



HAL
open science

Simulation des effets d'échelle et de K_t sur les conditions d'arrêt d'une fissure de fatigue et sur la limite d'endurance apparente

Raul de Moura Pinho, Sylvie Pommier, Caroline Mary, Arnaud Longuet, François Vogel

► To cite this version:

Raul de Moura Pinho, Sylvie Pommier, Caroline Mary, Arnaud Longuet, François Vogel. Simulation des effets d'échelle et de K_t sur les conditions d'arrêt d'une fissure de fatigue et sur la limite d'endurance apparente. CFM 2011 - 20ème Congrès Français de Mécanique, Aug 2011, Besançon, France. <hal-03421229>

HAL Id: hal-03421229

<https://hal.science/hal-03421229v1>

Submitted on 9 Nov 2021

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



HAL Authorization

Simulation des effets d'échelle et de K_t sur les conditions d'arrêt d'une fissure de fatigue et sur la limite d'endurance apparente.

R. DEMOURAPINHO^{a,b}, S. POMMIER^a, C. MARY^b, A. LONGUET^b, F. VOGEL^c

a. LMT, Ens-Cachan, 61 av. du Président Wilson, 94235 CACHAN

b. SNECMA, Rond-point René Ravaut, REAU, 77550 MOISSY-CRAMAYEL

c. TURBOMECA, F-64511 BORDES

Résumé:

L'approche proposée dans ce travail consiste à rendre compte des effets d'échelle et de gradient, rencontrés en fatigue en présence de concentration de contrainte K_t , par la prise en compte des premiers termes non-singuliers du développement asymptotique de la solution en Mode I de la mécanique linéaire de la rupture dans un critère de non-propagation de fissure. Ce critère est basé sur l'hypothèse que la fissure s'arrête en deçà d'un seuil de plasticité de type Von Mises généralisé à la zone de K -dominance. Pour illustrer ce critère, des calculs par éléments finis en élasticité linéaire ont été conduits pour extraire les K_I et les termes non-singuliers en fonction de la dimension de la fissure pour des concentrateurs de contraintes à diverses échelles. Ces résultats ont été utilisés pour en déduire la limite d'endurance apparente des éprouvettes à K_t .

Abstract:

The proposed approach in this work is to capture the scale and gradient effects encountered in fatigue of notched components, by accounting for the first non-singular terms of the asymptotic expansion of the linear elastic fracture mechanics solution in Mode I within a crack arrest criterion. The criterion is defined as a generalized Von Mises yield criterion that applies to the K -dominant area, and states that below the yield point the crack remains arrested. To illustrate this approach, linear elastic finite element computations were performed to extract K_I and the non-singular terms for various cracks sizes at a notch root, with various scales and K_t . These results were used to determine the apparent fatigue limit of notched component.

Mots clefs: Effet de gradient, effet d'échelle, termes non-singuliers, arrêt de fissure, fissure courte, fissure longue.

1 Introduction

La littérature regorge de travaux montrant l'importance des effets de gradient et d'échelle en fatigue [1-4]. Les critères de fatigue non-locaux considèrent ces deux effets, soit via un volume caractéristique (effet d'échelle), soit via la prise en compte des gradients de contrainte, qui combinent la dimension de la zone d'influence de la concentration de contrainte (effet d'échelle) et le niveau de cette concentration de contrainte (K_t). Deux mécanismes principaux expliquant les résultats expérimentaux sont généralement admis. Le premier, relève d'une vision statistique. En effet, plus le volume de matière sollicité est important et plus la probabilité d'initier une fissure de fatigue sur un site privilégié de la microstructure ou sur un micro-défaut l'est également. En présence d'une concentration de contrainte, le volume effectif de matière réellement sollicité est inférieur au volume total de matière sollicité [3], ce qui conduit au résultat bien connu d'une résistance à la fatigue en présence de K_t supérieure à σ_f/K_t . Le second, considère qu'en présence de fortes concentrations de contraintes (K_t), l'initiation d'une fissure de fatigue ne conduit pas nécessairement à la rupture. En effet, une fissure, initiée au niveau de la concentration de contrainte, peut cesser de se propager lorsqu'elle sort de la zone d'influence du concentrateur de contrainte (effet d'échelle) [4]. Le phénomène d'arrêt de fissure conduit ainsi à une résistance apparente à la fatigue supérieure à celle attendue par un critère de fatigue local (de type σ_f/K_t). Notre approche tente de prendre en compte les effets de K_t et

d'échelle pour la prévision de la résistance à la fatigue en modélisant les conditions d'arrêt de fissure mais sans approche statistique du problème. Les effets d'échelle et de K_I se traduisent par l'évolution, avec l'avancée de fissure, du facteur d'intensité des contraintes K_I et des premiers termes non-singuliers du développement asymptotique du tenseur des contraintes T , T_z , γ (explicités plus loin). Un critère de plasticité pour la zone de K-dominance basé sur ces termes permet alors de calculer le seuil de non-propagation de la fissure de fatigue et d'en déduire la limite d'endurance en fonction du K_I et de l'échelle.

2 Présentation du problème

Afin d'étudier les effets d'échelle et de K_I sur la propagation d'une fissure de fatigue, nous considérons une fissure semi-circulaire qui débouche sur un trou elliptique traversant. L'effet de gradient est lié à la concentration de contrainte K_I , qui dépend du rapport d'ellipticité (c/b) du trou elliptique, et à la zone d'influence de ce trou, qui dépend de l'échelle caractéristique du trou elliptique (de son demi-petit-axe c ou de son demi-grand-axe b) (FIG. 1). C'est pourquoi, dans ces calculs, trois rapports d'ellipticité ont été considérés donnant les concentrations de contraintes en traction suivantes : K_I égale à 2, 3 et 5. Pour chaque concentration de contrainte, les demi petits-axes (c) du trou elliptique considérés sont les suivants : 50 μm , 100 μm , 500 μm , 1 mm, 5 mm, 10 mm et 50 mm. Pour chacun des cas cités ci-dessus, 30 dimensions de fissures normalisées par la dimension du trou elliptique ont été testées. Le paramétrage des coordonnées dans la région de K-dominance de la fissure et une schématisation du problème considéré sont représentés sur la figure 1 :

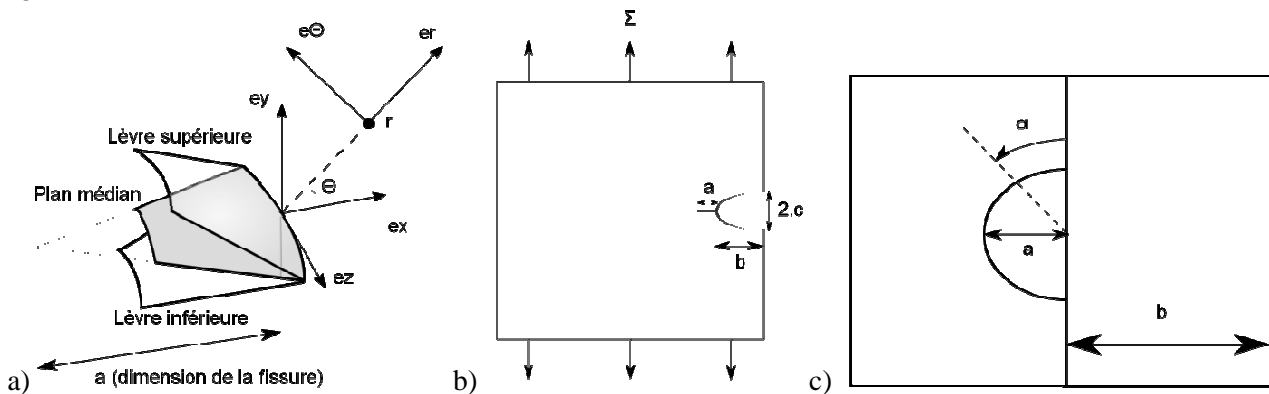


FIG. 1 – Illustration du problème considéré.

- a) Schématisation de la fissure circulaire et paramétrage des coordonnées, b) Représentation d'un modèle fissuré comportant un gradient, c) Vue de dessus du modèle fissuré présentant un gradient de contrainte.

Chacun des cas étudiés a fait l'objet d'une modélisation par éléments finis en élasticité linéaire tridimensionnelle.

3 Méthodologie de post-traitement des champs de déplacement

A l'issue de chaque simulation par éléments finis, les champs de déplacement sont extraits de huit sections normales au front de fissure (huit angles α , voir la figure 1) dans le but de déterminer l'évolution du chargement le long de celui-ci. Chaque section est circulaire et de rayon égal au cinquième de celui de la fissure. Dans chaque domaine, le champ de déplacement est post-traité, puis exprimé comme une combinaison linéaire de champs de référence de la mécanique linéaire élastique de la rupture, afin d'extraire le facteur d'intensité des contraintes K_I de Mode I, et les trois contraintes T , T_z et γ .

Afin de donner une signification aux contraintes T , T_z et γ , imaginons un milieu infini, chargé de manière uniforme, par un tenseur des contraintes quelconque $\underline{\underline{S}}^\infty$, dans lequel une fissure plane, à front droit, dirigé par l'axe \vec{z} , est introduite dans le plan de normale \vec{y} . En élasticité linéaire, la solution de ce problème peut être déterminée par superposition. Le mode I est obtenu en déformation plane equi-biaxiale ($S_{xx}^\infty = S_{yy}^\infty$), le mode II en cisaillement pur (S_{xy}^∞) et le mode III en cisaillement pur anti-plan (S_{yz}^∞). Comme le nombre de composantes du tenseur des contraintes est de six et que pour l'instant nous n'avons dénombré que trois cas

indépendants, trois termes non-singuliers sont ajoutés à la solution par superposition. Le premier, la *contrainte* T ($T = S_{XX}^\infty - S_{YY}^\infty$), tient compte de la biaxialité du chargement en mode I, le deuxième, la *contrainte* T_Z ($T = S_{ZZ}^\infty - \nu \cdot (2 \cdot S_{YY}^\infty - T)$), et le troisième, la *contrainte* γ (égale ici à S_{XZ}^∞), permettent de se replacer dans les conditions tridimensionnelles qui peuvent différer du cas des déformations planes.

En outre, dans le cas d'une fissure semi-circulaire qui est considéré ici, les champs solution peuvent être classés en deux catégories : ceux qui sont solutions du problème de la fissure plane à front droit et ceux qui introduisent une correction de manière à prendre en compte la courbure du front de fissure et du gradient de chargement le long de cette dernière [5]. Le champ de déplacement s'écrit donc de la manière suivante en coordonnées cylindro-curvilignes (voir figure 1) par rapport au plan de fissuration et de la pointe de fissure [5]:

$$\underline{U}(r, \theta, s) = \sum_{p \in \{1;2;3\}} K_p(s) \cdot \underbrace{r^{\frac{1}{2}} \cdot f_p(\theta)}_{E_p(r, \theta)} + T_p(s) \cdot \underbrace{r \cdot g(\theta)}_{G_p(r, \theta)} + \left[B_p(s) \cdot \underbrace{r^{\frac{3}{2}} \cdot h(\theta)}_{H_p(r, \theta)} + \frac{dK_p}{ds}(s) \cdot \underbrace{r^{\frac{3}{2}} \cdot l(\theta)}_{L_p(r, \theta)} + \Gamma(s) \cdot K_p(s) \cdot \underbrace{r^{\frac{3}{2}} \cdot n(\theta)}_{N_p(r, \theta)} \right] + O(r^2) \quad (1)$$

Où E_p , G_p et B_p sont les premiers champs de référence du développement asymptotique du champ de déplacement en pointe de fissure dans le cas où celle-ci est plane à front droit et ne présentant aucun gradient de contrainte le long de son front. Les champs L_p et N_p sont, respectivement, des termes correctifs permettant de prendre en compte les effets de gradient et de courbure du front de fissure. La fonction $\Gamma(s)$ représente, quant à elle, le rayon de courbure de la fissure au point d'abscisse curviligne s .

Dans la suite, seules les intensités des tous premiers termes du développement asymptotique sont utilisées, c'est-à-dire les facteurs d'intensité des contraintes (intensités K_p des champs E_p) et les premiers termes non-singuliers (intensités T , T_Z et γ des champs G_p). Cependant, la prise en compte des termes correctifs lors du post-traitement, même s'ils ne sont pas utilisés par la suite, est indispensable pour déterminer les quantités d'intérêt (K_I , T , T_Z , γ) avec précision.

Tous les résultats présentés dans cette étude ont été obtenus pour un module d'Young E de 119 000 MPa et un coefficient de Poisson ν de 0.29, ce qui correspond au comportement élastique du Ti-6Al-4V [6].

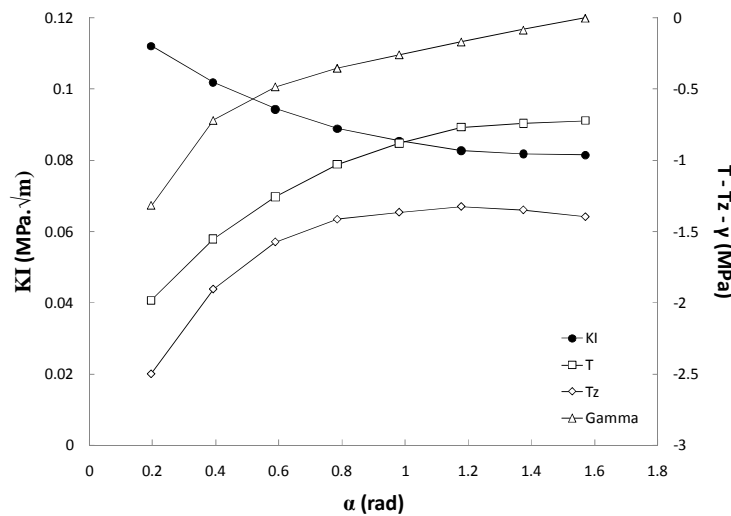


FIG. 2 – Evolution du facteur d'intensité des contraintes et des termes non-singuliers T , T_Z et γ , le long du front de la fissure semi-circulaire de rayon $a = 0.5$ mm, au bord d'un trou elliptique tel que $K_t = 5$ et de demi-petit axe $c = 5$ mm.

La figure 2 montre que le facteur d'intensité des contraintes, ainsi que les premiers termes non-singuliers varient le long du front d'une fissure semi-circulaire, située au bord d'un trou semi-elliptique. Le facteur d'intensité des contraintes est minimal en $\alpha=\pi/2$ c'est-à-dire au point le plus profond du front de la fissure, et il est maximal au voisinage de la surface. L'effet inverse est observé pour les 3 termes non-singuliers dans ce cas particulier.

4 Calcul du seuil de non-propagation de fissure

Une précédente étude a conduit au développement d'un critère de non-propagation tenant compte du facteur d'intensité des contraintes K_I et de la contrainte T . Pour plus de détails le lecteur pourra consulter [7]. Cette démarche a été étendue de manière à prendre en compte les autres termes non-singuliers du développement asymptotique. Ce critère a été construit sur l'hypothèse qu'une fissure de fatigue se propage sous condition de plasticité cyclique. Si le milieu reste essentiellement élastique, alors la fissure ne se propage pas et les solutions de la mécanique linéaire élastique de la rupture peuvent être utilisées pour caractériser l'état mécanique dans la zone de K-dominance. Ces solutions sont alors utilisées pour exprimer l'énergie élastique de cisaillement (généralisation du critère de Von Mises) par unité de longueur de front dans une section circulaire de rayon δ normale au front de fissure et centrée sur celui-ci.

Ensuite, le critère stipule que le seuil de plasticité est atteint lorsque, pour un chargement donné (caractérisé par les facteurs d'intensité des contraintes et les termes non-singuliers), l'énergie élastique de cisaillement dans la section de rayon δ atteint une énergie élastique de cisaillement critique, calculée comme celle obtenue pour une fissure longue en mode I et en déformation plane sollicitée au niveau de son seuil de non propagation par fatigue $\Delta K_{I,th}$, soit $T = T_Z = \gamma$ et $K_I = \Delta K_{I,th}/2$.

Lorsque les termes non-singuliers ne sont pas considérés, la dimension du domaine δ disparaît du critère. En revanche, cette dimension apparaît lorsque les termes non-singuliers sont présents, ce qui permet de faire apparaître « naturellement » un effet d'échelle, associé à la longueur de la fissure, et par exemple, de reproduire la transition fissure courte – fissure longue. Ci-dessous, se trouvent les expressions de différents critères qui seront comparés par la suite (ν étant le coefficient de Poisson) :

$$F(K_I, T, T_Z, \gamma) = \underbrace{\left(\frac{K_I}{K_{I,th}} \right)^2 + \left(\frac{T}{T_{th}} \right)^2 + f\nu \cdot \left(\frac{K_I}{K_{I,th}} \right) \cdot \left(\frac{T}{T_{th}} \right) + \left(\frac{T_Z}{T_{Z,th}} \right)^2 + f_g \cdot \left(\frac{T_Z}{T_{Z,th}} \right) \cdot \left(\frac{T}{T_{th}} \right) + f_h \cdot \left(\frac{T_Z}{T_{Z,th}} \right) \cdot \left(\frac{K_I}{K_{I,th}} \right) + \left(\frac{\gamma}{\gamma_{th}} \right)^2}_{I(K_I)} \leq 1 \quad (2)$$

$$\underbrace{\hspace{15em}}_{H(K_I, T)}$$

$$\underbrace{\hspace{15em}}_{G(K_I, T, T_Z)}$$

T_{th}	$K_{I,th} \cdot \frac{1}{\sqrt{\delta}} \cdot \frac{\sqrt{7-16\nu+16\nu^2}}{2\sqrt{2\pi} \cdot \sqrt{1-\nu+\nu^2}}$	f_ν	$\frac{32}{15\pi} \cdot \frac{(1-10\nu+10\nu^2)}{\sqrt{(1-\nu+\nu^2)} \cdot (7-16\nu+16\nu^2)}$
$T_{Z,th}$	$K_{I,th} \cdot \frac{1}{\sqrt{\delta}} \cdot \frac{(1+\nu) \cdot \sqrt{(7-16\nu+16\nu^2)}}{2\sqrt{2\pi} \cdot \sqrt{1+2\nu+10\nu^2}}$	f_h	$\frac{32}{3\pi} \cdot \frac{(1+\nu) \cdot (-1+2\nu)}{\sqrt{(7-16\nu+16\nu^2)} \cdot (1+2\nu+10\nu^2)}$
γ_{th}	$K_{I,th} \cdot \frac{1}{\sqrt{\delta}} \cdot \frac{\sqrt{7-16\nu+16\nu^2}}{2\sqrt{6\pi}}$	f_g	$\frac{(1+\nu) \cdot (-1+2\nu)}{\sqrt{(1-\nu+\nu^2)} \cdot (1+2\nu+10\nu^2)}$

TAB. 1 – Termes de couplage et de seuils intervenant dans les critères de non-propagation.

Où, $K_{I,th}$, T_{th} , $T_{Z,th}$ et γ_{th} sont, respectivement, des termes seuils de non-propagation associés à K_I , T , T_Z et γ . Et où, f_ν , f_g et f_h sont, respectivement, des termes de couplage entre K_I et T , T et T_Z et K_I et T_Z . Plus précisément, $K_{I,th}$ vaut $\Delta K_{I,th} / 2$ pour un chargement alternée, car le domaine de non-propagation est un ellipsoïde centré à l'origine.

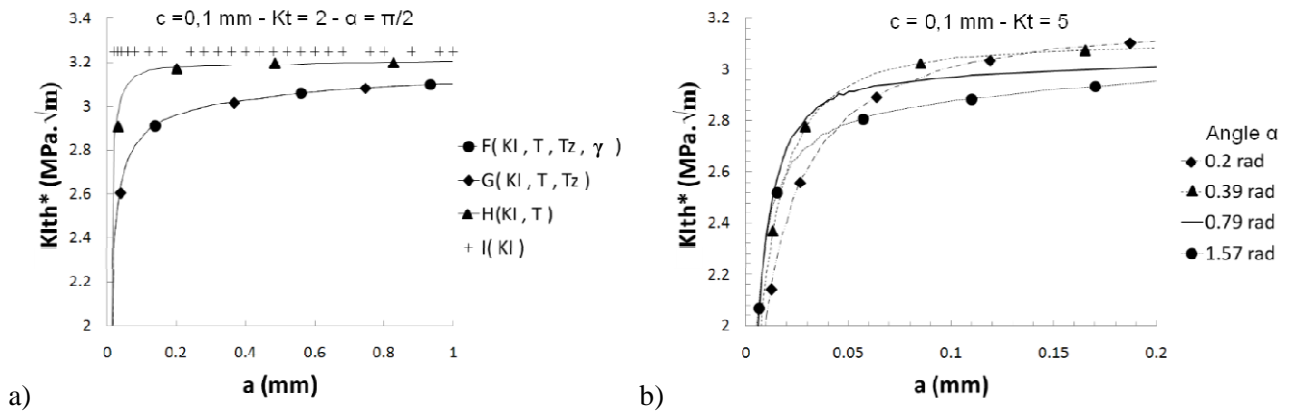


FIG. 3 – Evolution du facteur d'intensité de non propagation de fissure effectif,

a) Dépendance au choix du critère dans le cas où $\alpha = \pi/2, K_t=2$ et $c=0.1$ mm,

b) Dépendance à la position le long du front de fissure dans le cas où la fonction critère est la fonction G, dans le cas où $c=0.1$ mm et $K_t=5$.

Le critère contient au plus 4 paramètres. La dimension a_0 des micro fissures potentiellement présentes dans le matériau, le seuil de non propagation des fissures longues ΔK_{Ith} , le coefficient de Poisson ν et la dimension caractéristique δ permettant d'en déduire tous les autres seuils. Le seuil de non-propagation par fatigue des fissures longues ΔK_{Ith} du Ti-6Al-4V [9] est pris égal à $6.5 MPa \cdot \sqrt{m}$, pour $R = -1$. L'identification de a_0 et de δ n'est pas directe mais peut être réalisée si l'on dispose de deux limites d'endurance du matériau en traction et en torsion alternée [7]. Pour les limites d'endurance, les valeurs retenues pour le Ti-6Al-4V [8], sont : 583 MPa en traction alternée (σ_f) et 411 MPa en torsion alternée (τ_f) à 10^6 cycles.

Les deux limites d'endurance ont été obtenues sur des éprouvettes ne présentant aucun K_t . L'identification du critère requiert, en outre, les relations entre le facteur d'intensité des contraintes et les premiers termes non-singuliers et le tenseur des contraintes macroscopique (au loin de la fissure) dans cette configuration. Un simple calcul en élasticité linéaire (avec les propriétés élastiques mentionnées plus haut) conduit aux relations suivantes pour une fissure semi-circulaire qui débouche en surface d'une éprouvette sans gradient et pour le point le plus profond (soit un angle $\alpha = \pi/2$):

$$\begin{cases} K_I = 0.64 \cdot \sigma_N \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \\ T = -0.56 \cdot \sigma_N + \sigma_T \\ T_z = -0.69 \cdot \sigma_N \end{cases} \quad (3)$$

Où σ_N et σ_T sont, respectivement les contraintes à l'infini, selon la direction normale au plan de la fissure (suivant e_y – voir figure 1) et parallèle au plan de la fissure (suivant e_x – voir figure 1). En utilisant la fonction critère F et en appliquant la procédure d'identification donnée dans [10], on détermine que δ vaut $2.86 \mu m$ et que a_0 vaut $5.73 \mu m$.

Une fois que la dimension δ est déterminée, on peut utiliser le critère pour des longueurs de fissures différentes de a_0 . Par exemple, pour étudier le devenir de défauts microstructuraux, de défauts de surface ou encore pour étudier le problème de l'arrêt de fissure qui est l'objet de cet article.

Pour les fissures étudiées, situées en surface d'un trou elliptique, on considère que la fissure se propage dès que le critère de plasticité (eq. 2) atteint la valeur 1. Pour plus de lisibilité, on en déduit un facteur d'intensité des contraintes seuil de plasticité K_{th}^* , au sens du critère de plasticité de Von Mises généralisé pour la zone de K-dominance et qui se calcule alors comme le facteur d'intensité des contraintes K_I appliqué tel que le critère de plasticité soit égal à 1. On note, sur la figure 3, que ce seuil dépend fortement du critère employé. En effet, si le critère ne dépend pas des termes non-singuliers (critère I), aucune dépendance à la dimension de la fissure ne sera alors prédite et $K_{th}^* = \Delta K_{Ith}/2$. Ce résultat serait en total désaccord avec les résultats expérimentaux de Kitagawa et Takahashi [11] qui ont montré que le seuil de non-propagation des fissures courtes était plus faible que celui des fissures longues. En revanche, en prenant en compte les termes non

singuliers, le seuil de plasticité K_{th}^* , tend vers zéro lorsque la longueur de la fissure tend vers zéro et augmente ensuite pour tendre asymptotiquement vers $\Delta K_{Ih}/2$. On peut noter que les termes T et T_z ont une importance équivalente, la distance entre le critère $I(K_I)$ et le critère $H(K_I, T)$ étant équivalente à la distance entre le critère $H(K_I, T)$ et le critère $G(K_I, T, T_z)$. On constate également que selon la position le long du front de fissure K_{th}^* varie, ce qui peut induire une évolution de la fissure vers une forme semi-elliptique plutôt que semi-circulaire.

5 Détermination de la limite d'endurance

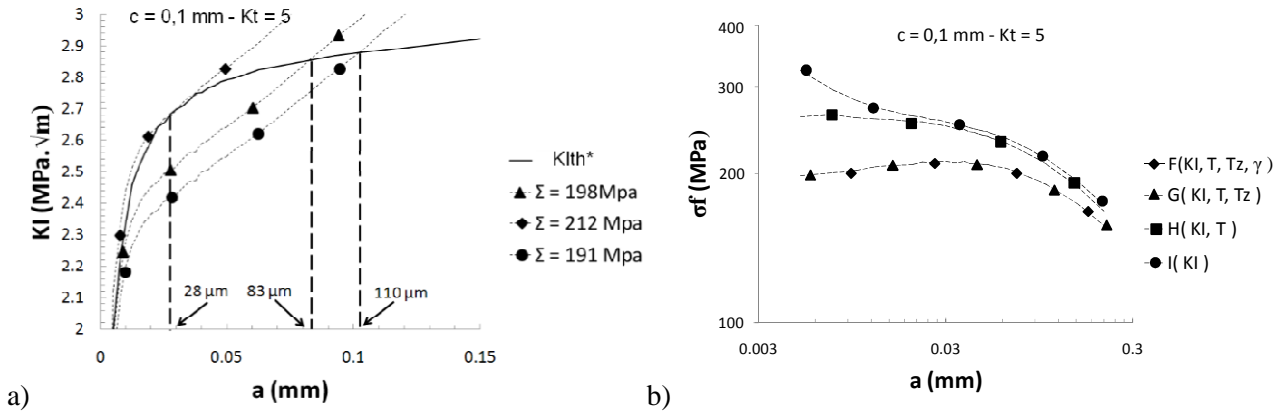


FIG. 4 – Détermination de la limite d'endurance σ_f dans le cas $K_t = 5$ et $c = 0.1$ mm,

a) Correspondance entre limite d'endurance et seuil de non-propagation pour une longueur de fissure donnée et le critère G ,

b) Limite d'endurance en fonction du rayon de la fissure et du critère de non-propagation.

Dans la suite, on ne s'intéresse qu'au cas où $\alpha = \pi/2$, c'est-à-dire le point le plus profond, car pour cette position le long du front de fissure, le seuil de plasticité K_{th}^* atteint sa valeur maximale. En effet, la fissure ne se propage globalement que si la vitesse de propagation est non-nulle le long du front de fissure. On définit alors la limite d'endurance comme la contrainte appliquée pour laquelle le facteur d'intensité des contraintes est égal à ce seuil comme le montre la figure 4-a. Nous l'interprétons donc comme une limite de non-propagation de fissure. Comme K_{th}^* dépend fortement du critère considéré, la limite d'endurance en dépend donc aussi (figure 4-b). On remarque sur la figure 4-b, que l'ensemble des critères conduisent, globalement, à une décroissance de la limite d'endurance avec la longueur de la fissure. Cependant pour de très faibles dimensions de fissure, les critères $F(K_I, T, T_z, \gamma)$ et $G(K_I, T, T_z)$ prédisent une augmentation de la limite d'endurance avec la longueur de la fissure jusqu'à une longueur critique pour laquelle la limite d'endurance diminue à nouveau. Dans cette configuration une initiation suivie d'un arrêt de fissure devient possible. Ce résultat, permettrait de rendre compte de l'effet d'arrêt de fissure en présence de fort gradient de contrainte observé expérimentalement [13-14]. En effet, pour une contrainte de 210 MPa, pour un K_t égal à 5 et pour une dimension de fissure initiale inférieure à 30 μm, celle-ci se propage jusqu'à ce que le facteur d'intensité des contraintes devienne inférieur au seuil K_{th}^* . On en déduit donc que la prise en compte des termes non-singuliers du tenseur des contraintes au voisinage de la pointe de la fissure dans un critère de non-propagation est essentielle pour la prédiction de ce type d'effet.

La figure 5 montre que les courbes donnant les limites d'endurance en fonction du rayon de la fissure exhibent deux tendances. La première est celle qui serait obtenue pour une fissure semi-circulaire chargée en traction dans un milieu sans gradient de contrainte. Celle-ci survient lorsque la dimension de la fissure est suffisante pour ne plus être influencée par la présence du trou elliptique. La deuxième est similaire à la première, mais avec une limite d'endurance divisée par K_t . La transition entre ces deux tendances dépend de la dimension du trou elliptique. En effet, pour une même concentration de contrainte K_t , selon la portée de l'effet du trou elliptique (liée à sa dimension c), la fissure peut sortir de la zone d'influence du trou avant d'être devenue longue (au sens de la fig 3a), c'est le cas pour $c=0.1$ mm, à l'inverse la fissure peut être considérée comme longue, tout en étant sous influence du K_t du trou, ce qui est le cas pour $c=10$ mm.

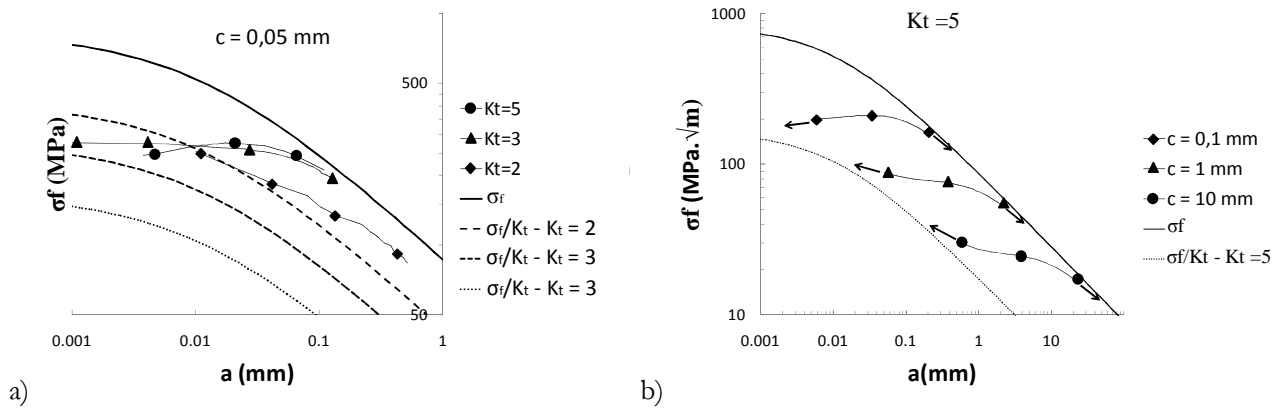


FIG. 5 – Effet de K_t et de c sur la limite d'endurance et comparaison avec le cas sans gradient de contrainte,
 a) Effet de K_t dans le cas où c vaut 0.05 mm,
 b) Effet de c dans le cas où K_t vaut 5. Ces courbes ont été tracées à partir de 30 résultats de calculs, même si 3 ou 4 symboles seulement ont été indiqués pour ne pas alourdir le graphe.

6 Conclusion

Le travail qui a été réalisé utilise, en plus du facteur d'intensité des contraintes, les premiers termes non-singuliers du développement asymptotique de la solution de la mécanique linéaire de la rupture dans un critère de non-propagation pour réaliser des prédictions sur le seuil de non-propagation d'une fissure semi-circulaire sous l'influence d'un concentrateur de contrainte. En présence d'un gradient de contrainte suffisamment élevé (fort K_t , petite dimension), un effet d'arrêt de fissure est prédit conformément à ce qui peut être observé expérimentalement. On montre également que la limite d'endurance calculée comme la contrainte pour laquelle le facteur d'intensité des contraintes est égal au seuil de non-propagation de fissure exhibe deux tendances, entre lesquelles la transition dépend fortement de la dimension caractéristique du K_t .

References

- [1] Yao W., Xia Q., Gu Y. On the fatigue notch factor, K_f , International Journal of Fatigue, 17, 4, pp. 245-251, 1994.
- [2] Papadopoulos I.V., Invariant formulation of a gradient dependent multiaxial high-cycle fatigue criterion, Engineering Fracture Mechanics, 55, 4, 513-528, 1996.
- [3] Banvillet A., Palin-Luc T., Lasserre S., A volumetric energy based high multiaxial fatigue criterion, International Journal of Fatigue, 25, 775-769, 2003.
- [4] Billaudeau T., Nadot Y., Bezine G., Multiaxial fatigue limit for defective materials : mechanisms and experiments, Acta Materialia, 52, 3911-3920, 2004.
- [5] Leblond J.B., Torlai O., The stress field near the front of an arbitrarily shaped crack in a three-dimensional elastic body, Journal of Elasticity, 29, 97-131, 1992.
- [6] Le Biavant-Guerrier K., Etude de l'amorçage de fissures de fatigue dans le Ti-6Al-4V, Thèse de doctorat de l'école Centrale de Paris, 2000.
- [7] Thieulot-Laure E., Méthode probabiliste unifiée pour la prédiction du risque de rupture en fatigue, Thèse de doctorat de l'ENS de Cachan, 2008.
- [8] Delahay T., Développement d'une méthode probabiliste de calcul en fatigue multiaxiale prenant en compte la répartition volumique des contraintes, Thèse de doctorat de l'Université Bordeaux I, 2004.
- [9] Moshier M.A., Nicholas T., Hillberry B.M., Load history effects on fatigue crack threshold for Ti-6al-4V and Ti-17 titanium alloys, International Journal of Fatigue, 23, 1, 253-258, 2001.
- [10] de Moura Pinho R., Pommier S., Longuet A., Mary C. Vogel F., A multiaxial endurance criterion for LCF/HCF complex cycles, Fatigue Design 2009, 2009.
- [11] Kitagawa H., Takahashi S., Applicability of fracture mechanics to very small cracks, ASM Proceedings of 2nd International Conference on Mechanical Behaviour of Materials, Metalspark, 627-631, 1976.
- [12] Carpinteri A., Brighenti R., Vantadori S., Surface cracks in notched round bars under cyclic tension and bending, International Journal of Fatigue, 28, 251-260, 2006.
- [13] Smith R.A., Miller K.J., Prediction of fatigue regimes in notched components, International Journal of Mechanical Sciences, 20, 4, 201-206, 1978.
- [14] Chapetti M.D., Prediction of the fatigue limit of blunt-notched components, International Journal of Fatigue, 23, 171-176, 2001.