



Recueil De Mécanique
Centre Universitaire
El Wancharissi de Tissemsilt

Research Paper

DOI : 10.5281/zenodo.1490507

Open access



Characterization of crack parameters by the approach of virtual strain gages using a SENT specimen

Caractérisation des paramètres de fissuration par l'approche des jauges de déformation virtuelle utilisant une éprouvette SENT

Foudil KHELIL^{a,b}, Benoumeur AOUR^b, Sahnoun ZENGH^a, Fatima BENAOU^{a,b}, Mokhtar KHALDI^a

^aFaculté des Sciences et Technologies, Université Mustapha Stambouli, Mascara, 29000, Algérie

^bLaboratoire LABAB, ENP ORAN - Maurice Audin, ORAN, 31000, Algérie.

ARTICLE INFO

Article history :

Received 22 May 18

Received in revised form 31 August 18

Accepted 04 October 18

Keywords:

Virtual strain gage; Stress intensity factor; T-stress; Biaxiality parameter; FEM.

Mots clés:

Mots-clés: Jauge de déformation virtuelle ; Facteur d'intensité de contrainte ; T-stress ; Paramètre de biaxialité ; MEF.

ABSTRACT

The main objective of this work is to highlight the effectiveness of a numerical method proposed for the evaluation of the stress intensity factor (CIF), T-stress and the biaxiality parameter β , using virtual strain gage. This method is based on the optimal position of a virtual strain gage, located near a crack tip, so that the effect of the singular stresses is negligible in order to determine these parameters accurately. The calculations are carried out under conditions of static loading in tension on a PMMA single edge notched specimen (SENT). Simulations by the conventional finite element method are also performed and the results obtained are compared with those of the developed method. A good agreement has been observed between the results of this approach and those of experimental data and numerical calculations by conventional finite element.

RÉSUMÉ

L'objectif principal de ce travail est de mettre en évidence l'efficacité d'une méthode numérique proposée pour l'évaluation du facteur d'intensité de contrainte (FIC), de T-stress et du paramètre de biaxialité β , en utilisant des jauges des déformations virtuelles. Cette méthode est basée sur la position optimale d'une jauge de déformation virtuelle, située à proximité d'une pointe de fissure, de sorte que l'effet des contraintes singulières est négligeable afin de déterminer ces paramètres avec précision. Les calculs sont effectués dans des conditions de chargement statique en traction sur une éprouvette avec fissure latérale (SENT) en PMMA. Des simulations par la méthode conventionnelle des éléments finis sont également effectuées et les résultats obtenus sont comparés avec ceux de la méthode développée. Un bon accord a été observé entre les résultats de la présente approche et ceux des données expérimentales et des calculs numériques par la méthode conventionnelle des éléments finis.

* Corresponding author. Tel.: +213 559512634.

E-mail address: khelilfoudil@yahoo.com

1 Introduction

L'analyse de la rupture peut être effectuée en utilisant plusieurs méthodes pour calculer les facteurs d'intensité de contrainte et la contrainte T-stress à la pointe de la fissure, telles que les théories des champs de contraintes, les techniques expérimentales et la méthode d'intégrale J. La contrainte élastique T représente une constante de contrainte de traction agissant parallèlement aux lèvres de la fissure. Elle est liée au second terme de l'expansion de Williams du champ de contraintes et elle est mesurée selon la solution de Williams [1].

Hancock et al. [2] ont testé une série d'éprouvettes fissurées de différentes configurations pour corrélérer la dépendance de la géométrie sur la contrainte en pointe de la fissure en plasticité pure. Ils ont constaté que lors d'une petite extension de la fissure, la ténacité dépend de la contrainte déterminée par T-stress. La croissance de la fissure entraîne une diminution considérable de T-stress pour le cas des éprouvettes CCT. Pour le cas des éprouvettes en flexion à trois points TPB le T-stress diminue légèrement. En outre, différentes approches utilisant les jauges de déformation ont été introduites pour mesurer la variation du facteur d'intensité de contrainte [2-6].

Paulino et Kim [7] ont utilisé l'approche de l'intégrale d'interaction pour étudier le comportement en rupture des matériaux en mettant l'accent sur le T-stress. Il a été conclu, pour le cas d'un matériau homogène, que le T-stress négatif diminue l'angle d'initiation de la fissure, alors que le T-stress positif augmente l'angle d'initiation, de la fissure. Dans cette méthode, une région valide a été spécifiée pour la localisation des mesures pour s'éloigner de l'écoulement élasto-plastique singulier au fond de la fissure provoquée par les contraintes locales dans la région la plus proche de la pointe de la fissure. L'erreur causée par le gradient de contrainte a été minimisée en plaçant des jauges virtuelles de déformations suffisamment loin de la pointe de la fissure. Une approche plus déterministe et étendue a été proposée par Berger et Dally [3] pour améliorer de manière significative la précision des mesures.

En utilisant la méthode de distribution de la dislocation et l'équation singulière d'intégrale, plusieurs problèmes de T-stress ont été résolus par Broberg [8]. Les études analytiques et expérimentales menées par Sumpter [9] ont démontré que le T-stress peut être utilisé comme un indicateur de mesure de la déformation plastique au fond de la pointe de fissure. Smith et al. [10] ont indiqué que le T-stress pourrait influencer la ténacité. Dans le même contexte, des essais approfondis dans ce sujet pour la détermination du premier et du second paramètres de rupture (SIF et T-stress) basé sur la méthode de jauge de déformation peut être trouvé dans les Références [11] et [15].

D'autre part, la contrainte autour de la pointe de la fissure et certains paramètres tels que l'emplacement des jauges de déformation ne sont pas bien déterminée et représentent un domaine de recherche très actif. Ces effets conduisent les auteurs à développer une méthode qui peut être facilement effectuée en utilisant les codes de calculs d'éléments finis existants. Cette méthode proposée est basée sur la méthode expérimentale de jauges de déformations [15], car elle est plus utile et flexible pour le positionnement des jauges virtuelles pour l'évaluation de la déformation. Le choix des positions des points P_i pour le calcul de K_I et T-stress est étudié à l'aide des jauges virtuelles avec un seul angle d'orientation θ et d'un segment de droite dans un champ de déformation près de la pointe de fissure (voir Fig.1).

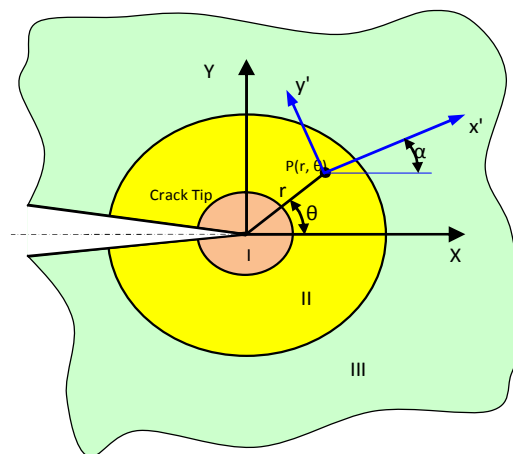


Fig. 1- Schémas d'illustration des trois régions associées à la pointe de la fissure et l'emplacement avec l'orientation des points de mesure de déformation.

Il est à noter, que cette méthode a été déjà appliquée par les auteurs sur une éprouvette à simple fissure au bord soumise à un chargement de traction (SENT) en PMMA pour la détermination de K_I [11]. La nouveauté de cet article est de mettre en évidence son efficacité pour la détermination de T- stress et le paramètre de biaxialité β , ainsi que son applicabilité en résolvant d'autres types de problèmes. Afin de valider la méthode proposée, nous comparons les résultats expérimentaux publiés antérieurement [3-5] avec nos valeurs calculées du FIC, de T-stress et du paramètre de biaxialité β pour ce type d'éprouvette. Les effets du mode de chargement, la taille de la fissure et de la sensibilité de certains paramètres géométriques sont également soulignés.

2. Fondement théorique pour la détermination des paramètres de rupture

2.1. Détermination de K_I

En utilisant la définition du facteur d'intensité de contrainte en mode I, on peut écrire [4]:

$$K_I = \sqrt{2\pi} A_0 \quad (1)$$

où A_0 est une constante de la série de Williams.

Une simple jauge de déformation est suffisante pour mesurer la constante A_0 . Les déformations par rapport à un système de coordonnées rotationnel (x' , y') avec son origine au point P (r, θ) comme l'indique la figure 1 sont évaluées à partir du premier invariant de la déformation [15].

$$\varepsilon_{x'x'} + \varepsilon_{y'y'} = \varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy} \quad (2)$$

Sachant que la forme complexe de l'équation de transformation de la déformation est:

$$\varepsilon_{y'y'} - \varepsilon_{x'x'} + i\gamma_{x'y'} = (\varepsilon_{yy} - \varepsilon_{xx} + i\gamma_{xy})e^{2i\alpha} \quad (3)$$

En se basant sur la formulation développée par Khelil et al. [12], on peut écrire :

$$2\mu\varepsilon_{x'x'} = A_0 r^{-1/2} \left[\kappa \cos \frac{\theta}{2} - \frac{1}{2} \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \cos 2\alpha + \frac{1}{2} \sin \theta \cos \frac{3\theta}{2} \sin 2\alpha \right] + B_0 (\kappa + \cos 2\alpha) + A_1 r^{1/2} \cos \frac{\theta}{2} \left[\kappa + \sin^2 \frac{\theta}{2} \cos 2\alpha - \frac{1}{2} \sin \frac{\theta}{2} \sin 2\alpha \right] + B_1 r [(\kappa + \cos 2\alpha) \cos \theta - 2 \sin \theta \sin 2\alpha] \quad (4.a)$$

$$\mu(\varepsilon_{x'x'} - \varepsilon_{y'y'}) = \frac{A_0}{2} r^{-1/2} \sin \theta \left[\sin \frac{3\theta}{2} \cos 2\alpha - \cos \frac{3\theta}{2} \sin 2\alpha \right] - B_0 \cos 2\alpha + \frac{A_1}{2} r^{1/2} \sin \theta \left[\cos \frac{\theta}{2} \sin 2\alpha - \sin \frac{\theta}{2} \cos 2\alpha \right] + B_1 r [2 \sin \theta \sin 2\alpha - \cos \theta \cos 2\alpha] \quad (4.b)$$

$$\text{où } \kappa = (1-\nu)/(1+\nu) \quad (5)$$

Les équations (4) donnent les relations entre K_I et la déformation mesurée avec un simple élément de jauge de déformation orientée à un angle α par rapport au système de coordonnées (x' , y').

Considérons les équations (4), le terme B_0 peut être éliminé en sélectionnant l'angle α de telle sorte que:

$$\cos 2\alpha = -\kappa = -\frac{1-\nu}{1+\nu} \quad (6)$$

De la même façon le terme A_1 peut être également éliminé en posant :

$$\kappa + \sin^2 \frac{\theta}{2} \cos 2\alpha - \frac{1}{2} \sin \theta \sin 2\alpha = 0 \quad (7)$$

qui peut être vérifiée si :

$$\tan \frac{\theta}{2} = -\cot 2\alpha \quad (8)$$

Ainsi, en plaçant une seule jauge de déformation, les angles α et θ sont choisis pour vérifier les équations (7) et (8).

Nous pouvons mesurer la déformation $\varepsilon_{x'x'}$ qui est liée avec K_I par:

$$2\mu\varepsilon_{x'x'} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \left[\kappa \cos \frac{\theta}{2} - \frac{1}{2} \sin \theta \sin \frac{3\theta}{2} \cos 2\alpha + \frac{1}{2} \sin \theta \cos \frac{3\theta}{2} \sin 2\alpha \right] \quad (9)$$

Dally et Sanford [14] ont montré que les angles α et θ dépendent seulement du coefficient de Poisson du matériau de l'éprouvette.

2.2 Évaluation de T-stress et du paramètre de biaxialité β

Plusieurs méthodes ont été proposées dans la littérature pour déterminer le T-stress pour des éprouvettes fissurées. La méthode de différence de déformation (SDM) proposée par Yang et Ravi-Chandar [11] a été largement utilisée. D'une manière générale, le T-stress peut être évalué en fonction des expressions suivantes:

$$\begin{aligned} \text{pour } \theta = 0^\circ \text{ ou } \pm 120^\circ, & \quad T = \sigma_{xx} - \sigma_{yy} \\ \text{pour } \theta = \pm 60^\circ \text{ ou } \pm 90^\circ, & \quad T = \sigma_{xx} - \sigma_{yy} / 3 \\ \text{pour } \theta = 0^\circ, & \quad T = \sigma_{xx} \end{aligned} \quad (10)$$

Utilisons les équations (4), la différence de déformation normale peut être écrite comme suit:

$$\begin{aligned} E(\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{yy}) = & -2A_0 r^{-1/2} (1+\nu) \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} + 2B_0 (1+\nu) \\ & + 2A_1 r^{1/2} (1+\nu) \cos \frac{\theta}{2} \sin^2 \frac{\theta}{2} + 2(1+\nu) B_1 r^1 \cos \theta \end{aligned} \quad (11)$$

Il est évident de noter qu'en utilisant les trois valeurs de θ , (0° , $\pm 120^\circ$ et $\pm 180^\circ$) dans l'expression précédente le coefficient dominant A_0 peut être éliminé. Dans le même temps, l'angle $\theta = \pm 180^\circ$ n'est pas un choix possible en raison de la difficulté pratique. Selon Malesky et al. [4], en substituant $\theta = \pm 120^\circ$ dans l'équation (11), on obtient la relation suivante pour la différence de déformation normale.

$$\frac{E}{1+\nu} (\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{yy}) \approx 2B_0 + \frac{3A_1 r^{1/2}}{4} - A_2 r \quad (12)$$

Ici, pour évaluer le T-stress, nous pouvons tronquer la série soit à $r^{1/2}$ terme ou à r^0 terme. Ensuite, on obtient respectivement les relations suivantes:

$$T = \frac{E}{1+\nu} (\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{yy}) \approx 2B_0 + \frac{3A_1 r^{1/2}}{4} \quad (13)$$

$$T = \frac{E}{1+\nu} (\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{yy}) \approx 2B_0 \quad (14)$$

Il convient de souligner à ce stade que les valeurs de la différence de déformation normale dans des éprouvettes de dimension finie doivent être mesurées à une distance au-delà de $r = 0.5 B$, où B est l'épaisseur de l'éprouvette afin d'éviter les effets tridimensionnels (3D) en pointe de fissure [4].

Leevers et Radon [19] ont introduit un paramètre de biaxialité β qui est lié à T-stress par l'équation suivante:

$$\beta = \frac{T \sqrt{\pi a}}{K_I} \quad (15)$$

Il est intéressant de noter que l'aspect essentiel de ce travail par rapport aux autres approches existantes est basé sur l'utilisation de jauges de déformations virtuelles pour le calcul des paramètres de rupture (Fig. 2). En outre, la raison qui rend cette approche innovante est son application sur des configurations complexes sous chargements statiques et dynamiques et pour divers matériaux fissurés. D'autre part, cette méthode semble être assez simple et donne une mesure efficace et précise des différents paramètres de la mécanique de la rupture.

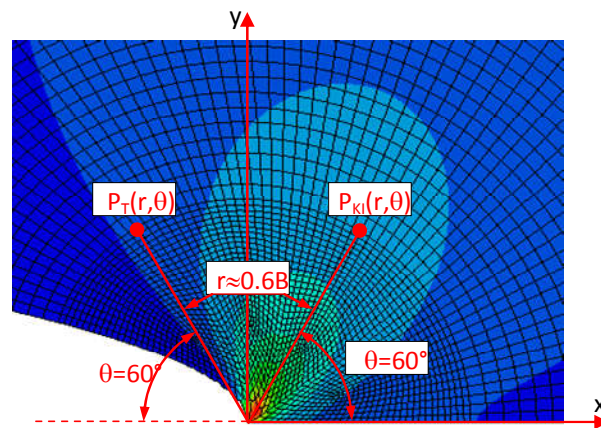


Fig. 2- Emplacement des jauges virtuelles de déformation au voisinage d'une pointe de fissure.

3. Résultats et Discussions

Dans cette section une éprouvette de traction à entaille latérale (SENT) a été examinée pour diverses conditions de chargement (Fig.3). Une analyse par éléments finis, en utilisant le logiciel ABAQUS [16], a été exploitée pour déterminer le K_I et T-stress en premier mode de rupture en utilisant la méthode de jauge virtuelle de déformation. La mécanique linéaire élastique de la rupture (LEFM) a été assumée. Afin de prédire correctement le comportement mécanique à la pointe de fissure, des éléments spéciaux avec un maillage extrêmement raffiné ont été utilisés.

Dans ce travail numérique nous avons adopté les mêmes positions de jauge de déformations utilisées expérimentalement pour la détermination de K_I et T-stress par Swamy et al. [5].

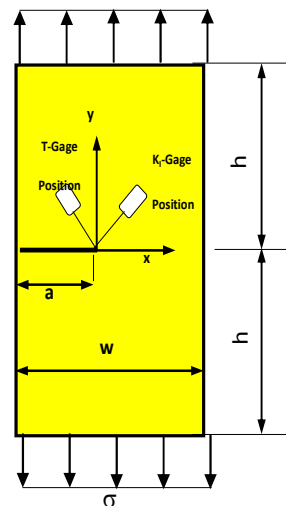


Fig. 3- Schémas illustratif de positionnement des jauges par rapport à la fissure.

En effet, les calculs de K_I et de T-stress ont été effectués en positionnant un double élément de jauges virtuelles de déformation pour $\theta = 60^\circ$ et $\theta = 120^\circ$, respectivement, avec $r = 0.63B$ comme il a été recommandé par Maleski et al. [4]. La première position de jauge a été utilisée pour l'enregistrement de l'historique des déformations pour la détermination de K_I et la deuxième jauge a été utilisée pour l'enregistrement de l'historique des déformations pour le calcul de T-stress. Ensuite, ces valeurs ont été utilisées pour le calcul de K_I et T-stress respectivement. Le paramètre de biaxialité β dans ce cas a été également calculé. Les résultats numériques obtenus ont été comparés aux résultats expérimentaux donnés par Swamy et al. [4], dans lequel une description des techniques expérimentales utilisées pour mesurer les paramètres peut être également trouvée en détail.

Les dimensions de l'éprouvette sont les suivantes: la largeur $w = 150$ mm, l'épaisseur $B = 6$ mm, $h/w = 0.3; 0.5; 0.7$; et 1.0 ;

$a/w = 0.3$ et 0.5 avec a : représente la longueur de la fissure et h : la hauteur de l'éprouvette. Un état plan de contrainte a été adopté. Les propriétés mécaniques de cette éprouvette sont: $E = 2300\text{MPa}$; $\nu = 0,37$; $K_{IC} = 1.9 \text{ MPa.m}^{0.5}$; $G_{IC} = 0.3\text{-}0.4 \text{ [KJ/m}^2\text{]} [5]$.

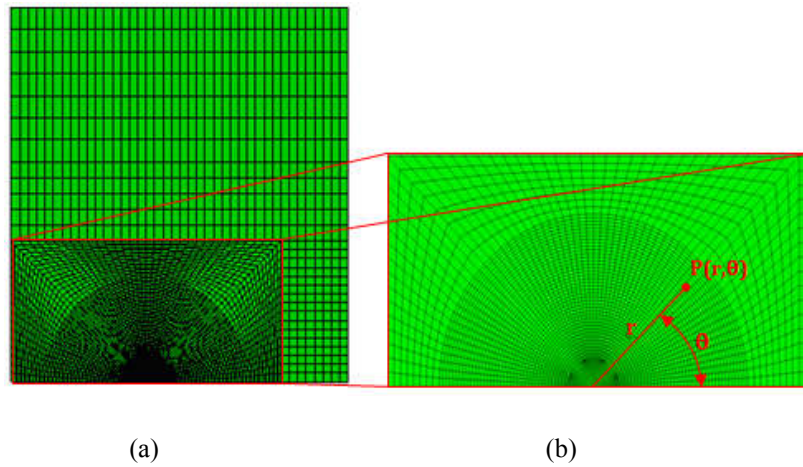


Fig. 4- Schéma illustratif du: (a) maillage typique utilisé pour la moitié de l'éprouvette SENT, (b) Détail du maillage raffiné utilisé à proximité de la pointe de fissure

Pour des raisons de symétrie seulement la moitié de l'éprouvette a été considérée pour cette analyse numérique. Le nombre des éléments utilisés dans cette section est de 1882 éléments de type Q8R avec 2341 nœuds. Pour obtenir une bonne précision, le maillage a été raffiné au niveau de la pointe de la fissure (Fig. 4.b).

3.1 Évolution du FIC

Les évolutions des valeurs de FIC en fonction de la charge appliquée dans le cas de $a/w = 0,3$ et $0,5$ avec des rapports $h/w = 0.3$ et 1 ont été tracés dans les figures 5 et 6 respectivement. En effet, nous avons effectué une comparaison entre les résultats obtenus par la méthode proposée et ceux obtenus expérimentalement par Swamy et al. [5]. Les résultats obtenus par la méthode conventionnelle d'extrapolation des déplacements ont été également mis en évidence. On peut remarquer qu'il existe un accord acceptable entre les résultats obtenus par la méthode des jauges virtuelles de déformation et ceux de l'extrapolation par MEF conventionnelle et expérimentaux.

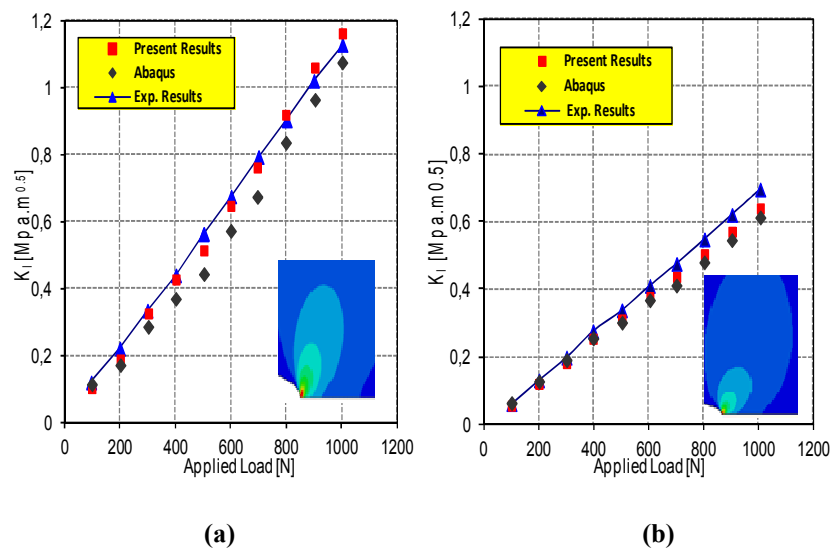


Fig. 5-Comparaisons entre les résultats numériques et expérimentaux pour l'évaluation des valeurs de FIC dans le cas de: $a/W = 0.3$ avec différents rapports (a) $h/W = 0.3$ et (b) $h/W = 1$.

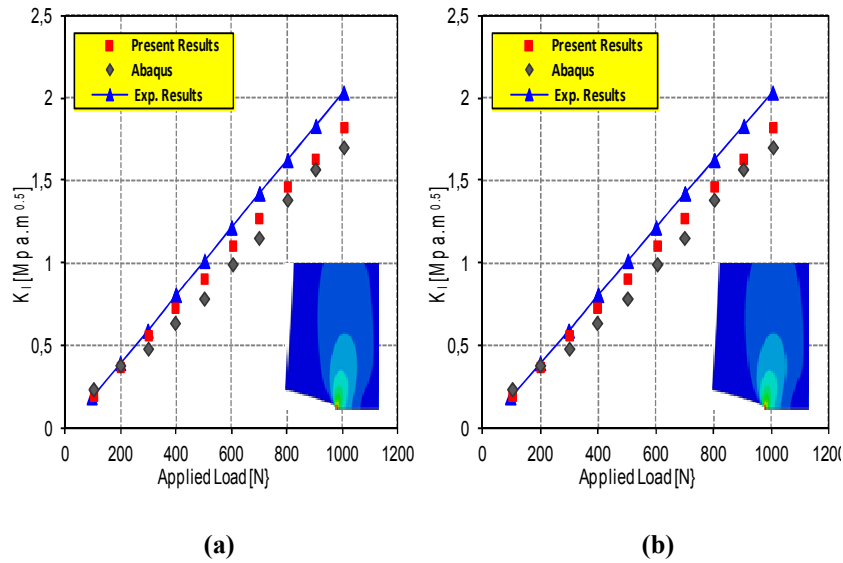


Fig. 6- Comparaisons entre les résultats numériques et expérimentaux pour l'évaluation des valeurs de FIC dans le cas de: $a/W = 0.5$ avec différents rapports (a) $h/W = 0.3$ et (b) $h/W = 1$.

En effet, l'erreur entre la méthode des jauges virtuelles de déformation et les résultats expérimentaux varie entre 2.6% et 6%, alors que celle de la méthode d'extrapolation est comprise entre 4.8 % à 11% (par rapport aux résultats expérimentaux). En outre, il a été constaté que le FIC augmente linéairement avec la charge appliquée et les valeurs de K_I déterminées pour un rapport $a/w = 0.3$ ont été constamment inférieures à celles de $a/w = 0.5$. Ce comportement a été jugé très similaire aux résultats obtenus par Larsson et al. [17] et Rice [20].

3.2 Evolution de T-stress

La figure 7 représente l'évolution de T-stress en fonction du chargement appliqué sur l'éprouvette SENT pour les rapports $a/W = 0.3$ et 0.5 dans le cas de $h/W = 1.0$. On peut constater qu'il y a une bonne concordance entre les résultats obtenus par la méthode proposée et ceux obtenus en utilisant le logiciel ABAQUS [16]. Par ailleurs, on peut remarquer que le T-stress augmente avec l'augmentation du rapport a/W .

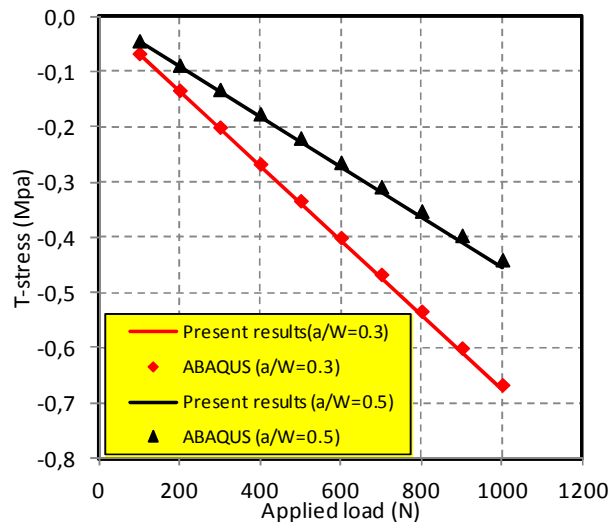


Fig. 7- Evolution du paramètre T-stress en fonction du chargement appliqué pour une éprouvette SENT.

2.3 Évolution du paramètre de biaxialité

L'évolution du paramètre de biaxialité en fonction du rapport a/w est représentée sur la figure 8. Selon cette figure, une bonne concordance a été observée entre les résultats obtenus par la méthode proposée et ceux obtenus par Fett [18], et obtenus numériquement par le logiciel ABAQUS. Par ailleurs, on constate que le paramètre de biaxialité β augmente avec l'augmentation du rapport a/w et la diminution du rapport h/w . Une faible diminution a été notée lorsque a/w dépasse la valeur de 0.6 pour un rapport $h/w=0.3$.

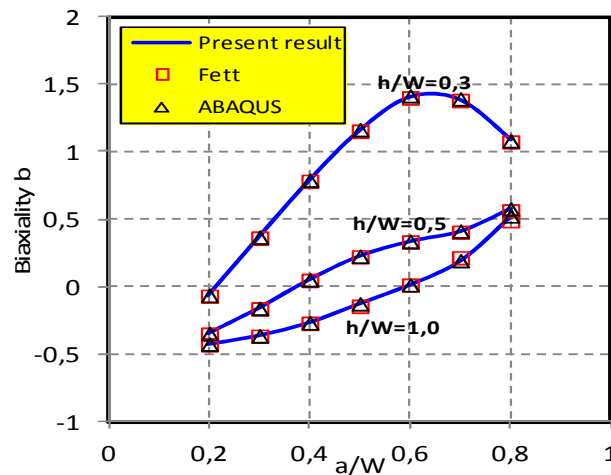


Fig. 8-Evolution du paramètre de biaxialité avec le rapport a/w dans le cas de $h/w=0,3; 0,5$ et $1,0$.

4. Conclusion

Dans ce travail, une évaluation numérique des paramètres de rupture, tels que, le FIC, le T-stress et le paramètre de biaxialité par l'utilisation de la méthode des jauges virtuelles de déformation, a été proposée.

L'éprouvette (SENT) a été examinée pour mettre en évidence l'efficacité et l'applicabilité de cette méthode numérique. Des simulations numériques ont été réalisées dans des conditions statiques pour cette éprouvette SENT. Les résultats obtenus ont été comparés aux résultats expérimentaux publiés antérieurement et ceux obtenus en utilisant directement le logiciel ABAQUS.

Selon les résultats obtenus un bon accord a été trouvé entre la méthode proposée et la méthode expérimentale ou d'extrapolation utilisant le logiciel ABAQUS. En outre, il a été démontré que la méthode des jauges virtuelles de déformation peut être appliquée de manière efficace dans le cas de conditions statiques pour une éprouvette fissurée en PMMA soumise à la traction. Les résultats ont montré que les angles de 60° et 120° (utilisés pour l'étude expérimentale) avec la distance radiale $r = 0.6 B$ sont les positions optimales pour localiser les jauges de déformation virtuelles.

Enfin, il convient de noter que d'autres expériences et des simulations numériques doivent être effectuées afin de vulgariser la méthode proposée en mettant en évidence les effets d'autres paramètres, tels que la géométrie de la structure, les propriétés des matériaux, le type de fissure et les effets de vitesses d'impact.

REFERENCES

- [1] Williams ML (1957) On the stress distribution at the base of a stationary crack. J Appl Mech 24:109–114
- [2] J. W. Hancock, W. G., Reuter and D.M. Parks, Constraint and toughness parameterized by T. In: Hackett, E.-M. S, chwalbe, K.-H. and R. H. Dodds, Constraint Effects in Fracture, ASTM STP 1171. Philadelphia, PA: American Society for Testing and Materials, 1993, pp.21-40.
- [3] J. R. Berger and J. W. Dally, An over deterministic approach for measuring $K_{\sim}$ using strain gages. Exp. Mech, Vol.28 (1988) pp.142-145.

- [4] M. J. Malesky, M. S. Kirugulige and H. V. Tippur, A Method for Measuring Mode I Crack Tip Constraint Under Static and Dynamic Loading Conditions. *Soc. Exp. Mech*, Vol. 44 N°5 (2004) pp.522-532.
- [5] S. Swamy, M.V. Srikanth, K. S. Murthy and P. S. Robi, Determination of mode I stress intensity factors of complex configurations using strain gages. *J. Mech. Mat. Struct*, Vol.3 N°7 (2008) pp.1239-1255.
- [6] R. J. Sanford, *Principles of Fracture Mechanics*. Prentice-Hall, Englewood Cliffs. NJ: Prentice-Hall, 2002.
- [7] G. H. Paulino and J. H. Kim, A new approach to compute T-stress in functionally graded materials by means of the interaction integral method, *Engng. Fract. Mech.* Vol.71 (2004) pp.1907-1950.
- [8] K. B. Broberg, A note on T-stress determination using dislocation arrays. *Int. J. Fract.* Vol.131 N°1 (2005) pp.1-14.
- [9] J. D. G. Sumpter, *Constraint effects in fracture*, ASTM STP 1171. Philadelphia, USA, 1993.
- [10] D. J. Smith, M. R. Ayatollahi, Pavier, The role of T-stress in brittle fracture for linear elastic materials under mixed-mode loading, *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.* Vol.24 N°2 (2001) pp.37-150.
- [11] F. Khelil, M. Belhouari, N. Benseddig, A. Talha, A Numerical Approach for the Determination of Mode I Stress Intensity Factors in PMMA Materials, *Eng. Technol. Appl. Sci. Res.* Vol.4 N°3 (2014) pp. 644-648.
- [12] F. Khelil, M. Belhouari, B. Aour & N. Benseddig, On the efficiency of the numerical evaluation of fracture parameters using a virtual strain gage method. *J Braz. Soc. Mech. Sci. Eng.* Volume 39 Number 2(2017) pp. 1-13.
- [13] B. Yang, K. Ravi-Chandar, Evaluation of T-stress by stress difference method. *Eng. Fract. Mech.* Vol.64 (1999) pp. 589-605.
- [14] Westergaard HM (1939) Bearing pressure and cracks. *J Appl Mech* 6:A49-A53.
- [15] J. W. Dally, R. J. Sanford, Measuring the Stress Intensity Factor for Propagating Cracks with Strain Gages, *J. Test. Eval.* Vol.18 N°4 (1990) pp.240-249
- [16] SIMULIA ABAQUS, 6.9.3 EF1, User's manual, Swanson Analysis Systems, 2010.
- [17] S.G. Larsson, A. J. Carlsson, Influence of non-singular stress terms and specimen geometry on small-scale yielding at crack tips in elastic-plastic materials, *J Mech. Phys. Solids*, Vol.21 (1973) pp.263-78.
- [18] T. Fett, A compendium of T-stress solutions, Forschungszentrum Karlsruhe, Technik und Umwelt, Wissenschaftliche Berichte, FZKA 6057, www.ubka.uni-karlsruhe.de, 1998, pp.1-72.
- [19] P. S. Leivers, J. C. Radon, Inherent stress biaxiality in various fracture specimen geometries, *Int. J. Fract.* Vol.19 (1983) pp. 311-325.
- [20] J. R. Rice, Limitations to the Small-scale Yielding Approximations for Crack Tip Plasticity, *J. Mech. Phys. Solids*. Vol.22 N°3 (1974) pp.17-26.