommence le calcul.

La figure (9) ci-après présente la progression du front d'une fissure semi-elliptique dans un tube mince infiniment long, où on part d'une fissure d'excentricité . Après 700000 blocs de chargement, ce rapport tend vers 0.33, la fissure devient très allongée, on constate une propagation plus importante en surface qu'en profondeur à cause du fort gradient des contraintes dans l'épaisseur.

5 COMPARAISON DE LA METHODOLOGIE AVEC REMAILLAGE ET LA METHODOLOGIE XFEM

On souhaite étudier la propagation d'un réseau de fissure. Notre expérience numérique a montré que les méthodes classiques de remaillage ne sont pas adoptés au problème du réseau de fissure, surtout lorsque les fronts des fissures sont à des distances très proches. Pour surmonter cette difficulté, la méthode XFEM peut être une solution adéquate à ce genre de problèmes. On présente dans ce paragraphe, des résultats de propagation obtenus avec les deux méthodes. Il s'agit d'une fissure semi-elliptique circonférentielle dans un tube mince,

sollicité en traction-compression. On note que la résolution par la méthode XFEM [6] demande quasiment deux fois plus de temps de calcul que la méthode classique. Les résultats de propagation obtenus par les deux méthodes, reposent sur la même stratégie discutée dans le paragraphe précédent, le maillage initial reste le même, et seule les levels-sets sont réactualisés après chaque pas de propagation.

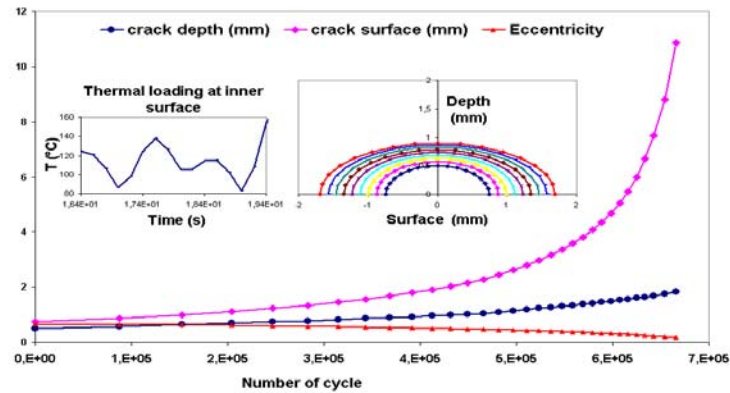


Figure 9: longueur des demi-axes de l'ellipse (a et c) et le rapport a/c en fonction du nombre de bloc (simulation Code_Aster)

La figure (10) montre l'évolution du facteur d'intensité des contraintes $\Delta K_a(a, c)$ en profondeur, les résultats des deux méthodes concordent parfaitement, la différence relative maximale est de l'ordre de 5%. On note néanmoins (figure 11) que même si la différence relative sur les facteurs d'intensité est assez faible, la différence en terme de longueur de fissure est considérable (plus de 30% au dernier cycle).

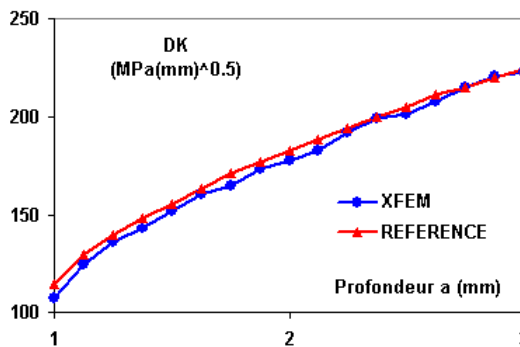


Figure 10: $\Delta K_a(a, c)$ en profondeur pour une fissure semi-elliptique circonférentielle dans un tube, soumise à une traction- compression.

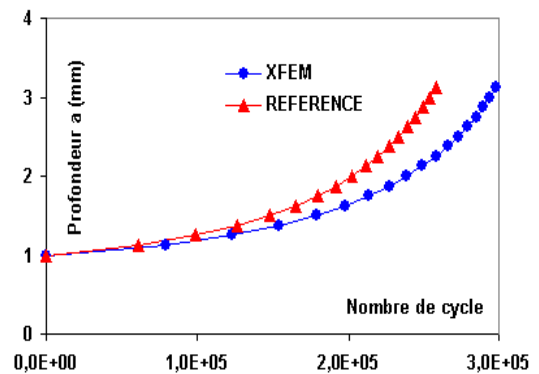


Figure 11 : évolution du petit axe de l'ellipse en fonction du nombre de cycle

6 REFERENCES:

1. Molinié, E., Monteil N., Delatouche, S., Roux, S., Robert, N., Pages. C. "Caractérisation des tronçon RRA (circuit de réfrigération du réacteur à l'arrêt) 900-13 Mwe déposés : synthèse des enseignements acquis" Contribution of matériaux investigation to the resolution of problems encountered in PWR, Int Symposium Fontevraud 5, 23-27 septembre 2002.
2. S.Taheri, Revue mécanique et industrie, 2005, vol. 6, n° 3, pp. 331-335.
3. Sbitti A. Taheri S. Advances on understanding of high cycle thermal fatigue, Fontevreux 6, 2006
4. A. Sbitti, S. Taheri, Quelques avancées sur la compréhension du phénomène de faïencage thermique à grand nombre de cycles et application sur un composant. Congrès SF2M fatigue sous sollicitation thermique, mai 2007.
5. <http://www.code-aster.org>
6. Moes N, Dolbow J, Belystchco T. A finite element method for crack growth without remeshing, International journal for numerical methods in Engineering, vol 46, pp 131-151, 1999