

Approche locale de la propagation et de l'arrêt de fissure fragile

Delavand Ovono Ovono⁽¹⁾, Clotilde Berdin⁽¹⁾, Philippe Bompard⁽¹⁾ et Stéphane Bugat⁽²⁾

⁽¹⁾, Ecole Centrale Paris
Laboratoire MSSMat
Grande Voie des Vignes, 92295 Châtenay Malabry cedex
Clotilde.berdin@ecp.fr

⁽²⁾, EDF R&D – Centre de Recherches des Renardières
Département MMC
Ecuelles, 77818 Moret sur Loing cedex

Résumé :

Quatorze essais de chocs thermiques sur disques pré-fissurés ont été réalisés. Ils ont permis de mettre en évidence la dépendance à la géométrie de la ténacité à l'arrêt lorsque ce paramètre est déterminé à partir d'une analyse élasto-statique. Cette dépendance provient des effets dynamiques : en effet l'amplification dynamique en fin de propagation dépend de la complaisance initiale de l'éprouvette. L'analyse en dynamique et en élasto-viscoplastique montre que la contrainte locale en pointe de fissure augmente avec l'avancée de la fissure lorsque celle-ci se propage dans la zone de fort gradient, vers la zone ductile. Ce résultat rend difficile toute interprétation élasto-statique de l'arrêt de fissure d'où l'introduction d'une contrainte critique de clivage, de type RKR, en pointe de fissure qui évoluerait avec la température. Les premiers résultats obtenus, avec ce critère, montrent une assez bonne corrélation entre les résultats expérimentaux et les simulations numériques.

Abstract :

Fourteen thermal shock experiments were carried out on precracked discs. They allowed highlighting the geometry dependence of the arrest toughness when this parameter is determined from an elastic-static analysis. This dependence comes from the dynamic effects : the dynamic amplification at the end of propagation depends on the initial compliance of the specimen. The elastic-viscoplastic analysis in dynamic shows that the local stress at crack tip increases during the crack propagation as it takes place in a high thermal gradient zone, towards the ductile zone. This result makes difficult any elastic-static interpretation of the crack arrest; therefore we propose the introduction of a critical cleavage stress at crack tip, like RKR model, which would be temperature dependent. The first results obtained, with this criterion, show a rather good correlation between experimental results and numerical simulations.

Mots-clefs :

Ténacité- arrêt - clivage

1 Introduction

La conception de structures fiables nécessite de prévoir la rupture des composants. En présence de fissure, deux niveaux de sécurité peuvent être utilisés : le dimensionnement à l'amorçage de fissure, et le dimensionnement à l'arrêt de fissure. Le concept d'arrêt de fissure peut ainsi être utilisé dans l'analyse d'intégrité des cuves des réacteurs à eau pressurisée en complément des études de nocivité des défauts en termes d'amorçage. Cependant, si la ténacité à l'amorçage (K_{Ic} , J_{Ic}) est un paramètre connu et codifié, la ténacité à l'arrêt (K_{Ia}) telle qu'elle est définie dans les normes est un paramètre encore discuté : les dépendances à la géométrie ou l'influence des effets dynamiques sont souvent évoquées (Kalthoff, 1990). C'est ce que l'on

propose d'étudier ici en complétant une étude précédente (Hajjaj et al., 2005). Des essais de choc thermique réalisés sur des disques fissurés comportant des fissures de taille initiale variable et d'épaisseur différente permettent de discuter l'effet de géométrie. Des analyses elasto-statique permettent de déterminer la ténacité à l'arrêt (K_{Ia}). Alors que les analyses dynamiques en élasto-viscoplasticité permettent d'évaluer l'importance des effets dynamiques, et de mieux approcher les champs réels en pointe de fissure.

Enfin, un critère local d'arrêt de fissure est proposé afin de développer une approche prédictive de l'arrêt de fissure. Comme l'amorçage des fissures fragiles, un critère en contrainte critique de type RKR (Ritchie et al. 1973) est proposé pour la propagation et l'arrêt des fissures de clivage.

2 Matériau et procédure expérimentale

2.1 Matériau

Le matériau étudié est un acier de type A533 grade B classe 1 (AFNOR 18MND5). La composition chimique de cet acier est la suivante (% massique) : 0,19 C, 1,50 Mn, 0,23 Si, 0,66 Ni, 0,17 Cr, 0,48 Mo, 0,084 Cu, < 0,001 S, 0,004 P, 0,011 P et 0,004 V. Il provient d'une tôle laminée d'épaisseur 20 mm traitée thermiquement de façon à obtenir une microstructure de type bainite revenue. La température de transition est $RT_{RTNDT} = -32^{\circ}\text{C}$.

2.2 Essai de choc thermique sur disque

L'arrêt de fissure peut être obtenu soit par un chargement mécanique décroissant avec la propagation de fissure, soit par augmentation de la résistance à la propagation de fissure. C'est la seconde technique qui est utilisée ici : la fissure se propage dans un champ de température croissant donc de ténacité *a priori* croissante. L'éprouvette en forme de disque est refroidie dans un bain d'azote liquide à la température de -196°C . Elle est ensuite soumise à un choc thermique à l'aide d'un inducteur placé en son centre. Le gradient thermique engendré, crée des contraintes de compression en face interne du disque et de traction en face externe froide, conduisant à l'amorçage de la fissure. La fissure se propage vers la zone chaude et rencontre donc un matériau de ténacité croissante avec la température, qui tend à l'arrêter.

Des disques avec des fissures de longueur variable et d'épaisseur variable ont été testés (fig. 1.a). 9 éprouvettes d'épaisseur 20 mm ont été usinées et pré-fissurées : 5 avec un rapport $a/w=0.36$ et 4 avec un rapport $a/w=0.52$. Quatre éprouvettes d'épaisseur 50 mm ont également été usinées (2 avec un rapport $a/w=0.36$ et 2 avec un rapport $a/w=0.52$). Enfin une éprouvette ayant subi un traitement de fragilisation, fissure initiale $a/w=0.36$ et d'épaisseur $B=20$ mm a également été testée.

Le champ de température régnant dans l'éprouvette, et la vitesse de propagation du défaut (fig. 1.b) sont obtenus respectivement à l'aide de thermocouples placés à différentes profondeurs dans l'éprouvette, et d'une jauge à brins placée sur l'une des faces de l'éprouvette. L'amorçage de la fissure intervient à des températures de l'ordre de -195°C , et les températures à l'arrêt sont comprises entre -123°C et -18°C . La vitesse nominale de la fissure est d'environ 650 m.s^{-1} . On note une décélération sur quelques millimètres avant l'arrêt de fissure qui intervient dans une variation de température de 50°C . Les sauts de fissure sont compris entre 16 et 25 mm.

3 Analyse des essais

3.1 Analyse statique

Les normes proposent de déterminer la ténacité à l'arrêt à partir d'analyses élasto-statiques. Dans le cas du choc thermique sur disque, ces analyses sont obtenues à l'aide de la méthode des éléments finis. Le disque est modélisé en 2 dimensions en considérant un champ de température uniquement radial (l'écart de température dans l'épaisseur, de l'ordre de 5 à 10°C, est négligé). Une symétrie de plan conduit à la modélisation d'une demi-section du disque.

Le chargement thermique est obtenu soit en imposant le champ de température mesuré, soit par une analyse de conduction thermique selon une procédure décrite dans Hajjaj et al. (2006). Le champ de température imposé constitue le chargement appliqué lors de l'analyse mécanique. Les éléments utilisés sont des éléments linéaires à 4 noeuds. La taille de maille en pointe de défaut est de 50 μm . Le champ de température au moment de l'amorçage de la fissure ne varie pas durant la propagation de la fissure qui ne dure que quelques dizaines de microsecondes.

Le facteur d'intensité des contraintes K_I a été calculé sous l'hypothèse des déformations planes. Ainsi qu'expliqué dans Hajjaj et al. (2005), la plasticité de la couronne interne (chaude) du disque doit être prise en compte afin de ne pas surévaluer le chargement mais le fond de fissure est considéré élastique. Le facteur d'intensité des contraintes à l'amorçage et à l'arrêt permet de déterminer respectivement la ténacité à l'amorçage K_{IC} et la ténacité à l'arrêt K_{Ia} .

La ténacité à l'amorçage présente une dispersion importante (Fig. 2.a) comme il est classiquement observé pour ce type d'acier (Beremin, 1983). La taille initiale de la fissure n'a pas d'influence sur la valeur de K_{IC} . En revanche, la ténacité à l'arrêt reportée en fonction de la température de la pointe de la fissure à l'arrêt dépend également de la taille initiale du défaut (Fig. 2.a) : à basse température, la ténacité à l'arrêt évaluée sur des éprouvettes à fissure profonde est la plus basse tandis que la tendance s'inverse lorsque la température augmente. Cette évolution est indépendante de l'épaisseur de l'éprouvette. On note également que si on extrapole la ténacité à l'arrêt aux très basses températures, on obtient des valeurs supérieures à la ténacité à l'amorçage. Ce résultat est inacceptable compte tenu du fait que la fissure qui s'amorce devrait alors s'arrêter immédiatement.

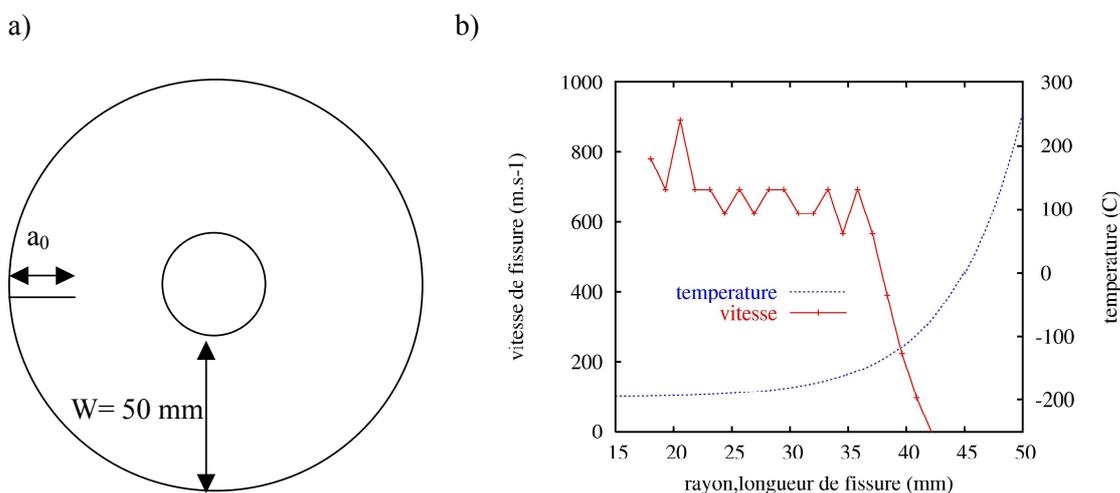


FIG. 1 – Schéma de l'éprouvette (a) exemples de vitesse de fissuration et de profil de température le long d'un rayon (b).

3.2 Analyses elasto-viscoplastique

Des calculs élasto-viscoplastique en dynamique ont été conduits afin de mieux approcher la réalité. La loi de comportement utilisé est de type Cowper-Simmonds. Le chargement thermique ainsi que le maillage utilisé (50 μm en pointe de défaut) sont les mêmes que ceux de l'analyse statique. La propagation de la fissure est simulée par la méthode de relâchement des nœuds, et en imposant la vitesse mesurée expérimentalement. La figure 3 donne l'évolution du profil de la contrainte d'ouverture au point d'intégration, σ_{22} , calculé en statique et en dynamique en fonction de l'avancée de la fissure. Les résultats obtenus montrent que la contrainte d'ouverture, calculé en dynamique, est inférieure à celle obtenue en statique. Ces résultats révèlent que les effets dynamiques se traduisent par une diminution du chargement par rapport au cas statique. Ainsi lorsque l'on compare les différentes géométries on note une contrainte à l'amorçage, σ_{22} , plus importante pour les éprouvettes à fissure profonde. Cette analyse mécanique via des calculs élasto-viscoplastiques montre que la contrainte en pointe de fissure ne cesse d'augmenter avec l'avancée de fissure. Cet effet ne permet pas d'interpréter l'arrêt de fissure, cependant l'introduction d'une contrainte critique de clivage en pointe de défaut qui évoluerait avec la température (comme cela est le cas dans les travaux récents sur l'approche locale) et par conséquent avec l'avancée de la fissure peut expliquer ce phénomène. Ces résultats montrent également que la prise en compte de la décélération en fin de propagation modifie le champ de contraintes en pointe de fissure. Cette modification est due aux interactions avec le comportement dynamique de la structure fissurée.

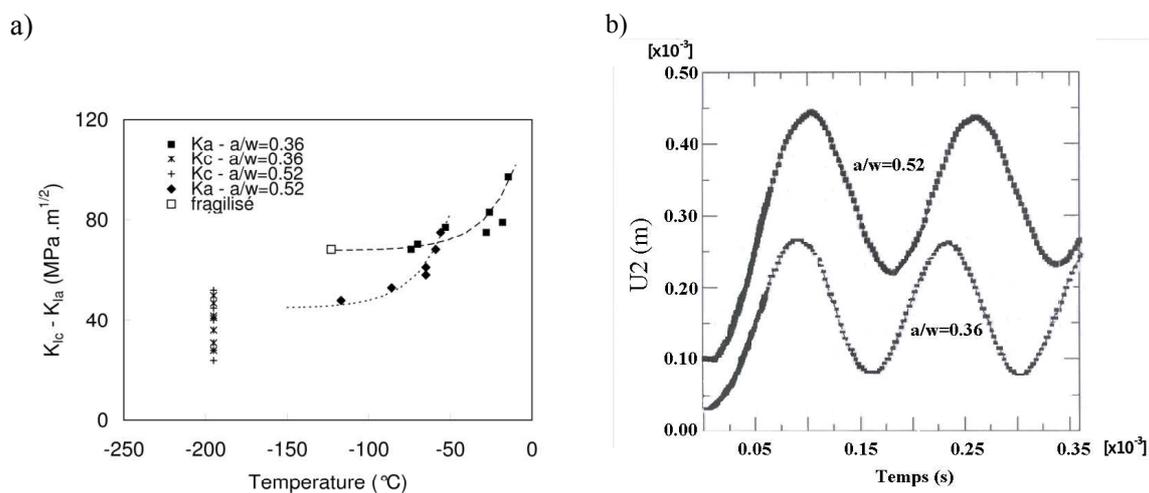


FIG. 2 – Ténacité à l'amorçage et à l'arrêt en fonction de la température (a). Evolution de l'ouverture de la fissure durant la propagation et après arrêt pour un calcul élasto-viscoplastique en statique et dynamique (b).

3.3 Influence de la géométrie

Afin d'étudier l'influence de la géométrie durant la propagation et après l'arrêt de la fissure, une étude basée sur l'évolution de l'ouverture, U_2 , a été réalisée. La figure 2b présente les résultats, pour des calculs élasto-viscoplastiques, de l'évolution U_2 en fonction du temps. Ces résultats permettent de constater une augmentation de U_2 qui provient de l'ouverture dynamique de la fissure pendant la propagation. L'ouverture atteint ensuite un maximum qui correspond à l'arrêt de la fissure. Après l'arrêt, U_2 présente des oscillations. La fréquence de ces oscillations est à relier au premier mode de vibration des éprouvettes fissurées, ce que confirme le calcul de la déformée durant l'essai. Ainsi, l'augmentation du facteur d'intensité de contrainte

observée en fin de propagation peut être relié à la dynamique globale de l'éprouvette qui conduit au rechargement de la pointe de fissure au cours de la décélération finale. Le rapport entre le facteur d'intensité de contrainte en dynamique et celui des déplacements en statique peut être obtenu en considérant l'ouverture de la fissure. Ce coefficient d'amplification dynamique peut être alors donné par le rapport entre l'ouverture maximale obtenue en dynamique et celui obtenu en statique.

On obtient un coefficient d'amplification de l'ordre de 2.8 pour une éprouvette ayant une profondeur initiale de défaut élevée ($a/w=0.52$), alors que dans le cas d'une éprouvette à profondeur initiale faible ($a/w=0.36$), ce coefficient vaut 1.7. L'analyse dynamique montre que l'effet d'une profondeur initiale croissante de défaut se traduit essentiellement par un déplacement de la courbe d'ouverture des éprouvettes vers des valeurs plus importantes : donc l'amplification dynamique est une fonction de la géométrie. Cette constatation pourrait expliquer les faibles valeurs de la ténacité à l'arrêt obtenues à une même température pour des éprouvettes à fissure profonde (fig. 2.a).

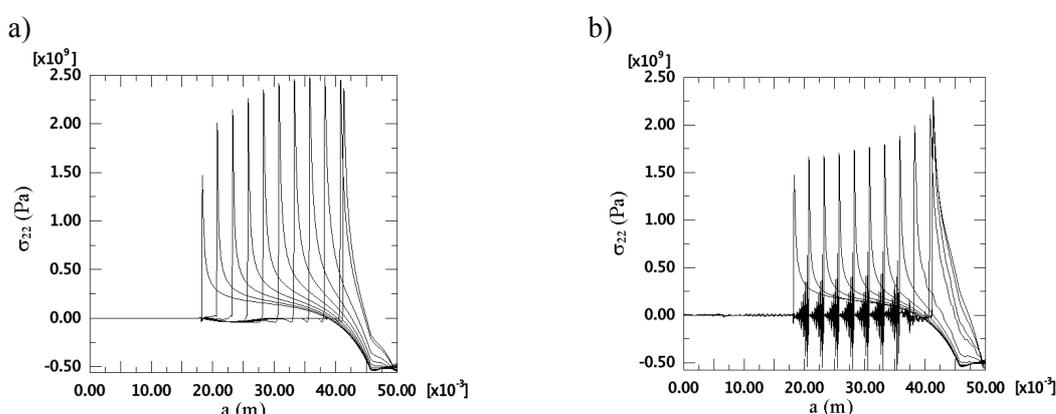


FIG. 3 – Evolution du profil de la contrainte d'ouverture en fonction de l'avancée de fissure (calculs effectués à vitesse expérimentale imposée), calculs élasto-viscoplastiques. Statique (a) dynamique (b).

4 Critère local d'arrêt de fissure

On cherche à développer une approche prédictive de l'arrêt de fissure. Des calculs en élasto-viscoplasticité ont été conduits avec une taille de maille en pointe de fissure de 50 μm . La fissure se propageant par clivage (Hajjaj et al., 2005) on propose d'utiliser un critère en contrainte principale maximale critique à une distance caractéristique λ (premier point de Gauss). Le critère de propagation et d'arrêt de fissure peut alors se mettre sous la forme :

$$f(\sigma) = \sigma_1 - \sigma_c(T) = 0 \quad \dot{a} > 0 \quad \text{et} \quad f(\sigma) < 0 \quad \dot{a} = 0$$

La contrainte critique est choisie dépendante de la température comme la ténacité elle même dans le code RCCM : $\sigma_c(T) = A + B \exp(-0.026(T - RT_{NDT} + 88.3))$ où les paramètres A et B sont identifiés de sorte à retrouver la vitesse de fissuration mesurée par la jauge à brins.

Ce critère est appliqué à chaque point d'intégration après convergence de chaque pas de temps. Lorsque le critère est satisfait les caractéristiques élastiques du matériau sont divisées par 10^4 pour représenter la perte de résistance. Cette procédure simple permet d'obtenir des calculs sans problème de convergence numérique, mais nécessitant de petits pas de temps de 10 ns. La résolution globale est implicite. Les premiers résultats obtenus par Hajjaj (2006) montrent que l'on peut simuler ainsi correctement les résultats expérimentaux pour plusieurs profondeurs de fissures (Fig. 4).

5 Conclusions

Quatorze essais de chocs thermiques sur disques pré-fissurés ont été réalisés. La ténacité à l'arrêt déterminée à partir d'une analyse élasto-statique dépend de la température de façon similaire à la ténacité à l'amorçage. Cependant cette dépendance est fonction de la taille initiale de la fissure. Cette dépendance peut être en partie expliquée par les effets dynamiques non pris en compte dans cette analyse quasi-statique : au chargement statique se superpose le premier mode propre d'ouverture de l'éprouvette activé par la propagation dynamique de la fissure. L'amplification dynamique du chargement est fonction, en particulier, de la complaisance initiale de l'éprouvette et donc de la taille initiale de fissure. Cet effet explique que la ténacité à l'arrêt évaluée sur des éprouvettes à fissure profonde soit plus faible, du moins à basse température (en clivage). Cependant, ces essais, dans lesquels la température est à la fois une variable de chargement et un paramètre de résistance sont difficiles à analyser. Afin de dissocier les effets, des essais d'arrêt de fissure isothermes sur éprouvette CT modifiée sont actuellement développés. La ténacité à l'arrêt semble indépendante de l'épaisseur contrairement à la ténacité à l'amorçage pour laquelle l'effet de volume est expliqué par la théorie du maillon le plus faible. Des calculs en contrainte locale aléatoire permettrait d'étudier cet aspect.

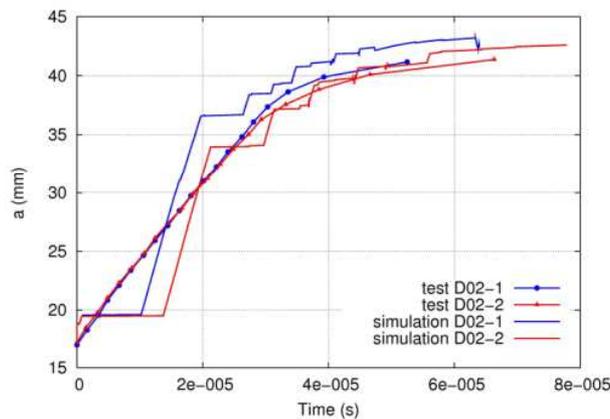


FIG. 4 – Cinétique de fissuration- Comparaison calcul –simulation avec le critère local en contrainte critique et distance caractéristique.

Références

- Beremin, F.M. A local criterion for cleavage fracture of a nuclear pressure vessel, Metall. Trans., 14A (1983), pp.2277-87.
- J.F. Kalthoff. Crack Dynamics in metallic materials, edited by J.R. Klepaczko, Springer-Verlag, New York (1990), pp.69-254.
- R. Ritchie, J. Knott, J. Rice. On the relationship between critical tensile stress and fracture toughness in mild steel, J. Mech. Phys. Sol., 21 (1973), pp.395-410.
- M. Hajjaj, C. Berdin, P. Bompard, S. Bugat. Fractographic study of cleavage crack arrest. CFM 2005, Troyes, (2005).
- M. Hajjaj, Propagation dynamique et arrêt de fissure de clivage dans un acier bainitique. Thèse de doctorat, Ecole Centrale Paris (2006).