UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

INFLUENCE DES TECHNIQUES D'ASSEMBLAGE SUR LA VIE EN FATIGUE DES JOINTS RIVETÉS SOUMIS À DES CHARGES VARIABLES

SÉBASTIEN ROBIDOUX

DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION

DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES

(GÉNIE MÉCANIQUE)

SEPTEMBRE 1998

© Sébastien Robidoux, 1998.

National Library of Canada
Acquisitions and Bibliographic Services
395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Bibliothèque nationale du Canada
Acquisitions et services bibliographiques
395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence

Our file Notre référence

The author has granted a non-exclusive licence allowing the National Library of Canada to reproduce, loan, distribute or sell copies of this thesis in microform, paper or electronic formats.

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque nationale du Canada de reproduire, prêter, distribuer ou vendre des copies de cette thèse sous la forme de microfiche/film, de reproduction sur papier ou sur format électronique.

The author retains ownership of the copyright in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur qui protège cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

0-612-38704-6

Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

INFLUENCE DES TECHNIQUES D'ASSEMBLAGE SUR LA VIE EN FATIGUE DES JOINTS RIVETÉS SOUMIS À DES CHARGES VARIABLES

présenté par : ROBIDOUX Sébastien

en vue de l'obtention du diplôme de : Maîtrise ès sciences appliquées

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

M. MASCLE Christian, Ph.D., président

Mme BERNARD Marie, Ph.D., membre et directrice de recherche

M. BUI-QUOC Thang, Ph.D., membre et codirecteur de recherche

M. FORGUES Sylvain, M.Sc.A., membre

À mes parents, Jean-Pierre et Nicole, pour avoir suscité en moi l'esprit de curiosité qui doit animer l'être humain et le rendre en quelque sorte iconoclaste. C'est à eux que je dédis ce mémoire.

REMERCIEMENTS

Ce projet a été réalisé grâce au support financier du CRSNG et de Bombardier-Canadair. Je désire remercier messieurs Sylvain Forgues (instigateur du proget), Gilles Sarrazin et Alain-Pierre Bachecongi ; tous ingénieurs chez Bombardier pour l'obtention du matériau. Un merci particulier est adressé à Monsieur Steve Larouche, ingénieur, pour son support et ses nombreux conseils techniques. Le procédé d'écrouissage a pu être réalisé grâce au prêt d'un appareil de la compagnie F.T.I. (Seattle, Wa.).

Des remerciements s'adressent également à mon directeur de recherche Madame Marie Bernard ainsi qu'à mon codirecteur Monsieur Thang Bui-Quoc, pour m'avoir accordé leur confiance et m'avoir encouragé tout au long de ce projet. Leur disponibilité et leur expérience de recherche m'ont permis de m'enrichir d'un important bagage d'expériences scientifiques, techniques autant qu'humaines.

Ce projet n'aurait pu être mené à terme sans l'aide de nombreuses personnes. En particulier, j'aimerais remercier Monsieur Francisco Da Costa, technicien en instrumentation et contrôle, pour son immense support technique et son sens du devoir; Monsieur Denis Julien, associé de recherche, pour son support théorique et sa bonhomie; Monsieur André St-Pierre, chef technicien, pour son aide sur LABVIEW et messieurs Guy Gironne et Serge Lemire, techniciens au département de Génie Mécanique, pour la précision de leurs usinages ; ainsi que les étudiants de la section Mécanique Appliquée pour l'ambiance de travail et les nombreuses aides dans le démaillage informatique. Le

support moral fut grandement apprécié.

RÉSUMÉ

Dans le présent travail, l'influence des procédés servant à améliorer la tenue en fatigue d'une plaque d'aluminium 7475-T7351 trouée et rivetée est étudiée. Ces procédés sont l'écrouissage (ÉCR), l'interférence (INT) et la combinaison de l'écrouissage et de l'interférence (ÉCR+INT). Un spectre de chargement IARPO3 appliqué aux longerons du CF-18 représentant 325 heures de vol à amplitude variable est appliqué sur la plaque. Deux niveaux de contrainte maximale sont appliqués, soit 220,63 et 275,79 MPa. Les degrés d'écrouissage et d'interférence considérés sont 4% et 1,2% respectivement. L'effet de la marge de bord e/D (distance entre le centre du trou et le bord de la plaque/diamètre du trou) sur les performances relatives des procédés est aussi analysé. Les valeurs e/D considérées sont 1,0 et 2,4 (trou centré).

Le travail se divise en trois parties principales. Un programme d'essais en fatigue a été réalisé afin d'appliquer le spectre de vol IARPO3 sur des échantillons traités avec les différents procédés incluant le procédé BASE (trou non écroui et riveté sans interférence). Afin de contrôler la machine d'essai, un logiciel a été développé à l'aide du langage LABVIEW. Pendant les essais, l'extension des fissures a été mesurée à l'aide de deux caméras vidéo. Les champs de contraintes et de déformations induits par chacun des procédés ont été calculés par éléments finis, en tenant compte de la marge de bord et de la présence du chanfrein et du rivet. Les valeurs de ces champs de contraintes et de déformations ont permis d'estimer, à l'aide de modèles connus, la vie en fatigue-initiation

et en fatigue-propagation.

L'initiation des fissures dans les échantillons ayant subi l'interférence (INT et ÉCR+INT) se produit au raccordement du trou avec le chanfrein. La fissure se propage alors en quart d'ellipse sur la face chanfreinée. Pour les trous BASE et ÉCR, la fissure s'initie sur le bord du trou, à mi-épaisseur, en dehors du chanfrein. Le front de propagation est d'abord semi-elliptique à travers l'épaisseur et tend ensuite vers un front droit. Pour toutes les conditions étudiées, l'initiation (correspondant à une longueur de fissure de 0,254 mm) domine le processus de la vie en fatigue.

Les tests sur les échantillons avec un trou centré (e/D=2,4) montrent que le procédé ÉCR+INT est le plus efficace pour l'amélioration de la vie totale en fatigue avec le chargement maximal de 275,79 MPa. Le procédé INT vient au second rang, suivi du procédé ÉCR. Des trois procédés, l'écrouissage mène à la vie en propagation la plus courte. Avec un chargement maximal de 220,63 MPa, seul le trou BASE conduit à la rupture. Les procédés utilisant l'interférence (INT et ÉCR+INT) prolongent la durée de vie totale à cause de leur influence bénéfique sur la vie en initiation.

Les essais effectués sur des spécimens avec un trou décentré (e/D=1,0) à un niveau de chargement maximal de 220,63 MPa, démontrent que l'amélioration de la vie totale apportée par le procédé ÉCR+INT est plus importante que pour les deux autres procédés. De plus, les proportions de vies passées en propagation de fissure sont sensiblement les mêmes pour le trou BASE et le procédé ÉCR, pour le chargement maximal de 275,79 MPa. Pour cette marge de bord, la fraction de la vie passée en

propagation de fissure est d'environ 10%.

Pour les différents procédés d'assemblage, les analyses par éléments finis montrent que le chanfrein introduit des contraintes tangentielles plus compressives sur le bord du trou, comparativement à un trou non chanfreiné. En particulier, le procédé ÉCR+INT induit les plus fortes contraintes en compression au niveau du raccordement du chanfrein et de la paroi du trou . Pour la marge de bord e/D=1,0, tous les procédés induisent de fortes déformations plastiques sur le bord du trou. Pour le trou BASE, la contrainte tangentielle sur le bord du trou après chargement, est plus élevée du côté du ligament long que du côté du ligament court ; par contre, la biaxialité des contraintes est plus sévère sur le ligament court que sur le ligament long.

Les calculs de prédiction de vie en initiation ont été effectués à partir des résultats des éléments finis et des modèles de Morrow et Smith-Watson-Topper. Les prédictions de vie en propagation ont été obtenues à l'aide des concepts de la mécanique de la rupture élastique et du paramètre de retardement de Wheeler, fortement utilisé dans la littérature; dans les calculs, les distributions initiales des contraintes d'assemblage et la redistribution de celles-ci après fissuration furent considérées.

Pour le trou centré, les calculs de vie en initiation montrent une meilleure tenue pour le procédé ÉCR+INT, suivi des procédés INT, ÉCR et BASE. Pour le trou décentré, les prévisions indiquent que les procédés ÉCR+INT et INT mènent à des vies similaires; et il en est de même pour les procédés ÉCR et BASE ; cependant, la vie en initiation associée aux deux premiers procédés est très supérieure à celle associée aux procédés

ÉCR et BASE. Pour les deux marges de bord, les calculs de vie en propagation prévoient une vie plus longue pour le procédé ÉCR, suivi respectivement par les procédés ÉCR+INT, INT et BASE.

Pour l'ensemble des paramètres étudiés (procédés et marge de bord), les vies à l'initiation et à la propagation prédites sont conservatrices par rapport aux valeurs mesurées

ABSTRACT

In the present work, the influence of the three processes on the fatigue life of a 7475-T7351 aluminium plate with a drilled through hole is studied . These processes are coldworking (CW), interference fit (IF), and the combination of coldworking and interference (CW+IF). A load spectrum IARPO3 (use near holes on upper outboard longeron of CF-18 aircrafts) representative of 325 hours of flight with a random loading is applied on the plate. Two levels of maximal stresses are applied, 220.63 and 275.79 MPa. Only one level of cold working (4%) and interference fit (1.2%) have been considered. The effect of edge margin e/D (distance between the hole centre and plate edge / hole diameter) on the relative performances of processes is also analysed; the values considered are 1.0 and 2.4 (centered hole).

The research program is divided into three main parts. A fatigue test program conceived with LABVIEW, was realised to applied the spectrum IARPO3 on the processed specimens and the reference hole. During testing, crack initiation and propagation have been monitored with a video-camera. The stress and strain fields resulting from the application of the processes have been established using the finite elements method, taking into account the edge margin, the countersink and the rivet. From these values, the initiation and propagation lives have been evaluated.

Tests performed on centered hole specimens (e/D=2.4) have shown that CW+IF process is the most efficient for total fatigue life improvement with the maximum

loading level of 275.79 MPa. The IF process is second, followed by the CW process. With the maximum stress level of 220.63 MPa, only the reference hole showed cracks. Processes involving interference extend total fatigue life because of their beneficial influence on initiation. Of the three processes, the lower propagation life is for the cold working.

In interference fitted specimens (IF and CW+IF) crack initiates at the countersink and it propagates as a corner crack on the countersunk surface. For the reference hole and the CW process, the crack initiates on the hole edge at mid-thickness, outside the countersink. It first propagates as a semi-elliptical crack and tends to become a part-through crack. For all studied conditions, initiation (corresponding to a 0.254 mm crack length) dominates the fatigue life behaviour.

Tests performed on reduced ligament specimens (e/D=1.0) have shown that the most significant amelioration on total life is for the IF process, for the maximum stress level of 275.79 MPa. The total lives of the reference hole and the CW process are nearly the same. For the maximum stress level of 220.63 MPa, the larger fatigue life is for the CW+IF process. The life proportion spent in propagation becomes negligible for e/D=1.0.

The finite element analyses have shown that the countersink introduced more compressive stress around the hole. The combined process CW+IF induces the most compressive stress on the joining up of the hole and the countersink. For e/D=1.0, all the processes introduce higher plastic deformation around the hole. For the reference hole

under stress, the tangential stress is higher on the side of the long ligament than on the short one, but the biaxiality of the stress is higher on the short ligament.

The results obtained from the finite element study were used in conjunction with Morrow and Smith-Watson-Topper methods for calculating the initiation life. The linear elastic fracture mechanic was applied with the retardement of Wheeler, for evaluating the propagation life ; the initial residual stress and his redistribution after crack growth were also considered. For e/D=2,4, the longer initiation life predicted is for the CW+IF process, followed by IF and CW processes and the reference hole. With 275.79 MPa and e/D=1.0, the prediction showed a much longer initiation life for the CW+IF process.

For all the parameters studied (process and edge margin), predicted initiation and propagation lives are generally lower than the experimental lives. The total life being mainly controlled by initiation, the overall predictions are reliable.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE iv

REMERCIEMENTS v

RÉSUMÉ vii

ABSTRACT xi

TABLE DES MATIÈRES xiv

LISTE DES FIGURES xix

LISTE DES TABLEAUX xxxv

LISTE DES SYMBOLES xxxix

LISTE DES ANNEXES xliii

INTRODUCTION 1

PROBLÈME POSÉ 1

OBJECTIFS DU PRÉSENT TRAVAIL 2

MÉTHODOLOGIE 3

ORGANISATION DU MÉMOIRE 4

CHAPITRE 1 REVUE BIBLIOGRAPHIQUE. 6

INTRODUCTION 6

1.1 Contraintes résiduelles induites par les procédés d'assemblage 7

1.1.1 Trou écroui riveté sans interférence (ÉCR) 8

1.1.2 Trous rivetés avec interférence (INT) 12

1.1.3 Trou écroui et riveté avec interférence (ÉCR + INT)..... 14

1.1.4 Commentaires 16

1.2 Contraintes induites par un chargement cyclique..... 17

1.3 Vie en initiation de fissure 21

1.3.1 Méthode de comptage des cycles "Rainflow Counting"..... 22

1.3.2 Champs de contraintes et déformations cycliques en fond d'entaille..... 24

1.3.3 Calcul de la vie en fatigue-initiation 32

1.4 Calcul des facteurs d'intensité de contraintes 35

1.4.1 Calcul du facteur d'intensité de contraintes K_I d'une fissure semi-elliptique..... 37

1.4.2 Facteur d'intensité de contraintes d'une fissure droite émanant du bord d'une plaque..... 42

1.5 Retardement de la propagation de fissure 44

1.5.1 Plasticité en bout de fissure..... 45

1.6 Vie en propagation de fissure sous chargement à amplitude variable 47

1.6.1 Influence du rapport de charge R 48

1.6.2 Retardement dû à une surcharge (modèle de Wheeler)..... 52

1.7 Conclusion 54

CHAPITRE 2 PROCÉDURE EXPÉRIMENTALE 56

2.1 Matériau 56

2.2 Échantillons de fatigue 60

2.3 Procédés d'assemblage 62

2.3.1 Écrouissage (ÉCR) 62

2.3.2 Rivetage avec interférence (INT) 66

2.3.3 Écrouissage et rivetage avec interférence (ÉCR+INT) 67

2.3.4 Composantes 67

2.4 Essais 68

2.5 Suivi de fissure avec la caméra 71

2.6 Conclusion 73

CHAPITRE 3 ÉTUDE DU CHAMP DE CONTRAINTES INDUIT PAR LES DIFFÉRENTS PROCÉDÉS D'ASSEMBLAGE AVANT ET APRÈS CHANFREINAGE ET APRÈS FISSURATION 74

3.1 Modélisation tridimensionnelle par éléments finis 75

3.2 Modélisation de l'usinage du chanfrein. 80

3.3 Champs de contraintes résiduelles après chanfreinage 82

3.3.1 Champ de contraintes après écrouissage 83

3.3.2 Champ de contraintes induit par le rivetage avec interférence 88

3.3.3 Champ de contraintes induit par le procédé ÉCR+INT 91

3.3.4 Commentaires 94

3.4 Évaluation du facteur de concentration de contraintes pour un trou de base chanfreiné et riveté sans interférence 95

3.5 Étude de la superposition des contraintes de chargement et des contraintes initiales d'assemblage 98

3.6 Redistribution des contraintes résiduelles après fissuration 100

3.7 Conclusion 104

CHAPITRE 4 RÉSULTATS DES ESSAIS DE FATIGUE 107

4.1 Suivi partiel des fissures 107

4.2 Mesures de la longueur des fissures 108

4.3 Vies en initiation, en propagation et vies totales 115

4.4 Facteur d'amélioration sur la vie totale 126

4.5 Conclusion 128

CHAPITRE 5 APPLICATION DES MODÈLES DE PRÉVISION DE VIES EN INITIATION ET EN PROPAGATION DE FISSURE 130

5.1 Comparaison des champs de contraintes déterminés par éléments finis et par la méthode de Neuber 130

5.2 Calcul des vies en initiation avec les modèles de Morrow et Smith-Watson-Topper 137

5.2.1 Vies en initiation sous chargement à amplitude constante 138

5.2.2 Vies en initiation sous le spectre de chargement IARPO3 140

5.3 Comparaison entre les prévisions de vies en initiation et les valeurs semi-expérimentales (valeurs extrapolées) 146

5.4 Calcul des vies en propagation 150

5.4.1 Calcul du facteur d'intensité de contraintes K_I avec les fonctions de poids de Glinka 150

5.4.2 Choix du paramètre de forme a/c 154

5.4.3 Redistribution des contraintes résiduelles associée à l'extension de la fissure 155

5.4.4 Prévisions de vies en propagation 156

5.5 Comparaison entre les vies totales prévues et les résultats expérimentaux 161

5.6 Conclusion 163

CONCLUSION 166

RECOMMANDATIONS 169

RÉFÉRENCES 171

ANNEXES 177

LISTE DES FIGURES

page

Figure 1.1 Distribution de la contrainte tangentielle résiduelle le long du ligament d'une plaque d'aluminium 7475-T7351 contenant un trou écroui à 4%, calculée à l'aide de méthodes analytiques bidimensionnelles (Larouche, 1995) 9

Figure 1.2 Zones d'écoulement et de ré-écoulement dans une plaque écrouie (Grandt et Potter, 1979) 10

Figure 1.3 Distribution des contraintes résiduelles à travers l'épaisseur d'un échantillon en alliage Al7475-T7351, écroui à 4% (Forgues et al., 1993) 11

Figure 1.4 Distribution de la contrainte tangentielle le long du ligament d'une plaque d'aluminium 7475-T7351, rivetée avec une interférence de 1%, calculée à l'aide d'approches analytiques bidimensionnelles (Larouche, 1995). 13

Figure 1.5 Distribution des contraintes tangentielles pour le cas d'un trou écroui et riveté par interférence (Leis, 1978) 15

Figure 1.6 Distribution des contraintes initiales associées à l'interférence (int), au chargement de 300 Mpa (max) et au déchargement (res) pour le cas d'un trou riveté sous interférence de 1,67% dans une plaque d'aluminium 7075-T6 (Crews, 1974) 18

Figure 1.7 État des contraintes et déformations initiales et cycliques pour les différents procédés avec e/D=2,4 (Larouche, 1995) 20

Figure 1.8 État des contraintes et déformations initiales et cycliques pour les différents procédés avec e/D=1,0 (Larouche, 1995) 20

Figure 1.9 Spectre de chargement à amplitude variable 22

Figure 1.10 Illustration des contraintes et déformations nominales et locales (Neçar, 1994) 25

Figure 1.11 Schéma de la variation des facteurs de concentration K_σ et K_ε (Sherratt, 1983) 26

Figure 1.12 Courbes contrainte-déformation sous chargement statique (trait plein) et cyclique (trait pointillé) pour différents alliages d'aluminium (Berkovits, 1987) 27

Figure 1.13 Méthode de résolution graphique pour l'application de la règle de Neuber 29

Figure 1.14 Spectre réorganisé 31

Figure 1.15 Amplitude de déformation totale en fonction du nombre de cycles à l'initiation (cycles to failure), résultant de l'addition de deux relations linéaires (Manson, 1965) 33

Figure 1.16 Géométrie d'une fissure semi-elliptique (Glinka, 1991) 36

Figure 1.17 Systèmes de contraintes S_r et $\sigma_r(x)$ et de déplacement des lèvres de la fissure $u_r(x,a)$ utilisés pour la dérivation de la fonction de poids m(x,a) (Glinka, 1991) 39

Figure 1.18 Retardement de la propagation d'une fissure après surcharge (Broek, 1989) 44

Figure 1.19 Mécanisme de retardement pour une surcharge en tension a) formation de la zone plastique sous l'application du chargement (point B); b) distribution des contraintes résiduelles après déchargement (point C); c) zone plastique et distribution des contraintes résiduelles après l'application d'une surcharge (point G); d) zone plastique et distribution des contraintes résiduelles après propagation de fissure suivant la surcharge (Broek, 1989)..... 45

Figure 1.20 Définitions des différentes valeurs de ΔK (Collins, 1993)..... 49

Figure 1.21 Variation expérimentale de K_{opn}/K_{max} vs R, pour l'acier doux et quelques alliages d'aluminium et de titane (McDonnell Aircraft Company, 1995)..... 50

Figure 1.22 Vitesse de fissuration da/dN vs ΔK_{eff} pour l'aluminium 7475-T7351 (Zhang et al., 1987)..... 51

Figure 1.23 Illustration des variables du modèle de retardement de Wheeler (Broek, 1989)..... 52

Figure 2.1 Géométrie des échantillons de traction 58

Figure 2.2 Courbe contrainte-déformation de l'alliage Al7475-T7351 en traction..... 60

Figure 2.3 Géométrie des échantillons pour les essais en fatigue 61

Figure 2.4 Appareillage utilisé pour l'écrouissage (FTI Inc., 1991)..... 63

Figure 2.5 Géométrie du mandrin utilisé pour l'écrouissage (FTI Inc., 1988)..... 63

Figure 2.6 Les différentes étapes de l'écrouissage industriel (FTI Inc., 1988)..... 65

Figure 2.7 Procédé de rivetage avec interférence (Larouche, 1995) 66

Figure 2.8 Banc d'essai 72

Figure 3.1 Maillages tridimensionnels d'une plaque trouée de 6,35 mm d'épaisseur pour les marges de bord a) e/D=2,4 b) e/D=1,0..... 76

Figure 3.2 Types d'éléments utilisés pour la modélisation par éléments finis..... 77

Figure 3.3 Modélisation de l'application des différents procédés d'assemblage avec une marge de bord e/D=2,4 (dimensions en mm) 79

Figure 3.4 Illustration schématique de la modélisation du chanfrein 81

Figure 3.5 Sites d'initiation des fissures pour les procédés ÉCR, INT et ÉCR+INT 83

Figure 3.6 Distribution des contraintes tangentielles avant et après usinage du chanfrein, pour un trou écroui à 4% et une marge de bord e/D=2,4 85

Figure 3.7 Distribution des contraintes tangentielles avant et après usinage du chanfrein, pour un trou écroui à 4% et une marge de bord e/D=1,0 86

Figure 3.8 Distribution des contraintes tangentielles après usinage du chanfrein, pour un trou riveté avec une interférence de 1,2% et une marge de bord e/D=2,4 89

Figure 3.9 Distribution des contraintes tangentielles après usinage du chanfrein, pour un trou riveté avec une interférence de 1,2% et une marge de bord e/D=1,0 90

Figure 3.10 Distribution des contraintes tangentielles après usinage du chanfrein d'un trou écroui à 4% et riveté avec interférence de 1,2% ayant une marge de bord e/D=2,4 92

Figure 3.11 Distribution des contraintes tangentielles après usinage du chanfrein, pour un trou écroui à 4% et riveté avec interférence de 1,2% ayant une marge de bord e/D=1,0 93

Figure 3.12 Champ de contraintes (chargement de 1Mpa) sur le ligament d'une plaque trouée, chanfreinée et rivetée sans interférence, de marge de bord e/D=2,4 96

Figure 3.13 Champ de contraintes (chargement de 1Mpa) sur le ligament court d'une plaque trouée, chanfreinée et rivetée sans interférence, de marge de bord e/D=1,0 96

Figure 3.14 Champ de contraintes, induit par un chargement de 275,79 MPa, sur le ligament court et à mi-épaisseur d'une plaque trouée, écrouie et chanfreinée de marge de bord e/D=2,4 100

Figure 3.15 Redistribution des contraintes résiduelles d'assemblage à mi-épaisseur de la plaque, après écrouissage de 4,0% et fissuration a) e/D=2,4; b) e/D=1,0. 102

Figure 3.16 Redistribution des contraintes résiduelles d'assemblage après écrouissage de 4,0% et fissuration de 1,675 mm sur le ligament court, à mi-épaisseur de la plaque sur le ligament long pour e/D=1,0 104

Figure 4.1 Sites d'observation des fissures avec les caméras 108

Figure 4.2 Sites d'initiation de fissure 109

Figure 4.3 Faciès de rupture pour le procédé BASE, avec e/D=2,4 et S_{max}=275,79 MPa (grossissement de 12) 110

Figure 4.4 Faciès de rupture pour le procédé BASE, avec e/D=1,0 sur le ligament court et S_{max}=275,79 MPa (grossissement de 12) 111

Figure 4.5 Faciès de rupture pour le procédé ÉCR, avec e/D=2,4 et S_{max}=275,79 MPa (grossissement de 12) 111

Figure 4.6 Faciès de rupture pour le procédé ÉCR, avec e/D=1,0 sur le ligament court et S_{max}=275,79 MPa (grossissement de 12) 112

Figure 4.7 Faciès de rupture pour le procédé INT, avec e/D=2,4 et S_{max}=275,79 MPa (grossissement de 12) 112

Figure 4.8 Faciès de rupture pour le procédé INT, avec e/D=1,0 sur le ligament court et S_{max}=220,63 MPa (grossissement de 12) 113

Figure 4.9 Faciès de rupture pour le procédé ÉCR+INT, avec e/D=2,4 et S_{max}=275,79 MPa (grossissement de 12) 113

Figure 4.10 Faciès de rupture pour le procédé ÉCR+INT, avec e/D=1,0 sur le ligament court et S_{max}=275,79 MPa (grossissement de 12) 114

Figure 4.11 Suivi de fissure pour des trous écrouis à 3,36% sans rivet, avec e/D=2,4 et un chargement à amplitude constante (R=0) et de niveau maximal égal à 300 MPa (Burlat, 1994)..... 116

Figure 4.12 Périodes d'initiation et de propagation de fissure pour e/D=2,4 avec le spectre de chargement IARPO3 119

Figure 4.13 Vies totales, incluant les essais sans suivi de fissure, pour e/D=2,4 avec le spectre de chargement IARPO3 120

Figure 4.14 Périodes d'initiation et de propagation de fissure pour e/D=1,0 côté du ligament court, avec le spectre de chargement IARPO3 123

Figure 4.15 Vies totales, incluant les essais sans suivi de fissure, pour e/D=1,0 côté du ligament court, avec le spectre de chargement IARPO3 124

Figure 5.1 État des contraintes et déformations cycliques obtenu avec les éléments finis sur le bord d'un trou chanfreiné de marge de bord e/D=2,4, avec un chargement maximal de 275,79 MPa et un rapport de contrainte (S_{min}/S_{max})=-0,34..... 131

Figure 5.2 État des contraintes et déformations cycliques obtenu avec les éléments finis sur le bord d'un trou chanfreiné de marge de bord e/D=1,0 sur le ligament court, avec un chargement maximal de 275,79 MPa et un rapport de contrainte (S_{min}/S_{max})=-0,34. 132

Figure 5.3 État des contraintes et déformations cycliques sur le bord d'un trou chanfreiné de marge de bord e/D=2,4, obtenu avec les relations de Neuber et Ramberg-Osgood pour un chargement maximal de 275,79 MPa et un rapport de contrainte (S_{min}/S_{max})=-0,34. 135

Figure 5.4 État des contraintes et déformations cycliques sur le bord d'un trou chanfreiné de marge de bord e/D=1,0 sur le ligament court, obtenu avec les relations de Neuber et Ramberg-Osgood pour un chargement maximal de 275,79 MPa et un rapport de contrainte (S_{min}/S_{max})=-0,34. 136

Figure 5.5 Histogramme des cycles du spectre IARPO3 141

Figure 5.6 Vies totales prévues versus vies totales observées, pour la marge de bord e/D=2,4 161

Figure 5.7 Vies totales prévues versus vies totales observées, pour la marge de bord e/D=1,0 sur le ligament court 162

Figure A.1 Plaque chargée avec un trou chanfreiné, riveté sans interférence. 182

Figure B.1 Programme GENFREQ.vi 193

Figure B.2 Programme GEN.vi 193

Figure B.3 Programme RAM.vi 195

Figure C.1 Suivi de fissure pour les trous de base avec e/D=2,4 et un chargement maximal de 220,63 MPa (éprouvettes 103 et 104) 199

Figure C.2a Suivi de fissure pour les trous de base avec e/D=2,4 et un chargement maximal de 275,79 MPa (éprouvettes 105 et 106) 200

Figure C.2b Suivi de fissure pour les trous de base avec e/D=2,4 et un chargement maximal de 275,79 MPa (éprouvettes 107 et 108) 201

Figure C.3a Suivi de fissure pour les trous de base avec e/D=1,0 et un chargement maximal de 220,63 MPa (éprouvettes 1 et 2) 202

Figure C.3b Suivi de fissure pour les trous de base avec e/D=1,0 et un chargement maximal de 220,63 MPa (éprouvettes 3 et 4) 203

Figure C.4 Suivi de fissure pour les trous de base avec e/D=1,0 et un chargement maximal de 275,79 MPa (éprouvettes 6 et 8) 204

Figure C.5a Suivi de fissure pour les trous écrouis avec e/D=2,4 et un chargement maximal de 275,79 MPa (éprouvettes 113 et 114) 205

Figure C.5b Suivi de fissure pour les trous écrouis avec e/D=2,4 et un chargement maximal de 275,79 MPa (éprouvette 116) 206

Figure C.6a Suivi de fissure pour les trous écrouis avec e/D=1,0 et un chargement maximal de 220,63 MPa (éprouvettes 9 et 11) 207

Figure C.6b Suivi de fissure pour les trous écrouis avec e/D=1,0 et un chargement maximal de 220,63 MPa (éprouvette 12) 208

Figure C.7 Suivi de fissure pour les trous écrouis avec e/D=1,0 et un chargement maximal de 275,79 MPa (éprouvettes 15 et 16) 209

Figure C.8 Suivi de fissure pour les trous avec interférence, avec e/D=2,4 et un chargement maximal de 275,79 MPa (éprouvette 122) 210

Figure C.9 Suivi de fissure pour les trous avec interférence, avec e/D=1,0 et un chargement maximal de 220,63 MPa (éprouvettes 17,18 et 19) 211

Figure C.10 Suivi de fissure pour les trous avec interférence, avec e/D=1,0 et un chargement maximal de 275,79 MPa (éprouvettes 23 et 24) 212

Figure C.11 Suivi de fissure pour les trous avec écrouissage et interférence, avec e/D=2,4 et un chargement maximal de 275,79 MPa (éprouvettes 131 et 132) 213

Figure C.12 Suivi de fissure pour les trous avec écrouissage et interférence, avec e/D=1,0 et un chargement maximal de 220,63 MPa (éprouvettes 26, 27 et 28) 214

Figure C.13 Suivi de fissure pour les trous avec écrouissage et interférence, avec e/D=1,0 et un chargement maximal de 275,79 MPa (éprouvette 32) 215

Figure D.1 Distribution de la valeur moyenne de chargement pour un intervalle Δ de [0, 0,1[..... 223

Figure D.2 Distribution de la valeur moyenne de chargement pour un intervalle Δ de [0,1, 0,2[..... 223

Figure D.3 Distribution de la valeur moyenne de chargement pour un intervalle Δ de [0,2, 0,3[..... 224

Figure D.4 Distribution de la valeur moyenne de chargement pour un intervalle Δ de [0,3, 0,4[..... 224

Figure D.5 Distribution de la valeur moyenne de chargement pour un intervalle Δ de [0,4, 0,5[..... 225

Figure D.6 Distribution de la valeur moyenne de chargement pour un intervalle Δ de [0,5, 0,6[..... 225

Figure D.7 Distribution de la valeur moyenne de chargement pour un intervalle Δ de [0,6, 0,7[..... 226

Figure D.8 Distribution de la valeur moyenne de chargement pour un intervalle Δ de [0,7, 0,9[..... 226

Figure D.9 Distribution de la valeur moyenne de chargement pour un intervalle Δ de [0,9, 1,03[..... 227

Figure D.10 Distribution de la valeur moyenne de chargement pour un intervalle Δ de [1,03, 1,118[..... 227

LISTE DES TABLEAUX

page

Tableau 1.1 Calcul des contraintes et déformations en fond d'entaille pour un spectre de chargement 32

Tableau 2.1 Composition chimique de l'alliage Al7475-T7351 (Metals Handbook, 1990) 58

Tableau 2.2 Propriétés mécaniques en traction statique de l'alliage Al7475-T7351 59

Tableau 2.3 Propriétés mécaniques cycliques de l'alliage Al7475-T7351 (Bombardier/Canadair) 59

Tableau 2.4 Dimensions des composants 68

Tableau 2.5 Identification des échantillons et des paramètres du programme d'essais de fatigue sous spectre de chargement IARPO3 70

Tableau 3.1 Diamètre des composantes des modèles d'éléments finis 3D 80

Tableau 3.2 Contraintes et déformations tangentielles résiduelles ($\sigma_{rés}$ et $\varepsilon_{rés}$) au bord du trou, pour les trois procédés d'assemblage et les deux marges de bord 95

Tableau 3.3 Facteur de concentration de contraintes K_{tg} pour des plaques trouées, chanfreinées et rivetées sans interférence (D/W=0,208) 97

Tableau 4.1 Facteur d'amélioration de la vie en fatigue associé aux procédés, pour S_{max}=220,63 MPa et 275,79 MPa. 127

Tableau 5.1 Paramètres pour un chargement maximal de 275,79 MPa et R=-0,34 133

Tableau 5.2 Prévisions de vie en initiation (en cycles) calculées à l'aide des modèles de Morrow et Smith-Watson-Topper pour un chargement maximal constant de 275,79 MPa et R=-0,34 139

Tableau 5.3 Prévisions de vie en initiation pour le spectre IARPO3 (correspondant à une longueur de fissure de 0,254 mm) obtenues à partir des résultats des éléments finis et des modèles de Morrow et Smith-Watson-Topper (en heures de vol) 145

Tableau 5.4 Comparaison entre les vies en initiation calculées (en heures de vol) et les vies en initiation expérimentales (valeurs extrapolées), pour la marge de bord e/D=2,4 147

Tableau 5.5 Comparaison entre les vies en initiation calculées (en heures de vol) et les vies en initiation expérimentales (valeurs extrapolées), pour la marge de bord e/D=1,0 sur le ligament court 148

Tableau 5.6 Comparaison entre les prévisions de vies en propagation de fissure et les valeurs expérimentales (extrapolées), avec le spectre IARPO3 pour la marge de bord e/D=2,4 (en heures de vol) 157

Tableau 5.7 Comparaison entre les prévisions de vies en propagation de fissure et les valeurs expérimentales (extrapolées), avec le spectre IARPO3 pour la marge de bord e/D=1,0 sur le ligament court (en heures de vol) 158

Tableau C.1 Résultats des tests de fatigue pour une marge de bord e/D=2,4 216

Tableau C.2a Résultats des tests de fatigue pour une marge de bord e/D=1,0 sur le ligament court 218

Tableau C.2b Résultats des tests de fatigue pour une marge de bord e/D=1,0 sur le ligament long..... 220

Tableau D.1 Caractéristiques des cycles de chargement analysés par éléments finis..... 228

LISTE DES SYMBOLES

a	Longueur de fissure
a_c	Longueur critique de fissure
a_o	Longueur de fissure initiale
a_{th}	Longueur de fissure au seuil de propagation
A_i	Surface comprise sous la courbe de contraintes
b	Exposant de résistance à la fatigue
c	Exposant de ductilité à la fatigue
C_p	Paramètre de retardement de Wheeler
D	Cumul du dommage
$D_{mandrin}$	Diamètre maximal du mandrin
D_{rivet}	Diamètre du rivet
D_{trou}	Diamètre initial du trou
e	Distance entre le centre du trou et le bord de la plaque ou déformation nominale
ε	Déformation locale
E	Module d'élasticité
E_T	Module de plasticité
ε_f	Ductilité à la rupture
ε_f'	Ductilité cyclique à la rupture
ε_{ut}^*	Déformation réelle ultime en tension

F, F',G, G' Coefficients de correction

H Module d'élasticité rapporté en contraintes planes ou déformations planes

K Coefficient de rigidité ductile

K' Coefficient de rigidité cyclique

K_c Tenacité du matériau

K_I Facteur d'intensité de contraintes en mode I

ΔK_{eff} Variation cyclique du facteur d'intensité de contraintes effectif

K_{op} Facteur d'intensité de contraintes à l'ouverture d'une fissure

K_{tg} Facteur de concentration de contraintes élastiques basé sur la contrainte appliquée loin du trou

ΔK_{th} Facteur d'intensité de contraintes au seuil de propagation de fissure

K_σ Facteur de concentration de contraintes élasto-plastique

K_ε Facteur de concentration de déformations élasto-plastique

K_r Facteur d'intensité de contraintes de référence

m Fonction de poids

M_i Coefficients non-dimensionnels du facteur d'intensité de contrainte (Grandt et Glinka)

n Coefficient d'écrouissage statique

n' Coefficient d'écrouissage cyclique

n_{cycles} Nombre de cycles comptés pour le cumul du dommage

N Nombre de cycles en propagation de fissure

N_i	Nombre de cycles à l'initiation de fissure
σ	Contrainte locale
Q	Coefficient
R	Rapport des facteurs d'intensité de contraintes K_{min}/K_{max}
R_{ol}	Diamètre d'action de la zone plastique en bout de fissure lors d'une surcharge
R_{pc}	Diamètre d'action de la zone plastique en bout de fissure
S,S_r	Contrainte nominale
S_{ut}	Limite ultime en tension
S_y	Limite d'écoulement du matériau
t	Épaisseur de la plaque
u	Champ de déplacement d'ouverture de la fissure
v	Champ de déplacement d'ouverture d'une fissure droite
X_i	Centroïde de la surface comprise sous la courbe de contraintes
X_ρ	Distance entre le centre d'une fissure et l'extrémité de la zone plastique en bout de fissure
Y	Paramètre de forme adimensionnel d'une fissure droite
α	Constante rapporté en contraintes planes ou déformations planes
ν	Coefficient de Poisson du matériau

Indices :

c	Critique
eff	Effectif
el.	Élastique
min	Minimal
max	Maximal
moy	Moyenne

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE A Champs de contraintes obtenus à l'aide des éléments finis pour les deux marges de bord e/D=2,4 et 1,0 178

ANNEXE B Banc d'essai conçu avec LABVIEW 191

ANNEXE C Mesures de la longueur des fissures et des vies en fatigue pour les différentes conditions d'assemblage, de géométrie et de chargement..... 198

ANNEXE D Étude du spectre IARPO3 utilisé pour les essais en fatigue..... 222

ANNEXE E Programmes FORTRAN 77 pour les calculs des vies en initiation (0,254 mm) et en propagation de fissure. 229

INTRODUCTION

PROBLÈME POSÉ

Le comportement des structures aéronautiques soumises en fatigue est un domaine important de recherche en mécanique de la rupture. En particulier, l'étude de l'influence des différentes techniques d'assemblage sur la vie en fatigue des joints rivetés a retenu l'attention des constructeurs d'aéronefs et des opérateurs de flotte. Les techniques courantes d'assemblage des joints rivetés sont l'écrouissage, l'interférence ou la combinaison des deux. Jusqu'à présent, l'effet de ces procédés sur l'amélioration de la vie des structures n'est pas bien connu et aucune règle de design n'a pu être établie. De plus, l'influence des charges variables et des surcharges sur la vie en fatigue des joints écrouis et/ou rivetés avec interférence n'a pas été étudiée. Certains éléments structuraux des avions sont maintenant conçus en appliquant l'approche ''tolérance au dommage'', i.e. que l'existence d'une fissure initiale dans une composante est considérée et son comportement mécanique est évalué par calculs; des programmes d'inspection sont également établis afin que l'acheteur puisse détecter les fissures et effectuer les réparations nécessaires.

Dans les procédures d'entretien, certains manufacturiers suggèrent de considérer que l'écrouissage améliore la vie en fatigue par un facteur de trois. Cependant, des essais en laboratoire ont montré que ce facteur varie avec les conditions d'essai et qu'il peut

être inférieur à 3. De plus, l'effet des deux procédés combinés (écrouissage+interférence) a été peu étudié ; certaines opinions contradictoires sont émises sur le sujet. Il est donc important pour la conception et l'entretien des avions de bien connaître l'effet des différents procédés sous l'application des chargements réels que supporte l'aéronef.

OBJECTIFS DU PRÉSENT TRAVAIL

Le présent travail de recherche s'inscrit dans un programme d'étude étendu portant sur les méthodes d'assemblage des joints rivetés et leur influence sur la vie en fatigue des structures aéronautiques. Plusieurs paramètres doivent être pris en compte, dont la géométrie du joint et le chargement appliqué. L'objectif principal de ce travail est d'évaluer le comportement en fatigue sous spectre de chargement de deux géométries de trous, rivetés selon les trois méthodes citées précédemment, soit l'écrouissage, l'interférence et la combinaison des deux. De plus, des méthodes de prévision de vie en fatigue-initiation et en fatigue-propagation seront étudiées afin de fournir des outils de calculs aux concepteurs et aux opérateurs d'aéronefs.

MÉTHODOLOGIE

Ce projet de recherche comporte un programme d'essais en fatigue et l'étude des champs de contraintes induits par les procédés mécaniques sur une plaque trouée et rivetée, en alliage d'aluminium 7475-T7351, alliage couramment utilisé dans les structures d'aéronefs. À l'aide de la méthode des éléments finis, l'effet d'un chanfrein est considéré dans l'étude de ces champs de contraintes.

Les essais en fatigue seront effectués sur deux géométries d'échantillon, sollicitées sous un spectre de chargement représentatif d'une mission typique d'intérêt. La réalisation de ces essais nécessitera le développement et la mise en oeuvre d'un logiciel de contrôle de la machine de fatigue.

Les résultats expérimentaux sur les vies en fatigue seront analysés en se référant aux champs de contrainte induits par les procédés. Les calculs de vie en initiation et en propagation seront effectués en considérant l'influence d'un chargement à amplitude variable et l'effet de retardement causé par la zone plastique en bout de fissure.

ORGANISATION DU MÉMOIRE

Ce mémoire est divisé en cinq chapitres. Le premier chapitre constitue la revue bibliographique traitant des contraintes induites par les différents procédés d'assemblage et par le chargement cyclique. De plus, des méthodes de calcul des vies en fatigue-initiation et en fatigue-propagation pour un spectre à chargement variable sont présentées. Deux techniques de calcul du facteur d'intensité de contraintes pour les fissures coins et/ou semi-elliptiques et droites y sont expliquées.

Le deuxième chapitre couvre la procédure expérimentale incluant la description du matériau, de la géométrie des échantillons et des techniques d'application des procédés d'assemblage. De plus, les appareillages et logiciels utilisés pour générer un spectre à amplitude variable et effectuer le suivi des essais sont présentés.

Le troisième chapitre présente les champs de contraintes induits par les procédés d'assemblage et calculés à l'aide des modèles tridimensionnels d'éléments finis. L'effet du chanfrein est considéré. La redistribution de ces contraintes après fissuration est également analysée et discutée. Le champ de contraintes induit par un chargement sur une plaque trouée et rivetée sans interférence est présenté.

Le quatrième chapitre présente l'analyse des résultats des essais en fatigue. L'influence de la géométrie et du procédé sur le comportement de la vie en initiation et en propagation est mise en évidence.

Au cinquième chapitre, une comparaison est établie entre les vies expérimentales et les prédictions de vie en fatigue-initiation et en fatigue-propagation ; celles-ci ont été calculées à partir des champs de contraintes et déformations qui sont induits par les procédés d'assemblage et le chargement et qui sont obtenus par éléments finis. Suivent la conclusion générale et les recommandations pour les travaux futurs.

CHAPITRE 1

REVUE BIBLIOGRAPHIQUE

INTRODUCTION

Deux approches de design sont considérées pour le calcul des vies en fatigue. La première est la vie sécuritaire ou la vie en initiation; les calculs effectués selon cette approche prévoient qu'aucune fissure n'apparaîtra dans la pièce pendant son opération. Cependant, une procédure d'inspection est mise en place afin de remplacer la pièce lorsqu'une fissure de 0,254 mm (0,01 pouce) de longueur se développe. La seconde approche, la tolérance au dommage, fait référence à la vie en propagation de fissures. Dans ce cas, la présence d'une fissure est acceptée et son évolution lors des différentes missions de l'avion, jusqu'à une longueur critique où la rupture est catastrophique, est étudiée. Les vies en initiation et en propagation de fissures représentent la vie totale de la composante.

Plusieurs travaux ont été effectués afin d'améliorer la vie totale des composantes. En effet, l'introduction de contraintes résiduelles en compression au bord du trou des joints rivetés permet de prolonger la vie totale. Trois techniques d'assemblage sont utilisées pour induire des contraintes résiduelles. L'écrouissage et le rivetage sans interférence (Cold Working) induisent des contraintes en compression au bord du trou, ce qui améliore la vie en propagation. L'interférence (Interference Fit) induit des

contraintes en tension au bord du trou. Ceci permet d'améliorer la vie en initiation en diminuant la contrainte cyclique au niveau du trou. Enfin, le trou écroui et riveté avec interférence combine les avantages de l'écrouissage et de l'interférence. L'effet de ces contraintes sur la vie totale fut surtout étudié pour caractériser les pièces soumises au chargement en fatigue à amplitude constante.

Dans ce chapitre, une revue des méthodes analytiques et numériques, utilisées pour évaluer les champs de contraintes et déformations induits dans une plaque trouée par les différents procédés et soumise à un chargement cyclique, sont répertoriées. L'effet de la géométrie de marge de bord est également examiné.

L'étude bibliographique porte aussi sur les méthodes d'évaluation de la vie en fatigue en considérant deux étapes, i.e., l'initiation et la propagation. Pour le calcul de la vie en initiation, les modèles de Neuber et de Ramberg-Osgood seront résumés. Pour l'étude de la vie en propagation, les méthodes de calcul du facteur d'intensité de contraintes K_I pour des fissures semi-elliptiques et droites seront introduites. De plus, le paramètre de retardement de fissure développé par Wheeler sera discuté.

1.1 Contraintes résiduelles induites par les procédés d'assemblage

Dans cette section, les trois procédés d'assemblage couramment appliqués dans le but d'améliorer la vie en fatigue des joints rivetés seront exposés. Il s'agit de l'écrouissage, l'interférence et la combinaison des deux procédés. Pour chaque cas, une

brève explication du procédé sera présentée et les champs de contraintes obtenus à l'aide de différents modèles analytiques bidimensionnels appliqués à une plaque ayant un trou central seront discutés.

1.1.1 Trou écroui riveté sans interference (ÉCR)

La distribution des contraintes résiduelles associées à l'écrouissage résulte de la relaxation des contraintes d'interférence, qui survient après le passage à travers le trou d'un mandrin rigide dont le diamètre est plus grand que celui du trou travaillé. Le niveau d'écrouissage est défini par :

$$\% \text{ ECR} = 100 \left(D_{\text{mandrin}} - D_{\text{trou}} \right) / D_{\text{trou}} \qquad (1.1)$$

où D_{mandrin} est le diamètre maximal du mandrin et D_{trou}, le diamètre initial du trou (avant écrouissage). Après le passage du mandrin, la zone loin du trou, qui a été déformée élastiquement, tend à revenir à sa position initiale en induisant des contraintes tangentielles en compression sur le bord du trou déformé plastiquement. Ces contraintes en compression servent ainsi à diminuer la contrainte maximale qui existe au bord du trou, sous l'influence d'un chargement.

Plusieurs méthodes analytiques bidimensionnelles ont été appliquées afin d'analyser le champ des contraintes résiduelles dans une plaque d'aluminium 7475-

T7351 contenant un trou centré écroui à 4%. La figure 1.1 présente la distribution de la contrainte résiduelle tangentielle obtenue avec les modèles les plus courants en contraintes planes et en déformations planes (Larouche, 1995); l'abscisse représente la distance radiale adimensionnelle x/R où x est la distance entre le centre du trou et le point de calcul et R est le rayon du trou. Il est à noter que ces modèles étant bidimensionnels, ils ne peuvent prendre en compte la présence d'un chanfrein.

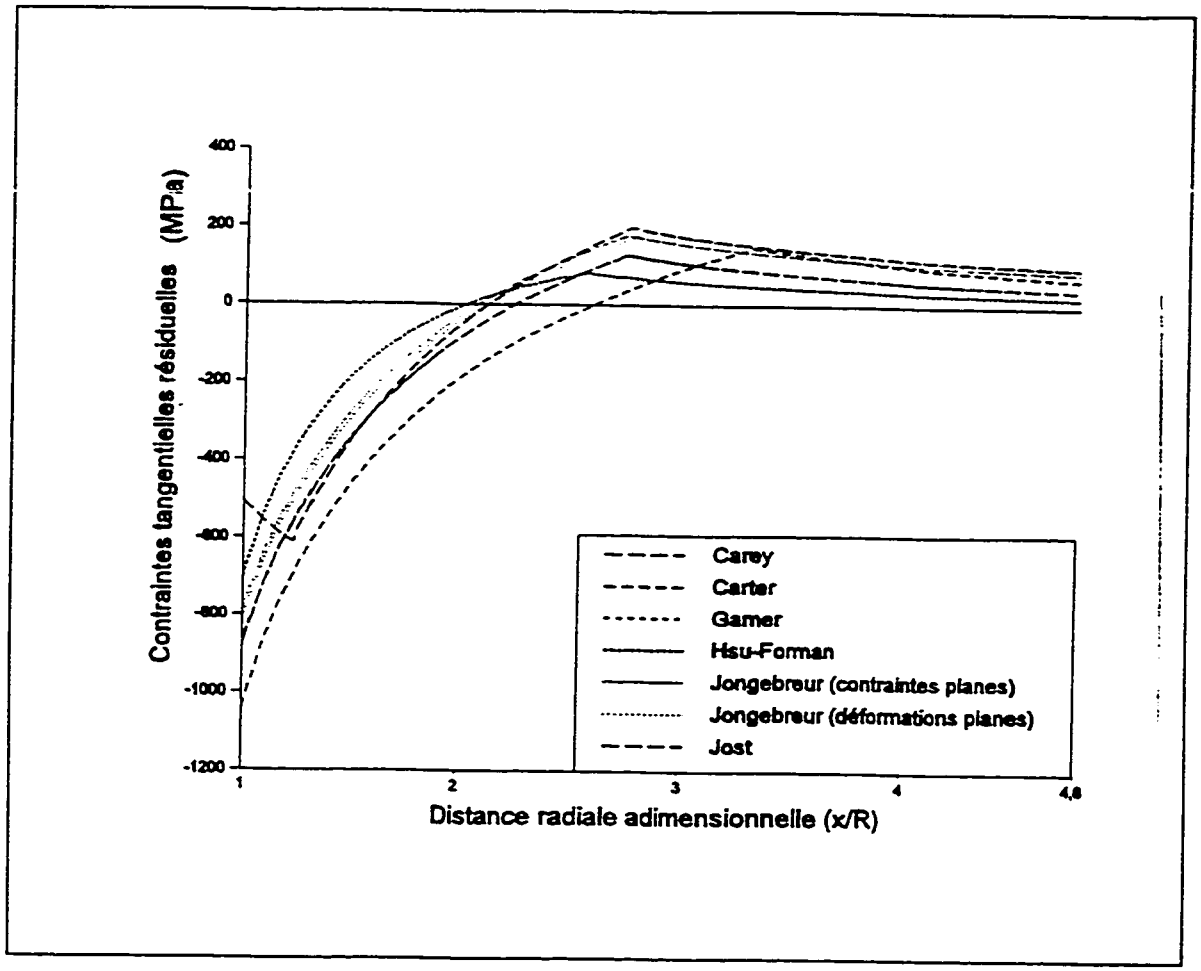


FIGURE 1.1 Distribution de la contrainte tangentielle résiduelle le long du ligament d'une plaque d'aluminium 7475-T7351 contenant un trou écroui à 4%, calculée à l'aide de méthodes analytiques bidimensionnelles (Larouche, 1995)

Comme le montre la figure 1.1, la contrainte résiduelle tangentielle agissant près du trou est en compression elle devient en tension loin du trou. La zone compressive est efficace pour retarder la propagation de fissure car les contraintes en compression contribuent à diminuer l'ouverture des lèvres de la fissure. À noter que la méthode de Jost est la seule à prédire un ré-écoulement de la zone plastique en compression au bord du trou. Dans ce cas, la contrainte tangentielle maximale en compression est située à la limite de la zone de ré-écoulement et non plus au bord du trou. La taille de cette zone de ré-écoulement, dont le rayon est égal à ρ_{ry}, est illustrée schématiquement à la figure 1.2. Cette figure montre également la taille de la zone plastique ρ_Y, induite lors du passage du mandrin; la limite de cette zone coïncide avec la valeur maximale de la contrainte résiduelle tangentielle.

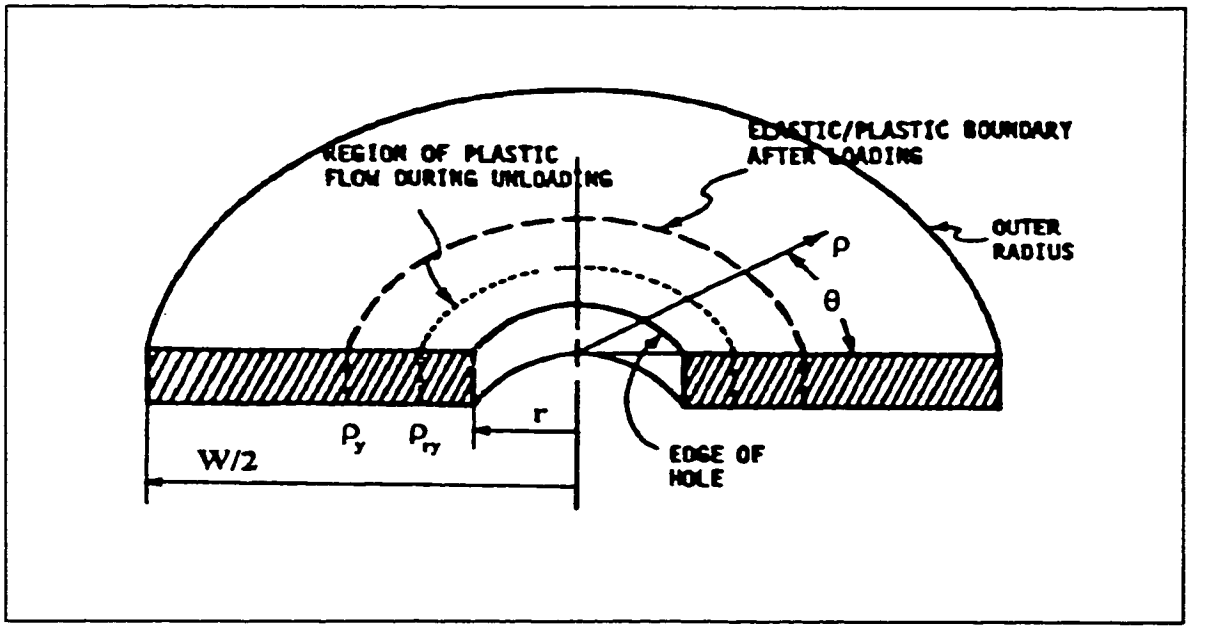


FIGURE 1.2 Zones d'écoulement et de ré-écoulement dans une plaque écrouie (Grandt et Potter, 1979)

Lors de l'application du procédé industriel d'écrouissage, la répartition des contraintes résiduelles, tangentielles et radiales, varie légèrement à travers l'épaisseur de l'échantillon car ce procédé n'est pas uniforme à travers l'épaisseur de la plaque. Sur la face d'entrée (côté de la plaque par lequel le mandrin est introduit), l'écrouissage est moins important que sur la face de sortie (côté subissant l'écrouissage en dernier). Ainsi, pour un écrouissage de 4%, Forgues et al. (1993) ont montré, à l'aide d'un modèle tridimensionnel d'éléments finis, que les contraintes résiduelles tangentielles sont moins compressives sur la face d'entrée que sur la face de sortie (figure 1.3).

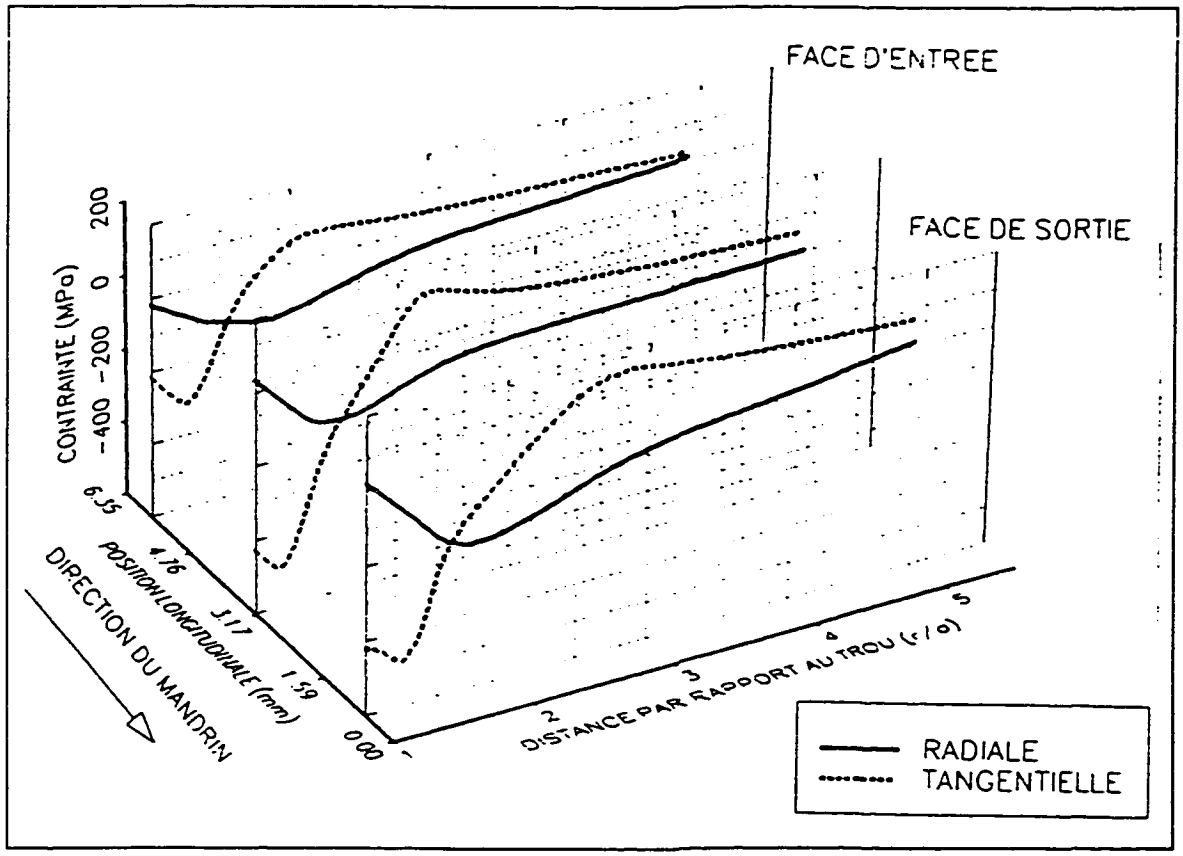


FIGURE 1.3 Distribution des contraintes résiduelles à travers l'épaisseur d'un échantillon en alliage Al7475-T7351, écroui à 4% (Forgues et al., 1993)

Ce phénomène s'explique notamment par le fait qu'au début de l'écrouissage, lorsque le mandrin de forme conique pénètre dans le trou, le matériau n'est pas repoussé exclusivement dans la direction radiale, mais aussi dans la direction longitudinale vers la face de sortie et vers l'extérieur de la face d'entrée. Lorsque le mandrin atteint la face de sortie, le matériau ne peut être repoussé que dans la direction radiale ainsi que vers l'extérieur de la face de sortie. C'est précisément à cause de la non-uniformité du profil du trou qu'il est nécessaire de réaléser le trou à un diamètre constant avant la mise en service. Néanmoins, lors de la modélisation, cette phase de réalésage après écrouissage n'est pas prise en compte. En effet, les résultats obtenus d'une analyse bidimensionnelle en état plan de déformations (Jost, 1982) ont montré que la relaxation des contraintes résiduelles due au réalésage du trou après écrouissage était négligeable.

1.1.2 Trous rivetés avec interférence (INT)

Dans les plaques assemblées avec rivets sous interference, les rivets ayant un diamètre supérieur à celui du trou sont insérés à l'aide d'un écrou spécial conçu à cette fin. Le niveau d'interférence est défini par :

$$\% \text{ INT} = 100 \left(D_{rivet} - D_{trou} \right) / D_{trou} \qquad (1.2)$$

Les méthodes analytiques utilisées pour décrire le champ de contraintes induit par la déformation imposée au bord du trou centré dans une plaque rivetée avec

interférence sont les mêmes que celles appliquées précédemment pour étudier l'écrouissage. En effet, la distribution des contraintes est celle induite par le passage du mandrin lorsque ce dernier est complètement à l'intérieur du trou, dans sa position d'interférence maximale. La figure 1.4 illustre la distribution de la contrainte tangentielle calculée le long du ligament d'une plaque d'Al7475-T7351, rivetée avec une interférence de 1% (Larouche, 1995). Toutes les méthodes d'analyse prédisent des contraintes en tension sur le bord du trou, sauf le modèle de Carter ; selon ce dernier, il existe une contrainte tangentielle de -50 MPa en compression.

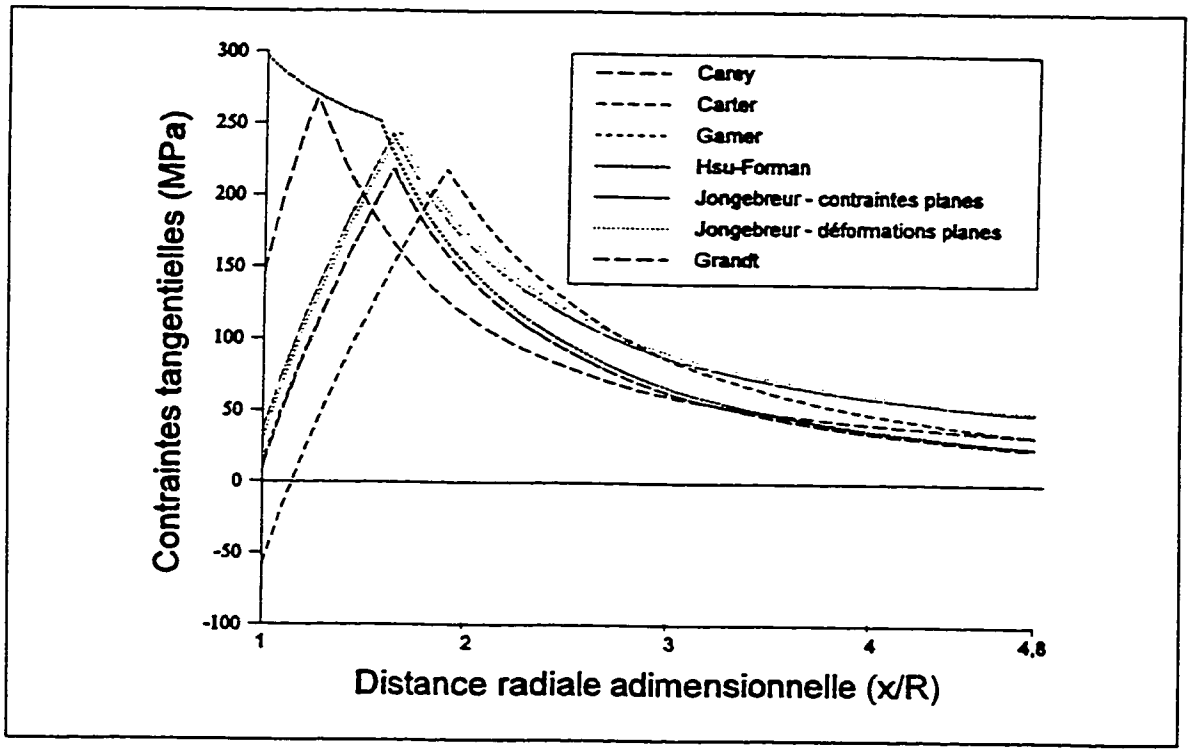


FIGURE 1.4 Distribution de la contrainte tangentielle le long du ligament d'une plaque d'aluminium 7475-T7351, rivetée avec une interférence de 1%, calculée à l'aide d'approches analytiques bidimensionnelles (Larouche, 1995)

Les différents modèles donnent sensiblement la même allure de courbe, sauf pour le modèle de Jongebreur en contraintes planes; ce dernier modèle, contrairement aux autres, donne une contrainte en tension maximale directement sur le bord du trou. Les différences d'un modèle à l'autre sont difficiles à prévoir puisque chacun a des particularités propres dans son élaboration.

1.1.3 Trou écroui et riveté avec interférence (ÉCR + INT)

Le troisième procédé résulte de la superposition de l'écrouissage et de l'interférence et il consiste à insérer un rivet surdimensionné par rapport au diamètre d'un trou préalablement écroui. Gibson et Trevillon (1976) ont effectué une étude bidimensionnelle par éléments finis sur une plaque d'aluminium 7175-T73 trouée et écrouie à 2,25% et rivetée à un niveau d'interférence de 1%. La figure 1.5 présente la distribution de la contrainte tangentielle après l'écrouissage (trait tireté) et après le rivetage (trait plein).

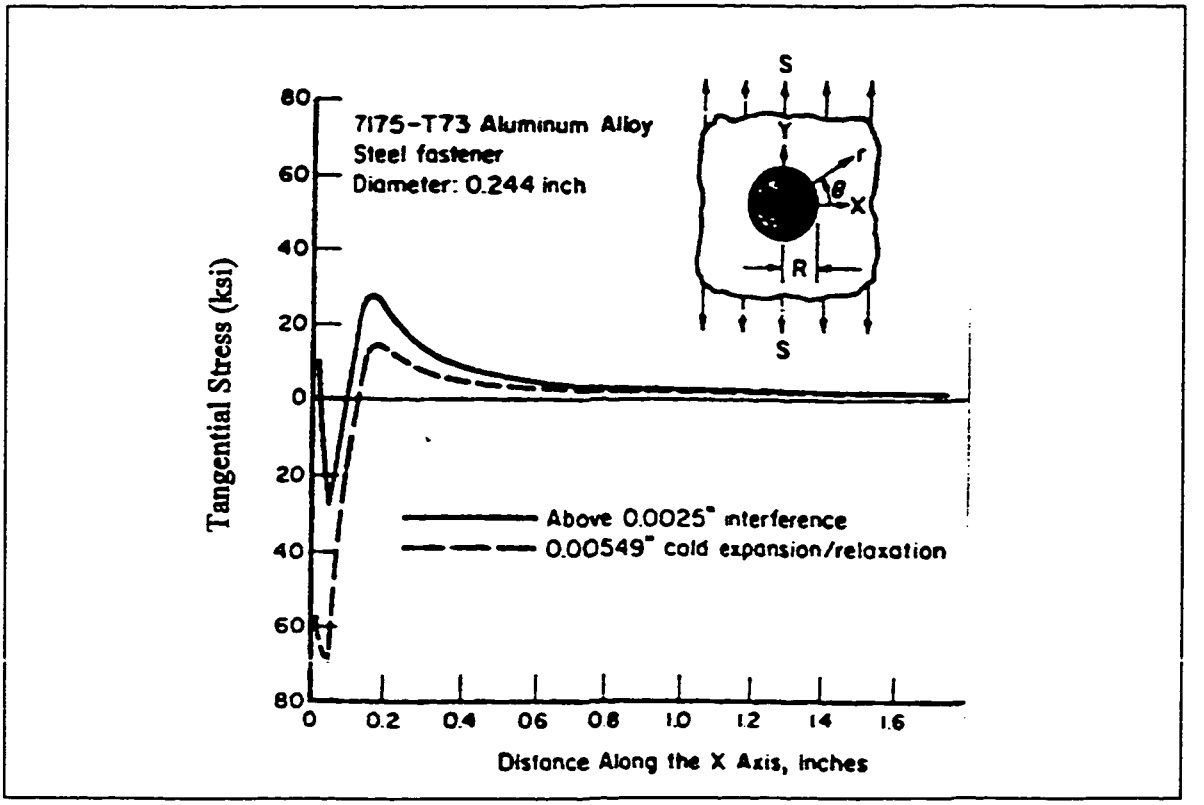


FIGURE 1.5 Distribution des contraintes tangentielles pour le cas d'un trou écroui et riveté par interférence (Leis, 1978)

Il ressort de la figure 1.5 que l'interférence augmente la valeur de la contrainte tangentielle comparativement au procédé d'écrouissage (trait pointillié). Pour le niveau d'interférence étudié, la contrainte sur le bord du trou écroui devient en tension après interférence et la contrainte tangentielle à l'interface de la zone de ré-écoulement et celle de la zone d'écoulement sont plus élevées après le montage avec interférence qu'avant.

1.1.4 Commentaires

L'influence de chacun des procédés d'assemblage sur l'amélioration de la vie en fatigue est reliée au champ de contraintes induit par le procédé. Les résultats des analyses par éléments finis illustrés aux figures 1.3 et 1.5 ont montré que pour tout procédé faisant intervenir l'écrouissage, une zone de ré-écoulement plastique existe. Pour les deux procédés ÉCR et ÉCR+INT, la contrainte tangentielle passe par un minimum à la zone de ré-écoulement, atteint un maximum en tension à l'interface des zones plastique et élastique et diminue progressivement vers le bord de la plaque. Pour le procédé INT (1%), la majorité des modèles (figure 1.4) indiquent que la contrainte tangentielle demeure en tension et est croissante sur une distance égale à environ les 2/5 du ligament et comme pour les autres procédés, elle décroît vers le bord de la plaque. Le procédé INT est celui qui induit la contrainte maximale en tension.

À l'aide de la méthode des éléments finis, des études plus poussées sur les contraintes résiduelles induites par les différents procédés furent menées par Forgues(1993), Burlat(1994) et Larouche(1995). Aucune de ces études n'a pris en compte la présence du chanfrein qui existe dans les structures aéronautiques. Dans le présent travail, les champs de contraintes seront établis en considérant ce paramètre afin d'en prévoir l'effet sur la vie en fatigue des trous rivetés.

1.2 Contraintes induites par un chargement cyclique

Les champs de contraintes induites par les différents procédés d'assemblage seront modifiés par l'application d'un chargement cyclique. Cette nouvelle distribution contrôlera principalement la vie totale en fatigue. Dans la présente section, l'effet du chargement sur les champs de contraintes induits par les trois procédés étudiés est examiné.

L'effet d'un chargement nominal en tension de 300 MPa a été modélisé par éléments finis par Crews (1974). Ce dernier a effectué l'analyse élastoplastique d'une plaque mince d'aluminium 7075-T6 trouée, ayant une marge de bord e/D=5 (e: distance entre le centre du trou et le bord de la plaque, côté ligament court; D: diamètre du trou) et un niveau d'interférence de 1,67%. Les distributions des contraintes radiale (σ_{xx}) et tangentielle (σ_{yy}) le long du ligament court sont représentées à la figure 1.6. Pour chaque type de contrainte, trois courbes sont illustrées. Elles correspondent à l'état de contraintes après l'application du procédé (int), après l'application du chargement (max) et après le déchargement (res).

Le déchargement de la plaque s'effectue de manière élastique. Conséquemment, pour un cycle de chargement subséquent entre 0 et 300 MPa, les contraintes locales varient élastiquement entre les valeurs indiquées sur les courbes (max) et (res), et ceci jusqu'à l'initiation d'une fissure. Au bord du trou, la contrainte oscillera entre 90 ($(\sigma_{yy})_{res}$) et 230 MPa ($(\sigma_{yy})_{max}$), ce qui correspond à une réduction de contraintes, par un

facteur d'environ 0,47, comparativement à une augmentation, par un facteur de 3, pour une plaque trouée sans rivet.

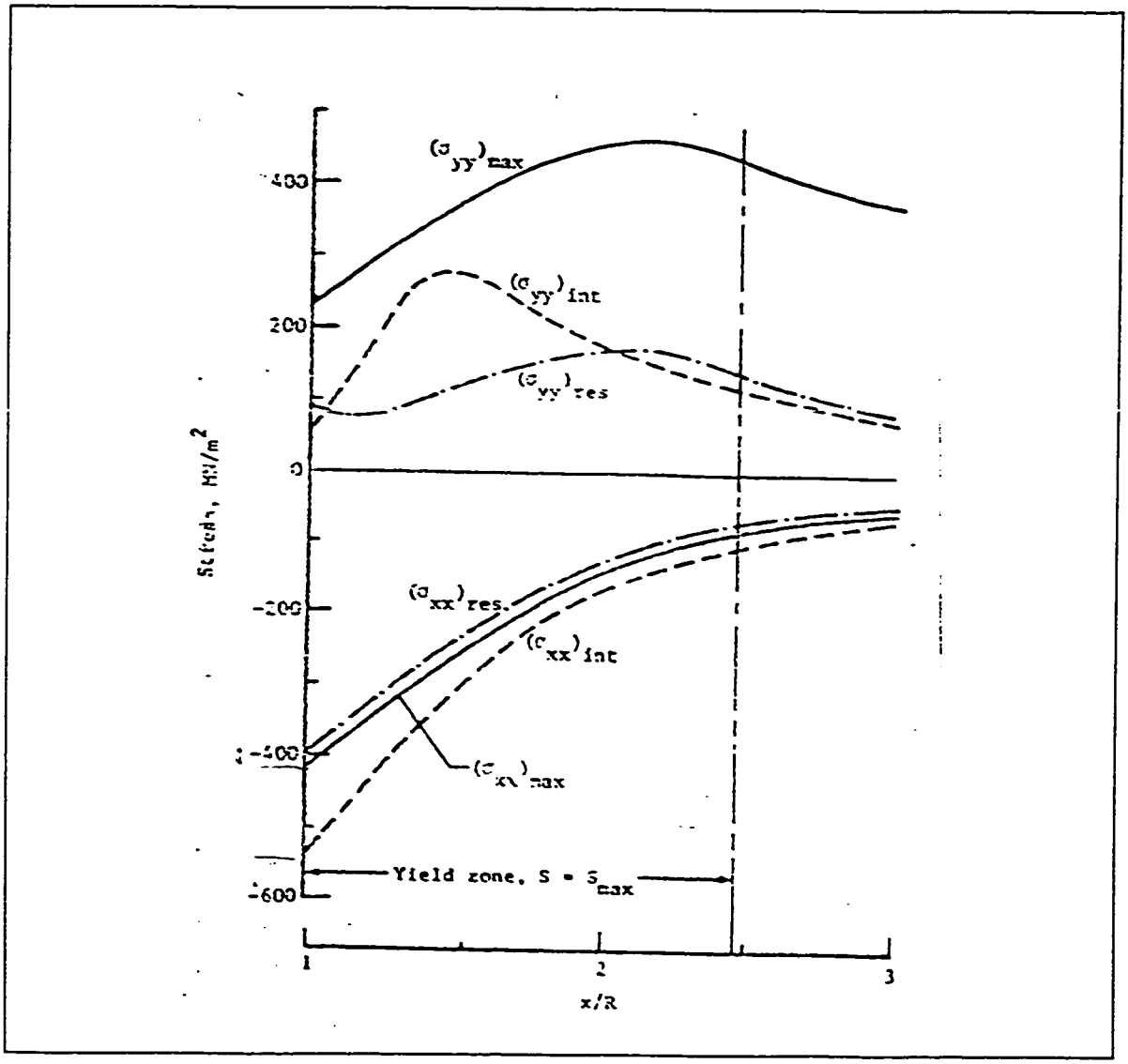


FIGURE 1.6 Distribution des contraintes initiales associées à l'interférence (int), au chargement de 300MPa (max) et au déchargement (res) pour le cas d'un trou riveté sous interférence de 1,67% dans une plaque d'aluminium 7075-T6 (Crews, 1974)

L'effet de la marge de bord a été étudié par Regalbuto et Wheeler (1969) qui ont montré que sous chargement en tension, la diminution de la marge de bord entraîne une augmentation des contraintes tangentielles le long du ligament court, dans la région éloignée du trou.

Une étude réalisée par Larouche (1995) a mis en évidence l'effet des procédés ÉCR, INT et ÉCR+INT sur le comportement cyclique d'une plaque d'aluminium 7475-T7351. Les figures 1.7 et 1.8 montrent la variation de la contrainte en fonction de la déformation au bord d'un trou ayant une marge de bord e/D=2,4 (trou centré) et 1,0, respectivement. Pour chacun des procédés, les valeurs σ–ε associées à l'application du procédé (noté initialement), au chargement et au déchargement sont indiquées. Pour fins de comparaison, la courbe contrainte-déformation d'un essai de traction a été incluse.

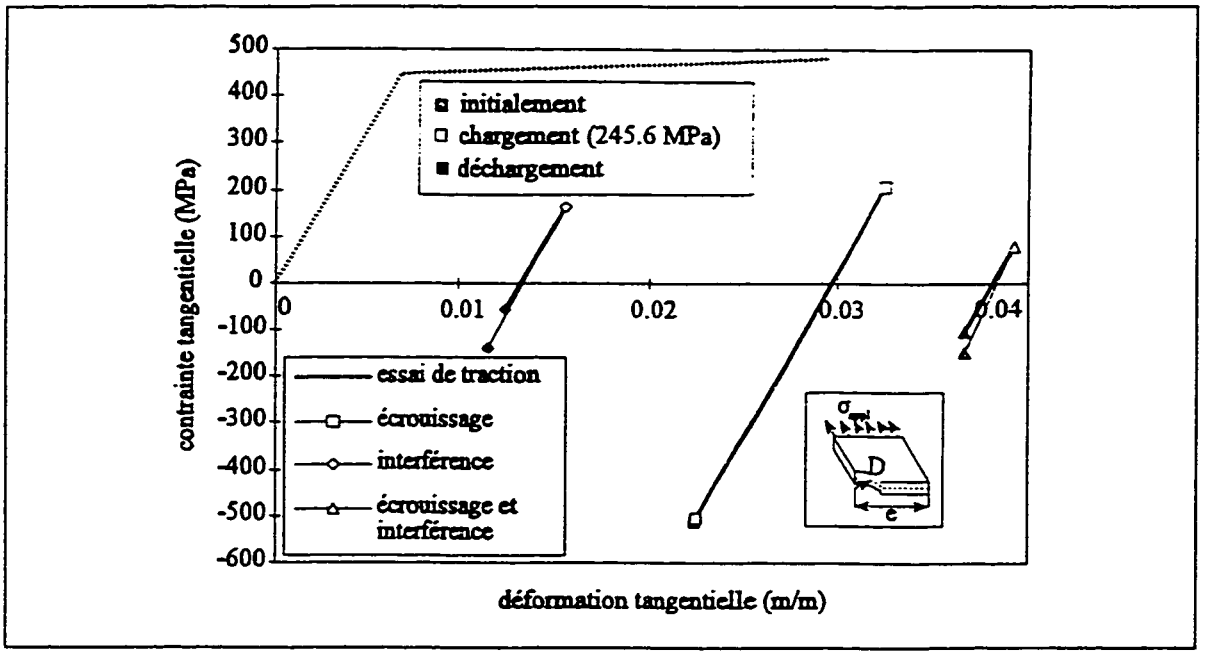


FIGURE 1.7 État des contraintes et déformations initiales et cycliques pour les différents procédés avec e/D=2,4 (S.Larouche, 1995)

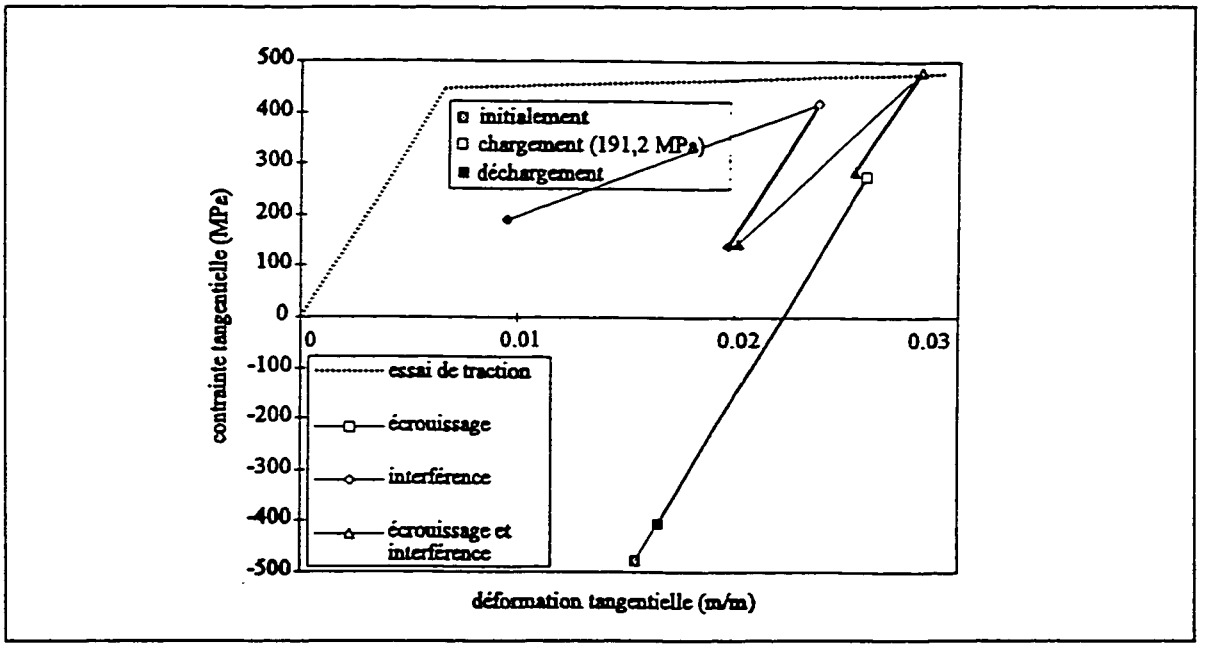


FIGURE 1.8 État des contraintes et déformations initiales et cycliques pour les différents procédés avec e/D=1,0 (S.Larouche, 1995)

Sachant que la vie en initiation est influencée par l'écart entre les contraintes induites par le chargement et celles existant après le déchargement, $\Delta\sigma$, les figures 1.7 et 1.8 montrent clairement que le processus d'interférence et celui d'écrouissage combiné à l'interférence sont les plus bénéfiques à la vie en initiation. Cependant, parmi les trois procédés, c'est celui d'écrouissage qui est le plus susceptible d'améliorer la vie en propagation car la contrainte moyenne sur le bord du trou, σ_{moy}, est en compression. Il est à noter qu'une diminution du rapport e/D augmente le niveau de la contrainte moyenne et la déformation au bord du trou, côté du ligament court. Ceci aura pour effet de limiter l'amélioration de la vie associée aux procédés.

1.3 Vie en initiation de fissure

Comme il a été mentionné précédemment, les effets bénifiques des méthodes d'assemblage interviennent aussi bien au stade d'initiation qu'au stade de propagation. Pour une pièce ayant un concentreur de contraintes, les méthodes de calcul de la vie en initiation sont basées sur l'histoire du chargement et sur l'état des contraintes et déformations cycliques induites en fond d'entaille. Dans le domaine de l'aéronautique, la méthode couramment utilisée pour analyser les spectres de chargement est la méthode du "Rainflow Counting" qui sert à évaluer le nombre de cycles et leur amplitude. Cette dernière sera décrite dans cette section; de plus, l'approche de Neuber pour le calcul des contraintes et des déformations cycliques en fond d'entaille et les relations de Morrow

ou Smith-Watson-Topper pour le calcul de la vie en initiation de fissure seront présentées.

1.3.1 Méthode de comptage des cycles "Rainflow Counting"

La méthode de comptage "Rainflow Counting" a été développée par Endo et ses collègues vers 1968. Elle a ensuite été normalisée et elle est décrite dans la norme ASTM-E1049. Pour expliquer la méthode, l'exemple du spectre de chargement illustré à la figure 1.9 sera utilisé.

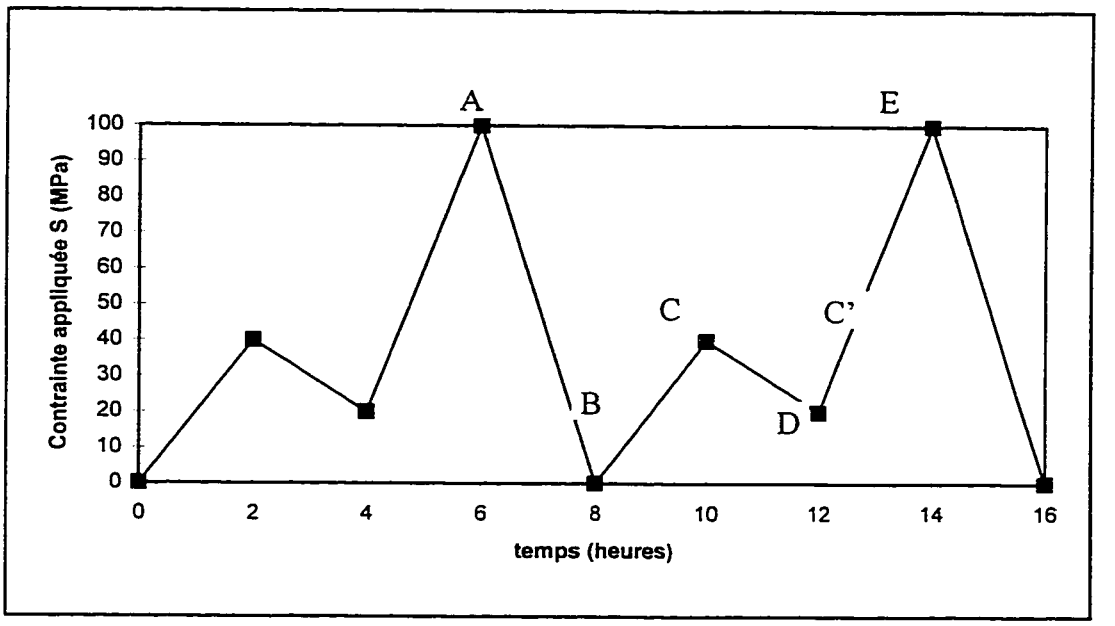


FIGURE 1.9 Spectre de chargement à amplitude variable

Le spectre de chargement, d'une durée de 8 heures, est répété n fois pendant l'opération de la composante en service. Le comptage débute en un point choisi du spectre (ici, le point A), et se termine au point correspondant du spectre suivant (le point E). Un segment (e.g. AB) est considéré comme une combinaison SOMMET-VALLÉE ou vice versa. Ici, le segment correspond à un écart du chargement appliqué, ΔS. Un cycle est compté lorsque le segment qui le représente est de même longueur ou plus long que celui qui le précède; le cas échéant, le cycle est enlevé du spectre. Le procédé est recommencé jusqu'à ce que tous les segments du spectre aient été comptés. Dans l'exemple choisi, quatre segments sont montrés: AB, BC, CD et DE.

Le comptage commence au sommet A pour se terminer au sommet E. Le segment BC étant plus court que le segment AB, ($\Delta S_{BC} < \Delta S_{AB}$), le premier est donc conservé et le procédé est répété en partant du point B. Le segment CD étant plus court que le segment BC, il est également conservé. Le point C sert de nouveau départ. Dans ce cas, le segment DE étant plus long que le segment CD, le cycle C-D-C' est enlevé du spectre et compté. Il reste donc les segments AB et BE de même longueur qui forment un cycle. Il en résulte deux cycles qui, dans l'ordre compté sont C - D - C' et A - B - E.

1.3.2 Champs de contraintes et déformations cycliques en fond d'entaille

a) Calcul des déformations locales en fond d'entaille avec les relations de Neuber et de Ramberg-Osgood

Cette section présente brièvement la solution approximative qui a été développée par Neuber (1961) pour déterminer les contraintes et les déformations locales en fond d'entaille (σ, ε) d'une composante soumise à un chargement statique; celui-ci est défini par la contrainte nominale S ou la déformation nominale e, comme illustré à la figure 1.10. Lorsque la zone en bout d'entaille reste élastique, le facteur de concentration de contrainte élastique K_{tg} représente le rapport entre la contrainte σ (ou déformation ε) en bout d'entaille et la contrainte S (ou déformation e) nominale imposée à la pièce. Lorsque le chargement appliqué est suffisamment élevé pour provoquer l'écoulement plastique en fond d'entaille, la valeur de la contrainte σ est inférieure à K_{tg} S; cependant, la déformation ε prend une valeur supérieure à K_{tg} e. En mode élasto-plastique, K_{tg} est séparé en deux termes, soit K_σ et K_ε; le facteur de concentration de contrainte élasto-plastique, K_σ ($< K_{tg}$), représente le rapport de contraintes σ/S alors que le facteur de concentration de déformation, K_ε ($> K_{tg}$), est le rapport entre la déformation locale et la déformation nominale. En résumé :

$$K_{tg} = \sigma_e / S \; ; \quad K_\sigma = \sigma / S \; ; \quad K_\varepsilon = \varepsilon / e$$

Il est bon de noter que lorsque il n'y a pas écoulement en fond d'entaille, ces trois paramètres sont égaux.

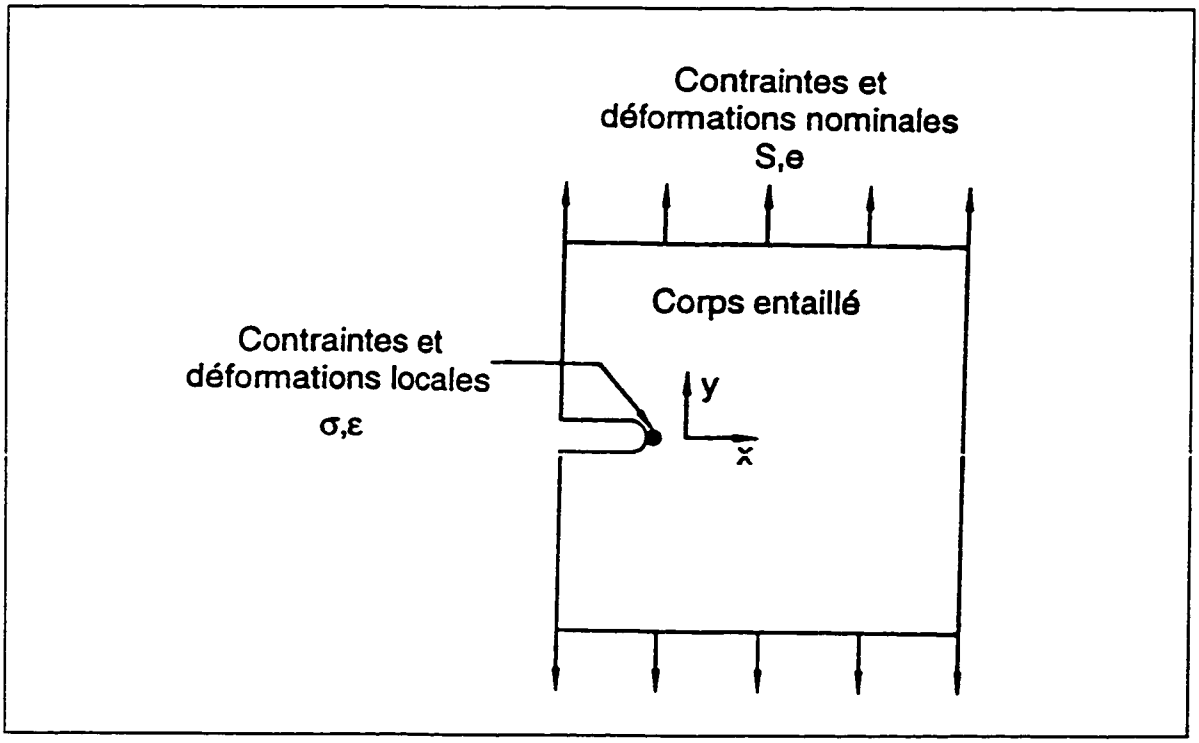


FIGURE 1.10 Illustration des contraintes et déformations nominales et locales (Neçar, 1994)

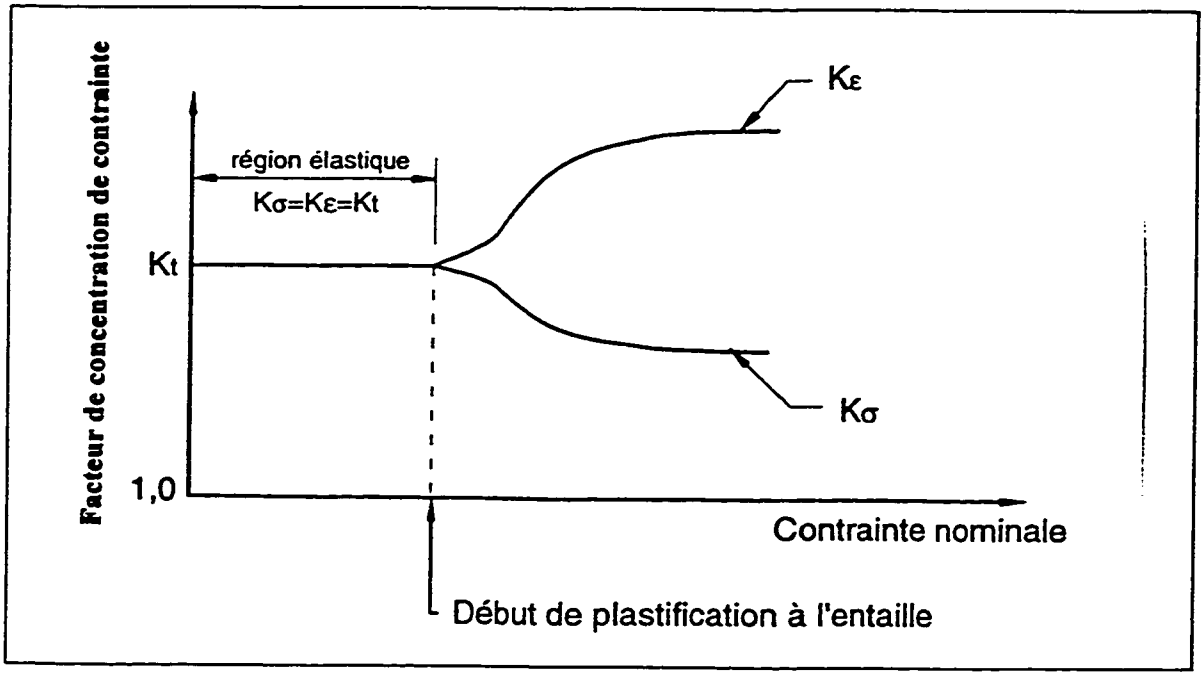


FIGURE 1.11 Schéma de la variation des facteurs de concentration K_σ et K_ε (Sherratt, 1983)

Ceci est montré schématiquement à la figure 1.11, qui illustre également qu'une fois le point d'écoulement atteint, K_ε augmente et K_σ diminue. La théorie de Neuber (Dowling, 1993) repose sur la supposition que le produit $K_\sigma K_\varepsilon$ reste constant et égal à K_{tg}^2, quel que soit le chargement nominal :

$$K_{tg}^2 = K_\sigma K_\varepsilon \qquad (1.3)$$

En remplaçant K_σ par σ/S, K_ε par ε/e et e par S/E (E: Module de Young) dans l'équation 1.3, la relation suivante est obtenue :

$$(K_{tg} S)^2 / E = \sigma \varepsilon \qquad (1.4)$$

L'équation 1.4 indique que si la géométrie, le chargement et le matériau ont été spécifiés, le produit σ ε est constant. Puisqu'une relation entre ces deux valeurs est également fournie par les résultats d'un essai de traction statique, il devient possible d'évaluer séparément σ et ε. Dans le cas d'un chargement cyclique complètement renversé, la courbe contrainte-déformation cyclique est produite à l'aide d'essais normalisés.

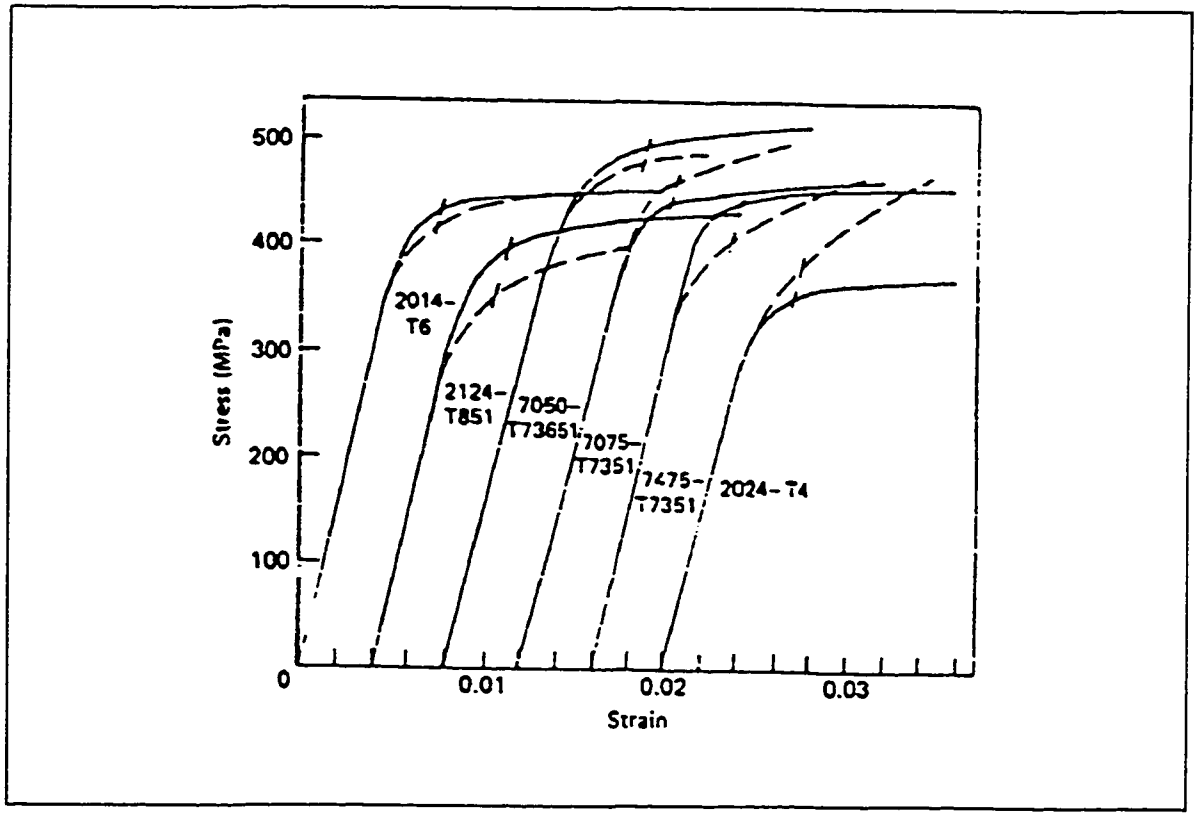


FIGURE 1.12 Courbes contrainte-déformation sous chargement statique (trait plein) et cyclique (trait pointillé) pour différents alliages d'aluminium (Berkovits, 1987)

La figure 1.12 présente les résultats d'essai en traction statique et en chargement cyclique pour différents alliages d'aluminium (Berkovits, 1987) ; les paramètres des courbes correspondent aux composantes élastique et plastique de la réponse du matériau. La déformation totale, ε, peut être exprimée en fonction de la contrainte appliquée, σ, à l'aide de la relation de Ramberg-Osgood (Dowling, 1993) qui s'écrit :

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p = \sigma/E + (\sigma/K)^{1/n} \qquad (1.5)$$

où ε_e représente la déformation élastique et ε_p, la déformation plastique. Le paramètre n est l'exposant d'écrouissage statique et K est le coefficient de rigidité statique. Lorsque le chargement est cyclique, l'équation de Neuber doit être reformulée pour tenir compte de l'amplitude de contraintes $\Delta\sigma/2$ et de déformations $\Delta\varepsilon/2$; elle prend la forme :

$$(K_{tg}\,\Delta S)^2 / E = \Delta\sigma\,\Delta\varepsilon \qquad (1.6)$$

L'équation 1.6 est utilisée avec la courbe contrainte-déformation cyclique qui est définie comme suit :

$$\Delta\varepsilon/2 = \Delta\sigma/2E + (\Delta\sigma/2K')^{1/n'} \qquad (1.7)$$

où K'et n' sont le coefficient de rigidité en fatigue et l'exposant d'écrouissage cyclique, respectivement.

En substituant l'équation 1.7 dans l'équation 1.6, la relation suivante est obtenue :

$$(K_{tg}\,\Delta S)^2/4E = \Delta\sigma^2/4E + \Delta\sigma/2\,(\Delta\sigma/2K')^{1/n'} \qquad (1.8)$$

Les relations 1.6 et 1.8 sont utilisées pour le calcul des contraintes et des déformations cycliques en fond d'entaille, pour chacun des sommets et vallées du spectre. La figure 1.13 représente schématiquement la méthode de résolution graphique des équations 1.6 et 1.8.

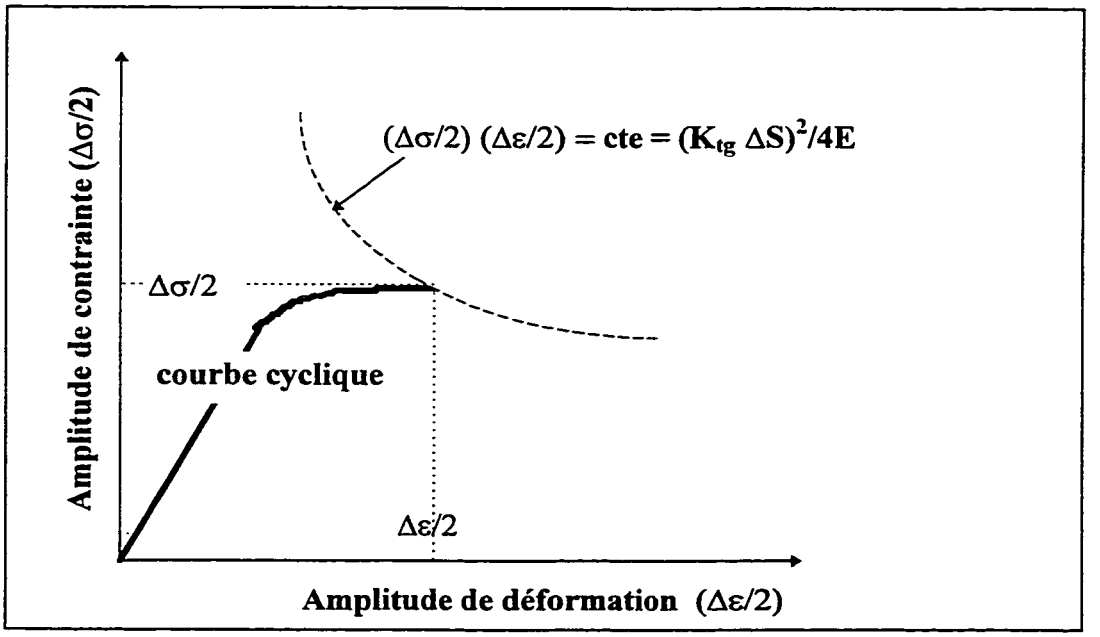


FIGURE 1.13 Méthode de résolution graphique pour l'application de la règle de Neuber

Lorsque l'hyperbole $(\Delta\sigma/2)\ (\Delta\varepsilon/2) = (K_{tg}\ \Delta S)^2/4E$ intersecte la courbe cyclique, les valeurs de $\Delta\sigma$ et $\Delta\varepsilon$ en fond d'entaille sont obtenues séparément.

b) Calcul des contraintes et déformations cycliques en fond d'entaille pour un spectre de chargement

La méthode d'analyse des contraintes et déformations locales en fond d'entaille décrite précédemment pour un chargement cyclique d'amplitude constante peut être appliquée à un spectre de chargement (Dowling, 1993). Pour chaque sommet et vallée du spectre, les valeurs de σ et ε sont évaluées. À la figure 1.9, deux cycles furent comptés. Ces cycles sont réorganisés de façon à tenir compte de la charge maximale en début de calcul. La figure 1.14 montre les deux cycles comptés avec le chargement maximum au départ.

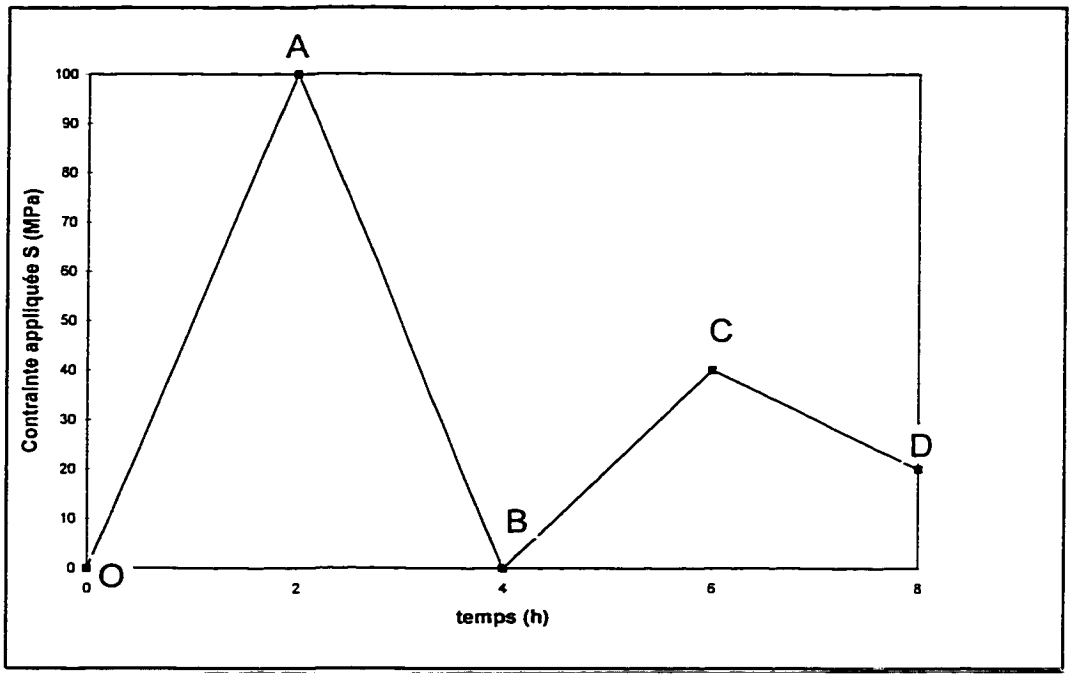


FIGURE 1.14 Spectre réorganisé

Le tableau 1.1 résume le calcul de σ et ε pour chaque point du spectre réorganisé. Le calcul débute avec l'évaluation de la contrainte résiduelle $\sigma_{rés}$ et de la déformation résiduelle $\varepsilon_{rés}$ provenant des conditions d'assemblage. À partir des relations 1.6 et 1.8, et en utilisant $\Delta S_{O\text{-}A}$, les contraintes et les déformations cycliques $\Delta\sigma_{O\text{-}A}$ et $\Delta\varepsilon_{O\text{-}A}$ sont obtenues. La contrainte locale σ_A est donc égale à la somme de $\sigma_{rés}$ et $\Delta\sigma_{O\text{-}A}$ et la déformation locale ε_A résulte de la somme de $\varepsilon_{rés}$ et de $\Delta\varepsilon_{O\text{-}A}$. Pour les autres sommets et vallées du spectre de la figure 1.14, le calcul de σ et ε s'effectue de la même façon.

TABLEAU 1.1 Calcul des contraintes et déformations en fond d'entaille pour un spectre de chargement

POINT	σ	ε
A	$\sigma_{rés} + \Delta\sigma_{o\text{-}A}$	$\varepsilon_{rés} + \Delta\varepsilon_{O\text{-}A}$
B	$\sigma_A - \Delta\sigma_{A\text{-}B}$	$\varepsilon_A - \Delta\varepsilon_{A\text{-}B}$
C	$\sigma_B + \Delta\sigma_{B\text{-}C}$	$\varepsilon_B + \Delta\varepsilon_{B\text{-}C}$
D	$\sigma_C - \Delta\sigma_{C\text{-}D}$	$\varepsilon_C - \Delta\varepsilon_{C\text{-}D}$

Il est à noter que $\Delta\sigma$ et $\Delta\varepsilon$ sont toujours de signe positif. Une autre façon de calculer les contraintes et les déformations cycliques en fond d'entaille est d'utiliser les éléments finis.

1.3.3 Calcul de la vie en fatigue-initiation

a) Chargement avec une contrainte moyenne nulle

Les courbes de résistance en fatigue-initiation sont obtenues à l'aide d'éprouvettes lisses soumises à une déformation complètement renversée, $\Delta\varepsilon/2$. Comme le montre la figure 1.15, les résultats sont présentés dans un diagramme log-log en fonction de $\Delta\varepsilon/2$ (amplitude de la déformation totale), $\Delta\varepsilon_e/2$ (amplitude de la déformation élastique) et

$\Delta\varepsilon_p/2$ (amplitude de la déformation plastique) et N_i (nombre de cycles en initiation). La relation Coffin-Manson qui relie les paramètres prend la forme suivante :

$$\Delta\varepsilon / 2 = (\sigma_f'/E)\,(2N_i)^b + \varepsilon_f'(2N_i)^c \qquad (1.9)$$

où σ_f' est le coefficient de résistance à la fatigue, b, l'exposant de résistance à la fatigue, ε_f', le coefficient de ductilité à la fatigue et c, l'exposant de ductilité à la fatigue.

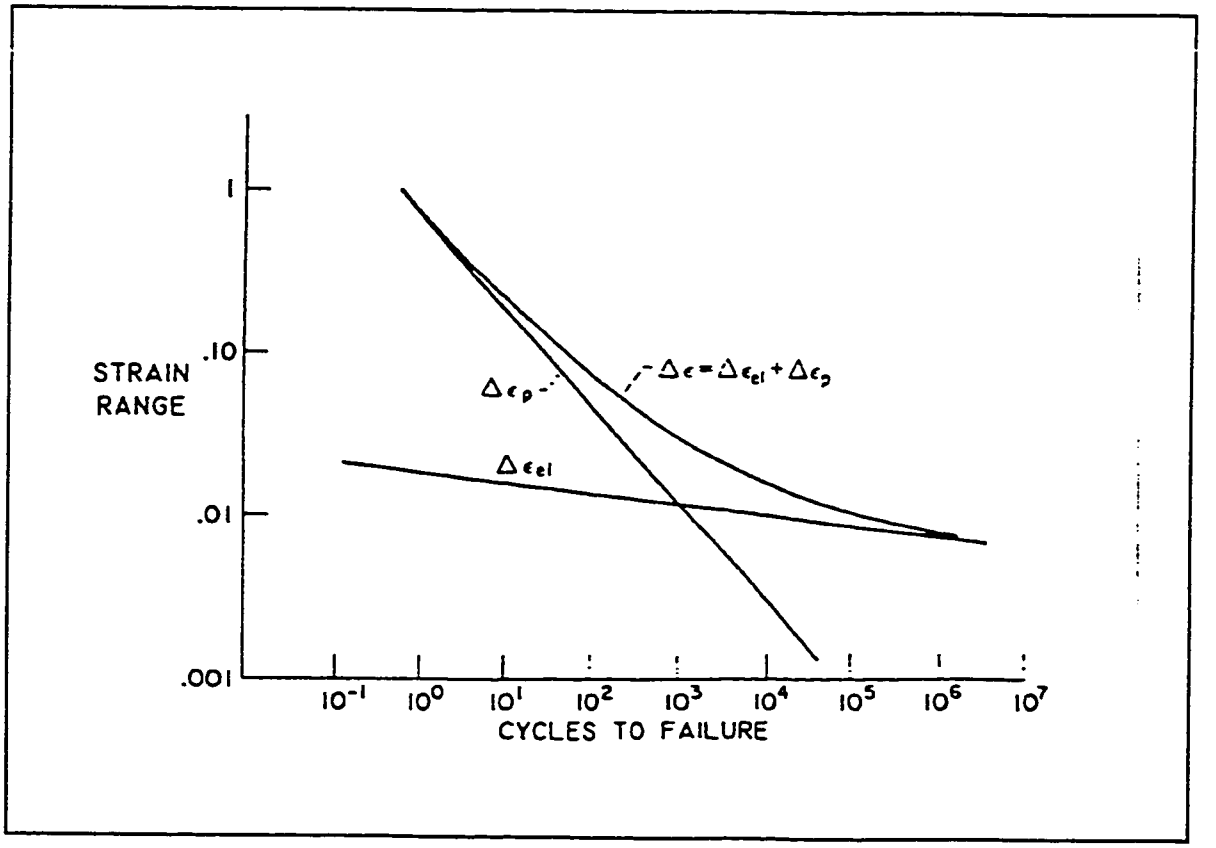


FIGURE 1.15 Amplitude de déformation totale en fonction du nombre de cycles à l'initiation (cycles to failure), résultant de l'addition de deux relations linéaires (Manson, 1965)

b) Chargement avec une contrainte moyenne non-nulle

La relation Coffin-Manson n'est valide que lorsque le rapport de chargement R (S_{min}/S_{max}) est égal à -1. Wetzel (1969) a démontré expérimentalement que quel que soit le chargement ΔS induisant de la plasticité en fond d'entaille, la contrainte moyenne locale qui lui est associée se stabilise à 0. Cependant, les résultats de Larouche (1995) présentés aux figures 1.7 et 1.8 montrent que la contrainte moyenne, σ_m, induite durant le cyclage de plaques avec des trous rivetés dépend du procédé d'assemblage; cette contrainte, égale à $(\sigma_{max} + \sigma_{min})/2$, peut prendre une valeur significative par rapport à la contrainte cyclique ($\Delta\sigma/2$). Dans ce cas, la vie en fatigue est évaluée à l'aide de la relation établie par Morrow :

$$\Delta\varepsilon/2 = (\sigma_f'/E)\,[1 - \sigma_m/\sigma_f']\,(2N_i)^b + \varepsilon_f'\,[1 - \sigma_m/\sigma_f']^{c/b}\,(2N_i)^c \qquad (1.10)$$

En s'appuyant sur le fait que la contrainte moyenne tend à disparaître à bas cyclage, cette relation a souvent été modifiée en remplaçant le terme $\varepsilon_f'\,[1 - \sigma_m/\sigma_f']^{c/b}$ par ε_f'. Une autre relation a été proposée par Smith-Watson-Topper :

$$\sigma_{max}\ \Delta\varepsilon / 2 = (\sigma_f'^2/E)\ (2N_i)^{2b} + \sigma_f'\,\varepsilon_f'\,(2N_i)^{b+c} \qquad (1.11)$$

Ces trois approches sont couramment appliquées et la supériorité de l'une d'entre elles n'a pas été démontrée. En considérant les valeurs de $\Delta\varepsilon$ et σ_m associées aux cycles comptés avec la méthode du "Rainflow Counting", la loi de Miner est ensuite appliquée pour le calcul du cumul du dommage D :

$$D = \sum \left(n_{cycle} / N_i \right) \qquad (1.12)$$

où n_{cycle} est le nombre de cycles comptés pour une combinaison spécifiée sommet/ vallée

1.4 Calcul des facteurs d'intensité de contraintes

Les champs de contraintes et déformations induits par chacun des procédés d'assemblage jouent un rôle déterminant sur l'initiation des fissures et leur propagation. En particulier, l'analyse de propagation de fissure requiert le calcul du facteur d'intensité de contraintes qui représente le champ de contraintes en bout de fissure. Dans le présent travail, l'effet du chargement complexe combiné aux contraintes induites par les méthodes d'assemblage sera étudié à l'aide des fonctions de poids. Différentes fonctions de poids seront considérées pour le calcul des facteurs d'intensité de contraintes afin de modéliser le type de fissure qui se développe à partir des trous, selon le procédé d'assemblage appliqué.

Pour le cas d'un trou écroui et riveté sans interférence, il a été observé qu'une fissure semi-elliptique se développait sur le bord du trou, à mi-épaisseur de la plaque et perpendiculairement au chargement. Dans le cas d'un trou riveté avec interférence, la fissure se propage sous la forme d'un quart d'ellipse (fissure coin). Cependant dans les deux situations, le front de fissure tend à devenir droit au fur et à mesure que cette dernière se propage.

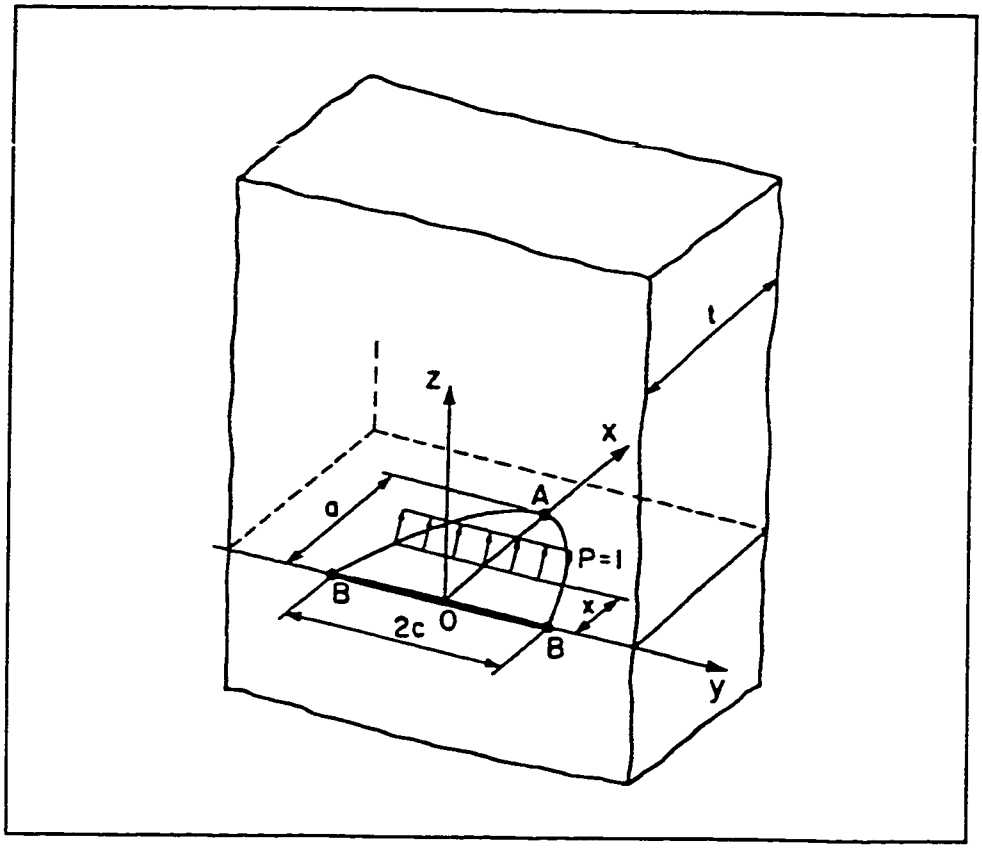


FIGURE 1.16 Géométrie d'une fissure semi-elliptique (Glinka,1991)

Dans la présente section, les fonctions de poids servant à l'analyse de ces différents types de fissure (fissure semi-elliptique, fissure coin et fissure droite) seront introduites.

1.4.1 Calcul du facteur d'intensité de contraintes K_I d'une fissure semi-elliptique

Glinka et Mattheck (1990) ont développé une méthode pour évaluer le facteur d'intensité de contrainte associé à une fissure se propageant de façon semi-elliptique dans une plaque d'épaisseur t chargée uniformément suivant la direction z (voir figure 1.16 pour la définition des différents paramètres).

Le facteur d'intensité de contraintes K_I aux points A et B de la figure 1.16, peut être calculé en intégrant le produit d'une fonction de poids m(x,a) et d'une distribution de contraintes induite par le chargement $\sigma_{sv}(x)$ sur le site virtuel de la fissure (matériau non-fissuré). La relation est la suivante :

$$K_I = \int_0^a \sigma_{sv}(x) \cdot m(x,a) dx \qquad (1.13)$$

Pour une fissure se propageant en mode I (perpendiculairement à l'axe de chargement), la fonction de poids dépend uniquement de la géométrie et non du chargement. Bueckner (1970) et Rice (1972) ont démontré que la fonction de poids m(x,a) est définie comme suit :

$$m(x,a) = \left(\frac{H}{K_r}\right) \cdot \frac{d[u_r(x,a)]}{da} \tag{1.14}$$

où H = E pour un état plan de contraintes (plaques minces)

$E / (1-\nu^2)$ pour un état plan de déformations (plaques épaisses)

Dans l'équation 1.14, K_r est un facteur d'intensité de contraintes de référence connu pour une géométrie et un chargement S_r et correspondant à un déplacement des lèvres de la fissure $u_r(x,a)$ (figure 1.17). Le facteur K_r peut être facilement trouvé dans la littérature, mais l'expression donnant l'ouverture des lèvres de la fissure $u_r(x,a)$ n'est pas disponible pour la plupart des cas. C'est pourquoi Petroski et Achenbach (1978) ont proposé une relation empirique pour exprimer le déplacement des lèvres d'une fissure $u_r(x,a)$ dans une plaque sollicitée en mode I :

$$u_r(x,a) = \left[\frac{S_r}{H\sqrt{2}}\right]\left[4F\sqrt{a(a-x)} + Ga^{-1/2}(a-x)^{3/2}\right] \tag{1.15}$$

où $F = K_r / (S_r(\pi a)^{1/2})$

et G est une fonction à évaluer

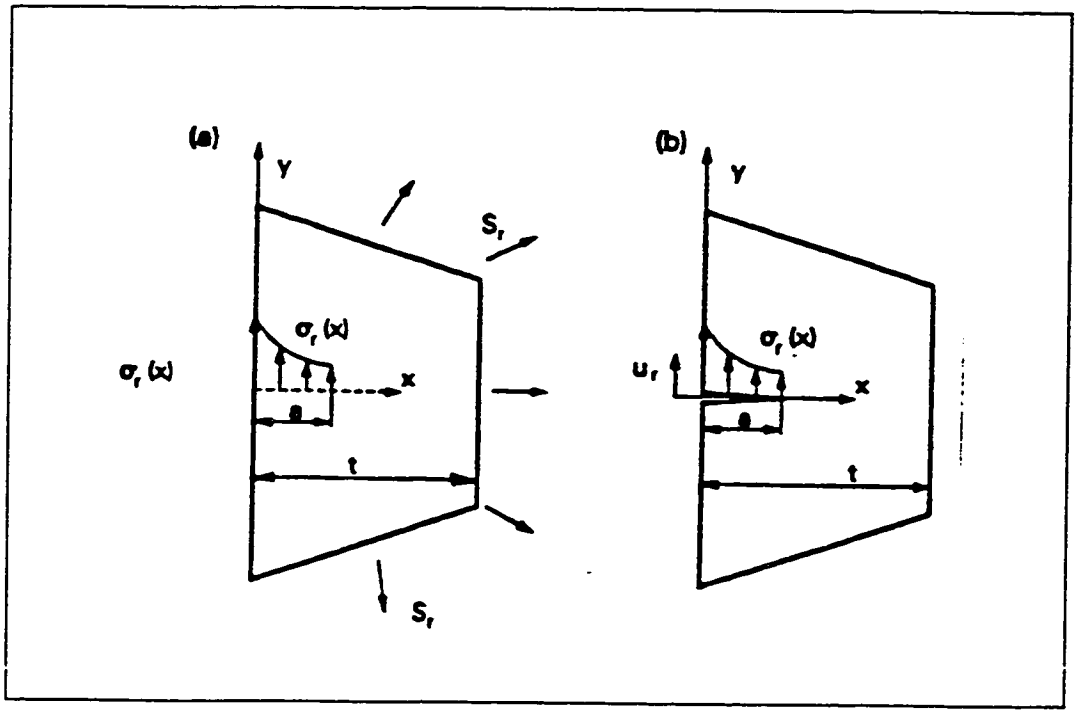


FIGURE 1.17 Systèmes de contraintes S_r et $\sigma_r(x)$ et de déplacement des lèvres de la fissure $u_r(x,a)$ utilisés pour la dérivation de la fonction de poids m(x,a) (Glinka, 1991)

La solution de référence K_r et u_r pour une fissure semi-elliptique provient alors d'une analyse unidimentionnelle. Si K_r est connu, la seule valeur inconnue de l'équation 1.15 est la fonction G. Petroski et Achenbach (1978) ont démontré que le paramètre G peut être déterminé à partir des équations 1.13 et 1.14, en posant :

$$K_I = K_r \; ; \quad \sigma_{sv}(x) = \sigma_r(x)$$

$$\frac{K_r^2}{H} = \int_0^a \sigma_r(x) \cdot \frac{\partial u_r}{\partial a} dx \qquad (1.16)$$

Par substitution de l'équation 1.16 dans l'équation 1.15, une expression pour G est obtenue. En introduisant cette valeur dans l'équation 1.14, il en résulte la fonction de poids suivante (figure 1.17) :

$$m(x,a) = 2\,[2\pi(a-x)]^{-1/2}\,[1 + M_1(1-x/a) + M_2(a-x)^2/a] \qquad (1.17)$$

où $M_1 = (8\,F' + 4\,F + 3\,G)/(4\,F)$

$M_2 = (2\,G'\,a - G)/(4\,F)$

$F' = \partial F/\partial a \quad ; \quad G' = \partial G/\partial a$

Niu et Glinka (1990) ont montré que l'équation 1.17 était valable pour approximer des fonctions de poids pour une certaine variété de longueur de fissure. Cependant, cette équation ne les décrit pas avec précision. Conséquemment, l'expression générale du déplacement proposée par Fett (1987) est plutôt utilisée ; elle mène à une fonction de poids ayant la forme suivante :

$$m(x,a) = 2[2\pi(a-x)^{-1/2}]\,[1 + \sum M_i(1-x/a)^i] \qquad (1.18)$$

où les coefficients M_i dépendent de la longueur de la fissure a. Fett a aussi démontré que pour une fissure de profondeur a/t > 0,5, une fonction de plus de trois termes était nécessaire. Shen et Glinka (1990) ont également dérivé des expressions permettant de calculer les facteurs d'intensité de contraintes aux points A et B de la figure 1.16. Ce sont, pour les points A et B :

$$m_A(x,a) = 2[2\pi(a-x)^{-1/2}]\,[1 + M_{1A}(1-x/a)^{1/2} + M_{2A}(1-x/a) + M_{3A}(1-x/a)^{3/2}]$$

$$m_B(x,a) = 2\,(\pi x)^{-1/2}\,[1 + M_{1B}(x/a)^{1/2} + M_{2B}(x/a) + M_{3B}(x/a)^{3/2}] \qquad (1.19)$$

Les coefficients M_{1A}, M_{2A}, M_{3A}, M_{1B}, M_{2B} et M_{3B} sont présentés à l'annexe A. Les valeurs de K_I calculées à l'aide de l'équation 1.19 se rapprochent à 1% près de celles obtenues à partir des fonctions développées spécifiquement pour des fissures semi-elliptiques se propageant au travers des plaques, des cylindres et d'autres modèles tridimensionnels infinis. L'étude présentée par Shen et Glinka (1990) a permis de tirer deux conclusions importantes: en général, le terme singulier de la fonction de poids, $2[2\pi(a-x)^{-1/2}]$, est indépendant de la géométrie de la fissure ; dans le cas de fissures où $0 \leq a/t \leq 1$, les trois termes de l'équation 1.19 suffisent pour déterminer des fonctions de poids adéquates. Pour déterminer le facteur d'intensité de contraintes d'une fissure en quart d'ellipse (fissure coin), Broek (1989) a suggéré un facteur de correction qui s'applique à la solution d'une fissure semi-elliptique :

$$K_{I\ quart\ d'ellipse} = 1{,}08\ K_{I\ semi\text{-}elliptique} \qquad (1.20)$$

1.4.2 Facteur d'intensité de contraintes d'une fissure droite émanant du bord d'une plaque

Lorsque la fissure coin ou semi-elliptique se propage dans le matériau, celle-ci se transforme en fissure droite. Dans le cas d'une fissure droite de longueur a émanant du bord d'une plaque de largeur t, sollicitée par une contrainte uniforme S, le facteur d'intensité de contraintes K_I est calculé à l'aide de l'expression suivante (Aliabadi et al., 1991) :

$$K_I = Y(a/t)\ S\ (\pi\ a)^{1/2} \qquad (1.21)$$

où

$$Y(a/t) = 1{,}12 - 0{,}231(a/t) + 10{,}55(a/t)^2 - 21{,}72(a/t)^3 + 30{,}95(a/t)^4$$

L'ouverture des lèvres de la fissure u(x,a) est approximée par le premier terme des séries polynomiales de Petroski et Achenbach (Aliabadi et al., 1991). Afin d'améliorer l'approximation, ces auteurs ont utilisé le second terme des séries polynomiales de Williams et la nouvelle formulation devient :

$$u(x,a) = (S\ a/H)\sqrt{2}\ [4\ Y(a/t)\ (1-x/a)^{1/2} + Y^*(a/t)\ (1-x/a)^{3/2}] \qquad (1.22)$$

$Y^*(a/t)$ est un facteur de forme donné par :

$$Y^*(a/t) = [5 /(a^2\sqrt{2})] [\pi I - (4/3\ \sqrt{2})\ a^2\ Y(a/t)] \qquad (1.23)$$

où $I = \int_0^a a[Y(a/t)]^2\ da$

En dérivant l'expression 1.22 par rapport à "a" et en introduisant l'équation 1.21 dans l'équation 1.14, la fonction de poids obtenue sert à évaluer le facteur d'intensité de contrainte d'une fissure droite émanant du bord d'une plaque soumise à un chargement quelconque.

1.5 Retardement de la propagation de fissure

Lorsqu'une surcharge survient dans un chargement à amplitude constante, son effet tend à retarder, dans certaines conditions, l'avancement de la fissure, comparativement à la situation où il n'y a pas de surcharge. La figure 1.18 montre l'influence d'un chargement à amplitude constante (courbe A), d'une surcharge en tension (courbe B) et d'une surcharge en tension suivie d'une surcharge en compression (courbe C) sur l'extension d'une fissure dans un échantillon CT. La surcharge en tension ralentit la vitesse de propagation de la fissure en introduisant une grande zone plastique en bout de fissure. Ce phénomène est appelé le retardement.

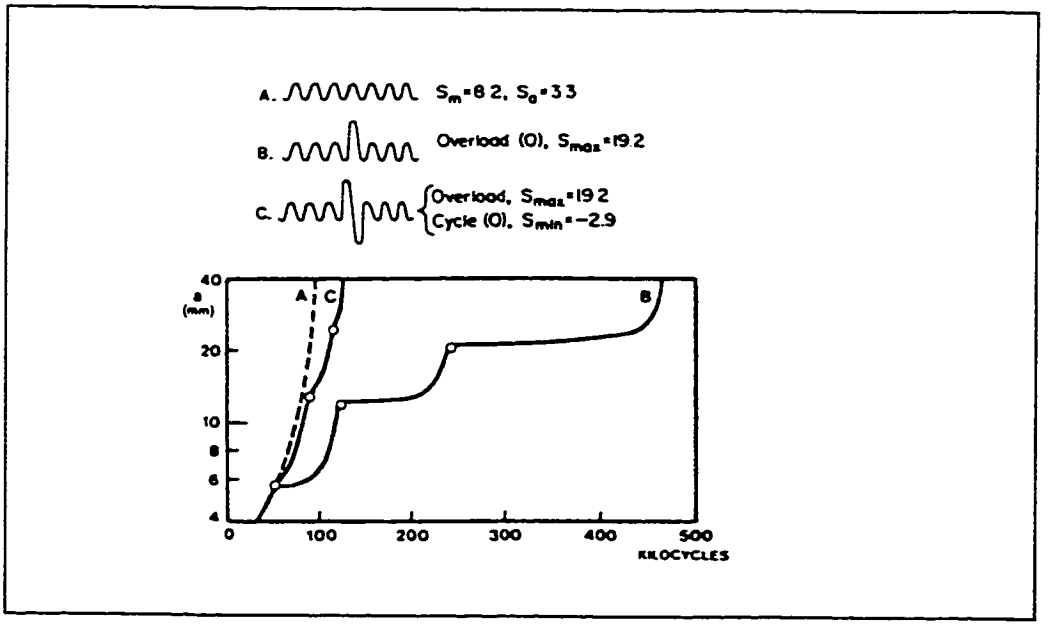


FIGURE 1.18 Retardement de la propagation d'une fissure après surcharge (Broek, 1989)

Une surcharge en compression qui suit une surcharge en tension réduit considérablement l'effet de retardement mais ne l'élimine pas.

1.5.1 Plasticité en bout de fissure

Le phénomène de retardement a été associé à l'influence de la surcharge sur la formation de la zone plastique en bout de fissure. La figure 1.19 illustre schématiquement le phénomène.

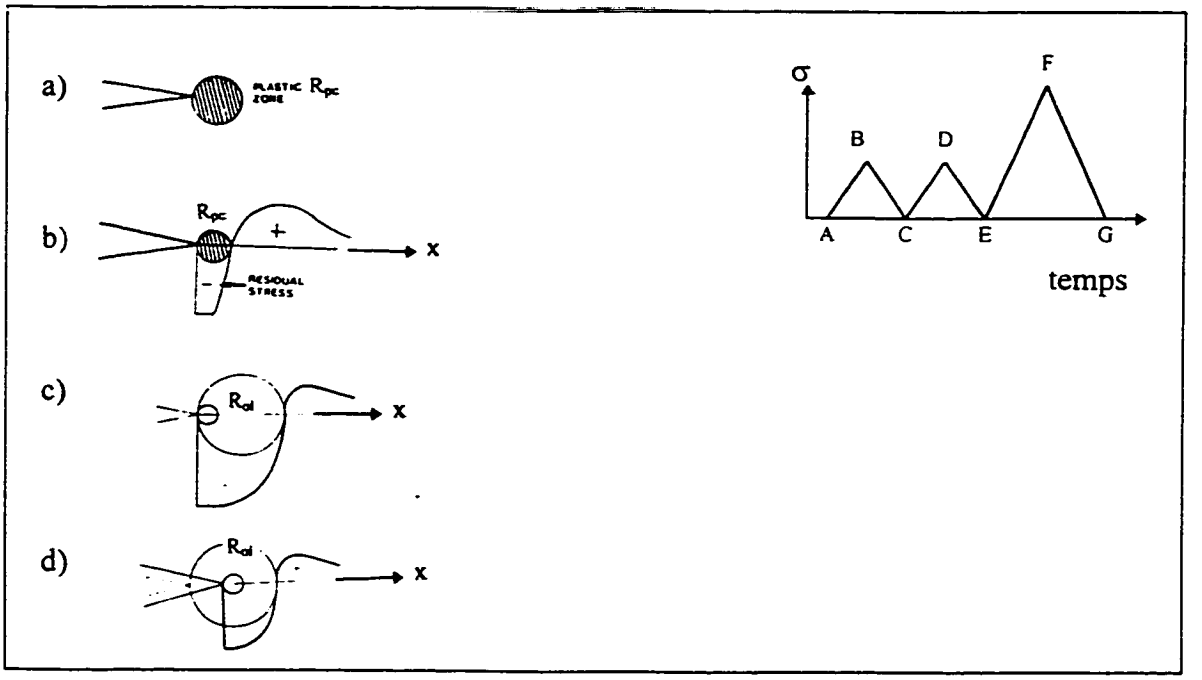


FIGURE 1.19 Mécanisme de retardement pour une surcharge en tension a) formation de la zone plastique sous l'application du chargement (point B); b) distribution des contraintes résiduelles après déchargement (point C); c) zone plastique et distribution des contraintes résiduelles après l'application d'une surcharge (point G); d) zone plastique et distribution des contraintes résiduelles après propagation de fissure suivant la surcharge (Broek, 1989)

Lors du chargement au point B, une zone plastique est créée en bout de fissure (figure 1.19a) ; son rayon R_{pc} dépend du chargement et de la longueur de la fissure. Au moment du déchargement (point C), cette zone plastique est comprimée par son voisinage qui est demeuré élastique. Des contraintes résiduelles en compression sont induites en bout de fissure et elles sont équilibrées par des contraintes résiduelles en tension loin de la fissure (figure 1.19b). Durant les cycles subséquents à amplitude constante, la taille de cette zone plastique évoluera en fonction de la longueur de la fissure. Lorsqu'une surcharge survient, la taille de la zone plastique augmente et devient égale à R_{ol} (figure 1.19c); conséquemment, au déchargement (point G), la région de contraintes résiduelles en compression s'étend au-delà des limites de la zone plastique de rayon R_{pc}.

De plus, les contraintes résiduelles étant plus compressives en bout de fissure, elles ont pour effet de réduire la vitesse de propagation. Après l'application de la surcharge, la zone plastique courante, de rayon R_{pc} est restaurée (figures 1.19c et d), mais l'effet bénéfique perdure jusqu'à ce que la fissure ait traversé l'enclave plastique créée par la surcharge. À l'aide des rayons x, Schlosberg et Cohen (1982) ont mesuré le champ des contraintes résiduelles en bout de fissure ainsi que le rayon R_{pc} de la zone plastique résiduelle en compression dans un acier SAE4140, confirmant le mécanisme décrit précédemment.

Sur le plan de la fissuration, la valeur de R_{pc} est donnée par la relation d'Irwin :

$$R_{pc} = (K_{max}/S_y)^2 (1/\alpha \pi) \qquad (1.24)$$

où α est égal à 2 pour un état plan de contraintes (plaques minces) et à 6 pour un état plan de déformation (plaques épaisses).

L'état plan de contraintes existe si la valeur de R_{pc} calculée avec $\alpha = 2$ est de l'ordre de la moitié de l'épaisseur de l'échantillon ; si la valeur de R_{pc} ainsi calculée est inférieure à 1/20 de l'épaisseur de l'échantillon, l'état plan de déformation existe et R_{pc} doit être calculé à nouveau avec $\alpha = 6$ (Bernard, 1993). Le diamètre de l'enclave créée par la surcharge, R_{ol}, est donné par la relation suivante :

$$R_{ol} = (K_{olmax}/S_y)^2 (1/\alpha \pi) \qquad (1.25)$$

1.6 Vie en propagation de fissure sous chargement à amplitude variable

Durant l'étape de propagation, la fissure évolue d'une longueur d'initiation pré-définie, a_i, à une valeur critique a_c, correspondant à la rupture finale. La longueur critique est atteinte lorsque le facteur d'intensité de contrainte maximal est égal à la ténacité à la rupture K_c, qui est une propriété du matériau. Dans cette section, les techniques

d'évaluation de la vie en propagation d'une fissure évoluant sous un chargement à amplitude variable seront présentées. Ce sont le modèle d'Elber qui prend en compte l'influence du chargement moyen et le modèle de Wheeler qui permet de quantifier l'effet de retardement dû à une surcharge.

1.6.1 Influence du rapport de charge R

Lorsque le bout de la fissure est situé en dehors de la zone d'influence d'une surcharge, la vitesse de propagation est conditionnée par l'existence de la zone plastique de rayon R_{pc} (figure 1.19a). Au fur et à mesure que la fissure se propage dans cette zone plastique, les deux lèvres de la fissure se referment avant même que la charge minimale ne soit atteinte lors du déchargement. Des résultats expérimentaux obtenus par Buck et al (1988), Ward-Close et Ritchie (1989) ont démontré que l'obstruction à la fermeture est développée par des aspérités sur les deux lèvres de la fissure. C'est ce qui explique que ces dernières se touchent bien avant que le déchargement ne soit complété. Lors du rechargement, les lèvres de la fissure s'ouvriront non pas au chargement minimal K_{min} mais à un chargement plus élevé égal à K_{opn}, comme l'illustre la figure 1.20 pour un chargement d'amplitude ΔK (= K_{max} - K_{min})

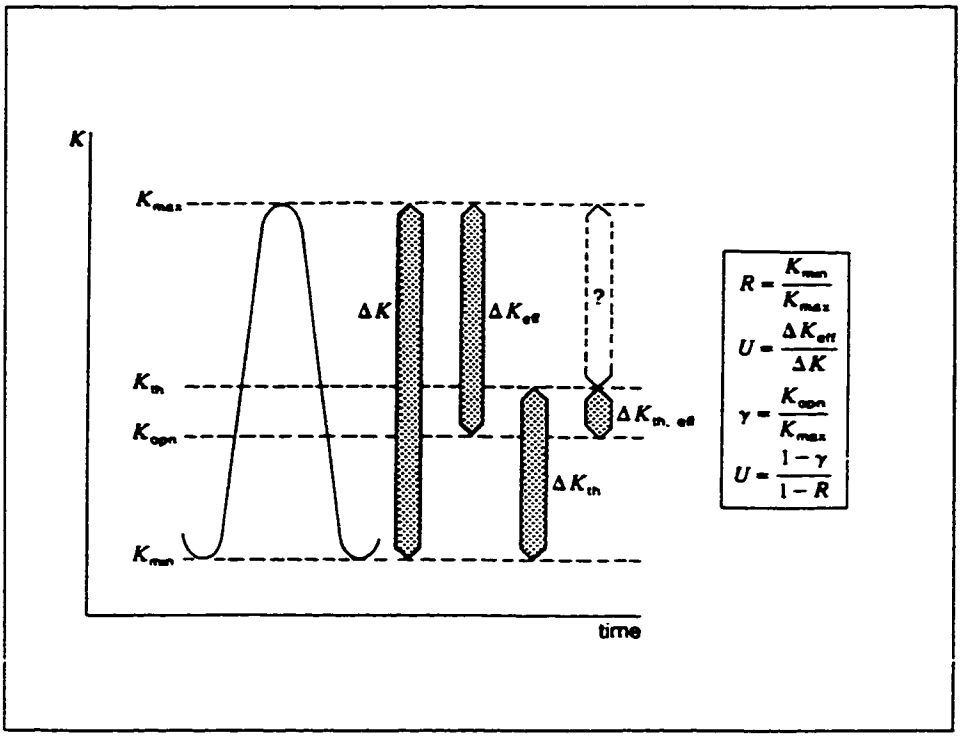


FIGURE 1.20 Définitions des différentes valeurs de ΔK (Collins, 1993)

En supposant que la fissure ne se propage que dans la partie du cycle où celle-ci est ouverte, Elber a défini une valeur effective de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte :

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{opn} \qquad (1.26)$$

La valeur de K_{opn} dépend du matériau et du chargement, i.e des valeurs de K_{max} et du rapport R (= K_{min}/K_{max}). La figure 1.21 illustre les courbes expérimentales de K_{opn}/K_{max} pour l'acier doux et certains alliages d'aluminium et de titane, à différents rapports de chargement R.

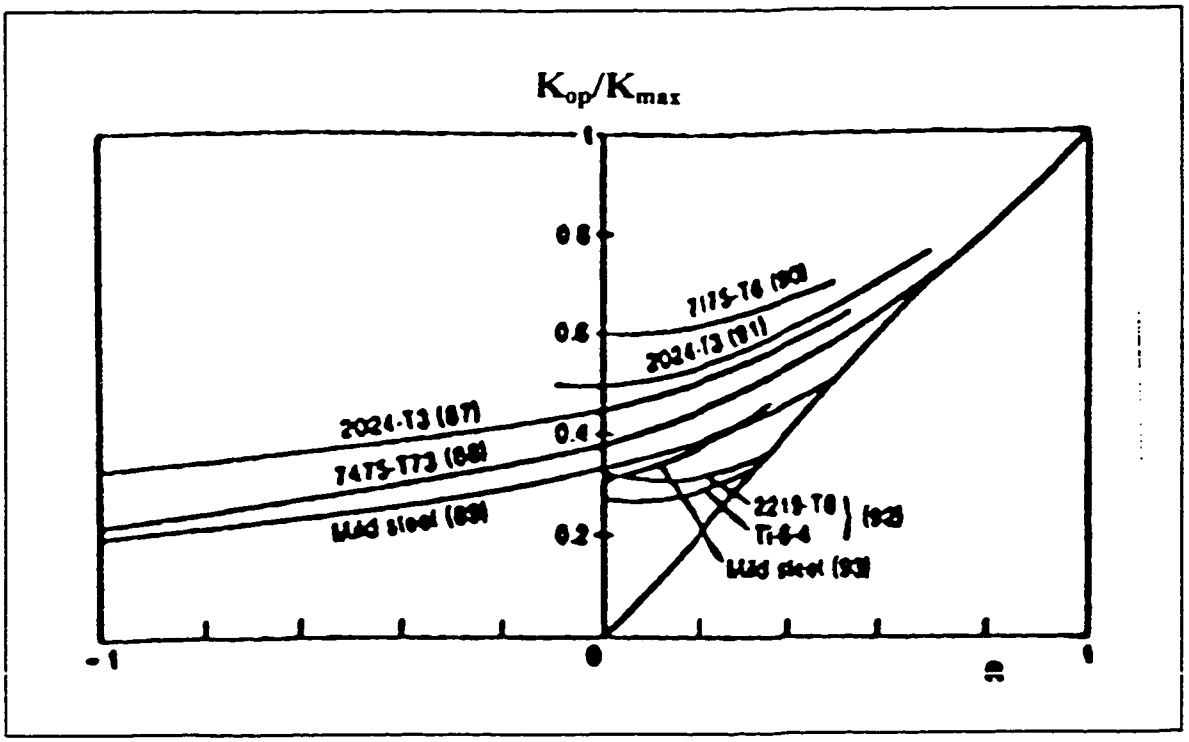


FIGURE 1.21 Variation expérimentale de K_{opn}/K_{max} vs R, pour l'acier doux et quelques alliages d'aluminium et de titane (McDonnell Aircraft Company, 1995)

En particulier, pour l'alliage d'aluminium 7475-T7351, Zhang et al. (1987) ont pris en compte l'effet de fermeture à l'aide de la relation suivante :

$$\begin{aligned} (\Delta K_{eff}) &= [\Delta K/(1-R)]\,[0{,}62 - 0.25R - 0{,}23R^2 - 0{,}14R^3] \quad \text{pour} \quad -1<R<1 \\ &= 0{,}78\,[\Delta K/(1-R)] \quad \text{pour} \quad R<-1 \end{aligned} \tag{1.27}$$

Cette dernière relation, exprimée en fonction de K_{max} et du rapport R, prend en compte la valeur de K_{opn} par l'intermédiaire du polynôme en R^x pour $-1<R<1$ et à l'aide

de la constante 0,78, pour R<-1. La vitesse de fissuration, da/dN, vs ΔK_{eff} pour cet alliage peut être exprimée à l'aide de la formulation de Paris, soit :

$$(da/dN) = 4{,}67 \times 10^{-7} (\Delta K_{eff})^{2{,}972} \qquad (1.28)$$

Les résultats sont montrés à la figure 1.22.

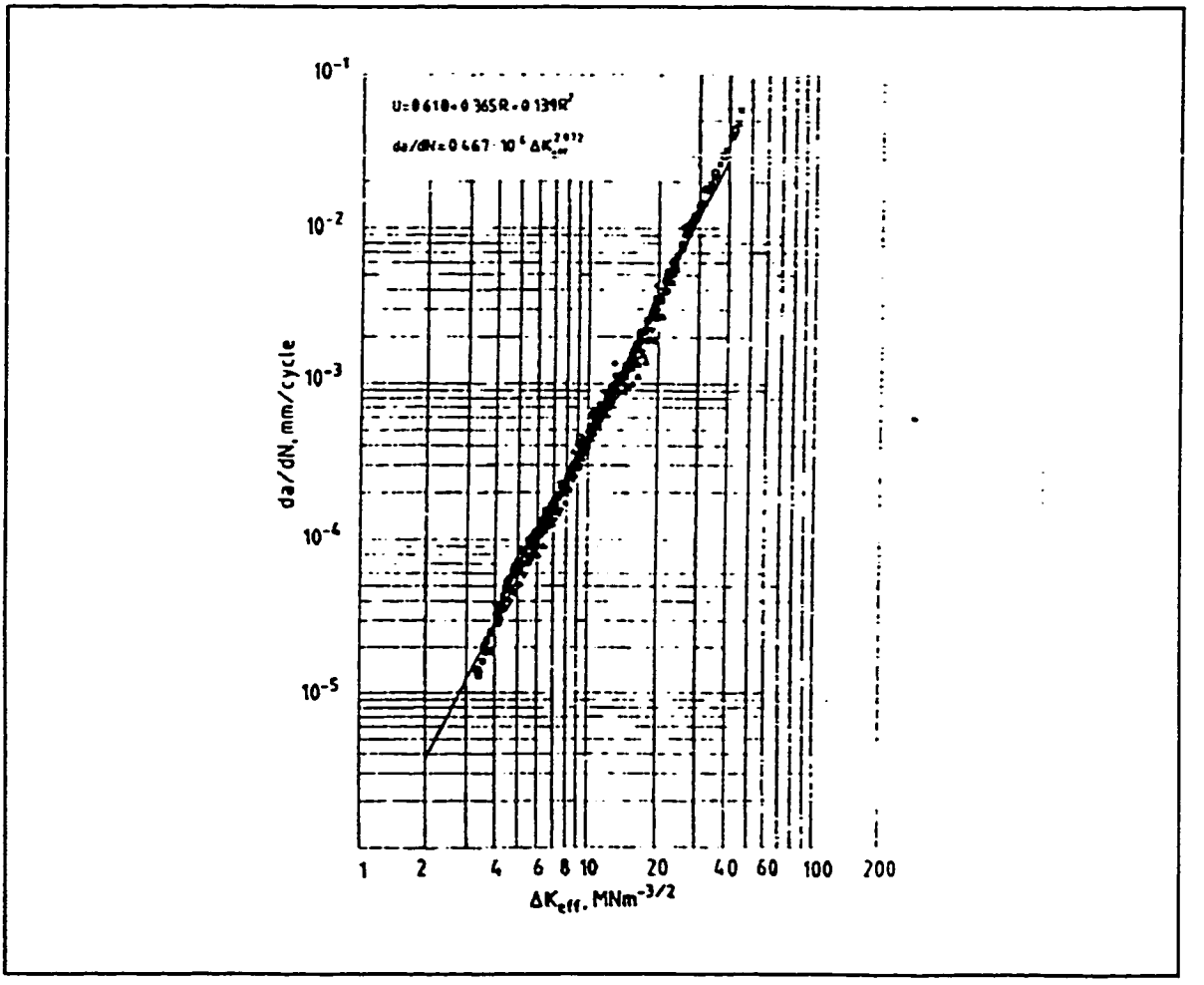


FIGURE 1.22 Vitesse de fissuration da/dN vs ΔK_{eff} pour l'aluminium 7475-T7351 (Zhang et al., 1987)

Cette relation est valide pour un cycle compté. Dans la présente étude, le calcul de ΔK_{eff} sera effectué à l'aide de la relation de Zhang et al., ainsi qu'à l'aide des fonctions de poids définies précédemment. Dans ces calculs, les valeurs de R seront basées sur la superposition du chargement et de la contrainte résiduelle induite par la méthode d'assemblage. Pour tenir compte de l'effet de retardement causé par une surcharge, le paramètre de Wheeler sera introduit.

1.6.2 Retardement dû à une surcharge (modèle de Wheeler)

Lorsque la zone plastique courante en bout de fissure (R_{pc}) est contenue dans l'enclave plastique formée suite à une surcharge R_{ol} (voir figure 1.23 ; $R_{pc}=r_{pc}$ et $R_{ol}=r_{ol}$), la vitesse de fissuration dans l'alliage Al7475-T7351 ne peut être exprimée à l'aide de l'équation 1.28, puisqu'un effet de retardement est introduit.

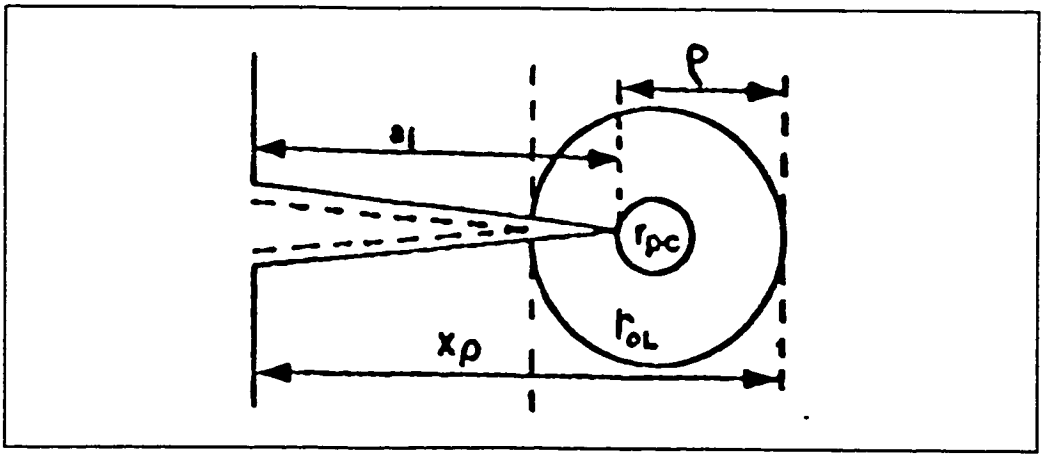


FIGURE 1.23 Illustration des variables du modèle de retardement de Wheeler (Broek, 1989)

Cet effet peut être quantifié à l'aide du paramètre de Wheeler, C_p, qui représente le rapport entre la taille de la zone plastique avant surcharge, R_{pc}, et celle de la zone plastique en avant de la fissure causée par la surcharge, R_{ol} :

$$C_p = [(R_{pc}) / (X_\rho - a_i)]^\gamma \qquad (1.29)$$

La valeur de γ se situe généralement entre 0 et 2 et pour les alliages d'aluminium, elle est égale à 1,4 (Broek, 1989). Ce paramètre modifie l'équation 1.28 qui devient :

$$(da/dN) = 4{,}67 \times 10^{-7} [(R_{pc}) / (X_\rho - a)]^{1,4} \ (\Delta K_{eff})^{2,972} \qquad (1.30)$$

La relation 1.30 s'applique en tenant compte de l'histoire du chargement. En effet, si pour un cycle particulier, la zone plastique courante R_{pc} est en contact avec la frontière de l'enclave, ou en est sortie, $C_p = 1$.

Dans la présente étude, le nombre de cycles nécessaires pour faire progresser la fissure initiale (0,254 mm) jusqu'à sa valeur finale a_f, sera évalué en évaluant l'équation 1.30 pour chaque cycle compté à l'aide de la méthode du ''Rainflow Counting''.

1.7 Conclusion

Dans la revue bibliographique, six aspects furent discutés. Différentes approches analytiques bidimensionnelles ont donné un éclaircissement sur la distribution des contraintes résiduelles induites par les procédés d'assemblage (écrouissage, interférence et la combinaison des deux). Cependant, des études par éléments finis ont dû être réalisées afin d'évaluer les champs tridimensionnels des contraintes induites par ces trois procédés et par l'application d'un chargement.

Pour tenir compte de la séquence de chargement lorsqu'un chargement aléatoire est appliqué, la méthode du "Rainflow Counting" fut exposée pour compter le nombre de cycles. Cette méthode est couramment utilisée pour le calcul des vies en fatigue. Les modèles de Neuber et de déformations contrôlées ont été détaillés avec la loi de Miner, pour prédire la vie en initiation.

Les fonctions de poids de Glinka ont été décrites pour le calcul des facteurs d'intensité de contraintes K_I. Cette méthode tient compte du chargement ainsi que des contraintes résiduelles d'assemblage sur le site virtuel de la fissure (matériau non fissuré). Ces facteurs K_I servent dans la formulation de Paris pour le calcul du taux de propagation de fissure da/dN. La correction d'Elber fut ajoutée pour tenir compte du rapport des contraintes de chargement R. Et finalement le paramètre de Wheeler C_p vient corriger le taux de propagation en tenant compte du retardement causé par une zone plastique R_{pc} en bout de fissure.

L'étude subséquente est de faire un parallèle entre, d'une part, les modèles analytiques de Neuber et de déformations contrôlées en initiation et de Paris modifié pour la propagation, et, d'autre part, les données expérimentales réalisées sur une machine MTS. Le but est de vérifier la validité de ces méthodes pour les valeurs des paramètres considérées dans le présent travail.

CHAPITRE 2

PROCÉDURE EXPÉRIMENTALE

Des essais en fatigue uniaxiale sous chargement variable ont été réalisés à la température ambiante, sur des échantillons troués en alliage d'aluminium 7475-T7351. Trois procédés d'assemblage ont été appliqués aux trous, soit l'écrouissage, l'interférence ou la combinaison des deux. La procédure expérimentale utilisée pour la réalisation des essais est décrite dans ce chapitre et en particulier, un nouveau logiciel développé dans le cadre de ce travail pour contrôler les essais avec spectre de chargement est présenté. Les caractéristiques du matériau et la géométrie des éprouvettes sont décrites. Les méthodes d'application de chaque procédé sont expliquées et la gamme de tests effectués est détaillée. La technique de suivi de fissure par caméra y est exposée.

2.1 Matériau

Le matériau utilisé, l'alliage d'aluminium 7475-T7351, fut fourni par Bombardier-Canadair sous forme de plaques laminées de 6,35 mm d'épaisseur. La composition chimique de l'alliage est donné au tableau 2.1. Le matériau a subi une mise en solution solide, suivi d'une trempe et d'un vieillissement.

Afin de vérifier les propriétés de notre matériau, trois essais de traction à température ambiante furent réalisés au laboratoire. Les échantillons, découpés dans le sens du laminage et usinés à l'École Polytechnique à l'aide d'une machine à commande numérique cinq axes, ont une largeur utile de 24,13 mm (0.95'') (figure 2.1). Les résultats de ces essais de traction sont présentés à la figure 2.2 et rapportés au tableau 2.2. Ces résultats comprennent les valeurs du module de Young, E, du coefficient de Poisson, ν, de la limite d'écoulement, S_y, du module de plasticité, E_T, de la contrainte ultime en tension S_{uT} et de l'allongement à la rupture, ε_f. Le tableau 2.2 inclut également les données provenant des essais effectués par Burlat (1994) et par Bombardier Canadair Inc. et celles publiées dans le Military Handbook (1990).

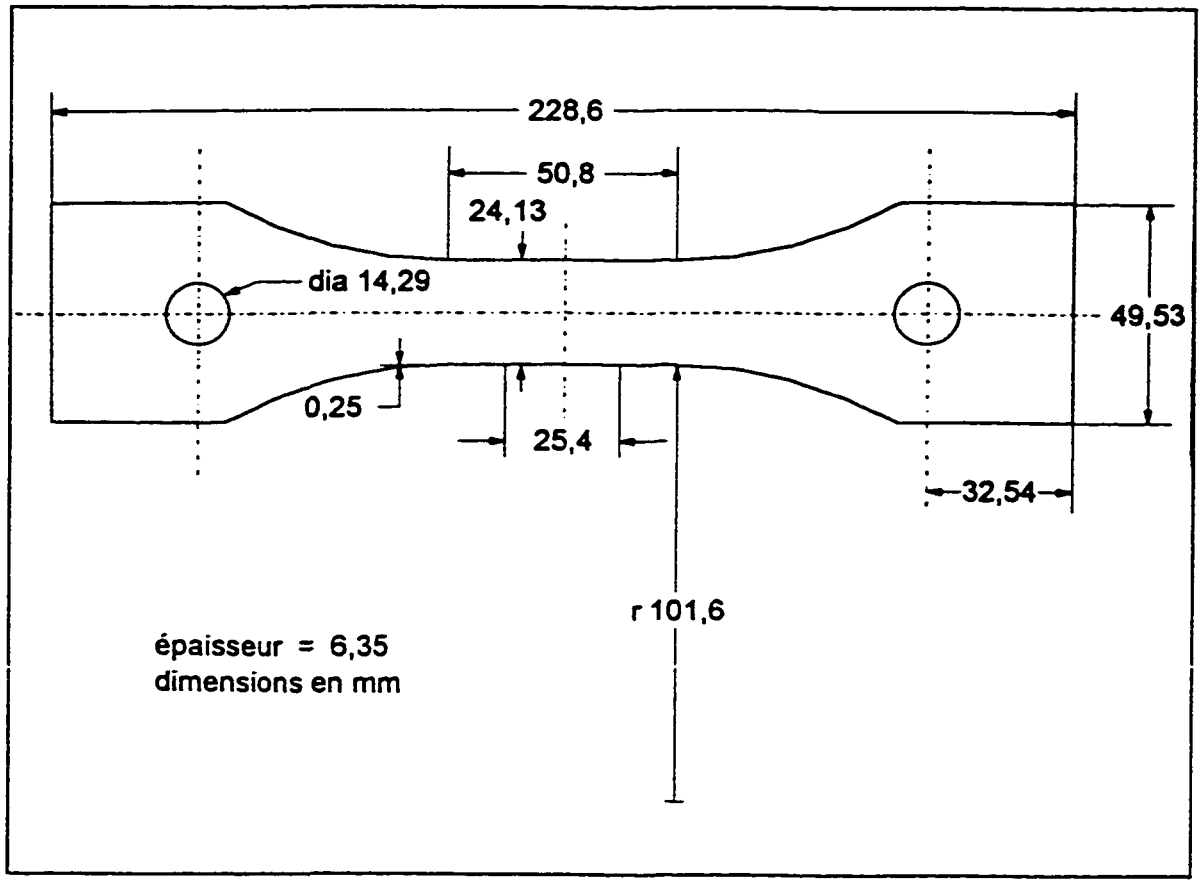


FIGURE 2.1 Géométrie des échantillons de traction.

TABLEAU 2.1 Composition chimique de l'alliage Al7475-T7351 (Metals Handbook, 1990)

Élément	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Al
%min			1,20		1,90	0,18	5,20		reste
%max	0,10	0,12	1,90	0,06	2,60	0,25	6,20	0,06	reste

TABLEAU 2.2 Propriétés mécaniques en traction statique de l'alliage Al7475-T7351

Propriété	E (MPa)	ν	S_y (MPa)	E_T (MPa)	S_{ut} (MPa)	ε_f (%)
présent travail	72386,3		448,7	1359,7	511,9	15,24
Burlat (1994)	67150		449,5	1377	512,3	
Military Handbook (1990)	71008	0,33	413,6		489,5	9
Bombardier/ Canadair			437,1		518,4	13,3

Le comportement cyclique de l'alliage Al7475-T7351 est rapporté au tableau 2.3. Ces résultats, provenant d'essais effectués par Bombardier-Canadair, comprennent les valeurs du coefficient de rigidité cyclique, K', du coefficient de résistance à la fatigue, σ_f', du coefficient de ductilité à la fatigue, ε_f', du coefficient d'écrouissage cyclique, n', des exposants de résistance et de ductilité en fatigue, b et c.

TABLEAU 2.3 Propriétés mécaniques cycliques de l'alliage AL7475-T7351 (Bombardier/Canadair)

Propriété	K' (MPa)	σ_f' (MPa),	ε_f'	n'	b	c
	512,0	1860,1	0,141	0,0445	-0,1991	-0,3808

Cet alliage Al-Zn-Mg-Cu présente la même résistance en fatigue que l'alliage Al7075, tout en possédant une plus grande ténacité et une meilleure résistance à la corrosion sous tension.

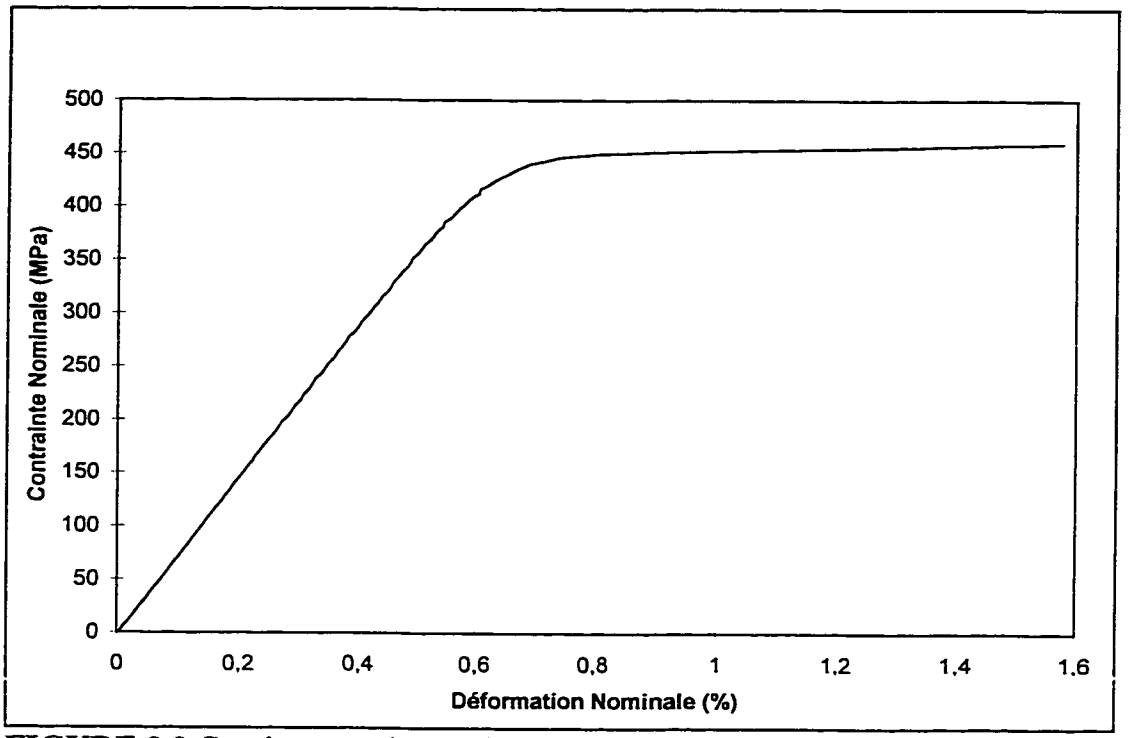


FIGURE 2.2 Courbe contrainte-déformation de l'alliage Al 7475-T7351 en traction

2.2 Échantillons de fatigue

Les essais de fatigue ont été réalisés avec des éprouvettes dont la géométrie respecte les dimensions typiques des trous d'attache des structures aéronautiques. La géométrie des éprouvettes ainsi que les caractéristiques du trou chanfreiné sont illustrées à la figure 2.3. La position du trou est déterminée par le rapport e/D. Après que le trou soit écroui, le chanfrein est usiné sur la face d'entrée de l'éprouvette (face d'entrée du mandrin) où se trouvent les contraintes résiduelles tangentielles en compression les plus faibles (Forgues, 1993). Les dimensions du trou aux différentes étapes de préparation de l'échantillon seront présentées à la section 2.3 pour les trois procédés d'assemblage. Il

est à noter que les deux trous d'attache ne sont pas usinés car des machoires hydrauliques sont utilisées.

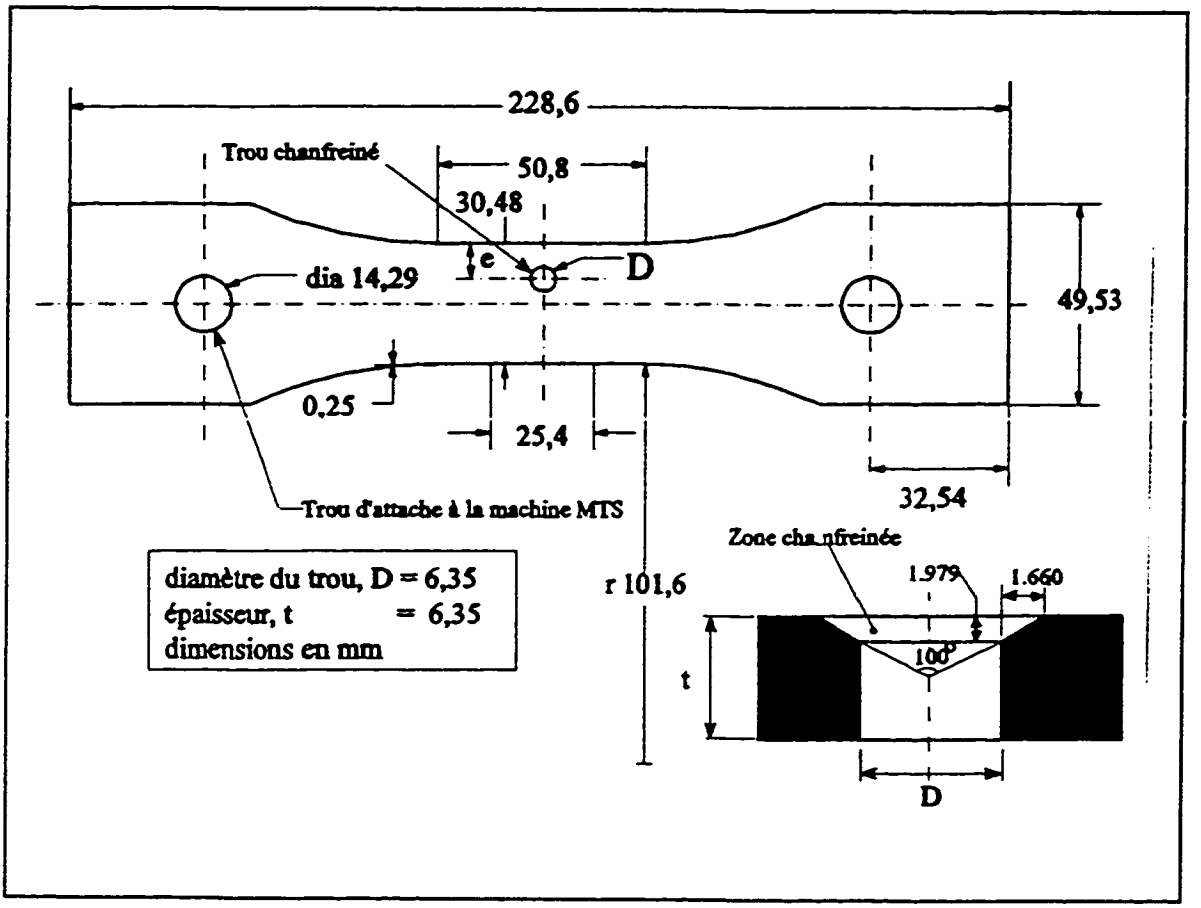


FIGURE 2.3 Géométrie des échantillons pour les essais en fatigue

2.3 Procédés d'assemblage

Dans cette section, la procédure d'application des deux techniques employées, soit l'écrouissage et l'interférence, est décrite. Les dimensions du trou, du mandrin, du rivet et de la bague qui sont requises pour obtenir les caractéristiques d'écrouissage et d'interférence y sont aussi présentées. Pour les deux procédés d'assemblage, de même que pour la combinaison des deux, le rivet est installé dans un trou chanfreiné selon les dimensions montrées précédemment.

2.3.1 Écrouissage (ÉCR)

L'écrouissage a été effectué selon le procédé de la bague fendue qui a été mis au point par Fatigue Technology Inc (FTI), Seattle, en utilisant un appareillage manuel (figure 2.4) simulant les conditions d'application industrielle. La figure 2.5 montre la configuration typique d'un mandrin dont les caractéristiques géométriques importantes sont les diamètres maximal et minimal et la pente de la partie conique.

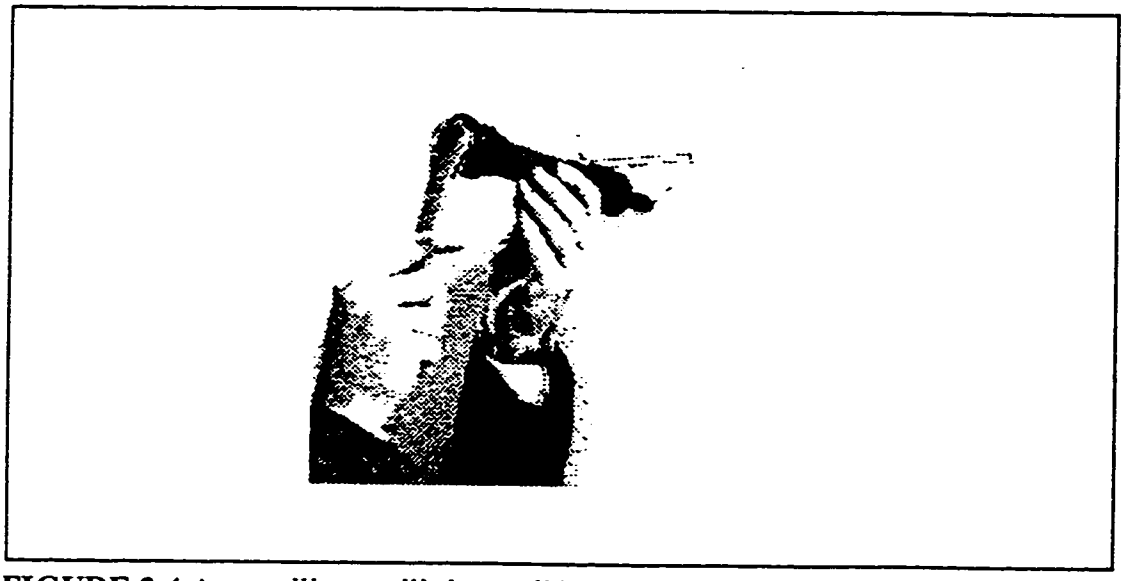


FIGURE 2.4 Appareillage utilisé pour l'écrouissage (FTI Inc., 1991)

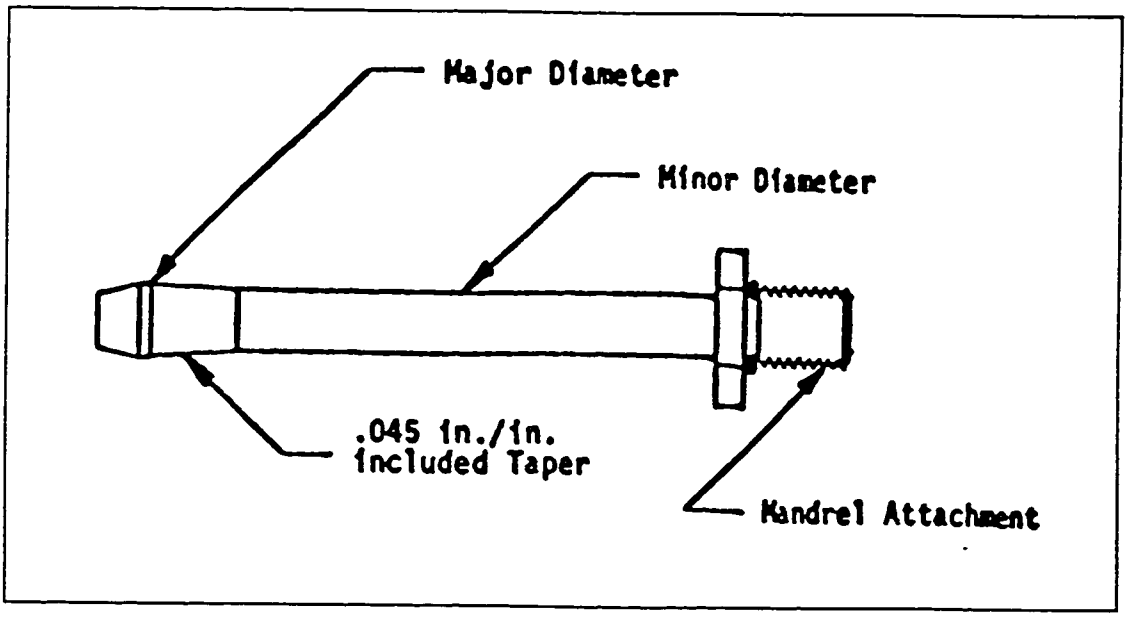


FIGURE 2.5 Géométrie du mandrin utilisé pour l'écrouissage (FTI Inc., 1988)

Les différentes étapes de l'écrouissage sont détaillées à la figure 2.6. Une douille préalablement lubrifiée (pour minimiser la friction entre la plaque et le mandrin) est placée sur le mandrin qui est relié à un appareillage à main (étape 5A). Le mandrin ainsi que la douille fendue sont alors insérés au travers du trou (étape 5B). Le bout de la douille a un évasement permettant ainsi à l'appareillage à main tirant sur le mandrin d'être bien placé. Une fois la tête de l'appareillage à main appuyée contre la plaque (étape 5C), le mandrin est lentement tiré à travers la douille à l'aide de l'appareillage à main (étape 5D). C'est la présence de la bague fendue qui, superposée au diamètre maximal du mandrin, cause l'interférence nécessaire à l'écrouissage. Le trou est ensuite chanfreiné et un rivet y est inséré sans interférence, avec son écrou. Dans cette étude, un écrouissage de 4% a été considéré.

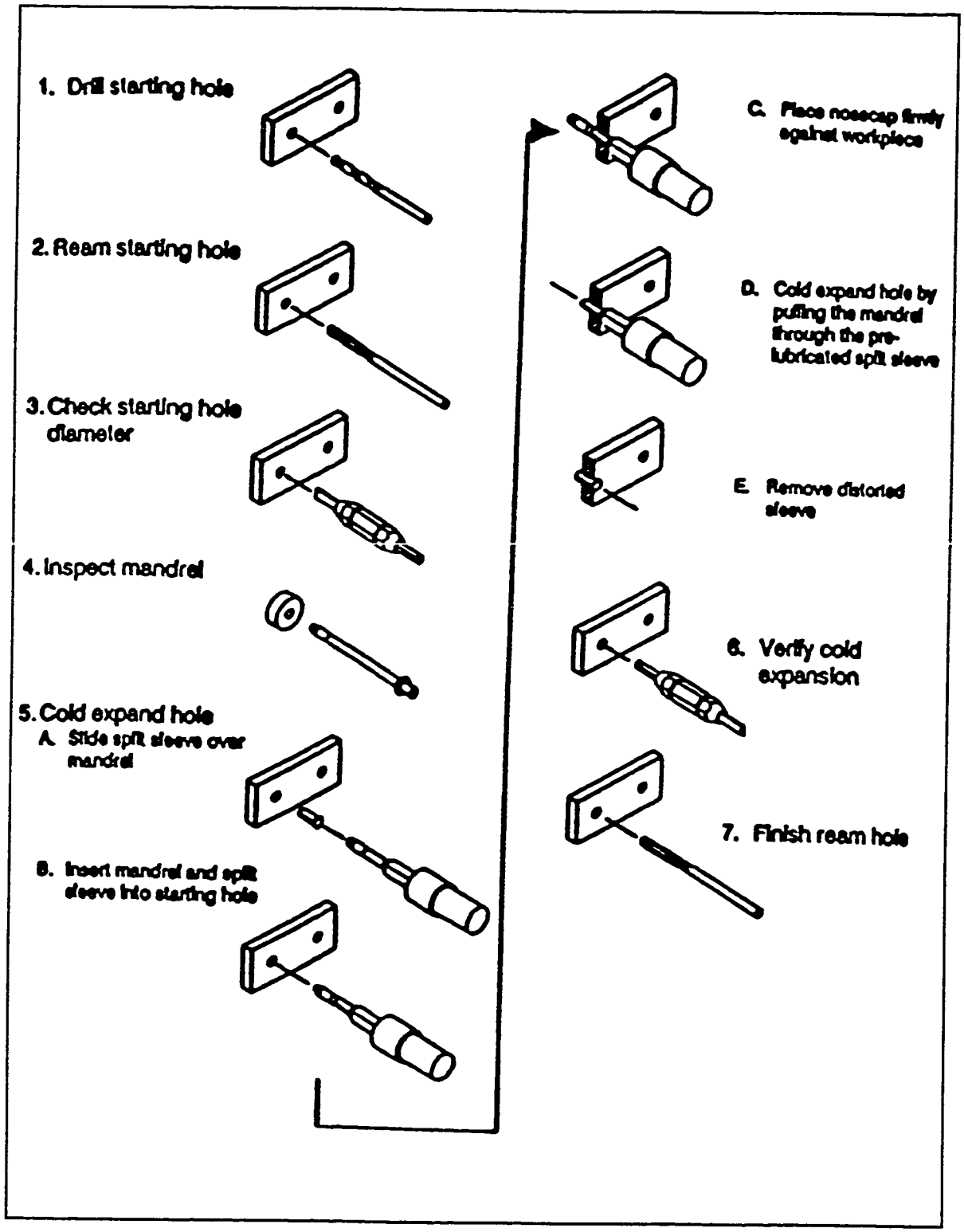


FIGURE 2.6 Les différentes étapes de l'écrouissage industriel (FTI Inc., 1988)

2.3.2 Rivetage avec interférence (INT)

L'interférence est produite par l'insertion d'un rivet sur-dimensionné par rapport au trou dans lequel il est inséré. Cependant, le rivet a une partie filetée dont le diamètre est inférieur à celui du trou (figure 2.7a). Le rivet est installé en vissant l'écrou sur le rivet préalablement introduit dans le trou. Une clé hexagonale, intercalée dans une cavité de même forme au bout du rivet (figure 2.7b), empêche la rotation du rivet. Le collet de l'écrou se détache lorsqu'il est soumis à un couple pré-déterminé. Le trou est préalablement chanfreiné pour permettre d'enchâsser la tête du rivet. Dans cette étude, l'interférence considérée est de 1,2 %.

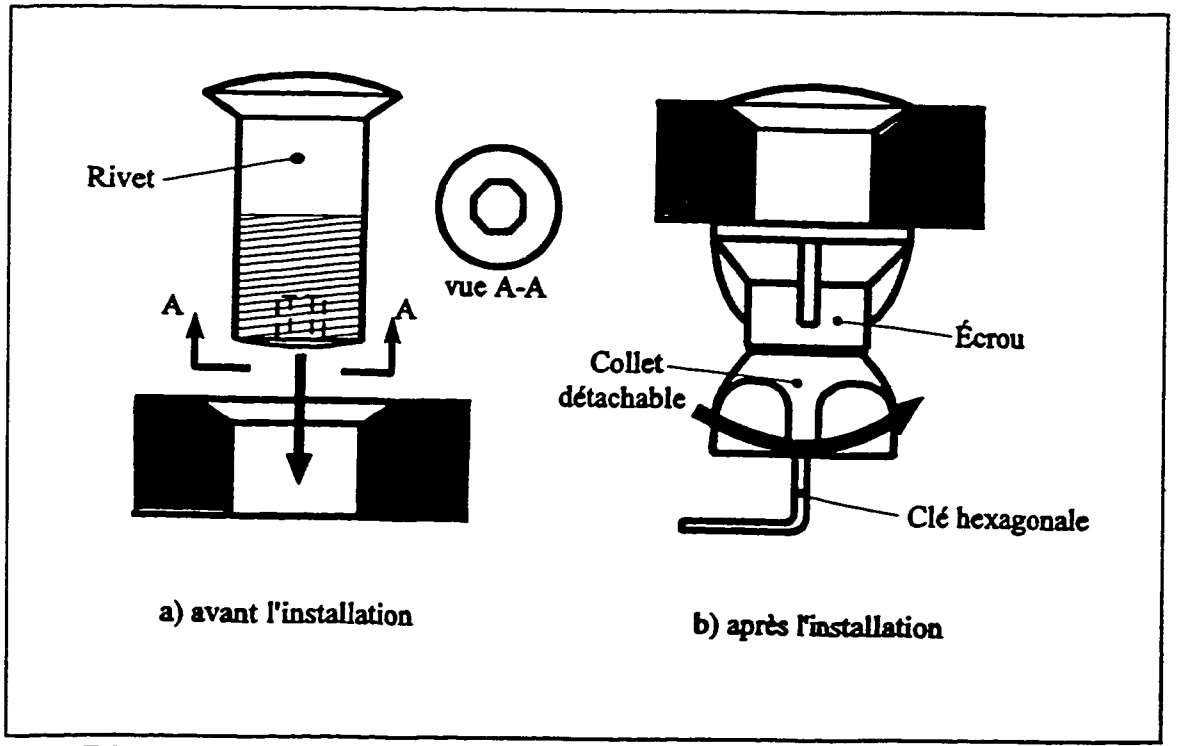


FIGURE 2.7 Procédé de rivetage avec interférence (Larouche, 1995)

2.3.3 Écrouissage et rivetage avec interférence (ÉCR+INT)

Ce procédé est obtenu en appliquant successivement les deux techniques expliquées précédemment (figures 2.6 et 2.7). En premier lieu, un écrouissage de 4% est appliqué. Par la suite, on alèse et chanfreine le trou. Finalement, le rivet est inséré selon la procédure d'interférence expliquée à la section 2.3.2. Dans le présent travail, un écrouissage à 4% et une interférence de 1,2% ont été appliqués pour le procédé ÉCR+INT.

2.3.4 Composantes

Le rivet, l'écrou et les bagues utilisés pour les essais sont une gracieuseté de Bombardier-Canadair. Leurs désignations sont les suivantes :

1- rivet : ST3M758 C4-4

2- écrou : ST3M526 C4M

3- bague : CBS-8-0-N-12F

Les dimensions du trou aux différentes étapes des procédés sont rapportées au tableau 2.4.

TABLEAU 2.4 Dimensions des composants

Dimensions en (mm)	Base	Écrouissage (ÉCR)	Rivetage avec interférence (INT)	Écrouissage et rivetage avec interférence (ÉCR+INT)
Rayon initial du trou	3,175	3,004	3,131	3,004
Épaisseur de la bague	—	0,218	---	0,218
Rayon minimal du mandrin	—	2,731 ± 0,006	---	2,731 ± 0,006
Rayon maximal du mandrin	—	2,921 + 0,003 - 0,008	---	2,921 + 0,003 - 0,008
Rayon du trou après alésage	—	3,175	---	3,131
Rayon du rivet	3,165 ± 0,003	3,165 ± 0,003	3,165 ± 0,003	3,165 ± 0,003

2.4 Essais

Le programme d'essais fut mis en oeuvre pour déterminer les vies en initiation et en propagation de fissure pour les différents procédés d'assemblage sous chargement à amplitude variable et pour établir le niveau d'amélioration de la vie en fatigue des trous traités par rapport à ceux non-traités. On retrouve ainsi deux variables principales par éprouvettes testées : le procédé appliqué et la marge de bord. Afin d'avoir une base de comparaison, des essais sur des échantillons troués non-traités et rivetés sans interférence (BASE) ont été effectués.

Les tests en fatigue uniaxiale sont effectués à la température ambiante, sur une machine MTS servo-hydraulique d'une capacité de 350 kN (voir figure 2.8). Le chargement correspond à celui qui est en pratique appliqué sur les trous d'attache des longerons du fuselage d'un avion de chasse militaire lors d'une mission typique. Il est constitué d'un spectre répété jusqu'à la rupture. Ce spectre, IARPO3, qui comporte 7836 paires SOMMET-VALLÉE (7836 cycles) représentant 325 heures de vol (un cycle de chargement correspond à environ 2,5 minutes de vol) fut préalablement réorganisé avec la méthode du "Rainflow Counting". Ces paires de sommets et vallées sont des facteurs multiplicatifs du niveau de la contrainte maximale, S_{max}, qui a été calculée sur la section pleine de l'échantillon. Dans ce programme d'essai, deux niveaux de contraintes maximales ont été considérés, soit 220,6 et 275,8 MPa.

Pour chacun des chargements, deux marges de bord (e/D=1,0 et 2,4) ainsi que trois procédés d'assemblage (ÉCR, INT, ÉCR+INT) et le trou de base (BASE) sont étudiés. Pour chaque condition d'essai, 4 éprouvettes ont été testées dans le but d'obtenir une moyenne des résultats fiables, ce qui correspond à un total de 64 échantillons. Le tableau 2.5 résume les conditions d'essais pour les deux niveaux de chargement.

TABLEAU 2.5 Identification des échantillons et des paramètres du programme d'essais de fatigue sous spectre de chargement IARPO3

Numéro des éprouvettes (total de 64)	**e/D = 1**		**e/D = 2,4**	
Procédés d'assemblage	S_{max} = 220,6 MPa	S_{max} = 275,8 MPa	S_{max} =220,6 MPa	S_{max} = 275,8 MPa
BASE	no 1 à 4	no 5 à 8	no 101 à 104	no 105 à 108
ÉCR	no 9 à 12	no 13 à 16	no 109 à 112	no 113 à 116
INT	no 17 à 20	no 21 à 24	no 117 à 120	no 121 à 124
ÉCR+INT	no 25 à 28	no 29 à 32	no 125 à 128	no 129 à 132

Dans les travaux de recherche précédents (Forgues(1993), Burlat(1994) et Larouche(1995)), les essais de fatigue ont été réalisés à amplitude constante de chargement, en utilisant le contrôleur intégré à la machine de fatigue MTS. Cependant, pour réaliser le présent programme d'essai sous spectre de chargement, il a été nécessaire de développer un logiciel afin de contrôler la machine MTS. Ce logiciel a été développé dans l'environnement LABVIEW. Un premier programme (GENFREQ.vi) lit les valeurs associées aux sommets et vallées du spectre ; celles-ci sont normalisées entre -1,0 et 1,0 et sont emmagasinées sur une disquette. Ce programme n'est utilisé qu'une seule fois pour générer un signal à fréquence constante qui est inséré dans un tableau et qui est ensuite appliqué durant les tests de fatigue. Un second programme (RAM.vi) transforme les données du tableau en voltage, avec une échelle de 10 volts pour 125 kN appliqués, pour ensuite les envoyer à l'aide d'une carte à puces électronique sur une machine MTS servo-hydraulique d'une capacité de 250 kN (figure 2.7). Le logiciel développé permet également d'effectuer des essais en taux de charge contrôlée.

Il est mentionné dans la littérature qu'à température ambiante, la vie en fatigue n'est pas influencée par la fréquence lorsque celle-ci est inférieure à 40 Hz. Dans le cas présent, les essais sont effectués à une fréquence constante de 9 Hz; le signal est numérisé en 1551529 points, représentant en réalité 325 heures de vol. Entre chaque sommet et vallée, il y a 98 points d'interpolation; le temps écoulé entre l'envoi de chaque point est d'environ $5X10^{-4}$ sec. Une erreur maximale de 1% existe entre le signal maximal appliqué et le signal maximal reçu par la machine MTS. Pour les autres valeurs du spectre, une erreur maximale de 5% peut être présente. En annexe B, les programmes de génération et d'envoi des points sont documentés.

Le logiciel de contrôle des essais sous spectre de chargement a été développé avec un Pentium 166 Mhz (64 Mo de mémoire vive) et une carte analogue digitale ATMIO16F5.

2.5 Suivi de fissure avec la caméra

L'initiation et la propagation des fissures ont été observées à l'aide de deux caméras vidéo (50X) (figure 2.8), reliées à un ordinateur et un écran. Ce dispositif sert à l'acquisition d'images lors du cyclage de l'échantillon. Les caméras étant installées sur une base mobile à vernier, les fissures originant des deux côtés du trou, peuvent être observées.

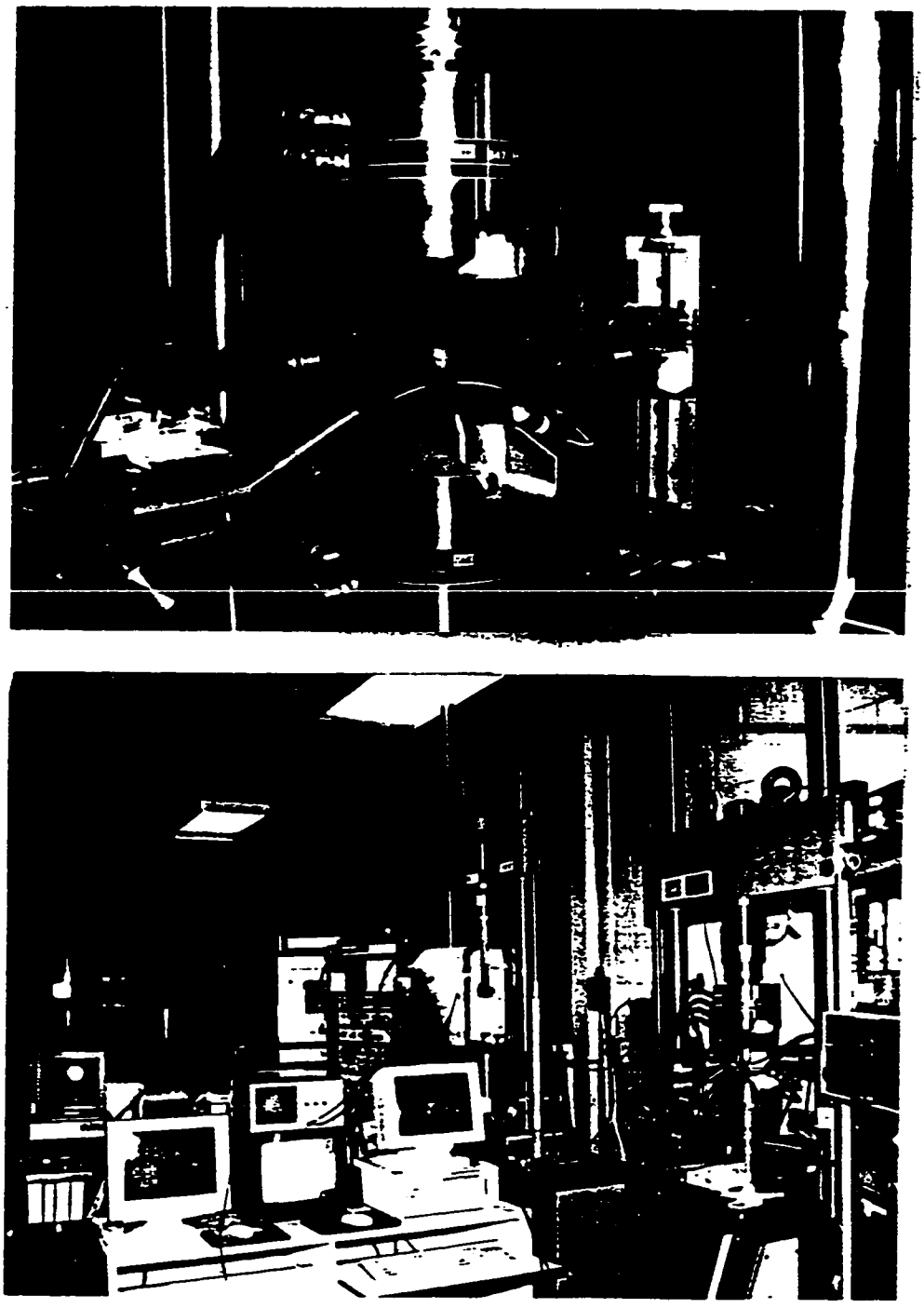


FIGURE 2.8 Banc d'essai

2.6 Conclusion

Tous les détails des procédures expérimentales concernant le matériau utilisé, les échantillons, les procédés et les paramètres d'essais ont été présentés dans ce chapitre. Le logiciel de contrôle des essais sous spectre de chargement et le dispositif d'observation et de mesure des fissures ont également été décrits.

Dans le chapitre suivant, les champs de contraintes induits par les différents procédés seront analysés par éléments finis et la redistribution de ces contraintes lorsque la fissure se propage sera examinée.

CHAPITRE 3

ÉTUDE DU CHAMP DE CONTRAINTES INDUIT PAR LES DIFFÉRENTS PROCÉDÉS D'ASSEMBLAGE AVANT ET APRÈS CHANFREINAGE ET APRÈS FISSURATION

La connaissance des champs de contraintes et de déformations induits par les différentes méthodes d'assemblage permet d'expliquer l'influence que ces dernières exercent sur la vie en fatigue des joints rivetés. L'objectif visé dans ce chapitre est l'étude de la distribution tridimensionnelle des contraintes induites par les procédés ÉCR, INT, ÉCR+INT, en considérant deux marges de bord (e/D=1,0 et 2,4) et l'usinage d'un chanfrein après l'écrouissage. De plus, la redistribution des contraintes induites par les procédés d'assemblage après fissuration (sans chargement) est étudiée. Le matériau utilisé est l'alliage d'aluminium 7475-T7351 dont les propriétés mécaniques statiques et cycliques ont été présentées au chapitre 2. L'effet du chargement cyclique sur les champs de contraintes calculés ici sera considéré en détail au chapitre 5, dans l'évaluation de la vie en initiation et en propagation; cependant, une analyse préliminaire est présentée pour le cas du trou ÉCR, chanfreiné et centré.

3.1 Modélisation tridimensionnelle par éléments finis

La modélisation par éléments finis des procédés d'assemblage ÉCR, INT et ÉCR+INT a été réalisée en utilisant le logiciel de calcul ABAQUS version 5.5 (Hibbit, Karlsson & Sorenson, Inc.). Il s'agit d'une analyse mécanique dans le domaine élasto-plastique utilisant le critère de Von Mises. Le modèle d'écoulement cinématique est employé car il représente mieux le champ des contraintes résiduelles introduites dans une composante mécanique, sous l'effet d'un chargement dans le domaine élasto-plastique suivi d'un déchargement (Lemaître et Chaboche, 1988). La figure 3.1 montre, en isométrique, le maillage adopté pour les deux marges de bord. Dans le cas du trou centré (e/D=2,4), l'état des contraintes induites ne varie pas selon la position tangentielle autour du trou. Pour cette raison, seul le quart de la plaque fut modélisé. Pour ce qui est du trou dont la marge de bord est égale à 1,0, seule une demi-plaque a été modélisée car la géométrie est symétrique par rapport à un axe dirigé dans le sens de la largeur.

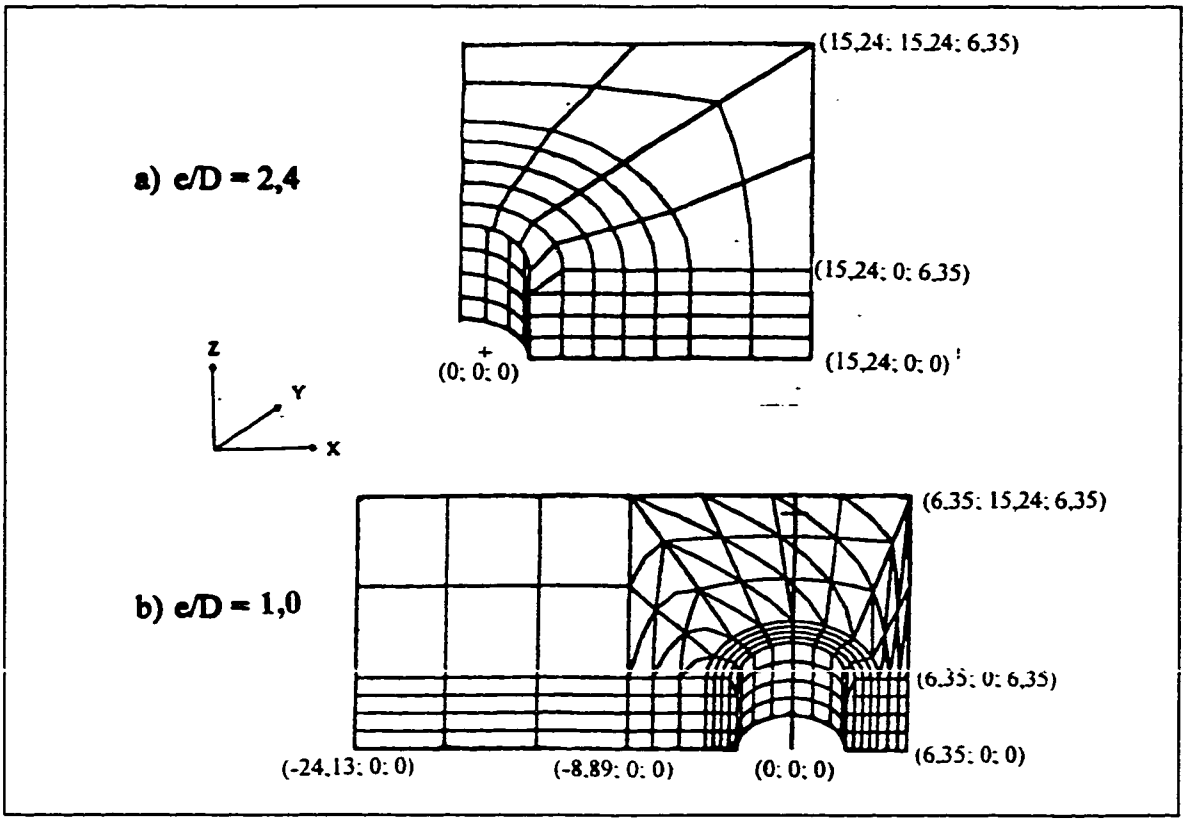


FIGURE 3.1 Maillages tridimensionnels d'une plaque trouée de 6,35 mm d'épaisseur pour les marges de bord a) e/D=2,4 b) e/D=1,0

Pour le trou centré, le maillage fut réalisé à l'aide d'éléments cubiques à 27 noeuds (C3D27R). Cependant, pour la marge de bord égale à 1,0, des calculs préliminaires ont montré que loin du trou, l'écrouissage déformait des éléments de manière importante et il devenait difficile d'obtenir la convergence dans les calculs. Dans ce dernier cas, les éléments C3D27R ont donc servi à modéliser la plaque près du trou et des éléments prismatiques triangulaires à 18 noeuds (C3D15V) utilisés loin du trou (figure 3.2) ont donné de bons résultats. Pour les deux marges de bord, le maillage a

été raffiné près du trou afin d'augmenter la précision des résultats. Pour tous les éléments, l'intégration numérique a été réduite à 4 points de Gauss au lieu de 9. Les valeurs des contraintes et déformations sont les valeurs extrapolées aux noeuds, sauf pour les éléments situés au raccordement du trou et du chanfrein où les valeurs aux points de Gauss sont considérées.

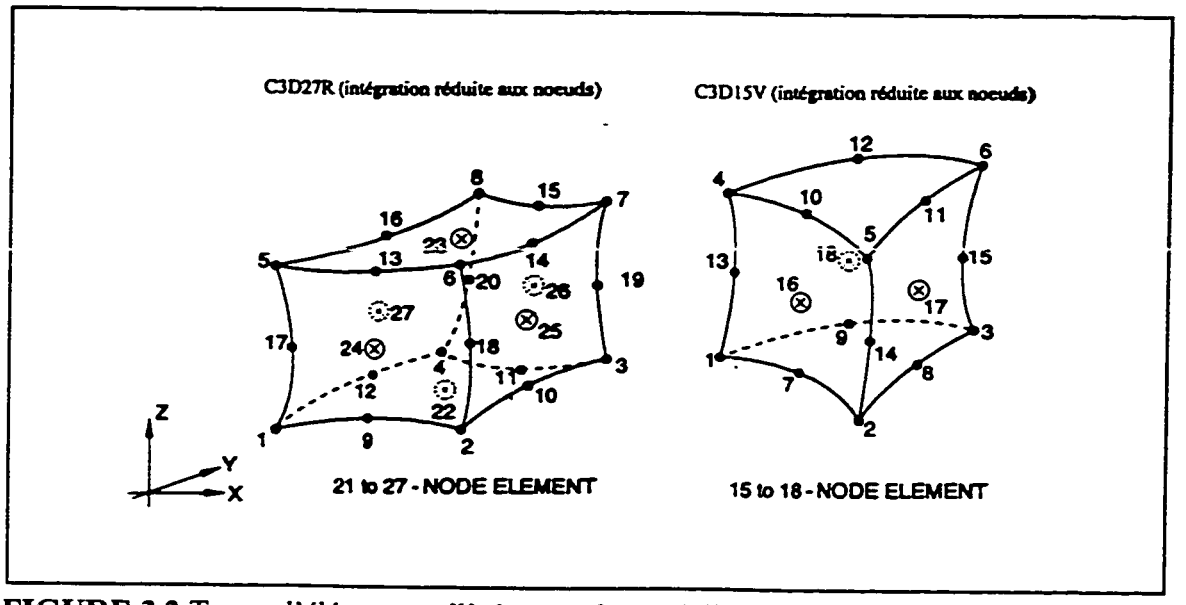


FIGURE 3.2 Types d'éléments utilisés pour la modélisation par éléments finis

Pour les deux marges de bord, les noeuds situés sur le plan Y=0 ont été bloqués en translation selon la direction Y. Dans le cas du trou centré (figure 3.1a), les noeuds situés sur le plan X=0 ont été bloqués selon la direction X; de plus, sur la face de sortie du mandrin, les noeuds situés dans le plan XY, sur la droite X=15,24 mm ont été bloqués selon la direction Z. Pour la marge de bord égale à 1,0 (figure 3.1b), les noeuds

situés dans le plan XY, sur la droite X=-8,89 mm ont été bloqués selon la direction Z et ceux situés sur la droite X=-24,13 mm ont été bloqués selon la direction X.

Comme le montre la figure 3.3, la modélisation des procédés ÉCR, INT, ÉCR+INT est effectuée en déplaçant, par étapes successives, un barreau axisymétrique rigide à travers le trou de la plaque; la géométrie de ce barreau varie avec le procédé à appliquer. Une surface de contact est définie entre le barreau et l'aire intérieure du trou; le coefficient de frottement entre ces deux surfaces est considéré infime (~0,0005) en raison de la lubrification de la bague.

La figure 3.3 et le tableau 3.1 indiquent les dimensions des composantes, utilisées dans les calculs par éléments finis pour l'application de chaque procédé. Les niveaux d'écrouissage et d'interférence sont directement obtenus des dimensions spécifiées pour le procédé industriel. Dans le cas de l'écrouissage, le barreau représente le mandrin et la bague fendue. Afin d'éviter les problèmes de convergence imputables au calcul de plusieurs corps se déformant interactivement, la bague est considérée rigide et le diamètre du mandrin est augmenté de deux fois l'épaisseur de la bague utilisée dans le procédé industriel. Pour modéliser le rivet ajusté au diamètre du trou, la déformation radiale résiduelle engendrée par le passage du mandrin est calculée et le diamètre du rivet est posé égal au diamètre du trou après écrouissage et usinage du chanfrein (figure 3.4), à mi-épaisseur de la plaque.

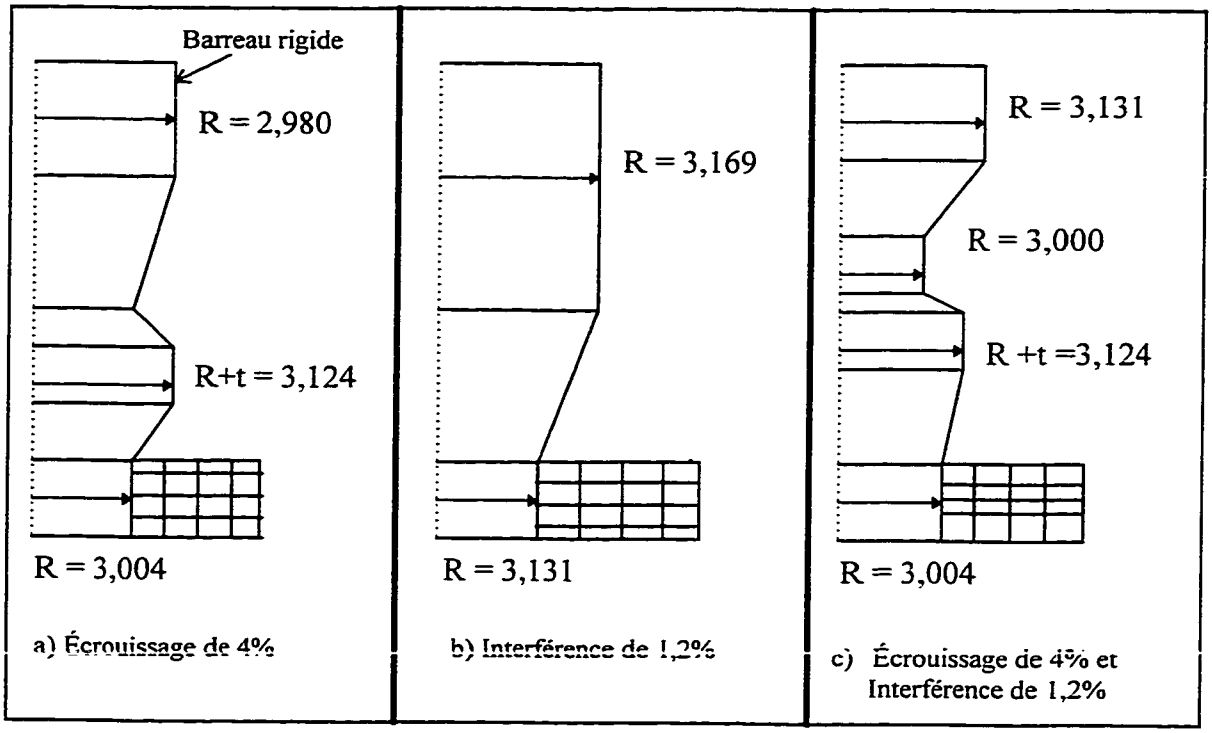


FIGURE 3.3 Modélisation de l'application des différents procédés d'assemblage avec une marge de bord e/D=2,4 (dimensions en mm)

TABLEAU 3.1 Diamètre des composantes des modèles d'éléments finis 3D

dimensions en mm	e/D=2,4			e/D=1,0		
	ÉCR	INT	ÉCR +INT	ÉCR	INT	ÉCR +INT
largeur de la plaque	30,480	30,480	30,480	30,480	30,480	30,480
épaisseur de la plaque	6,350	6,350	6,350	6,350	6,350	6,350
rayon initial du trou	3,004	3,131	3,004	3,004	3,131	3,004
rayon maximal du mandrin	3,124	---	3,124	3,124	---	3,124
rayon minimal du mandrin	3,000	---	3,000	2,980	---	2,980
rayon final du trou au milieu de la plaque	3,083	3,169	3,131	3,091	3,169	3,139
rayon du rivet	2,980	3,169	3,131	3,080	3,169	3,139

3.2 Modélisation de l'usinage du chanfrein

En pratique, l'usinage du chanfrein est effectué après écrouissage, sur la face d'entrée du mandrin où les contraintes résiduelles tangentielles en compression sont les plus faibles. Cette opération modifie la distribution des contraintes résiduelles induites

par l'écrouissage et de plus, introduit une concentration de contraintes sous l'effet d'un chargement. Les travaux réalisés précédemment (Forgues, 1993; Burlat, 1994; Larouche, 1995) n'ont pas pris en compte la présence du chanfrein. Dans le présent travail, la modélisation du chanfrein sera effectuée à l'aide de la commande "MODEL CHANGE" de la version 5.5 d'ABAQUS, qui permet d'enlever des éléments contraints.

Dans la zone où se situe le chanfrein (voir figure 3.4), deux éléments prismatiques à 18 noeuds (C3D15V) sont présents; ils ont un angle de 50°, ce qui correspond à l'angle de la fraise servant à réaliser le chanfrein.

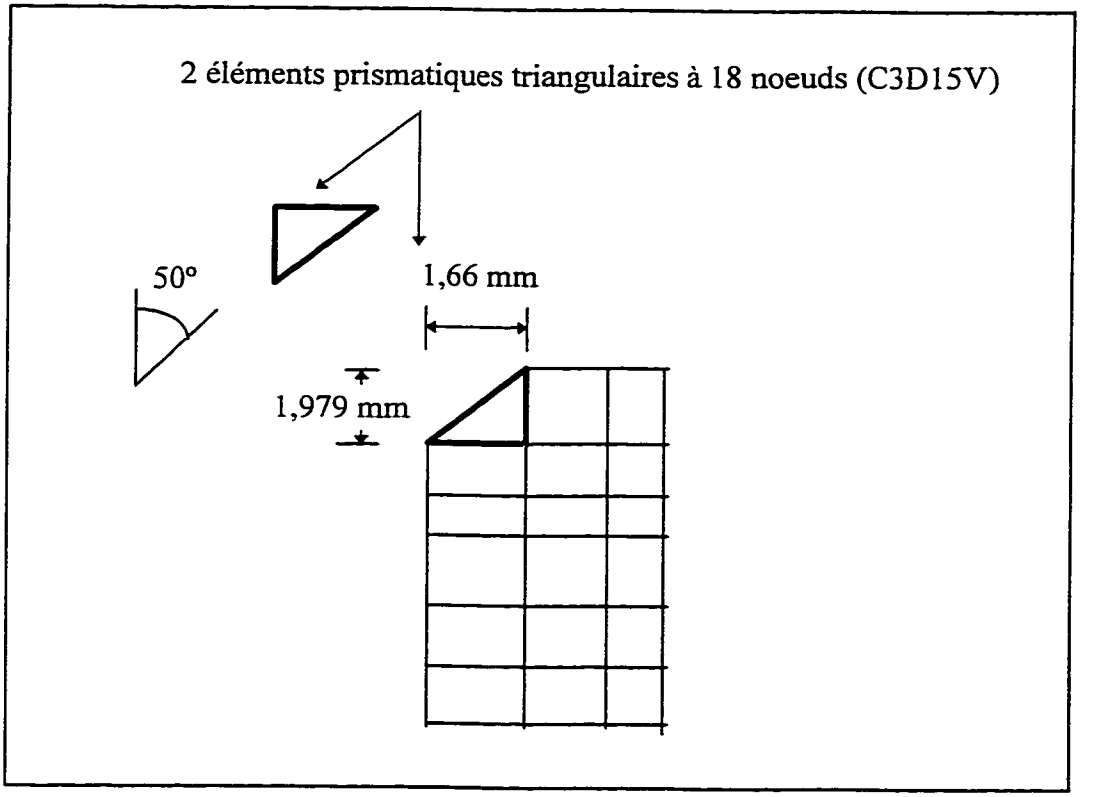


FIGURE 3.4 Illustration schématique de la modélisation du chanfrein

En enlevant l'élément supérieur dont la dimension est la même que celle du chanfrein, la surface du chanfrein devient une surface libre, où les forces aux noeuds des éléments sont nulles. La nouvelle distribution des contraintes résiduelles qui résulte de cette modification est celle qui doit être considérée pour le calcul de la vie en fatigue.

3.3 Champs de contraintes résiduelles après chanfreinage

Pour le cas des trous écrouis et chanfreinés (avec rivet ajusté), les essais en fatigue ont montré qu'une fissure s'initiait au bord du trou, à mi-épaisseur de la plaque et se propageait de façon semi-elliptique, comme l'illustre la figure 3.5. Pour cette raison, les prévisions de la vie en fatigue seront basées sur les contraintes tangentielles calculées à mi-épaisseur de la plaque. Pour les deux autres procédés d'assemblage (INT et ÉCR + INT), il a été observé que la fissure s'initie au raccordement du chanfrein et de la paroi du trou en contact avec le rivet, côté ligament court, et elle se propage en quart d'ellipse (figure 3.5). Les contraintes tangentielles seront donc calculées sur le ligament court, au niveau du raccordement pour ces deux derniers procédés. Dans les sections qui suivent, les caractéristiques du champ de contraintes tangentielles induit par chaque procédé au site d'initiation des fissures seront étudiées.

Dans le cas du trou ÉCR, une comparaison sera établie entre les distributions de la contrainte tangentielle à mi-épaisseur de la plaque avant et après chanfreinage. L'objectif visé est de valider les résultats obtenus par éléments finis à l'aide de la

commande "MODEL CHANGE". De plus, ces résultats mettront en évidence l'effet du chanfrein sur la redistribution du champ des contraintes résiduelles.

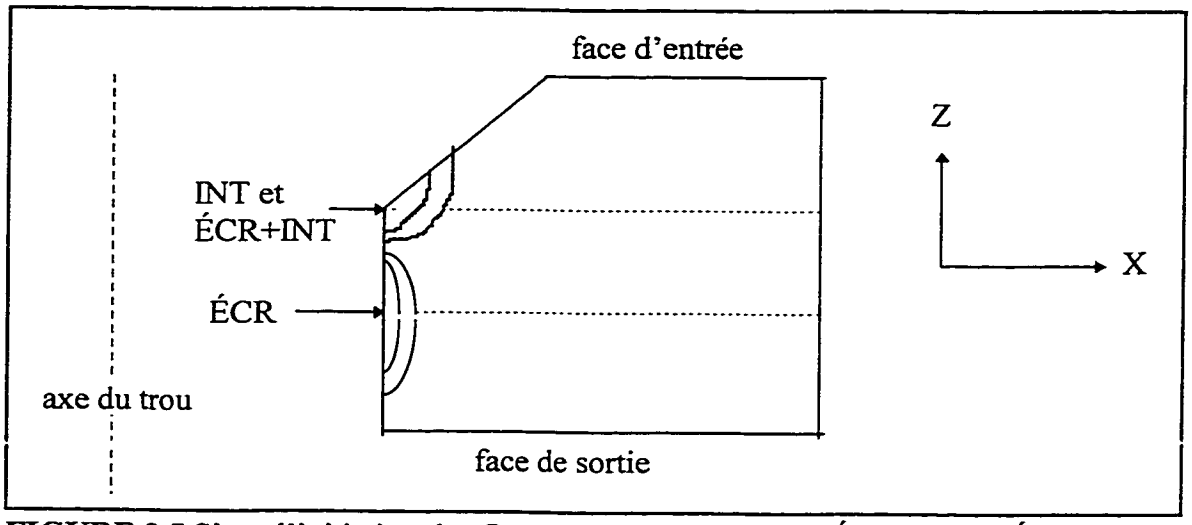


FIGURE 3.5 Sites d'initiation des fissures pour les procédés ÉCR, INT et ÉCR+INT

3.3.1 Champ de contraintes après écrouissage

Les figures 3.6 et 3.7 illustrent la distribution des contraintes résiduelles tangentielles le long du ligament d'une plaque ayant un trou écroui à 4%, pour des marges de bord de 2,4 et 1,0 respectivement. La distance radiale non dimensionnelle, x/R, est évaluée relativement au centre du trou. Sur chacune des figures, les trois courbes représentent les distributions après écrouissage, avec ou sans chanfrein, à mi-épaisseur de la plaque, et avec chanfrein au point de raccordement du chanfrein avec la paroi du trou.

Pour les deux marges de bord, l'écrouissage du trou non chanfreiné induit des contraintes résiduelles en compression sur le bord du trou et des contraintes en tension loin du trou; dans les deux cas, il y a réécoulement au voisinage du trou. Pour le trou centré, la distribution est similaire à celle obtenue à l'aide des modèles analytiques, sauf que ces derniers ne permettent pas de calculer les variations des contraintes à travers l'épaisseur de la plaque. De plus, ces modèles ne peuvent être utilisés dans le cas où e/D=1,0.

La modélisation par éléments finis met en évidence qu'avant l'usinage du chanfrein, les contraintes résiduelles sur le bord du trou sont plus compressives pour un trou centré (e/D=2,4) que pour un trou décentré (e/D=1,0). En effet, dans ce dernier cas, le ligament court est complètement plastifié et le bord de la plaque gondole après le retrait du mandrin; sur le bord de la plaque, les contraintes en tension sont plus élevées que pour le trou centré.

L'usinage du chanfrein affecte la distribution des contraintes résiduelles au voisinage du trou mais modifie peu celle loin du trou. Le volume de matériau soumis à de la compression ayant diminué à cause de l'usinage, il en résulte une forte augmentation de la contrainte en compression (en valeur absolue) sur le bord du trou, et ce, pour les trous centré et décentré; cependant, la variation est plus marquée pour le trou centré. Pour ce dernier, la contrainte au raccordement du chanfrein atteint -530 MPa (en compression), alors que pour e/D=1,0, elle est égale à -430 MPa.

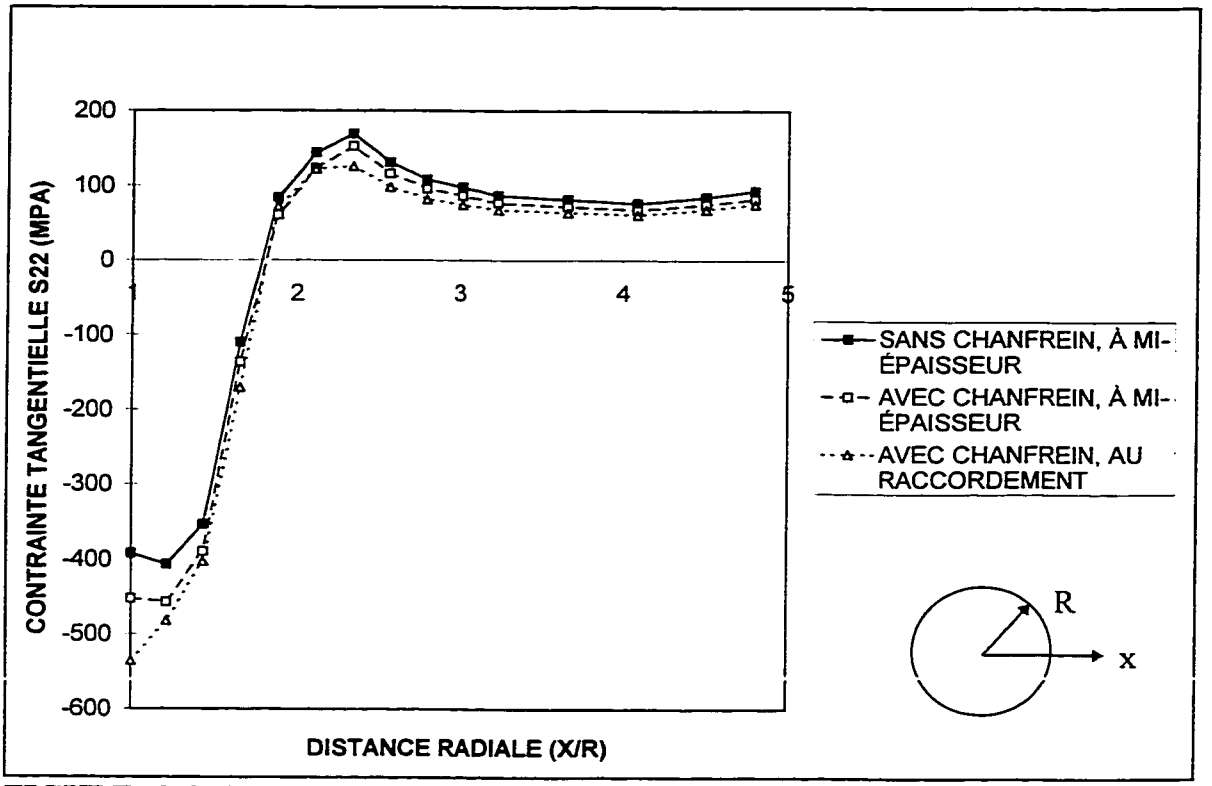


FIGURE 3.6 Distribution des contraintes tangentielles avant et après usinage du chanfrein, pour un trou écroui à 4% et une marge de bord e/D=2,4

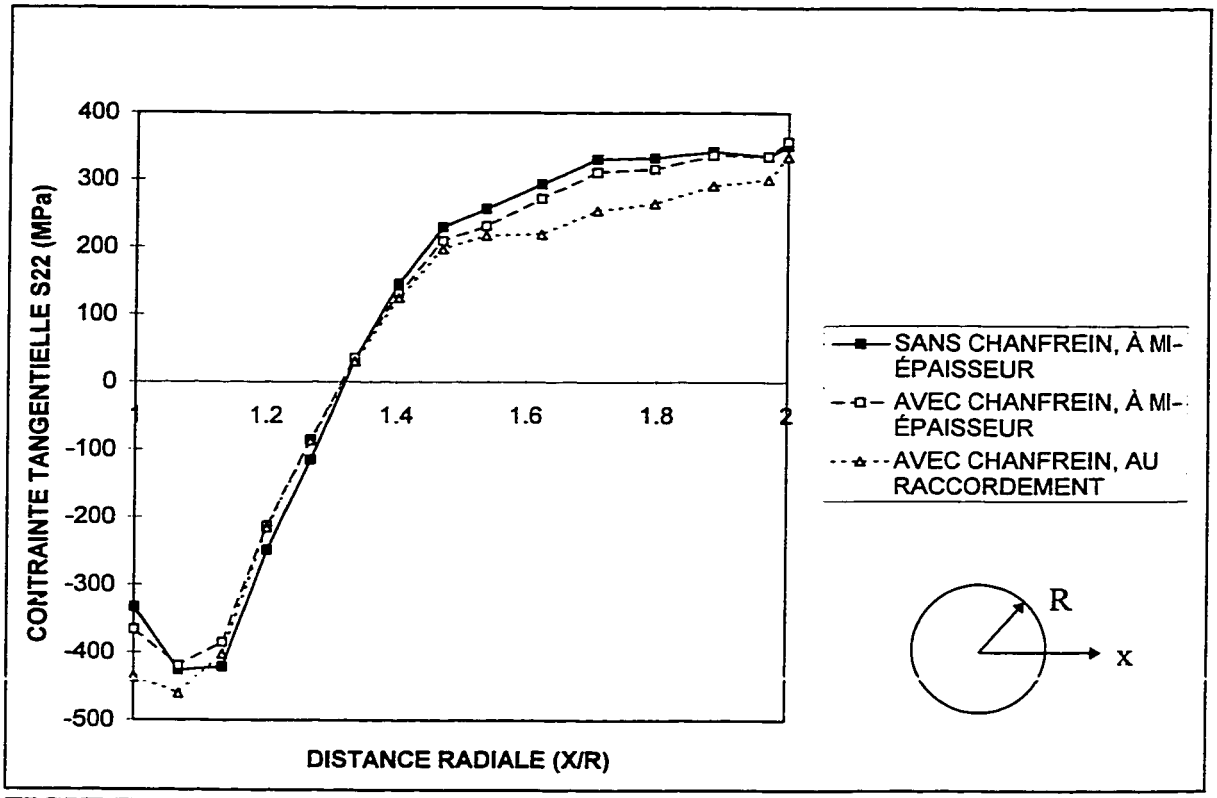


FIGURE 3.7 Distribution des contraintes tangentielles avant et après usinage du chanfrein, pour un trou écroui à 4% et une marge de bord e/D=1,0

Après l'usinage du chanfrein, le trou centré ne présente pas de zone de réécoulement au niveau du chanfrein, bien que cette zone existe au milieu de la plaque. Pour une marge de bord égale à 1,0 (figure 3.7), la zone de réécoulement existe au raccordement et à mi-épaisseur.

Puisqu'il n'existe aucun résultat expérimental qui permettre de corroborer les résultats obtenus par éléments finis pour le trou chanfreiné, il est impossible d'évaluer la précision de ces derniers. Cependant, la comparaison entre les distributions de contraintes pour les trous non chanfreinés (validés dans des travaux précédents),

Larouche (1995) et celles pour les trous chanfreinés indique que les résultats présentés aux figures 3.6 et 3.7 sont cohérents.

Pour un trou écroui et chanfreiné, il est prévisible que la fissure s'initiera au milieu de la plaque et non au niveau du chanfrein ; en effet, comme le montrent les figures 3.6 et 3.7, la contrainte résiduelle en compression est moins élevée à mi-épaisseur qu'au niveau du chanfrein. De plus, des analyses ultérieures (voir section 3.4) montreront que le facteur de concentration de contrainte pour un trou chanfreiné avec rivet ajusté est plus élevé à mi-épaisseur de la plaque qu'au niveau du chanfrein. Ces deux facteurs contribuent à initier une fissure sur le bord du trou chanfreiné, à mi-épaisseur de la plaque ; ceci a d'ailleurs été confirmé précédemment, en se basant sur les résultats d'essai en fatigue (Larouche, 1995).

Les figures 3.6 et 3.7 ne permettent pas de vérifier les conditions d'équilibre qui existent entre les contraintes résiduelles en tension et celles en compression; pour effectuer cette vérification, il faut considérer la variation du champ de contraintes à travers l'épaisseur et dans le cas où e/D=1,0, il faut également prendre en compte la distribution sur le ligament long. Une vérification préliminaire sera effectuée à la section 3.6 concernant la distribution des contraintes résiduelles en présence d'une fissure.

3.3.2 Champ de contraintes induit par le rivetage avec interférence

Les distributions des contraintes tangentielles le long du ligament de la plaque rivetée avec une interférence de 1,2% et chanfreinée sont présentées aux figures 3.8 (e/D=2,4) et 3.9 (e/D=1,0). Sur chacune des figures, les deux courbes représentent les distributions à mi-épaisseur de la plaque et au point de raccordement du chanfrein avec la paroi du trou. Ces distributions sont comparées afin de prévoir le site d'initiation des fissures.

Pour un trou centré, les distributions de la contrainte tangentielle à mi-épaisseur et au raccordement du chanfrein montrent les mêmes tendances. Loin du trou, elles sont presqu'identiques mais sur le bord du trou, la contrainte est légèrement en tension à mi-épaisseur (8,7 MPa) et elle est en compression (-78 MPa) au raccordement du chanfrein. Les distributions de contraintes obtenues à l'aide des modèles analytiques et présentées au chapitre 1 pour un niveau d'interférence similaire montrent le même comportement.

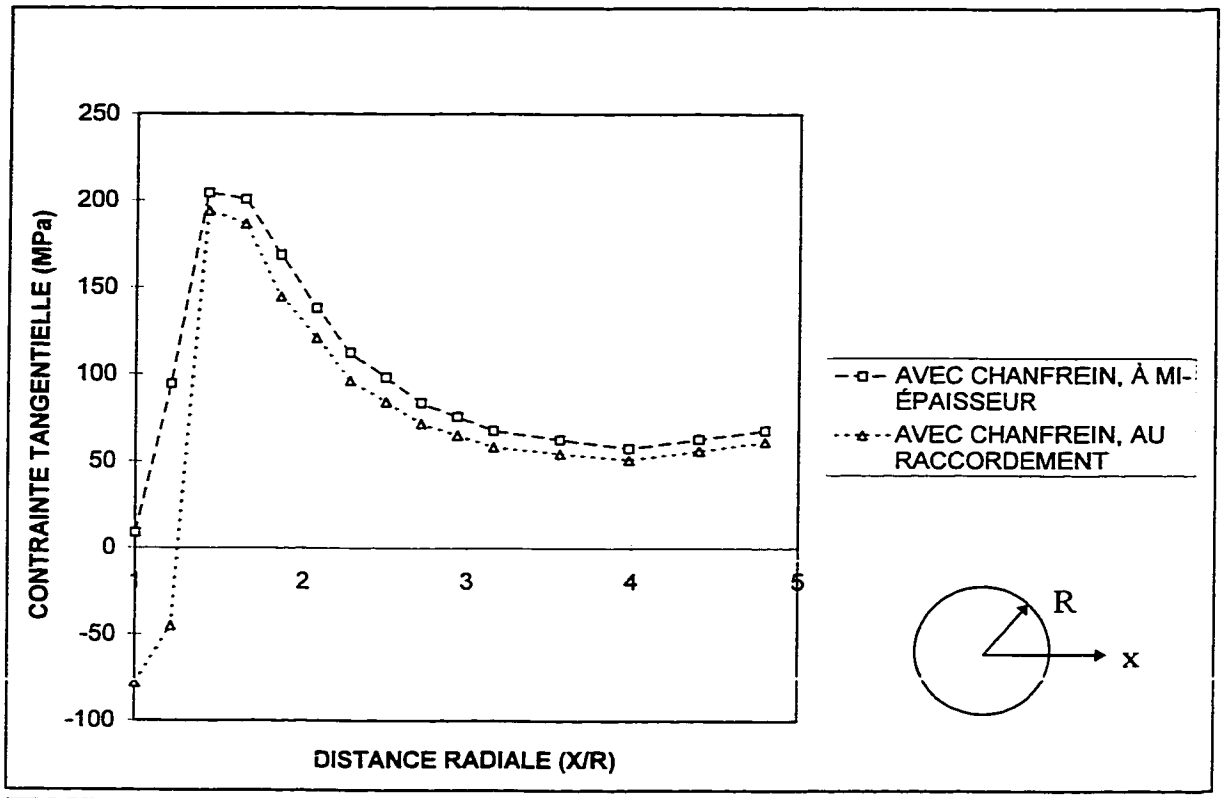


FIGURE 3.8 Distribution des contraintes tangentielles après usinage du chanfrein, pour un trou riveté avec une interférence de 1,2% et une marge de bord e/D=2,4

Pour la marge de bord de 1,0, la figure 3.9 montre que l'interface entre les zones plastique et élastique se trouve à peu près à la même distance non-dimensionnelle (x/R) que pour le trou centré; par contre, la zone élastique (le restant du ligament) est plus étendue dans le premier cas que dans le deuxième, ce qui indique que le ligament court est presque complètement plastifié. Cette situation occasionne un gondolement du bord de la plaque et induit des contraintes en tension élevées. Comme pour le trou centré, les distributions de la contrainte tangentielle à mi-épaisseur et au raccordement du chanfrein sont presqu'identiques loin du trou et elles diffèrent au bord du trou.

L'effet bénéfique du procédé INT sur la vie en fatigue a été attribué, entres autres, au fait que sur le bord du trou, l'amplitude de contrainte associée au chargement cyclique diminue lorsque la contrainte tangentielle induite par le procédé est en tension. Ceci pourrait expliquer, en se référant aux résultats montrés aux figures 3.8 et 3.9, que pour le procédé INT, la fissure s'initie au raccordement du chanfrein et non à mi-épaisseur de la plaque, comme c'était le cas pour le procédé ÉCR. Au chapitre 5, une étude complète sera effectuée pour prédire les vies en initiation et en propagation associées à chaque procédé.

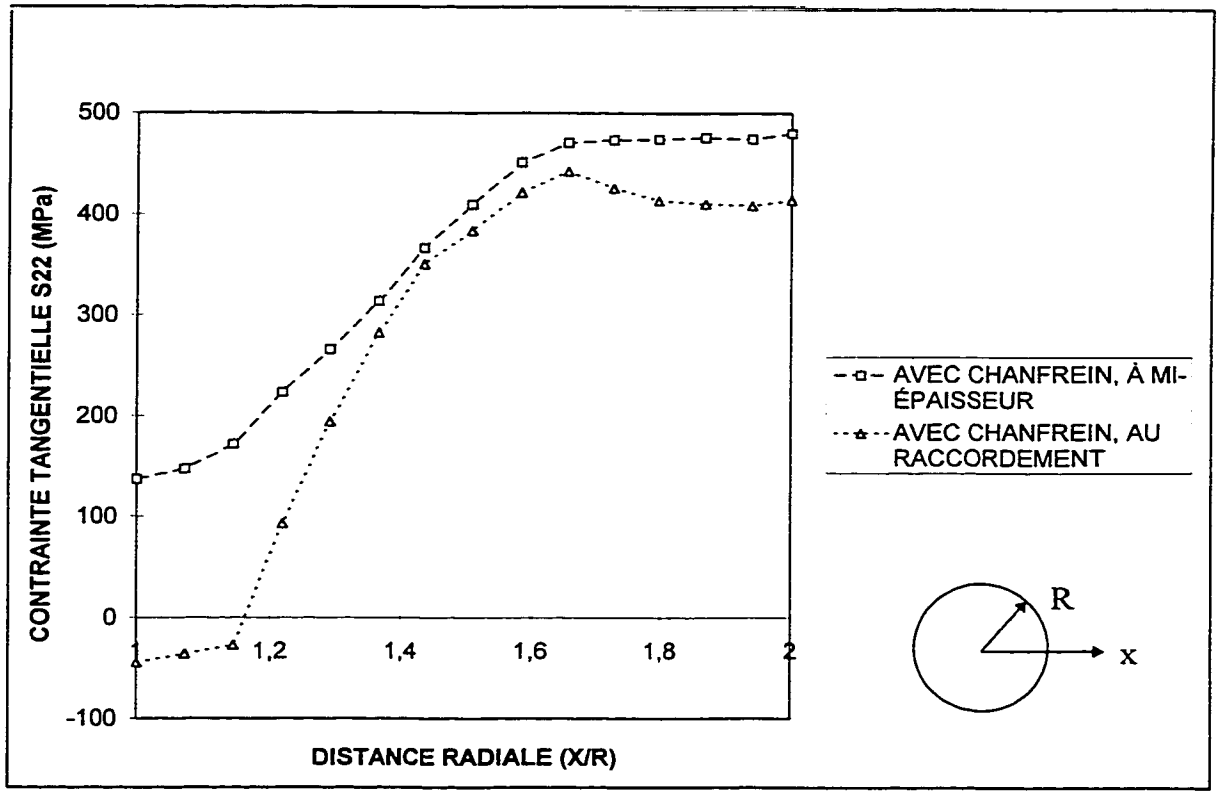


FIGURE 3.9 Distribution des contraintes tangentielles après usinage du chanfrein, pour un trou riveté avec une interférence de 1,2% et une marge de bord e/D=1,0

3.3.3 Champ de contraintes induit par le procédé ÉCR+INT

Les distributions des contraintes tangentielles résultant du procédé d'interférence de 1,2% superposé à l'écrouissage à 4,0% d'un trou chanfreiné, sont illustrées à la figure 3.10 pour e/D=2,4 et à la figure 3.11 pour e/D=1,0; sur ces deux figures, les courbes représentent les valeurs à mi-épaisseur de la plaque et au raccordement du chanfrein.

Pour le trou centré (figure 3.10), le champ de contraintes a des caractéristiques intermédiaires entre celui du trou écroui à 4,0% et du montage par interférence à 1,2%; cependant, l'effet de l'écrouissage est dominant sur le bord du trou. Loin du trou, la contrainte tangentielle en tension induite par le procédé ÉCR+INT est plus élevée que celles des deux procédés, ÉCR ou INT. Cependant, la superposition des procédés ne modifie pas la taille de la zone plastique induite par l'écrouissage à 4%. La contrainte circonférentielle en compression au niveau du chanfrein (-492,5 MPa) est plus élevée que celle à mi-épaisseur (-340 MPa).

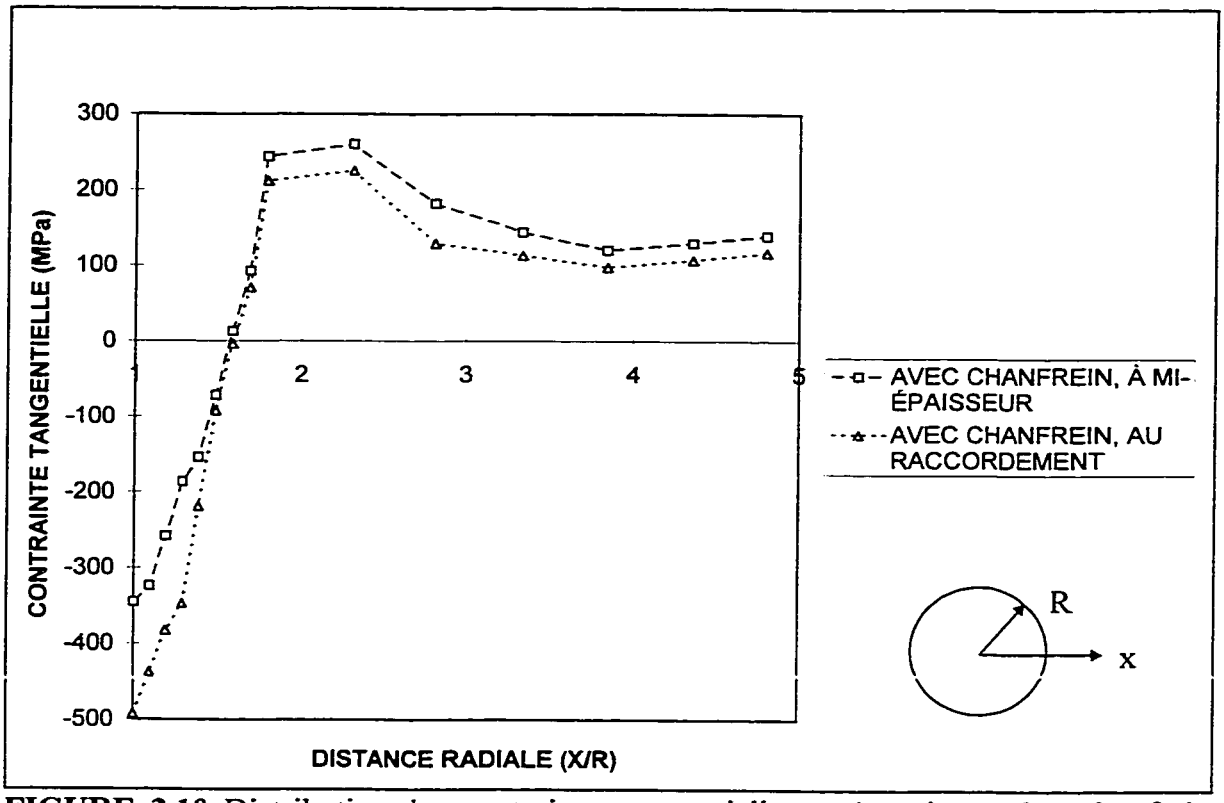


FIGURE 3.10 Distribution des contraintes tangentielles après usinage du chanfrein d'un trou écroui à 4% et riveté avec interférence de 1,2% ayant une marge de bord e/D=2,4

Pour le trou décentré (figure 3.11), à mi-épaisseur de la plaque, la superposition des procédés d'écrouissage et d'interférence mène à un champ de contraintes tangentielles en tension tout le long du ligament court; le niveau de la contrainte est élevé comparativement à celui produit par les procédés ÉCR ou INT. Au bord du trou, bien que la contrainte tangentielle demeure en tension à mi-épaisseur de la plaque, elle passe en compression dans la région du raccordement du chanfrein.

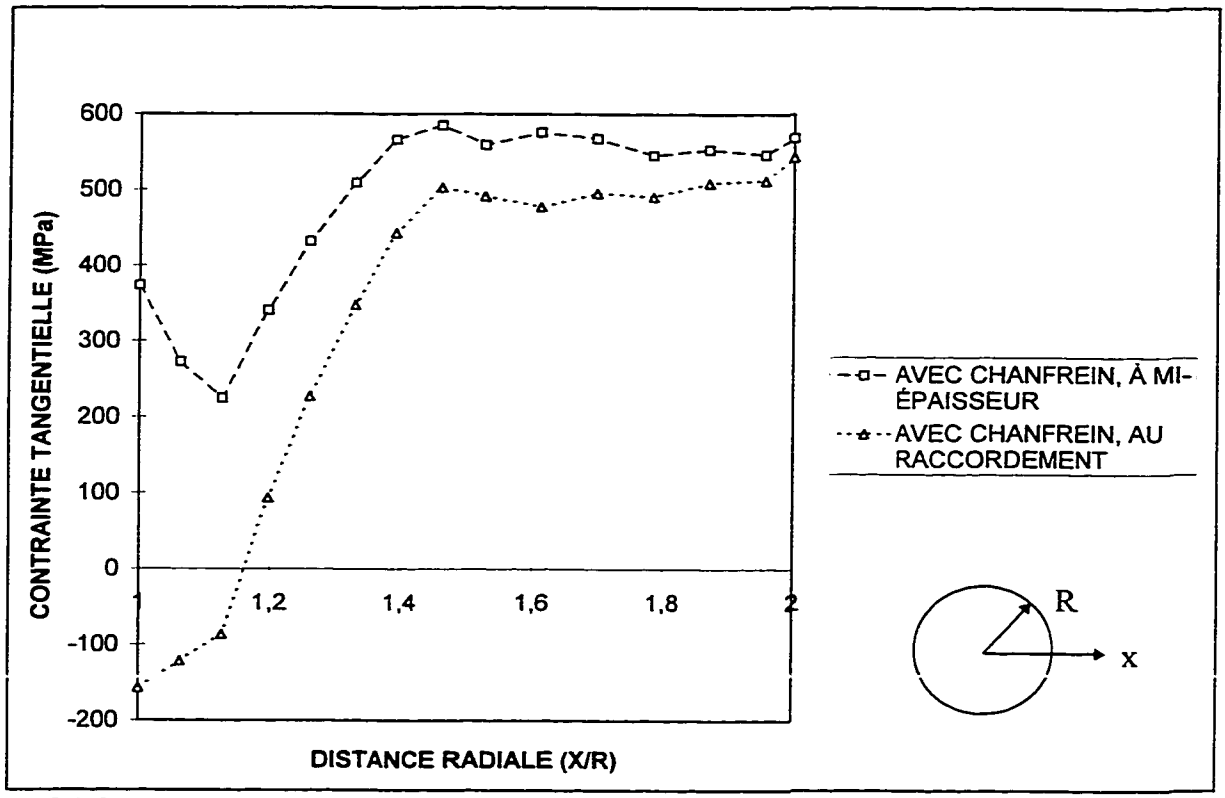


FIGURE 3.11 Distribution des contraintes tangentielles après usinage du chanfrein, pour un trou écroui à 4,0% et riveté avec interférence de 1,2% et ayant une marge de bord e/D=1,0

Comme il sera examiné plus en détails au chapitre 5, l'effet bénéfique du procédé ÉCR+INT vient surtout du fait que sous chargement cyclique, la contrainte moyenne σ_{moy} au site d'initiation (i.e au raccordement du chanfrein) est en compression au bord du trou. De plus, l'amplitude de contraintes se compare sensiblement au procédé INT qui améliore déjà la vie.

3.3.4 Commentaires

Les résultats présentés aux figures 3.6 à 3.11 ne permettent pas de prédire avec certitude les sites d'initiation de la fissure car la localisation de ces sites ne dépend pas seulement des champs de contraintes qui se développent suite à l'application des procédés mais également de ceux qui existent après l'application du chargement. Certains facteurs, notamment la concentration de contraintes au raccordement du chanfrein, l'amplitude de déformation et de contrainte cyclique, ont une influence prépondérante sur l'initiation de la fissure. Le tableau 3.2 montre les valeurs des contraintes ($\sigma_{rés}$) et des déformations ($\varepsilon_{rés}$) induites par les différents procédés aux endroits où l'initiation de la fissure a été observée ; pour la marge de bord e/D=1,0, les valeurs rapportées sont pour le ligament court. Pour un trou centré et chanfreiné, tous les procédés considérés induisent des contraintes en compression plus élevées (en valeur absolue) au chanfrein et au milieu de la plaque, comparativement à la situation de la marge de bord égale à 1,0. Pour un trou non chanfreiné et écroui, les résultats obtenus avec le modèle utilisé dans le présent travail confirment bien ceux obtenus par Larouche (1995). Pour le trou avec chanfrein, un maillage plus raffiné au raccordement du chanfrein serait indiqué, mais ce travail exigerait d'énormes temps de calcul.

TABLEAU 3.2 Contraintes et déformations tangentielles résiduelles ($\sigma_{rés}$ et $\varepsilon_{rés}$) au bord du trou, pour les trois procédés d'assemblage et les deux marges de bord

Procédé	Site d'initiation	e/D=2,4		e/D=1,0	
		$\sigma_{rés}$ (MPa)	$\varepsilon_{rés}$(m/m)	$\sigma_{rés}$ (MPa)	$\varepsilon_{rés}$(m/m)
ÉCR (4%)	milieu de la plaque	-452,3	$2,81x10^{-2}$	-365,8	$1,77x10^{-2}$
INT (1,2%)	raccordement du chanfrein	-77,9	$1,19x10^{-2}$	-44,6	$1,11x10^{-2}$
ÉCR+INT (4% + 1,2%)	raccordement du chanfrein	-492,2	$4,26x10^{-2}$	-157,3	$3,13x10^{-2}$

Les valeurs du tableau 3.2 seront utilisées au chapitre 5, pour le calcul des contraintes et déformations tangentielles cycliques au bord du trou.

3.4 Évaluation du facteur de concentration de contraintes pour un trou de base chanfreiné et riveté sans interférence

Afin d'étudier l'influence du chanfrein sur la concentration de contraintes, des trous chanfreinés de 6,35 mm de diamètre et rivetés sans interférence ont été modélisés à l'aide des éléments finis, en appliquant une contrainte uniforme de 1 MPa à l'extrémité de la plaque de largeur 30,48 mm. Les modèles utilisés sont ceux de la figure 3.1 (e/D=2,4; 1,0). Le rapport D/W est égal à 0,208 (D: diamètre du trou; W: largeur de la plaque). Les figures 3.12 et 3.13 montrent la variation de la contrainte tangentielle le long du ligament et à travers l'épaisseur pour les marges de bord étudiées; pour la marge de bord égale à 1,0, le ligament court a été considéré.

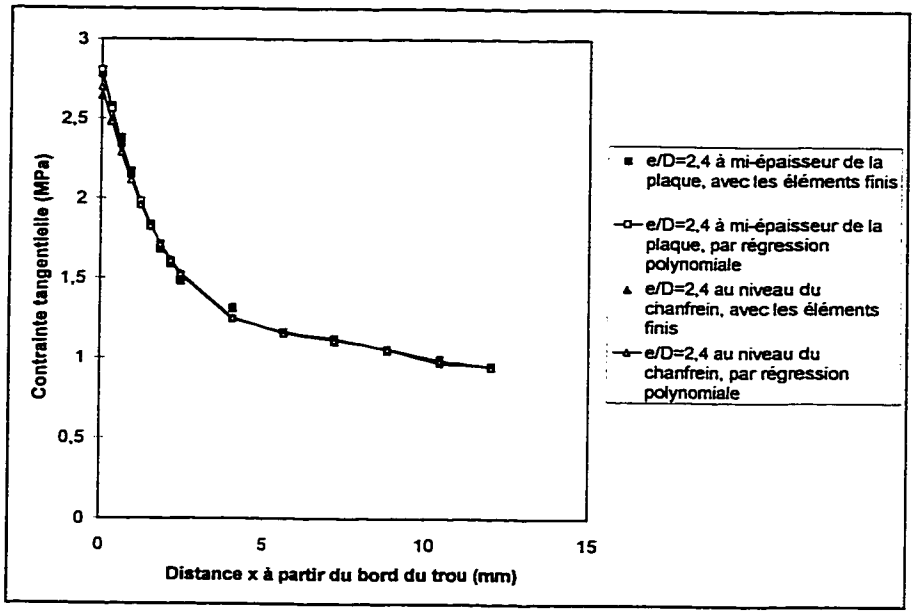


FIGURE 3.12 Champ de contraintes (chargement de 1 MPa) sur le ligament d'une plaque trouée, chanfreinée et rivetée sans interférence, de marge de bord e/D=2,4

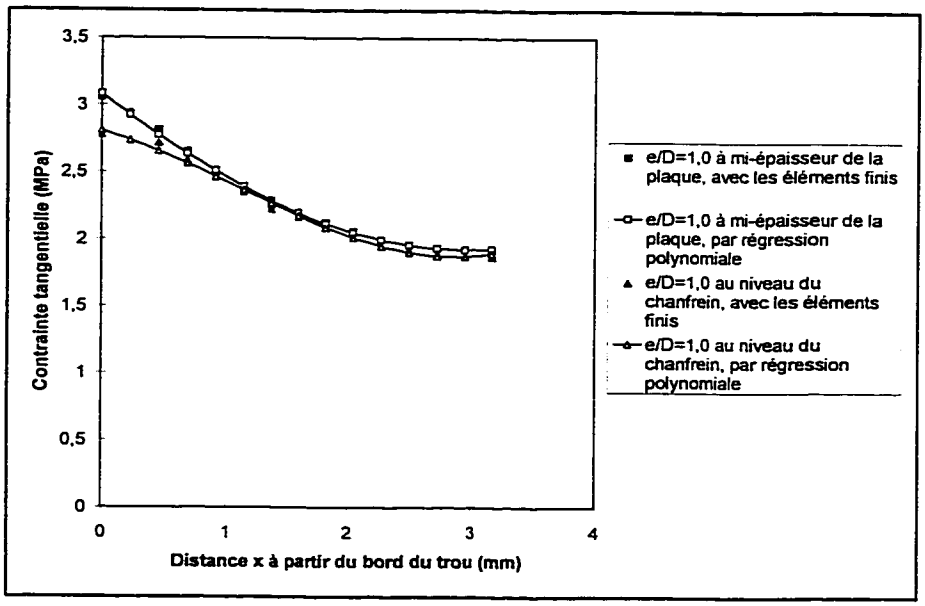


FIGURE 3.13 Champ de contraintes (chargement de 1 MPa) sur le ligament court d'une plaque trouée, chanfreinée et rivetée sans interférence, de marge de bord e/D=1,0

Les distributions de contrainte ont été approximées à l'aide d'une régression polynômiale du sixième degré. Les équations de ces polynômes sont données à l'annexe A. Pour le trou centré, la contrainte est pratiquement uniforme à travers l'épaisseur, sauf au bord du trou où elle est plus élevée à mi-épaisseur qu'au raccordement du chanfrein. Pour une marge de bord de 1,0, les contraintes sont légèrement plus élevées au milieu de la plaque qu'au raccordement du chanfrein et ce, tout le long du ligament. Le facteur de concentration de contrainte K_{tg} est obtenu en divisant la contrainte maximale (au bord du trou) par la contrainte appliquée. Pour les deux marges de bord étudiées, le tableau 3.3 montre les valeurs obtenues au milieu de la plaque et au raccordement du chanfrein.

TABLEAU 3.3 Facteur de concentration de contraintes K_{tg} pour des plaques trouées, chanfreinées et rivetées sans interférence (D/W=0,208)

K_{tg}	e/D=2,4	e/D=1,0
milieu de la plaque	2,78	3,05 (ligament court) 3,18 (ligament long)
au raccordement du chanfrein	2,64	2,78 (ligament court) 3,00 (ligament long)

Pour la marge de bord de 1,0, K_{tg} est plus élevé sur le ligament long que sur le ligament court. Cependant, le contact entre le rivet et le bord du trou induit des contraintes radiales plus compressives du côté du ligament court que du côté du ligament

long et en particulier, au milieu de la plaque, ces valeurs sont respectivement égales à -1,76 MPa et -0,45 MPa. La contrainte équivalente de Von Mises du côté du ligament court (4,21 MPa) est alors plus élevée que celle du côté du ligament long (3,43 MPa). Ceci pourrait expliquer le fait que c'est le ligament court qui contrôle la vie en fatigue de l'échantillon puisque la déformation plastique, reliée à la contrainte équivalente de Von Mises, joue un rôle primordial dans l'initiation des fissures. Les prédictions de vie à l'initiation et en propagation seront donc effectuées en considérant la distribution de la contrainte tangentielle sur le ligament court. Les valeurs du facteur de concentration de contrainte seront nécessaires à l'application de l'approche de Neuber et Ramberg-Osgood au calcul des contraintes et des déformations cycliques au bord du trou.

3.5 Étude de la superposition des contraintes de chargement et des contraintes initiales d'assemblage

Une étude rigoureuse des champs de contraintes résultant de l'application du spectre de chargement et des contraintes initiales d'assemblage est pratiquement impossible à réaliser, considérant l'ampleur des calculs par éléments finis à effectuer.

Puisque la connaissance de ces champs de contrainte est indispensable à l'analyse des résultats en fatigue, une approche simplifiée doit être adoptée. Afin de vérifier si la superposition linéaire des champs de contraintes associées au chargement et aux procédés est une méthode potentielle et conduit à des valeurs rapprochées de celles

obtenues en tenant compte de l'application séquentielle du procédé et du chargement, un cas a été étudié par éléments finis. La distribution de la contrainte tangentielle à mi-épaisseur, le long du ligament d'un trou écroui à 4% et de marge de bord de 2,4 a été obtenue avec un chargement de 275,79 MPa qui correspond à la contrainte maximale du spectre de chargement IARPO3.

Comme le montre la figure 3.14, la distribution de la contrainte cyclique maximale tangentielle obtenue par éléments finis ne coïncide pas parfaitement avec la distribution résultant de la superposition de la contrainte initiale d'assemblage et de celle induite par le chargement. Par contre, à partir de 1,4 mm du bord du trou la superposition linéaire est valide. Il a été observé expérimentalement que la période de fatigue-propagation représente une infime partie de la vie totale; son calcul théorique, tout en étant basé sur une approche déjà validée (Larouche, 1995), peut alors être simplifié par des approximations, sans influencer de façon notable les prévisions de vie totale.

Le principe de la superposition sera donc appliqué dans le calcul de la vie en propagation de fissures par les méthodes des fonctions de poids de Glinka même si les distributions obtenues par éléments finis et par superposition diffèrent entre 0,254 mm (fin de la période d'initiation de fissure) et 1,4 mm. Cette approche permet de réduire considérablement le nombre de calculs. Cependant, la superposition ne sera pas appliquée pour le calcul des prévisions de vie en initiation. La méthode adoptée est détaillée au chapitre 5.

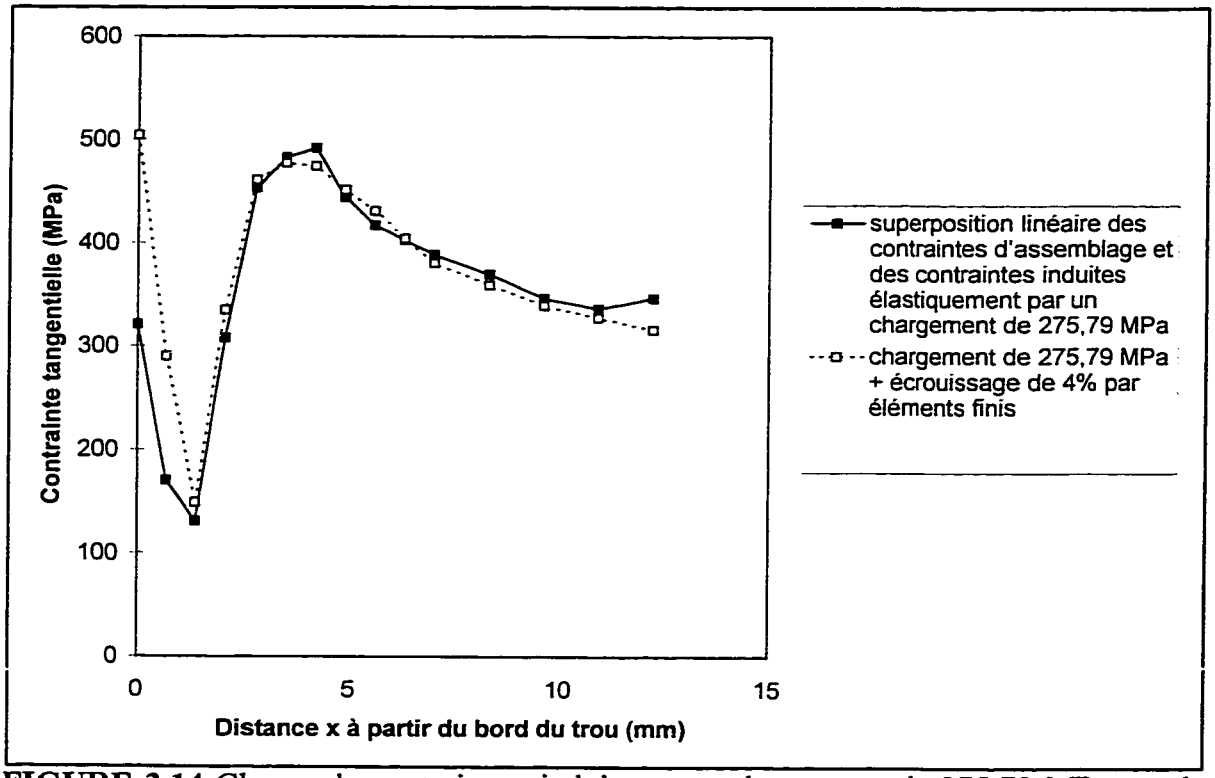


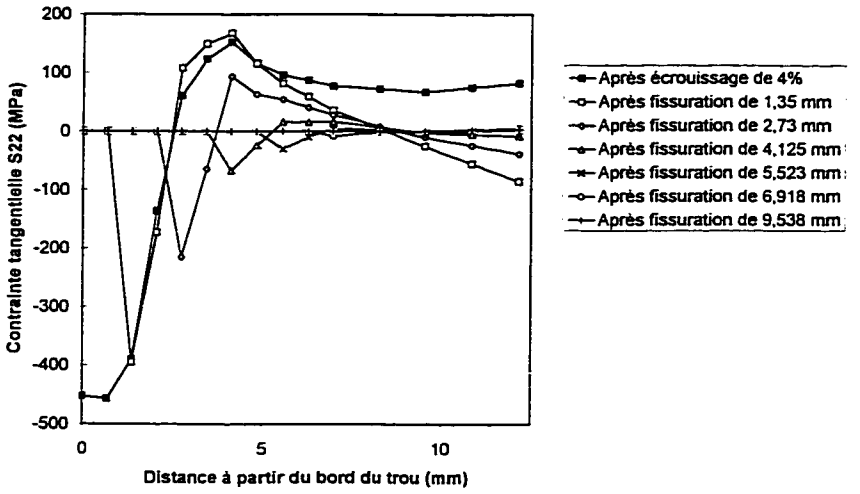
FIGURE 3.14 Champ de contraintes, induit par un chargement de 275,79 MPa, sur le ligament court et à mi-épaisseur d'une plaque trouée, écrouie et chanfreinée de marge de bord e/D=2,4

3.6 Redistribution des contraintes résiduelles après fissuration

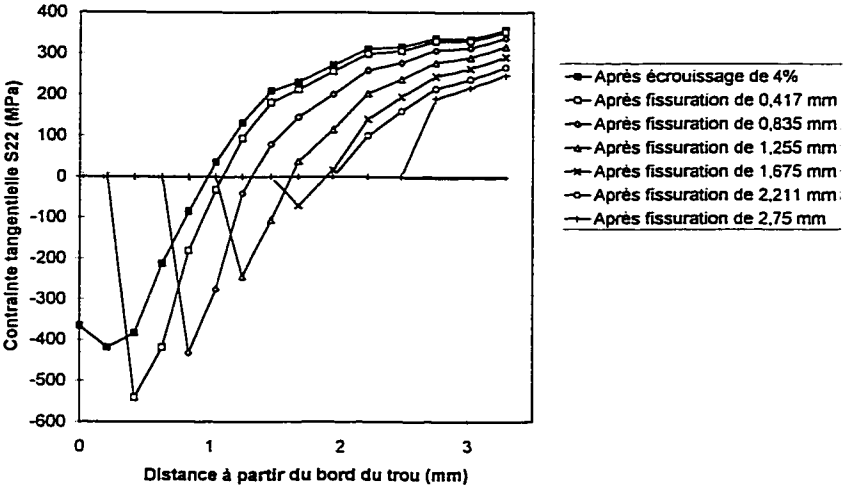
Une analyse par éléments finis a été réalisée afin d'étudier l'influence de la propagation de la fissure sur la redistribution de la contrainte résiduelle tangentielle le long du plan de fissuration sans aucun chargement externe. La géométrie étudiée est une fissure droite. Pour simuler une fissure, les noeuds des éléments qui sont le long des lèvres de la fissure sont relâchés.

La figure 3.15 montre que, pour un trou écroui à 4,0%, il y a une modification importante de la distribution des contraintes résiduelles au fur et à mesure que la fissure se propage. Sur les lèvres de la fissure, les contraintes sont nulles, car la surface est libre. Lorsque la fissure croît, les contraintes résiduelles maximales en compression (près du bout de la fissure) et en tension (près du bord de la plaque) diminuent progressivement. Dans le cas de la marge de bord e/D=1,0, de fortes contraintes en tension sont induites en bout de fissure, au fur et à mesure que la fissure se propage.

Les distributions des contraintes résiduelles après fissuration sont présentées à l'annexe A pour les trous avec écrouissage et/ou interférence, pour les deux marges de bord étudiées. Ces distributions seront utilisées pour le calcul des vies en propagation.



a) Marge de bord e/D=2,4



b) marge de bord e/D=1,0 sur le ligament court

FIGURE 3.15 Redistribution des contraintes résiduelles d'assemblage à mi-épaisseur de la plaque, après écrouissage de 4,0% et fissuration a) e/D=2,4; b) e/D=1,0

Les distributions présentées à la figure 3.15, ne permettent pas de vérifier si l'état des contraintes résiduelles est équilibrée. En effet, pour ces distributions, la surface sous la courbe en tension est supérieure à celle en compression. Afin de valider le résultat obtenu par éléments finis, la redistribution des contraintes résiduelles d'assemblage après écrouissage de 4% a été examinée, pour e/D=1,0 à mi-épaisseur du ligament long, lorsque le ligament court est fissuré à 1,675 mm. Comme la figure 3.16 le montre, une zone importante en compression le long du ligament long permet d'équilibrer partiellement les contraintes en tension du ligament court. Pour une étude rigoureuse, toute la section de l'échantillon devrait être considérée, en examinant la redistribution à travers l'épaisseur.

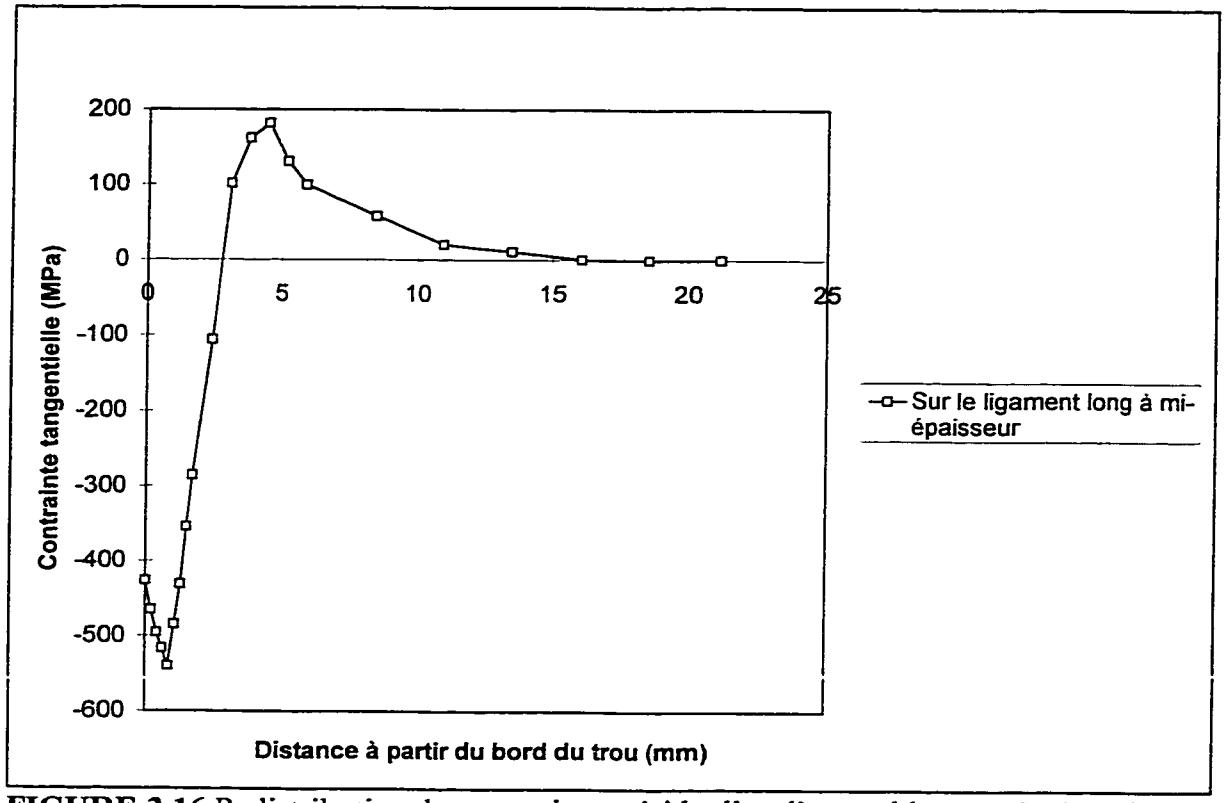


FIGURE 3.16 Redistribution des contraintes résiduelles d'assemblage après écrouissage de 4,0% et fissuration de 1,675 mm sur le ligament court, à mi-épaisseur de la plaque sur le ligament long pour e/D=1,0

3.7 Conclusion

Un modèle d'éléments finis tridimensionnels a été développé pour évaluer les distributions de contraintes induites par les différents procédés d'assemblage, avant chargement, pour des valeurs de la marge de bord de 2,4 et 1,0. L'effet de l'usinage d'un chanfrein sur la distribution des contraintes résiduelles autour d'un trou ÉCR, INT ou

ÉCR+INT a été examiné. De plus, la relaxation des contraintes due à la fissuration a également été étudiée pour le procédé ÉCR.

Les résultats obtenus par la méthode numérique pour les trous sans chanfrein ÉCR concordent bien avec ceux obtenus par Larouche (1995). L'usinage du chanfrein après écrouissage rend les contraintes résiduelles au bord du trou écroui plus compressives. Même pour le procédé INT, les contraintes au raccordement du trou avec le chanfrein sont compressives. Pour la marge de bord e/D=2,4, les contraintes tangentielles induites sont plus compressives que pour la marge de bord e/D=1,0.

Le facteur de concentration de contraintes pour un trou riveté sans interférence (BASE) a été évalué en tenant compte de la marge de bord (e/D=2,4 et 1,0). Pour un chargement externe qui induit un champ de contraintes dans le domaine élastique, le facteur de concentration de contrainte est légèrement supérieur pour la marge de bord e/D=1,0 que pour la marge de bord e/D=2,4, par un facteur de l'ordre de 1,12. De plus, dans le premier cas, la contrainte tangentielle au bord du trou est plus grande du côté du ligament long que du côté du ligament court. Cependant, le contact entre le rivet et le trou est plus intense du côté du ligament court et la biaxialité des contraintes est plus prononcée pour le ligament court.

Pour le procédé ÉCR, les analyses ont montré que lorsque la fissure se propage, les contraintes résiduelles induites par le procédé sont fortement modifiées. En effet, la zone compressive diminue à mesure que la fissure avance.

Au chapitre suivant, les résultats des essais en fatigue seront présentés et analysés. Au chapitre 5, les distributions des contraintes présentées ici seront utilisées pour prédire les vies en fatigue-initiation et en fatigue-propagation.

CHAPITRE 4

RÉSULTATS DES ESSAIS DE FATIGUE

Dans le présent chapitre, les résultats des essais de fatigue sont rapportés. Les vies en initiation, en propagation et les vies totales en fatigue pour les deux marges de bord e/D=2,4 et 1,0 et pour les trous de base ainsi que pour les différents procédés (ÉCR, INT, ÉCR+INT) sont présentées; tous les trous sont chanfreinés et rivetés avec écrou. Les résultats sont ensuite analysés et discutés. Deux niveaux de chargement maximal du spectre IARPO3 sont considérés dans le programme expérimental, soit 220,63 et 275,79 MPa.

4.1 Suivi partiel des fissures

Les fissures s'initient, en général, sur le bord du trou, soit à mi-épaisseur de la plaque ou au raccordement du chanfrein avec le trou. Pendant l'essai, les sites d'initiation ne sont pas accessibles pour examen visuel car ils sont cachés par le rivet. Le système de caméras à grossissement 50X permet, par contre, d'effectuer le suivi de la fissure en surface, à quatre endroits, soit sur les ligaments court ou long, du côté du chanfrein ou de l'écrou, comme le montre la figure 4.1.

Pour une marge de bord e/D=2,4 (trou centré), deux fissures peuvent se propager asymétriquement sur chaque ligament dépendant du procédé; cet aspect sera discuté à la

section suivante. Pour le trou décentré, la fissure s'initie généralement du côté du ligament court. Lorsqu'une fissure est visible, elle est déjà en phase de propagation.

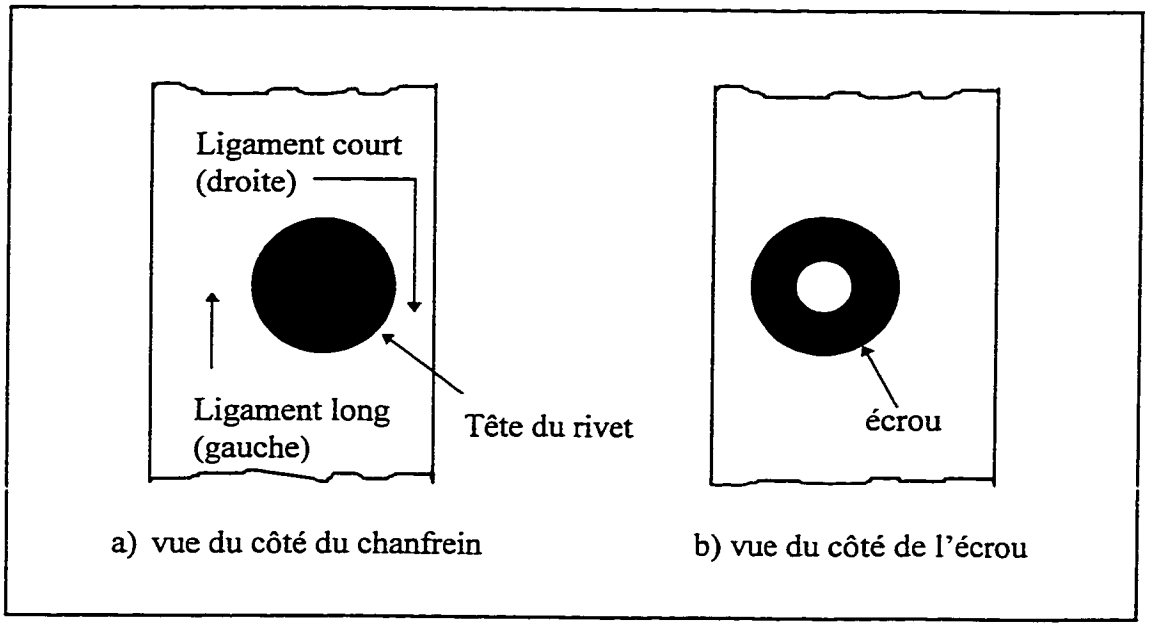


FIGURE 4.1 Sites d'observation des fissures avec les caméras

4.2 Mesures de la longueur des fissures

La figure 4.2 montre les sites d'initiation et les fronts de propagation des fissures pour les différents procédés. Pour les trous de base et ceux écrouis, la longueur de fissure observée à la surface de la plaque, $a_{observée}$, est plus courte que la longueur de fissure réelle, $a_{réelle}$. En effet, le front de fissuration étant semi-elliptique, la longueur réelle est celle existant à mi-épaisseur de la plaque et elle s'oriente suivant la direction du petit axe d'une semi-ellipse.

Les mesures des longueurs des fissures effectuées sur l'ensemble des échantillons pour les différentes conditions d'assemblage, de géométrie et de chargement sont rapportées à l'annexe C. Ces longueurs sont prises à partir du bord du trou. Normalement, quatre valeurs sont rapportées pour chaque échantillon, i.e. les mesures effectuées sur les deux ligaments du côté chanfrein et du côté écrou. Cependant, dans certains cas, la rupture finale est survenue après une propagation accélérée de sorte que la fissure n'a pu être mesurée à chacun des sites d'observation. De plus, pour une marge de bord e/D=2,4 et un niveau de chargement maximal de 220,63 MPa, les procédés ÉCR, INT et ÉCR+INT ont mené à une vie infinie; dans ces cas, aucune mesure n'est rapportée.

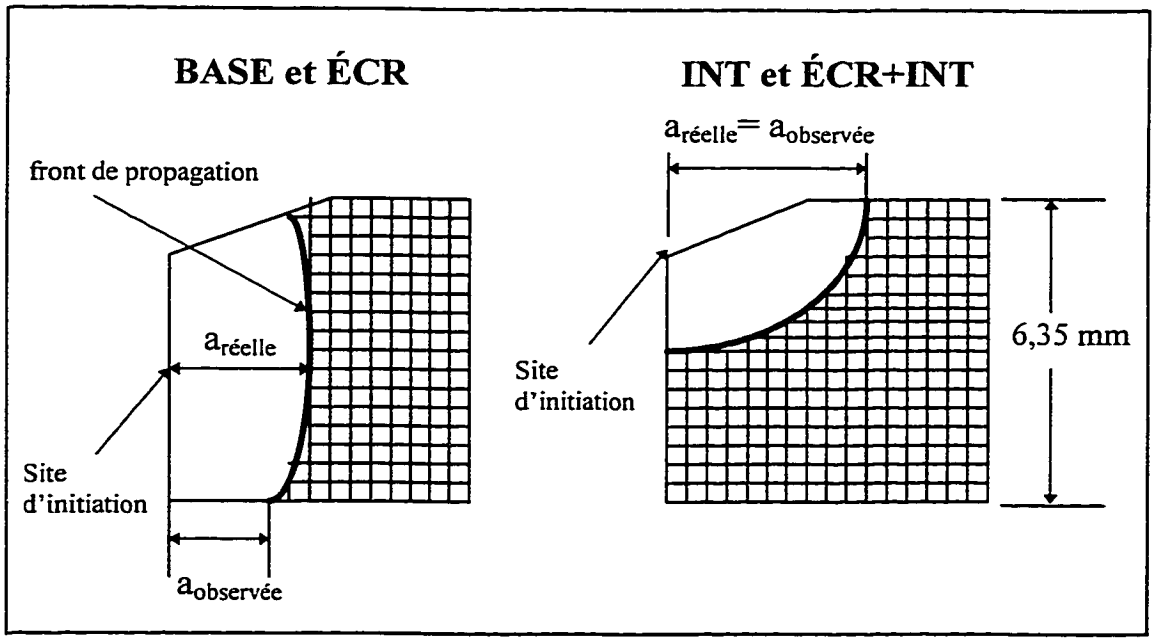


FIGURE 4.2 Sites d'initiation de fissure

Les figures 4.3 à 4.10 montrent les faciès de rupture pour les deux marges de bord et les différents procédés d'assemblage. Pour les procédés BASE et ÉCR (figures 4.3 à 4.6), le site d'initiation se trouve à mi-épaisseur de la plaque, tandis que pour les procédés INT et ÉCR+INT (figures 4.7 à 4.10), le site d'initiation est situé au raccordement entre le chanfrein et le trou.

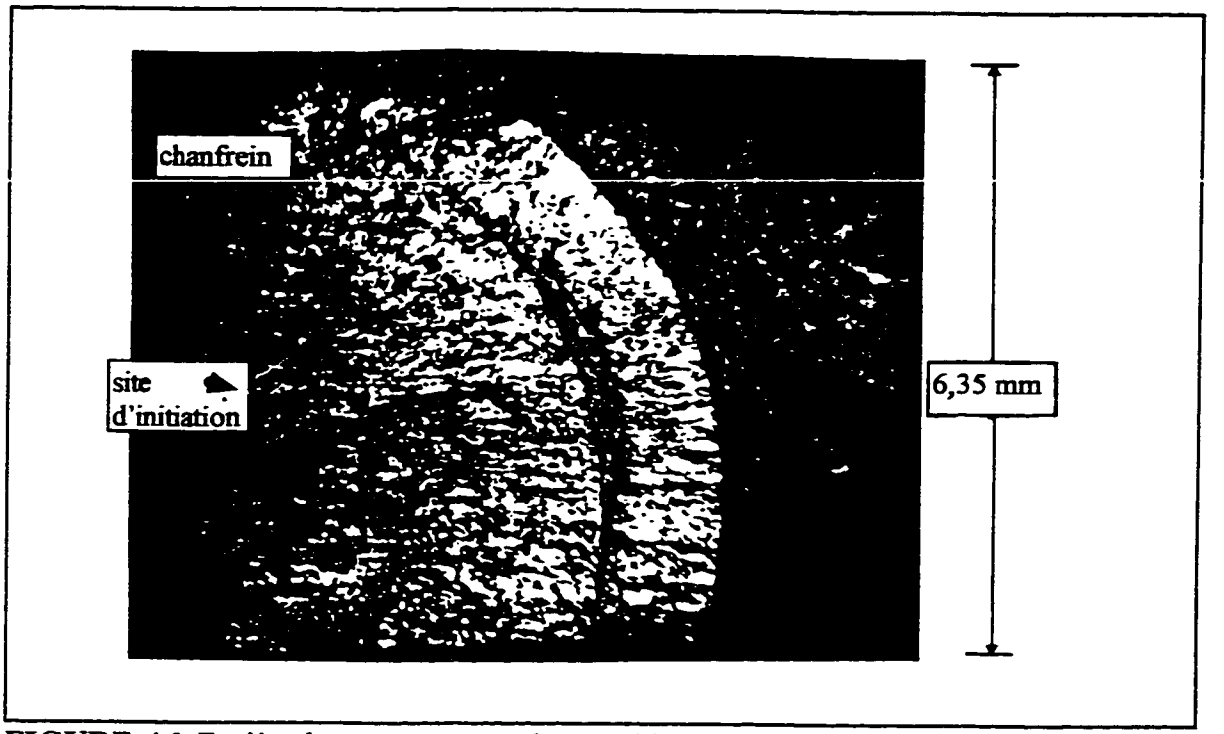


FIGURE 4.3 Faciès de rupture pour le procédé BASE, avec e/D=2,4 et S_{max}=275,79 MPa (grossissement de 12)

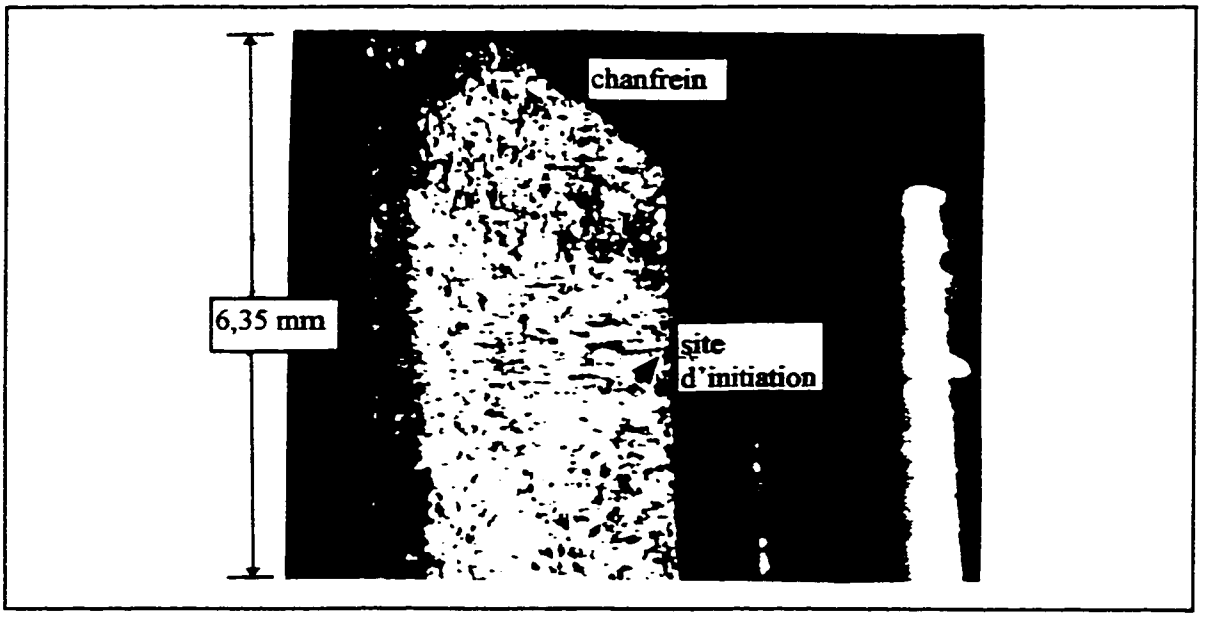


FIGURE 4.4 Faciès de rupture pour le procédé BASE, avec e/D=1,0 sur le ligament court et S_{max}=275,79 MPa (grossissement de 12)

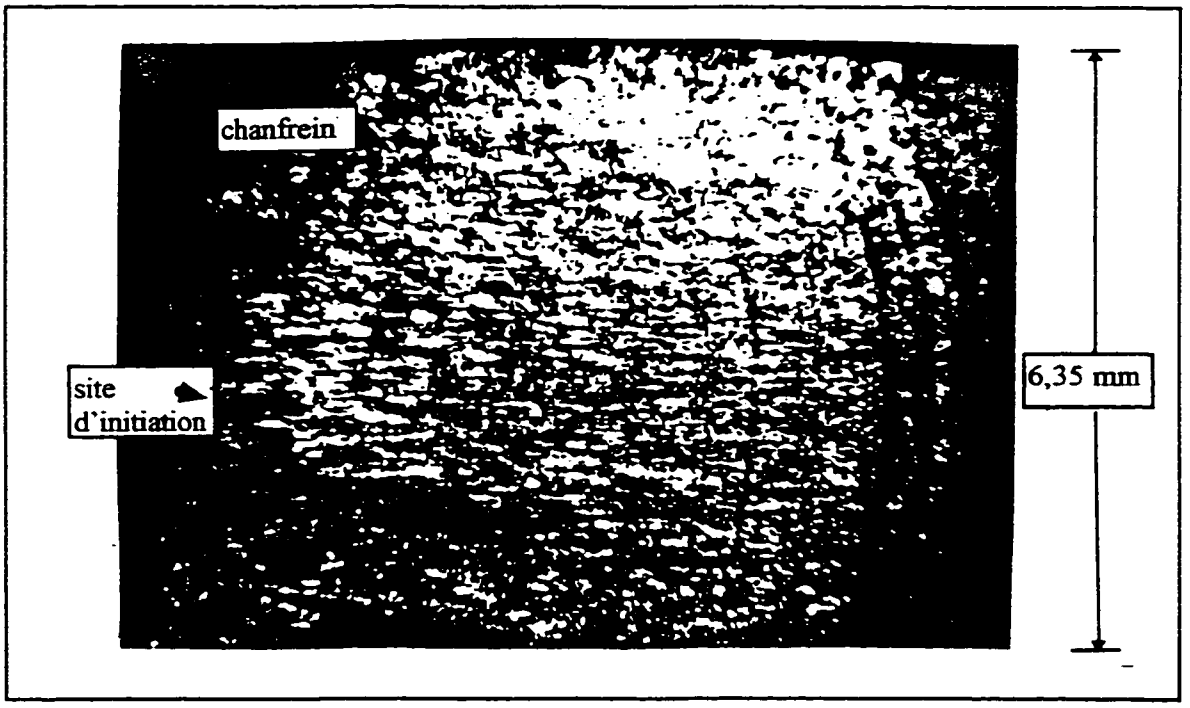


FIGURE 4.5 Faciès de rupture pour le procédé ÉCR, avec e/D=2,4 et S_{max}=275,79 MPa (grossissement de 12)

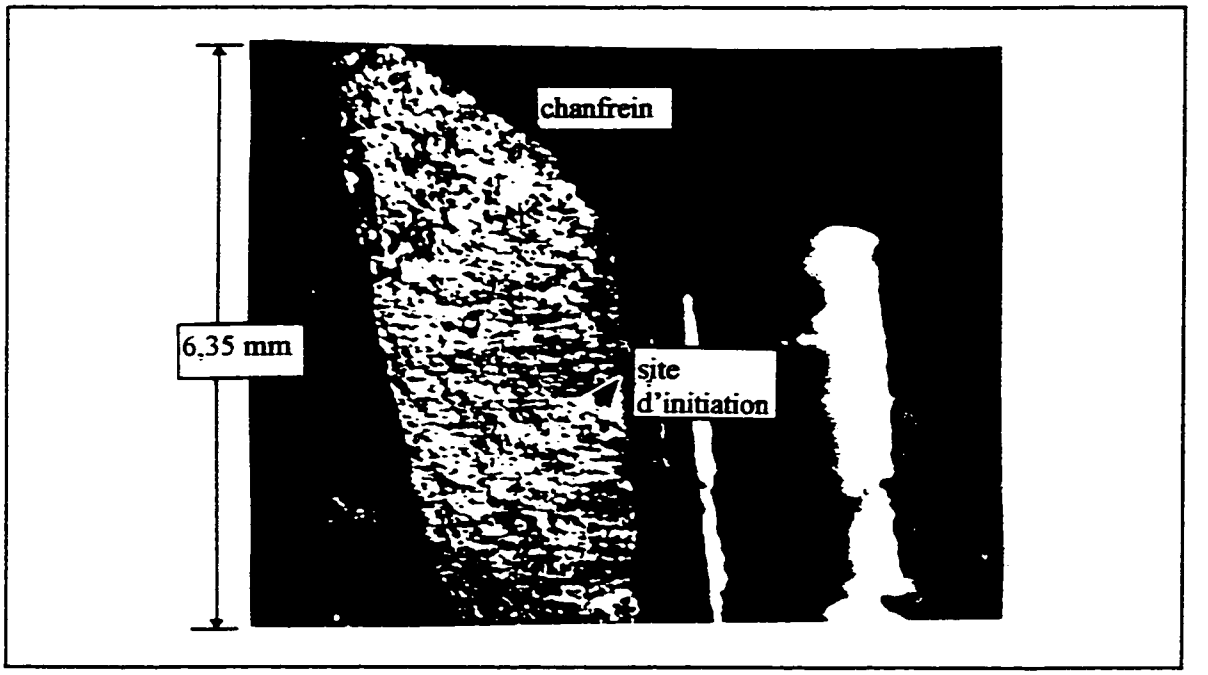


FIGURE 4.6 Faciès de rupture pour le procédé ÉCR, avec e/D=1,0 sur le ligament court et S_{max}=275,79 MPa (grossissement de 12)

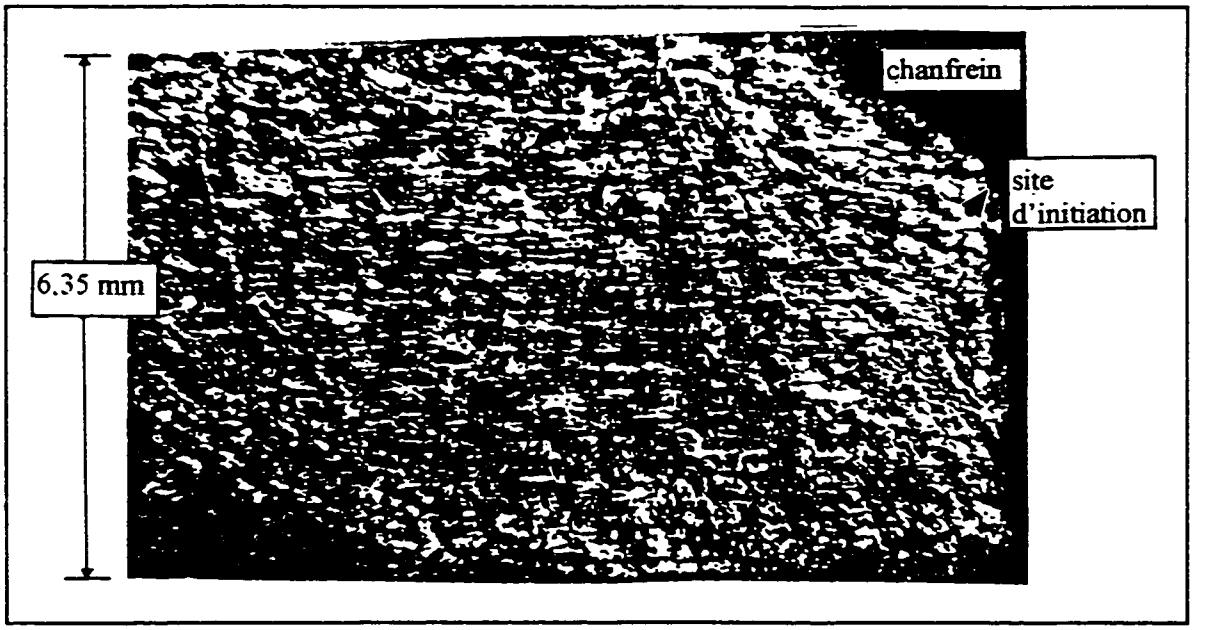


FIGURE 4.7 Faciès de rupture pour le procédé INT, avec e/D=2,4 et S_{max}=275,79 MPa (grossissement de 12)

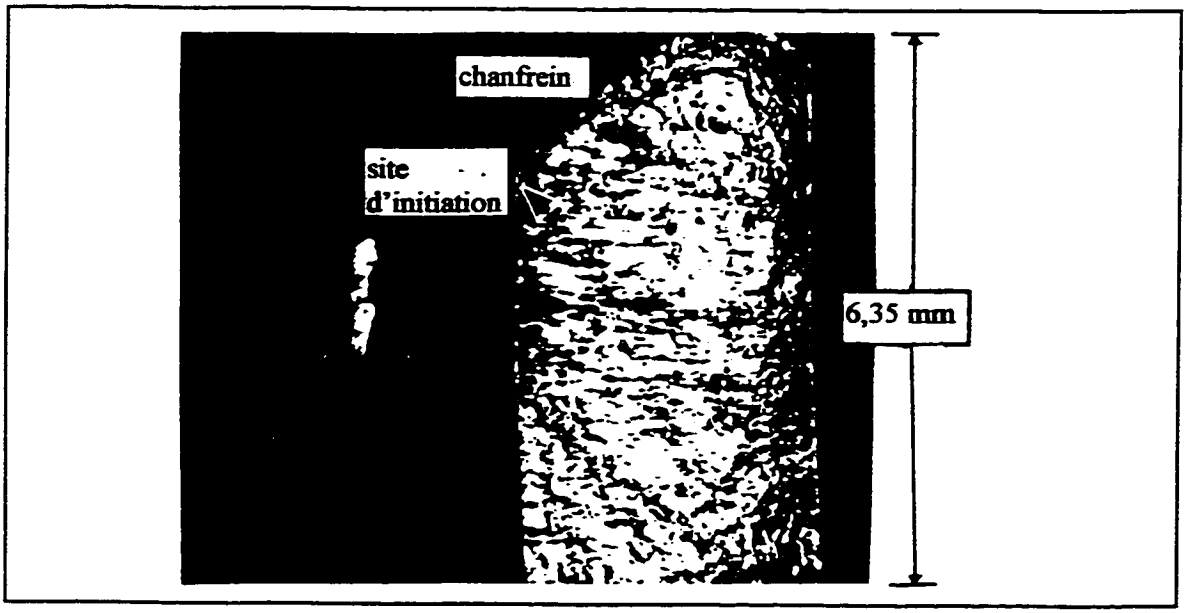


FIGURE 4.8 Faciès de rupture pour le procédé INT, avec e/D=1,0 sur le ligament court et S_{max}=220,63 MPa (grossissement de 12)

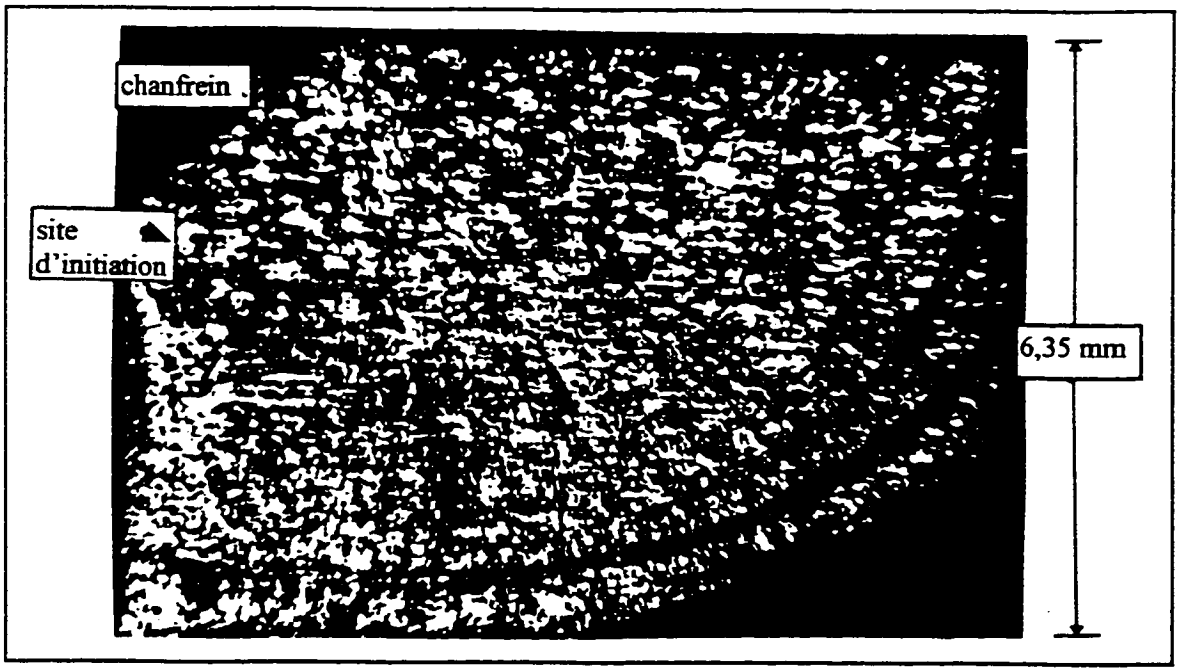


FIGURE 4.9 Faciès de rupture pour le procédé ÉCR+INT, avec e/D=2,4 et S_{max}=275,79 MPa (grossissement de 12)

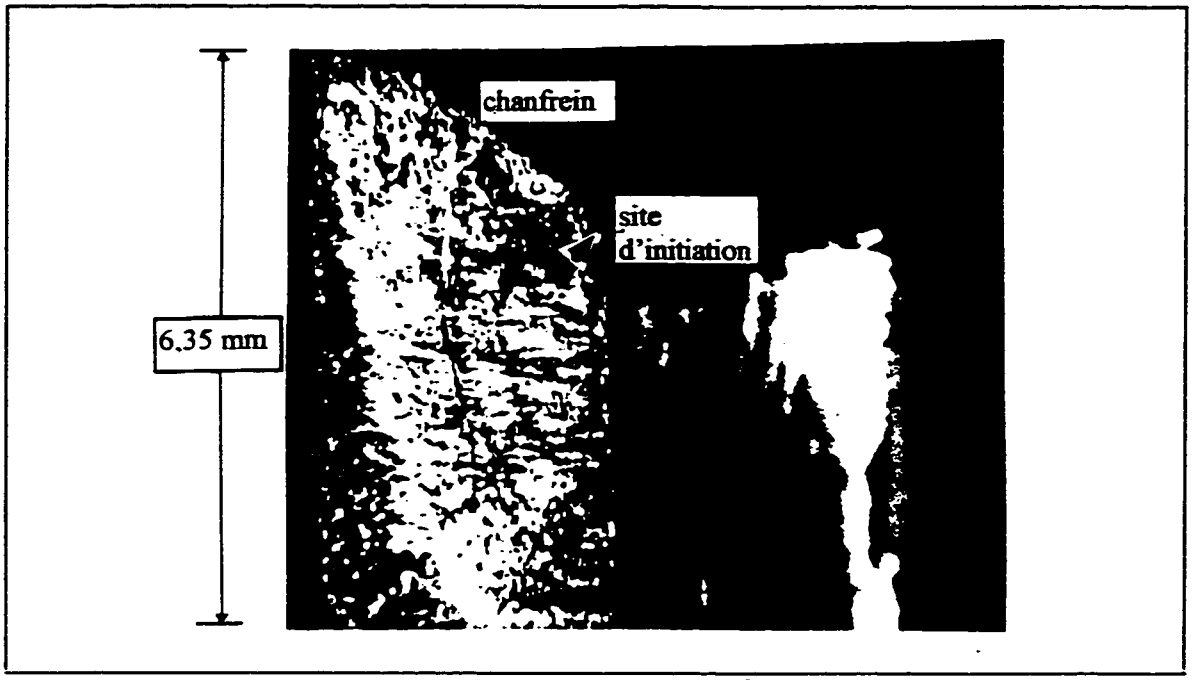


FIGURE 4.10 Faciès de rupture pour le procédé ÉCR+INT, avec e/D=1,0 sur le ligament court et S_{max}=275,79 MPa (grossissement de 12)

Pour les trous de base ou écrouis avec une marge de bord e/D=2,4, deux fissures semi-elliptiques se propagent sur chaque ligament de façon symétrique et leur front de propagation devient essentiellement droit avant la rupture. Pour les procédés INT et ÉCR+INT, une seule fissure se propage sur l'un des ligaments, mais l'autre ligament brise après la fissuration complète du premier ligament.

Pour la marge de bord e/D=1,0, les faciès de rupture sont similaires à ceux observés avec la marge de bord e/D=2,4, pour les mêmes conditions d'assemblage; le ligament court brise toujours avant qu'une fissure ne s'initie du côté du ligament long.

4.3 Vies en initiation, en propagation et vies totales

Les résultats d'intérêt pratique sont reliés aux vies en initiation et en propagation. La fin de la période d'initiation est caractérisée par l'apparition d'une fissure généralement courte ; pour fin d'application en aéronautique, cette longueur est définie comme étant 0,254 mm (0,01 po) du bord du trou. Or, avec la géométrie des assemblages étudiés, une longueur de cette taille n'est pas visible à cause de la présence de la tête et de l'écrou du rivet. À cause de cette difficulté, une extrapolation des données expérimentales basée sur les caractéristiques de la propagation est nécessaire pour définir la vie en initiation (correspondant à une longueur de fissure de 0,254 mm). Cette technique, couramment utilisée en industrie aéronautique, est expliquée et appliquée dans ce qui suit.

a) Vie en initiation déterminée par extrapolation

L'extension de la longueur d'une fissure en fonction du nombre de cycles appliqués est montrée typiquement à la figure 4.11. Pour chaque condition de chargement, la courbe de propagation est caractérisée essentiellement par une première partie correspondant à une propagation lente et une deuxième partie associée à une propagation rapide avant la rupture finale.

Pour la propagation lente, la pente de la courbe est pratiquement constante, ce qui implique que la vitesse de propagation de la fissure demeure inchangée. Ainsi, la longueur de la fissure "a" peut être exprimée, par approximation, en fonction du nombre de cycles appliqués N sous la forme :

$$\log a = C_1 \times N + C_2 \qquad (4.1)$$

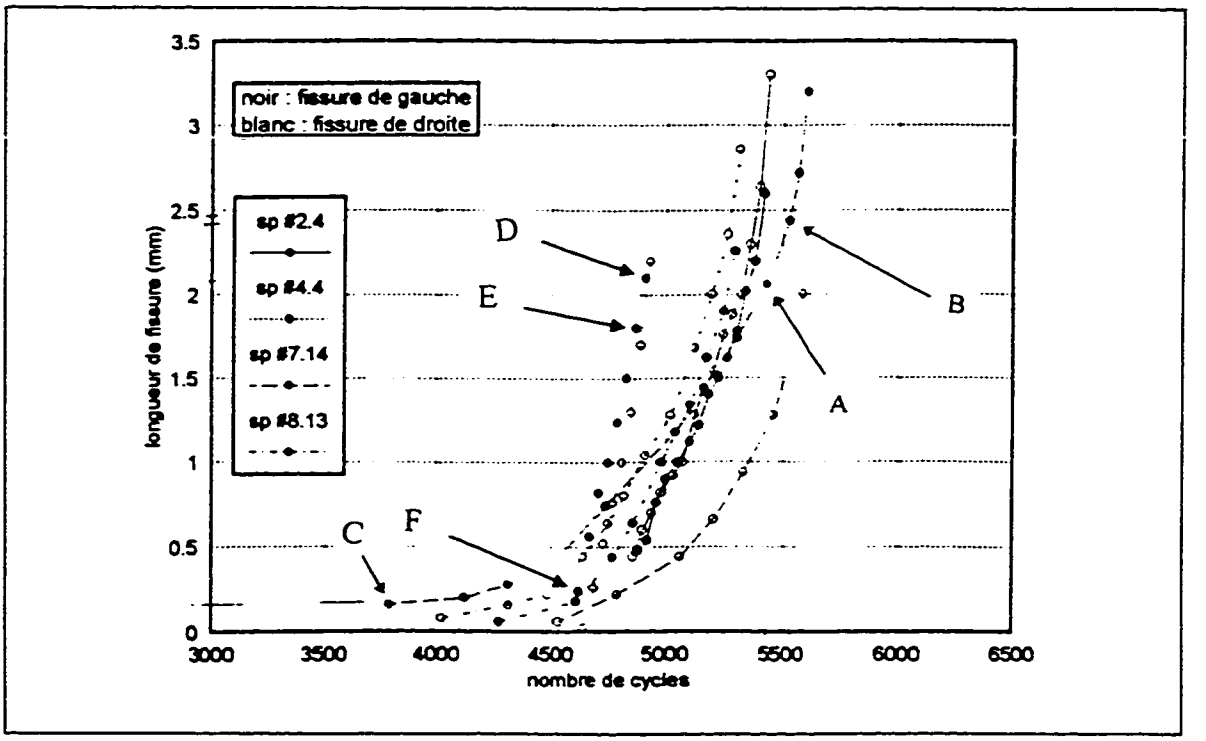


FIGURE 4.11 Suivi de fissure pour des trous écrouis à 3,36% sans rivet, avec e/D=2,4 et un chargement à amplitude constante (R=0) et de niveau maximal égal à 300 MPa (Burlat, 1994)

où C_1 et C_2 sont des paramètres associés aux conditions d'essais. Ces paramètres sont évalués en choisissant deux points de référence de la courbe de propagation (par exemple, points A et B de la figure 4.11). Une fois les paramètres C_1 et C_2 connus, le nombre de cycles correspondant à l'initiation N_i est calculé à l'aide le l'équation 4.1, avec la longueur spécifique de la fissure (0,254 mm). Pour appuyer cette approche, prenons l'exemple d'une fissure évoluant dans une plaque trouée et écrouie à 3,36% sollicitée sous un chargement cyclique de 300 MPa et dont le comportement est montré à la figure 4.11 (éprouvette 7.14, Burlat, 1994). Lors de ces essais, le trou était libre (sans rivet) et la longueur de la fissure a pu être mesurée entre 0,20 et 3,25 mm. À 5430 cycles, la longueur mesurée de la fissure est de 2,10 mm (point A) et à 5530 cycles, elle est égale à 2,40 mm (point B). En substituant ces valeurs dans l'équation 4.1 (C_1=6,5x10^{-4} log(mm)/cycles; C_2=-3,2 log(mm)), le nombre de cycles extrapolé pour une fissure de 0,20 mm est égal à 3800, alors que le nombre de cycles appliqué est de 3780 (point C). Ce résultat montre que la méthode d'extrapolation peut être appliquée pour prédire la vie en initiation d'une fissure dont le comportement typique est celui illustré à la figure 4.11. Même pour une courbe moins graduelle (DEF), l'extrapolation à 0,25 mm, à partir des points D et E, donne une vie en initiation de 4647 cycles alors que la valeur expérimentale (lue sur le graphique) est de 4770 cycles, ce qui correspond à un écart d'environ 2,6 %.

Dans le présent travail, les valeurs des deux premiers points de mesure se situent généralement entre 2,0 mm et 2,5 mm; ces valeurs ont été utilisées pour déterminer la vie à l'initiation (a=0,254 mm) en appliquant la méthode décrite précédemment.

b) Résultats extrapolés

À l'annexe C, les tableaux C.1 et C.2 présentent, pour le deux marges de bord étudiées, les vies totales de même que les vies en initiation (valeurs extrapolées) et en propagation ; la vie en propagation est la différence entre la vie totale N_f (définie par la rupture de l'assemblage) et la vie en initiation. Les valeurs soulignées indiquent les vies totales, jusqu'à la rupture du ligament, sans qu'aucun suivi de fissure n'ait été effectué sur ces échantillons. Ces valeurs sont cependant utilisées dans le calcul des vies totales moyennes et seront considérées afin d'analyser l'effet des procédés sur la vie totale. Pour chaque éprouvette, le procédé et le niveau de chargement sont indiqués, de même que la localisation du site d'initiation de la fissure. De plus, pour des conditions d'essai identiques et pour lesquelles le suivi de fissure a été effectué, les vies moyennes, en initiation et en propagation, sont rapportées.

Puisque le nombre d'essais utilisé dans le calcul de la vie totale moyenne est la plupart du temps, différent de celui ayant servi au calcul des vies moyennes en initiation et en propagation, la vie totale moyenne ne correspond pas nécessairement à la sommation des vies moyennes en initiation et en propagation. Pour la marge de bord

e/D=2,4 (tableau C.1), les vies sont celles correspondant à la rupture d'un des ligaments (les deux ligaments rupturent presque en même temps). Pour la marge de bord e/D=1,0, les nombres de cycles à la rupture, en initiation et en propagation, sont indiqués séparément, pour les ligaments court (tableau C.2a) et long (tableau C.2b).

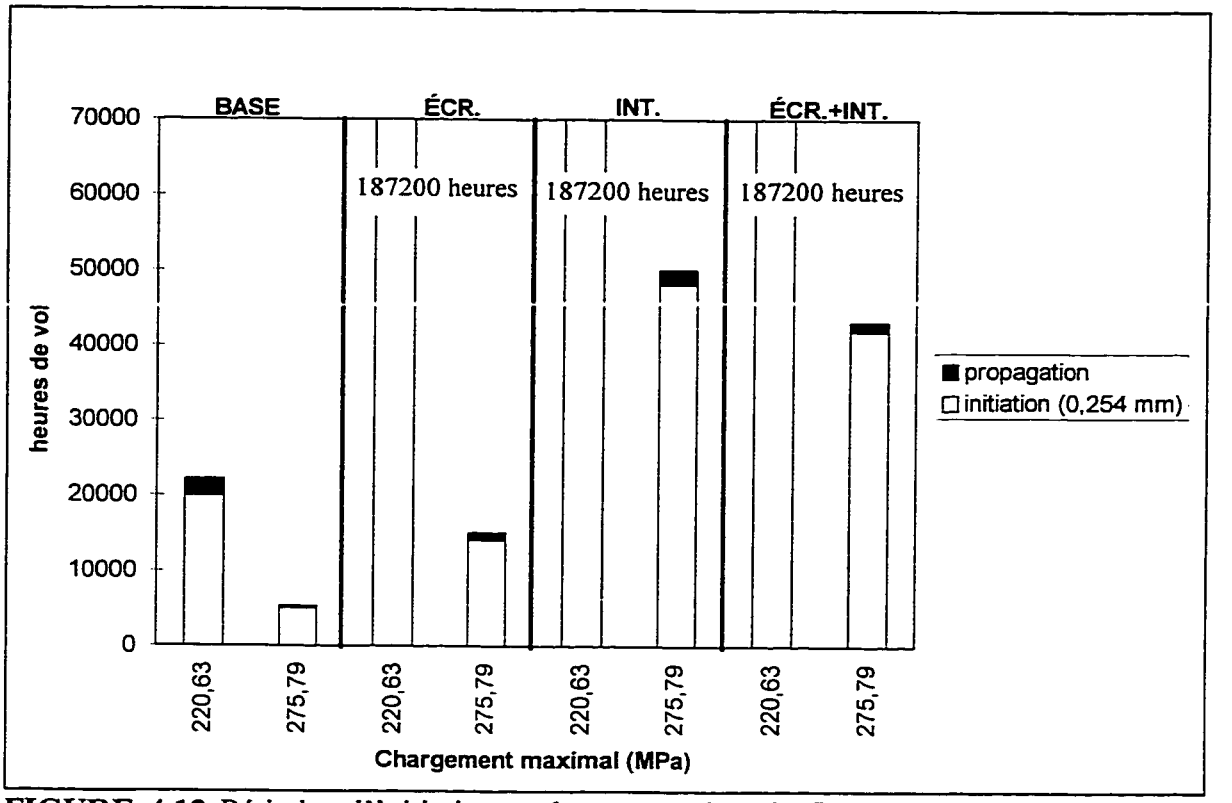


FIGURE 4.12 Périodes d'initiation et de propagation de fissure pour e/D=2,4 avec le spectre de chargement IARPO3

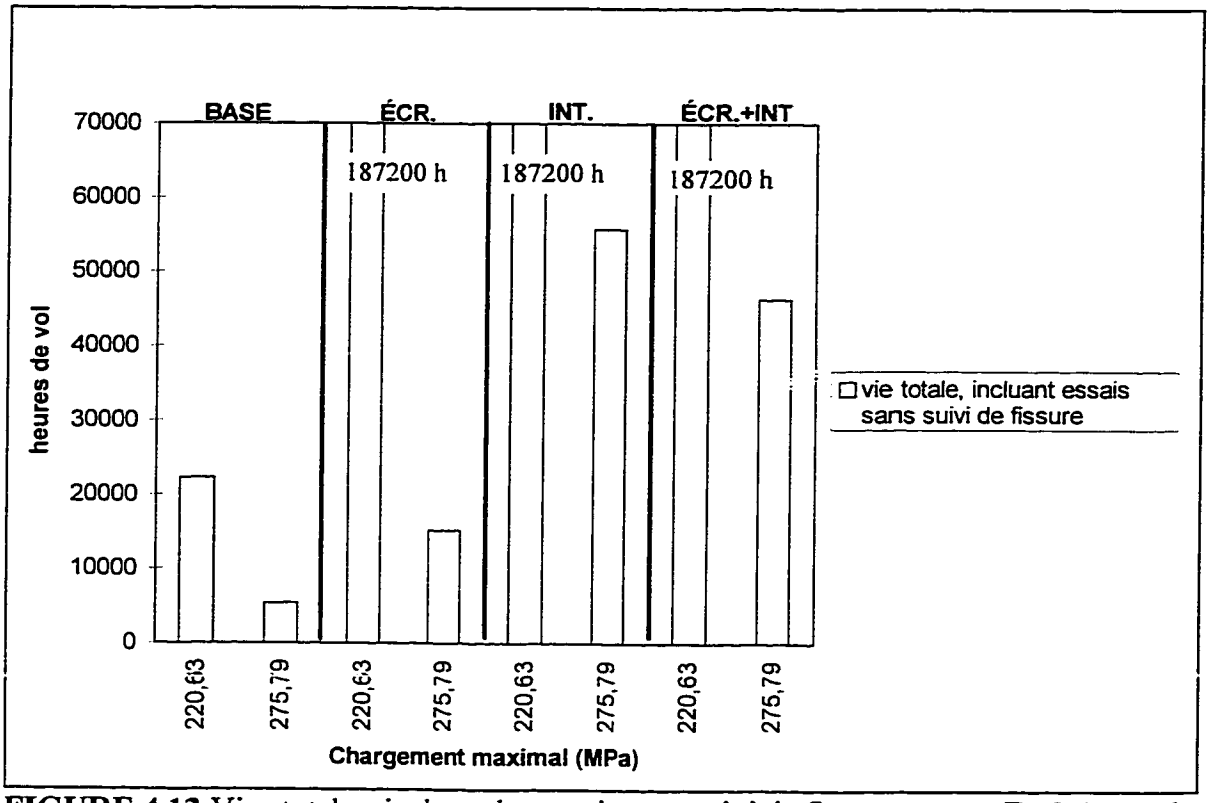


FIGURE 4.13 Vies totales, incluant les essais sans suivi de fissure, pour e/D=2,4 avec le spectre de chargement IARPO3

Pour la géométrie e/D=2,4, les vies moyennes en initiation et en propagation présentées au tableau C.1 sont illustrées à la figure 4.12; les vies totales moyennes sont également présentées à la figure 4.13. Ces résultats montrent qu'aux deux niveaux de chargement maximal, la période d'initiation est plus importante que celle de propagation pour tous les procédés d'amélioration en fatigue. Pour le niveau de chargement maximal de 220,63 MPa, tous les procédés d'amélioration donnent des vies en fatigue infinies. En effet, pour chaque procédé, deux échantillons furent testés pendant 6 jours complets,

pour un nombre de cycles équivalent à 187200 heures de vol, sans l'apparition de fissure. Les essais sous ce niveau de chargement n'ont donc pas été poursuivis.

Pour le niveau de contrainte de 275,79 MPa, le nombre d'heures de vol en initiation pour le procédé INT (48074 heures de vol) est plus élevé que pour les autres procédés analysés. Le procédé (ÉCR+INT) arrive en second lieu (41969 heures de vol), suivi de l'écrouissage (14143 heures de vol) et du trou de base (5010 heures de vol) qui conduit à la plus faible durée de vie en initiation. Le nombre d'essais au cours desquels le suivi de fissure a été effectué étant trop limité, il n'est pas possible d'établir avec certitude la position relative des procédés INT et ÉCR+INT quant à leur effet bénéfique sur la vie en initiation. Cependant, les résultats démontrent clairement que ces deux procédés ont une influence positive sur la vie en initiation nettement supérieure à celle du procédé ÉCR.

La période de propagation la plus élevée pour le chargement maximal de 275,79 MPa est pour le procédé INT, mais la proportion de la vie en propagation n'est seulement que de 5% de la vie totale. L'amélioration de la vie totale apportée par les procédés est donc similaire à celle obtenue pour la vie en initiation. Les résultats des essais concernant la vie totale, plus nombreux que ceux concernant la vie en initiation, montrent que les procédés INT et ÉCR+INT ont des effets à peu près identiques.

Le niveau maximal de chargement a une influence très marquée sur la vie totale en fatigue. En effet, pour un rapport de chargement maximal de 1,25 (275,79/220,63), la vie totale moyenne diminue par un facteur de 4,1 pour les trous BASE et elle est réduite

par un facteur d'au moins 12, 3, 4 pour les procédés ÉCR, INT et ÉCR+INT respectivement.

Pour des échantillons ayant une marge de bord e/D=1,0, les figures 4.14 et 4.15 présentent les périodes d'initiation et de propagation de même que les vies totales moyennes associées au ligament court. Pour la plupart des échantillons, la première fissure apparaissait sur le ligament court, du côté de l'écrou. De plus, il fut observé qu'en général, l'apparition d'une fissure sur le ligament long ne survenait qu'après que le ligament court soit complètement fissuré. Il est à noter que la vie totale associée au ligament long ne dépasse généralement pas de plus de 5% celle du ligament court (voir tableaux C.2a et b).

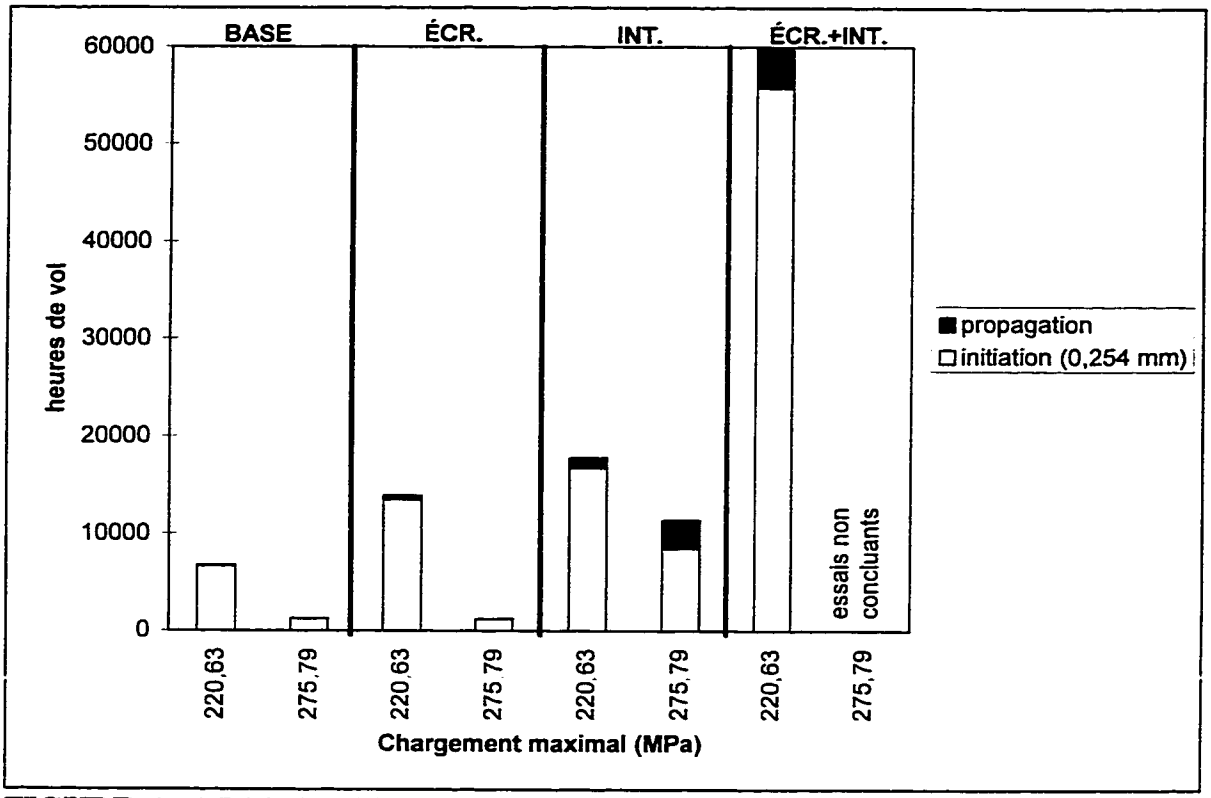


FIGURE 4.14 Périodes d'initiation et de propagation de fissure pour e/D=1,0 côté du ligament court, avec le spectre de chargement IARPO3

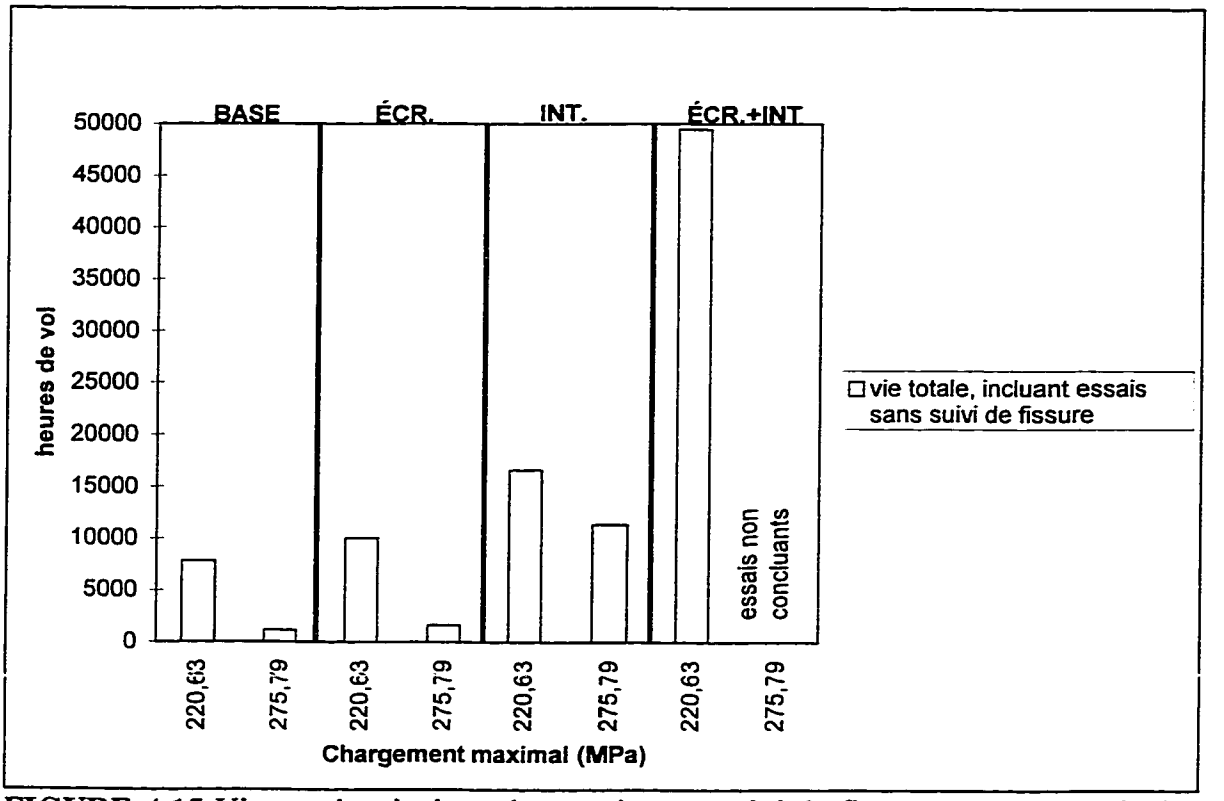


FIGURE 4.15 Vies totales, incluant les essais sans suivi de fissure, pour e/D=1,0 côté du ligament court, avec le spectre de chargement IARPO3

Pour un chargement maximal de 220,63 MPa, les résultats montrent la bonne performance en fatigue des procédés ÉCR, INT et ÉCR+INT, comparativement au trou de BASE. Pour tous les procédés, les périodes d'initiation et de propagation sont augmentées, mais c'est le procédé ÉCR+INT qui offre l'effet le plus bénéfique, et ce, pour les vies en initiation et en propagation. Cependant, contrairement aux résultats obtenus avec e/D=2,4, les vies en fatigue ne sont pas infinies avec e/D=1,0.

Pour un chargement maximal de 275,79 MPa, les résultats des échantillons ÉCR+INT sont non concluants et ils n'ont pas été inclus aux figures 4.14 et 4.15. En

effet, il y a eu une rupture prématurée pour deux essais (échantillons 31 et 32) et un seul résultat (échantillon 30, avec une vie totale égale à 14150 heures de vol, côté ligament long) montre la tendance observée au niveau de chargement de 220,63 MPa, soit une amélioration de la vie à peu près égale à celle apportée par le procédé INT. Cette tendance a également été confirmée par des essais à amplitude de chargement constante et ce, pour différents niveaux de chargement (Larouche, 1995).

Il est à noter que pour la marge de bord e/D=1,0, l'écrouissage induit des déformations plastiques très grandes sur le ligament court (voir section 3.3.1). Dans ces conditions, Burlat (1994) mentionne que des défauts superficiels peuvent être créés à la surface du trou et mener à une vie en fatigue abrégée. Lorsque le procédé d'interférence est superposé à l'écrouissage, les contraintes en tension induites sur le bord du trou sont élevées (voir figure 3.11) et l'effet néfaste des défauts, le cas échéant, est accentué.

L'effet du chargement sur la vie étant très marqué, comme l'ont montré les résultats pour e/D=2,4, ceci pourrait expliquer que les résultats ne sont pas concluants à 275,79 MPa alors qu'ils le sont à 220,63 MPa. Il est probable qu'un nombre d'essais plus grand (≈ 8) aurait permis d'obtenir des résultats valides.

Au niveau de 275,79 MPa, le nombre d'heures en initiation et en propagation est plus important pour le procédé INT que pour le procédé ÉCR et BASE.

Les figures 4.12 et 4.14 mettent en évidence que la diminution de la marge de bord de 2,4 à 1,0 à un effet nocif sur la vie en initiation et par conséquent, sur la vie totale (figures 4.13 et 4.14). Aux deux niveaux de chargement, c'est le procédé ÉCR qui

est le plus sensible à cette variation de la marge de bord; à 220,63 MPa la vie totale associée à ce procédé est réduite par un facteur d'au moins 18 (187200/10015) lorsque le trou est décentré, comparativement à un trou centré. À 275,79 MPa, le facteur de réduction est d'environ 9 (15123/1619) pour le procédé ÉCR et égal à 4 pour les trous BASE et INT.

L'analyse présentée dans cette section est basée sur les vies en initiation extrapolées à partir des résultats expérimentaux. Une preuve limitée a été présentée pour supporter la méthode d'extrapolation qui a donné des résultats réalistes dans le cadre de ce projet ; cependant l'application de la méthode doit être faite avec précaution.

Les résultats expérimentaux sur la vie en initiation et en propagation seront examinés au chapitre 5, en se référant aux champs de contraintes et déformations induits par les différents procédés et le chargement.

4.4 Facteur d'amélioration sur la vie totale

Afin de mieux visualiser l'effet des procédés, le facteur d'amélioration F.A. (défini par le rapport N_f/N_{fo}, où N_f est la vie en fatigue de l'échantillon considéré et N_{fo}, la vie en fatigue du trou de BASE, les deux échantillons étant sollicités sous les mêmes conditions) est donné au tableau 4.1 pour chaque condition d'essai. Pour chaque procédé, le rapport de forme de la fissure a/c diminue lorsque le niveau de chargement maximal augmente.

TABLEAU 4.1 Facteur d'amélioration de la vie totale associé aux procédés, pour S_{max}=220,63 et 275,79 MPa

chargement maximal de 220,63 MPa				
marge de bord	BASE	ÉCR	INT	ÉCR+INT
2,4	1	> 8,4	> 8,4	> 8,4
1,0	1	1,3	2,1	6,3
chargement maximal de 275,79 MPa				
marge de bord	BASE	ÉCR	INT	ÉCR+INT
2,4	1	2,8	10,0	8,6
1,0	1	1,4	9,8	non disponible

Au bas niveau de chargement, tous les procédés mènent à des vies infinies pour la géométrie avec trou centré alors que le procédé ÉCR+INT est le plus bénéfique pour le trou décentré (F.A.≈6); dans ce dernier cas, le procédé ÉCR apporte un gain minime alors que le procédé INT double la vie du trou de base.

À haut niveau de chargement, les procédés INT et ÉCR+INT sont les plus efficaces pour le trou centré; l'amélioration apportée par ces deux procédés est de même niveau (F.A.≈9) et l'effet du procédé ÉCR est moindre (F.A.≈3). Pour le trou décentré, le procédé ÉCR n'apporte qu'une faible amélioration mais le procédé INT est très efficace (F.A.≈10).

En résumé, les vies totales associées aux procédés peuvent être classifiées selon l'ordre croissant suivant :

a) S_{max}=220,63 MPa :

pour e/D=2,4 : BASE < ÉCR ~ INT ~ ÉCR+INT

pour e/D=1,0 : BASE < ÉCR < INT < ÉCR+INT

b) S_{max}=275,79 MPa :

pour e/D=2,4 : BASE < ÉCR < INT ~ ÉCR+INT

pour e/D=1,0 : BASE < ÉCR < INT

4.5 Conclusion

Les tests en fatigue ont été réalisés afin d'étudier l'influence des procédés ÉCR, INT et ÉCR+INT sur l'amélioration de la vie en fatigue d'un trou de BASE, avec un spectre de chargement à amplitude variable IARPO3. L'effet de la marge de bord est aussi analysé, pour les rapports e/D=1,0 et 2,4. Les résultats des essais effectués à deux niveaux de contrainte maximale permettent de dégager les observations suivantes :

1- Le site d'initiation des fissures observé pour les procédés BASE et ÉCR est situé à mi-épaisseur de la plaque, alors qu'il est situé au raccordement du chanfrein avec le trou pour les deux autres procédés (INT et ÉCR+INT). Pour les deux marges de bord, le rapport de forme de la fissure, a/c, diminue avec une augmentation du niveau de chargement.

2- Pour la gamme de paramètres étudiés (procédés et marges de bord), la vie totale est contrôlée principalement par la période d'initiation de fissure.

3- Pour e/D=2,4, au niveau de chargement maximal de 275,79 MPa, les procédés INT et ÉCR+INT conduisent à des vies totales à peu près identiques et plus longues que le procédé ÉCR; par contre, au niveau de chargement de 220,63 MPa, tous les procédés d'amélioration de vie en fatigue donnent des vies infinies.

4- Pour e/D=1,0 avec une contrainte maximale de 275,79 MPa, le procédé INT est le plus efficace (les résultats pour le procédé ÉCR+INT ne sont pas concluants); par contre, au niveau de chargement de 220,63 MPa, le procédé ÉCR+INT donne la vie totale la plus longue.

5- Une réduction de la marge de bord contribue à diminuer la vie en fatigue, principalement pour les échantillons ÉCR.

CHAPITRE 5

APPLICATION DES MODÈLES DE PRÉVISION DE VIES EN INITIATION ET EN PROPAGATION DE FISSURE

Dans le présent chapitre, le champ de contraintes sur le bord du trou est établi à l'aide de l'approche Neuber/Ramberg-Osgood présentée au chapitre 1 et à l'aide de la méthode des éléments finis. Le modèle de Morrow et celui de Smith-Watson-Topper sont appliqués pour la prédiction des vies en initiation, qui correspond à la présence d'une fissure de 0,254 mm (0,01 pouce). Pour toutes les conditions d'essais, les prédictions de vie sont comparées aux valeurs semi- expérimentales (extrapolées à partir des résultats expérimentaux) présentées au chapitre précédent. Par ailleurs, le modèle de Paris et le paramètre de retardement de Wheeler sont utilisés dans l'évaluation de la vie en propagation, en considérant les champs de contraintes obtenus par la méthode des éléments finis.

5.1 Comparaison des champs de contraintes déterminés par éléments finis et par la méthode de Neuber

Dans cette section, le comportement σ-ε cyclique, évalué à l'aide des éléments finis et de la méthode de Neuber, est analysé pour les différents procédés et marges de bord. Un chargement maximal de 275,79 MPa et un rapport de contrainte (S_{min}/S_{max}) de

-0,34, représentant le premier cycle de chargement du spectre IARPO3, furent considérés.

L'état des contraintes et déformations sur le bord d'un trou, calculé à l'aide des modèles d'éléments finis du chapitre 3 pour tous les procédés et marges de bord, est illustré aux figures 5.1 et 5.2; pour chaque procédé, les deux points illustrés représentent les valeurs au chargement maximal et au déchargement. La courbe monotone σ–ε a été utilisée ici car cette courbe avait été considérée précédemment pour le calcul des contraintes résiduelles induites par les procédés (chapitre 3).

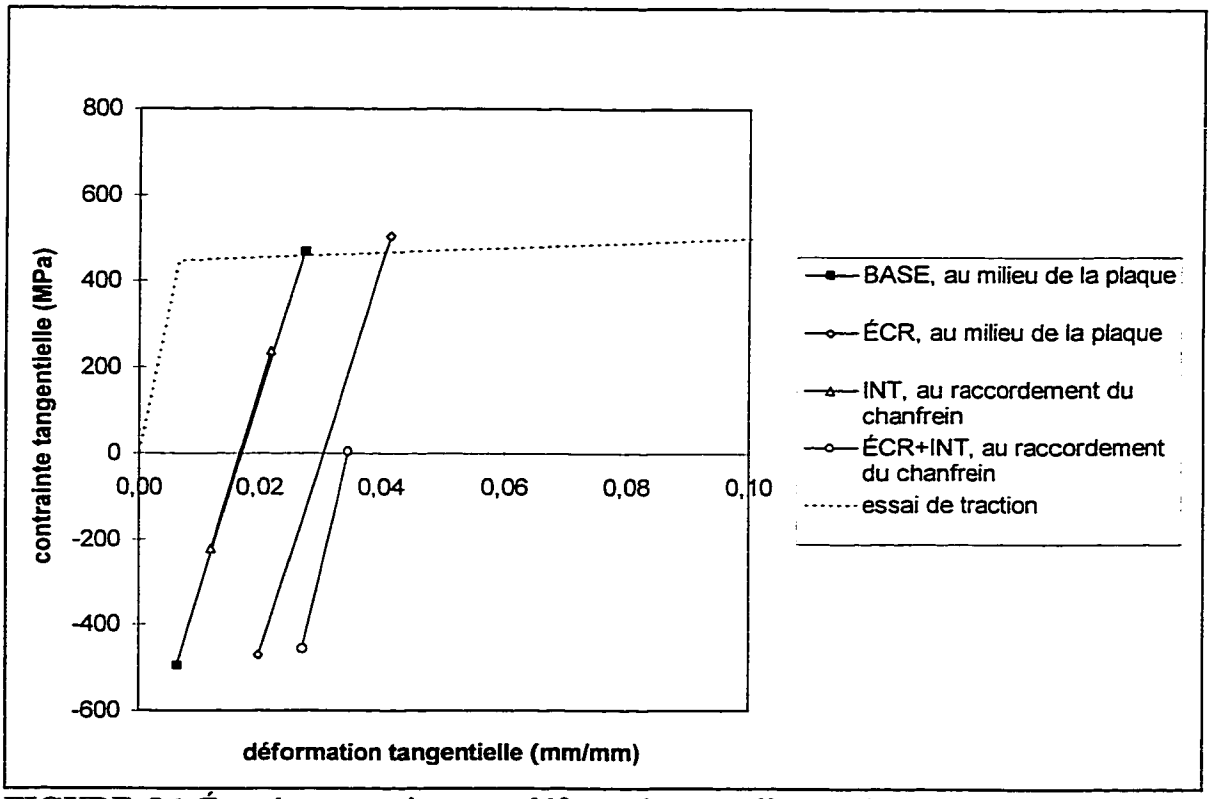


FIGURE 5.1 État des contraintes et déformations cycliques obtenu avec les éléments finis sur le bord d'un trou chanfreiné de marge de bord e/D=2,4, avec un chargement maximal de 275,79 MPa et un rapport de contrainte (S_{min}/S_{max}) = -0,34

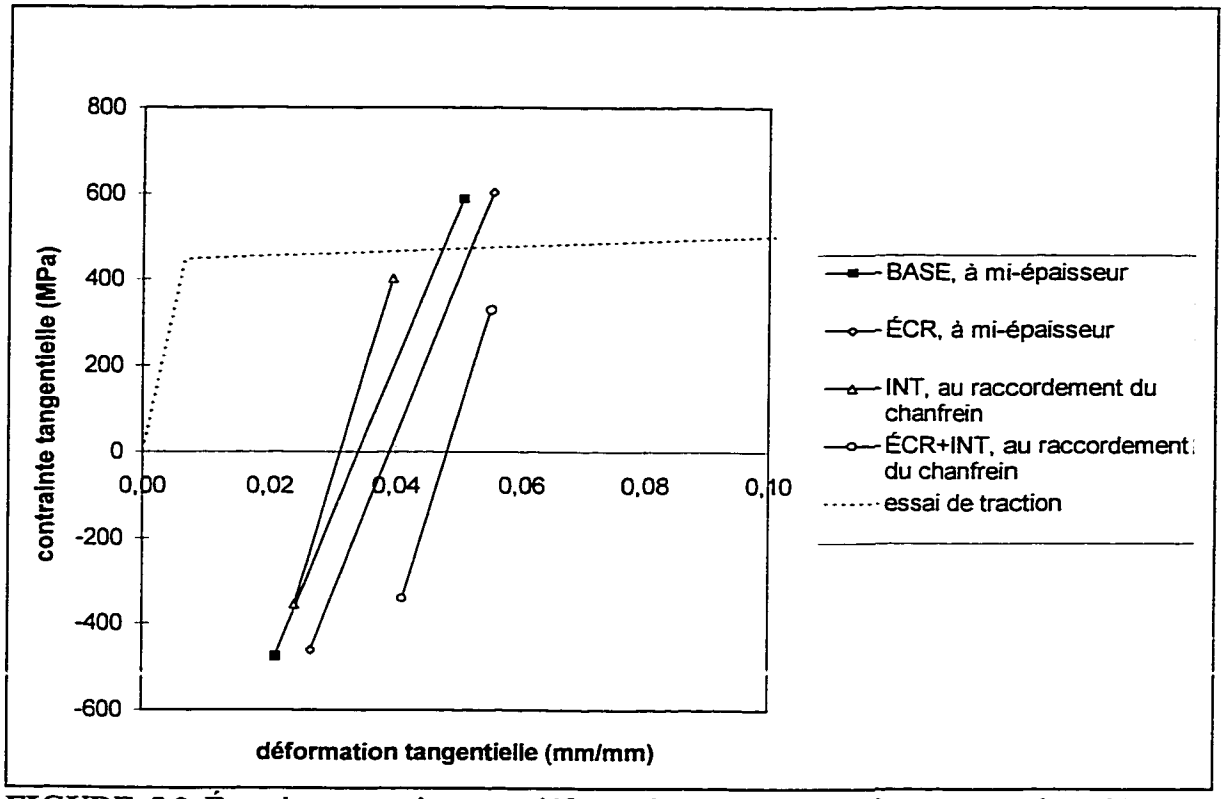


FIGURE 5.2 État des contraintes et déformations cycliques obtenu avec les éléments finis sur le bord d'un trou chanfreiné de marge de bord e/D=1,0 sur le ligament court, avec un chargement maximal de 275,79 MPa et un rapport de contrainte (S_{min}/S_{max})= -0,34

Le fait de considérer un cycle donné une seule fois lors des calculs par éléments finis ne permet pas de tenir compte du comportement cyclique du matériau. Cependant, dans notre étude, trois cycles identiques ont été appliqués sur une plaque ayant un trou de base et il fut constaté que les champs de contraintes et déformations calculées lors de l'application du deuxième cycle et des cycles subséquents étaient les mêmes que ceux du premier cycle.

Les résultats des éléments finis (voir figures 5.1 et 5.2) ont montré que pour les procédés BASE et ÉCR et les deux valeurs étudiées de la marge de bord, l'écoulement

est atteint à S_{max}=275,79 MPa. Pour les deux marges de bord, mais de manière beaucoup plus marquée pour e/D=1,0, les droites de déchargement pour les procédés INT et ÉCR+INT sont parallèles entre elles, mais elles ne sont pas parallèles aux droites de déchargement du procédé BASE et ÉCR. Ceci peut s'expliquer par le fait que la pente du graphe σ_θ-ε_θ dépend de la biaxialité des contraintes et que celle-ci varie d'un procédé à l'autre. De la même façon, les valeurs de $\Delta\sigma$, $\Delta\varepsilon$, σ_{max} et σ_{moy} sont influencées par le procédé et la marge de bord, comme le montre le tableau 5.1. L'effet de ces paramètres sur la vie en initiation sera discuté en détails à la section 5.2.

TABLEAU 5.1 Paramètres pour un chargement maximal de 275,79 MPa et R=-0,34

e/D=2,4				
Procédé	$\Delta\sigma$ (MPa)	σ_{moy} (MPa)	$\Delta\varepsilon$ (m/m)	σ_{max} (MPa)
BASE, au milieu de la plaque	964,5	-13,7	$2,10x10^{-2}$	468,6
ÉCR, au milieu de la plaque	975,2	16,4	$2,18x10^{-2}$	504,0
INT, au chanfrein	461,6	8,6	$0,97x10^{-2}$	239,4
ÉCR+INT, au chanfrein	461,6	-224,5	$0,77x10^{-2}$	6,3
e/D=1,0				
Procédé	$\Delta\sigma$ (MPa)	σ_{moy} (MPa)	$\Delta\varepsilon$ (m/m)	σ_{max} (MPa)
BASE, au milieu de la plaque	1061,0	56,0	$2,96x10^{-2}$	587,0
ÉCR, au milieu de la plaque	1063,7	71,4	$2,86x10^{-2}$	603,2
INT, au chanfrein	757,2	24,2	$1,55x10^{-2}$	402,8
ÉCR+INT, au chanfrein	671,1	-5,3	$1,40x10^{-2}$	330,2

Pour tous les procédés et marges de bord, les figures 5.3 et 5.4 résument l'état des contraintes et déformations sur le bord d'un trou obtenu avec les relations de Neuber et Ramberg-Osgood, pour un chargement maximal de 275,79 MPa et un rapport de contrainte (S_{min}/S_{max}) = -0,34. Les valeurs des paramètres K' et n' de la relation de Ramberg-Osgood (équation 1.5) sont celles rapportées au tableau 2.3. Cependant, ces paramètres conduisent à des valeurs surestimées de σ et ε, lorsque les niveaux de sollicitation sont élevés. En se référant aux propriétés statiques, des limites ont été imposées. La contrainte maximale en fond d'entaille, σ_{max}, ne pourra dépasser 518,4 MPa et la déformation maximale en fond d'entaille, ε_{max}, ne pourra excéder 0,1325 mm/mm. Pour chaque vallée, ces deux valeurs sont de signe négatif. Ces limites proviennent de la courbe de traction monotone de l'aluminium 7475-T7351 fournie par Bombardier/Canadair ; les limites imposées par le comportement monotone sont moins sévères que celles obtenues à partir de la courbe cyclique extrapolée à partir des données obtenues dans une région limitée.

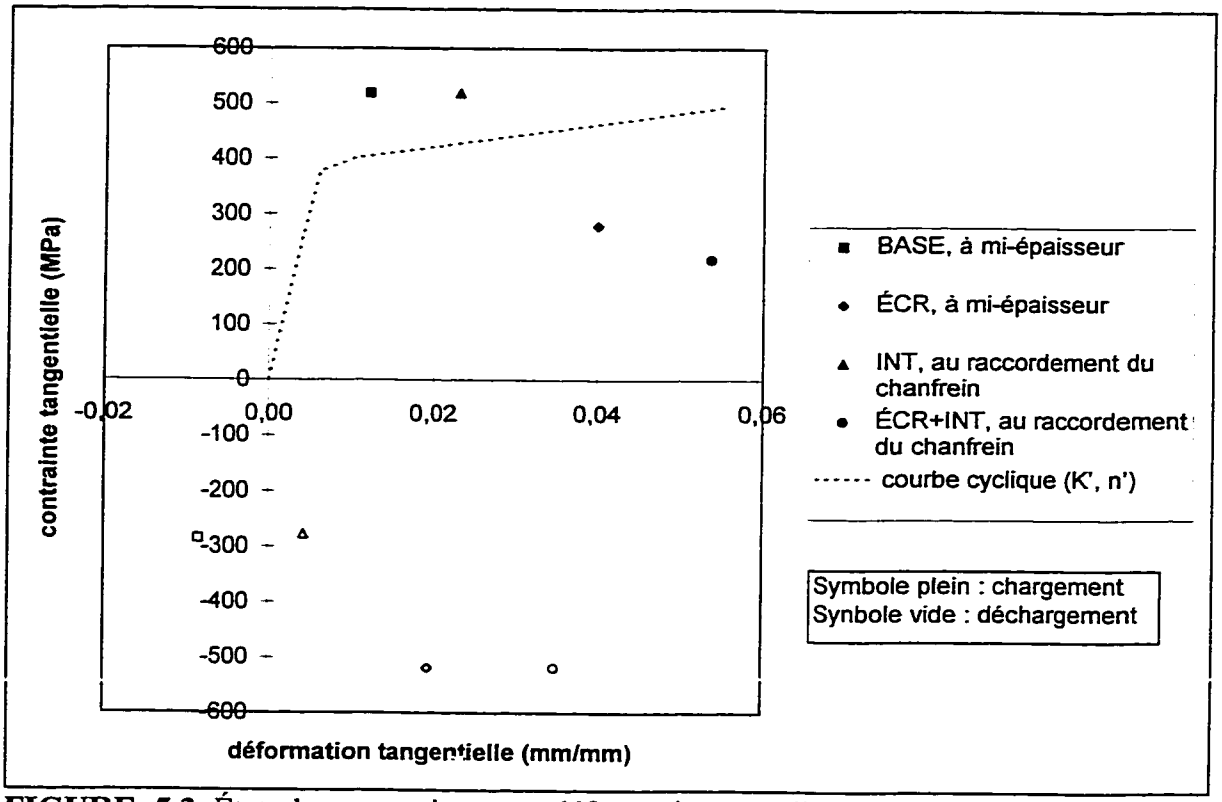


FIGURE 5.3 État des contraintes et déformations cycliques sur le bord d'un trou chanfreiné de marge de bord e/D=2,4, obtenu avec les relations de Neuber et Ramberg-Osgood pour un chargement maximal de 275,79 MPa et un rapport de contrainte $(S_{min}/S_{max}) = -0,34$

Aux figures 5.3 et 5.4, seules les valeurs associées au chargement maximal (symbole plein) et au déchargement (symbole vide) sont présentées ; ces points ne peuvent être reliés entre eux par une droite de pente E, car le déchargement ne se produit pas nécessairement de manière élastique. En effet, ces valeurs ont été obtenues en superposant la contrainte résiduelle tangentielle à la valeur de $\Delta\sigma$ calculée à l'aide des équations 1.7 et 1.8, qui incluent un terme relié au comportement non -linéaire du matériau ; cependant, ces valeurs sont soumises à la restriction décrite au paragraphe précédent.

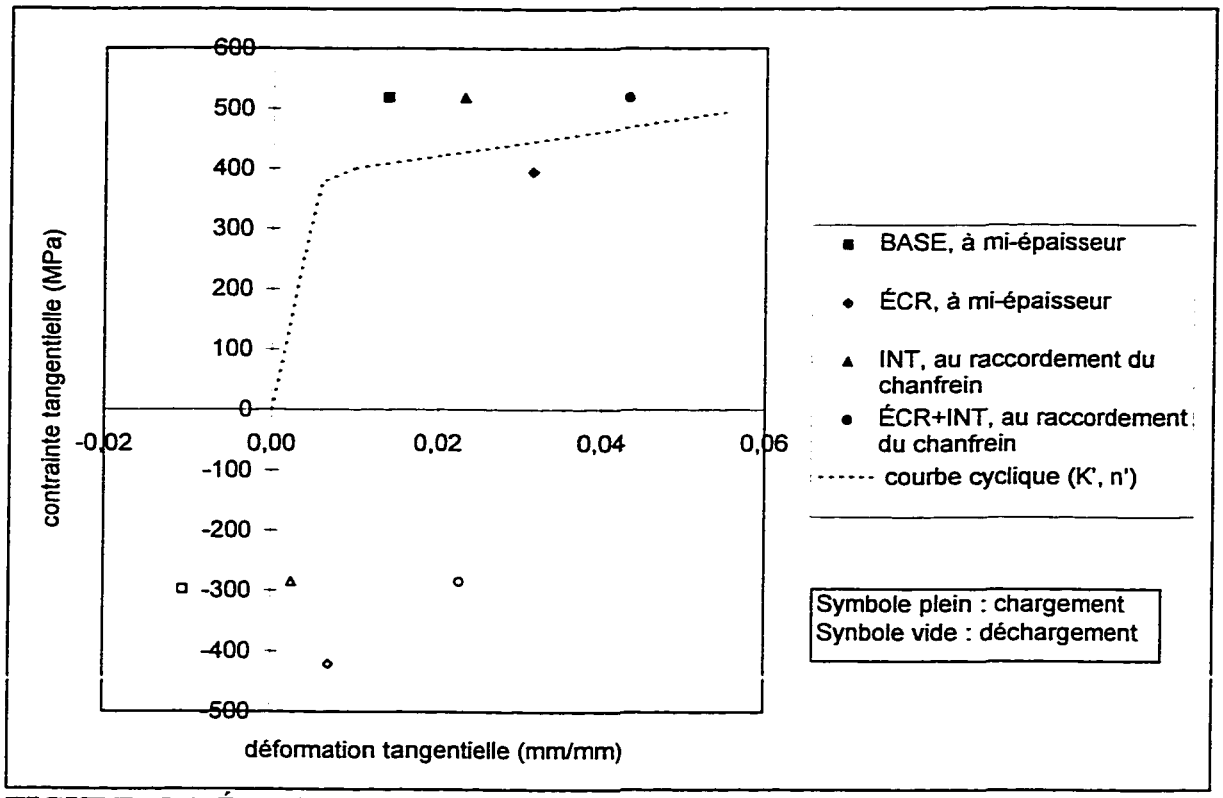


FIGURE 5.4 État des contraintes et déformations cycliques sur le bord d'un trou chanfreiné de marge de bord e/D=1,0 sur le ligament court, obtenu avec les relations de Neuber et Ramberg-Osgood pour un chargement maximal de 275,79 MPa et un rapport de contrainte (S_{min}/S_{max}) = -0,34

D'après la méthode de Neuber, la contrainte limite spécifiée est atteinte pour les procédés BASE et INT et les deux marges de bord ; ceci est dû au fait que la contrainte résiduelle d'assemblage est nulle pour le procédé BASE et faible pour le procédé INT. Pour le trou centré, les deux procédés où l'écrouissage est présent abaisse sensiblement la valeur de la contrainte moyenne, car ils induisent une contrainte en compression élevée (voir tableau 3.2).

Dans le cas de la marge de bord de 1,0, la contrainte limite est atteinte pour les procédés BASE, INT et ÉCR+INT, ce qui conduit sensiblement au même état de contraintes et de déformations cycliques pour ces trois procédés.

La méthode de Neuber comporte des faiblesses importantes. Entre autres, elle ne tient pas compte de la biaxialité des contraintes et déformations pour le calcul de σ_θ et de la contrainte radiale σ_r induite par la présence du rivet. De plus, l'analyse faite précédemment au chapitre 3 (voir figure 3.14) a montré que la méthode de superposition linéaire n'est pas applicable sur le bord du trou.

Pour ces raisons, la méthode des éléments finis est la plus appropriée pour évaluer les champs des contraintes et déformations sur le bord du trou pour tous les procédés et elle a été retenue ici pour effectuer les prévisions de vie en initiation.

5.2 Calcul des vies en initiation avec les modèles de Morrow et Smith-Watson-Topper

Dans cette section, les vies en initiation seront d'abord calculées pour un chargement d'amplitude constante (S_{max}=275,79 MPa et R=-0,34) afin d'analyser les tendances des deux méthodes retenues (Morrow et Smith-Watson-Topper); ensuite les prévisions de vie pour le spectre IARPO3 seront présentées et discutées. Les paramètres utilisés pour ces méthodes sont pour le cas d'un chargement uniaxial, alors qu'ici, un état biaxial de contraintes est présent dû au rivet.

5.2.1 Vies en initiation sous chargement à amplitude constante

Le tableau 5.2 montre le nombre de cycles N_i calculé à l'aide des champs de contraintes et de déformations montrés aux figures 5.1 et 5.2 et résumés au tableau 5.1 de la section précédente. La vie en initiation N_i est calculée en substituant les valeurs de $\Delta\varepsilon$, σ_{moy} et σ_{max} obtenues par éléments finis dans les équations 1.10 ou 1.11. Les valeurs de σ_f', ε_f', c et b proviennent des résultats d'essais de fatigue réalisés sur l'alliage Al7475-T7351 (tableau 2.3). Ces valeurs sont les paramètres d'entrée des programmes Fortran, MORROW.f (équation 1.10) et TOPPER.f (équation 1.11), qui ont été écrits pour cette fin et sont présentés en annexe E.

TABLEAU 5.2 Prévisions de vie en initiation (en cycles) calculées à l'aide des modèles de Morrow et Smith-Watson-Topper, pour un chargement maximal constant de 275,79 MPa et R=-0,34

N_i (cycles) pour S_{max}=275,79 MPa et R=-0,34		
Morrow		
Procédé	e/D = 2,4	e/D = 1,0 (ligament court)
BASE, au milieu de la plaque	2741	700
ÉCR, au milieu de la plaque	2175	751
INT, au chanfrein	38973	6916
ÉCR+INT, au chanfrein	167484	10732
Smith-Watson-Topper		
Procédé	e/D = 2,4	e/D = 1,0 (ligament court)
BASE, au milieu de la plaque	1361	434
ÉCR, au milieu de la plaque	1077	439
INT, au chanfrein	26276	3375
ÉCR+INT, au chanfrein	160427264	6250

L'analyse du tableau 5.1 montre que pour chacune des marges de bord, les trous BASE et ÉCR ont un comportement cyclique similaire ($\Delta\sigma$, $\Delta\varepsilon$ et σ_{max}), ce qui devrait mener à des prévisions de vie en initiation comparables pour les méthodes utilisées. En effet, le tableau 5.2 montre que la vie prévue pour le procédé ÉCR est légèrement inférieure à celle du procédé BASE. De plus, le procédé ÉCR+INT ayant de faibles valeurs de σ_{moy}, σ_{max} et $\Delta\varepsilon$ par rapport aux autres procédés, la vie en initiation calculée à l'aide des méthodes de Morrow et Smith-Watson-Topper sera la plus longue.

Avec le modèle de Morrow, une augmentation considérable de la vie pour les procédés INT et ÉCR+INT par rapport au procédé ÉCR peut être expliquée par une diminution importante de $\Delta\sigma$ et σ_{moy}, et ce pour les deux marges de bord. Avec le modèle de Smith-Watson-Topper, pour les deux marges de bord, une diminution de σ_{max} et $\Delta\varepsilon$ explique l'augmentation des vies obtenues à l'aide des procédés INT et ÉCR+INT par rapport au procédé ÉCR. Ceci est d'autant plus marqué pour la marge de bord e/D=2,4 où σ_{max} passe de 504 MPa pour le procédé ÉCR à 6,3 MPa pour le procédé ÉCR+INT. La vie en initiation est alors augmentée d'un facteur d'environ 150000.

Pour un procédé donné, toutes les vies calculées pour la marge de bord e/D=1,0 sont plus courtes que celles associées à la marge de bord e/D=2,4, étant donné que les paramètres $\Delta\sigma$, $\Delta\varepsilon$, σ_{max} et σ_{moy} sont plus petits dans ce dernier cas. Les travaux expérimentaux de Larouche (1995) ont confirmé les tendances indiquées au tableau 5.2 concernant l'influence des procédés sur la vie en fatigue de l'alliage Al7475-T7351 soumis à un chargement à amplitude constante.

5.2.2 Vies en initiation sous le spectre de chargement IARPO3

Le spectre de chargement IARPO3 comprend 7836 cycles. Chaque cycle est représenté par un SOMMET et une VALLÉE, en pourcentage d'une contrainte maximale appliquée; ici, ce pourcentage varie entre -30 et 89%. Afin de prendre en compte l'influence des différents cycles du spectre sur la vie en initiation, certaines

approximations ont dû être considérées. En effet, il était irréaliste d'effectuer les calculs par éléments finis des champs de contraintes et déformations induits à chacun des sommets et vallées du spectre. Afin de réduire les calculs, le nombre de 7836 cycles du spectre original fut d'abord diminué à 7648 cycles en enlevant les cycles où la charge maximale est négative et ceux qui correspondent à un temps de maintien, i.e dont la valeur au sommet est égale à celle de la vallée. De plus, l'histogramme montré à la figure 5.5 a permis de regrouper les cycles pour lesquels la différence entre la valeur sommet et la valeur vallée était presqu'identique.

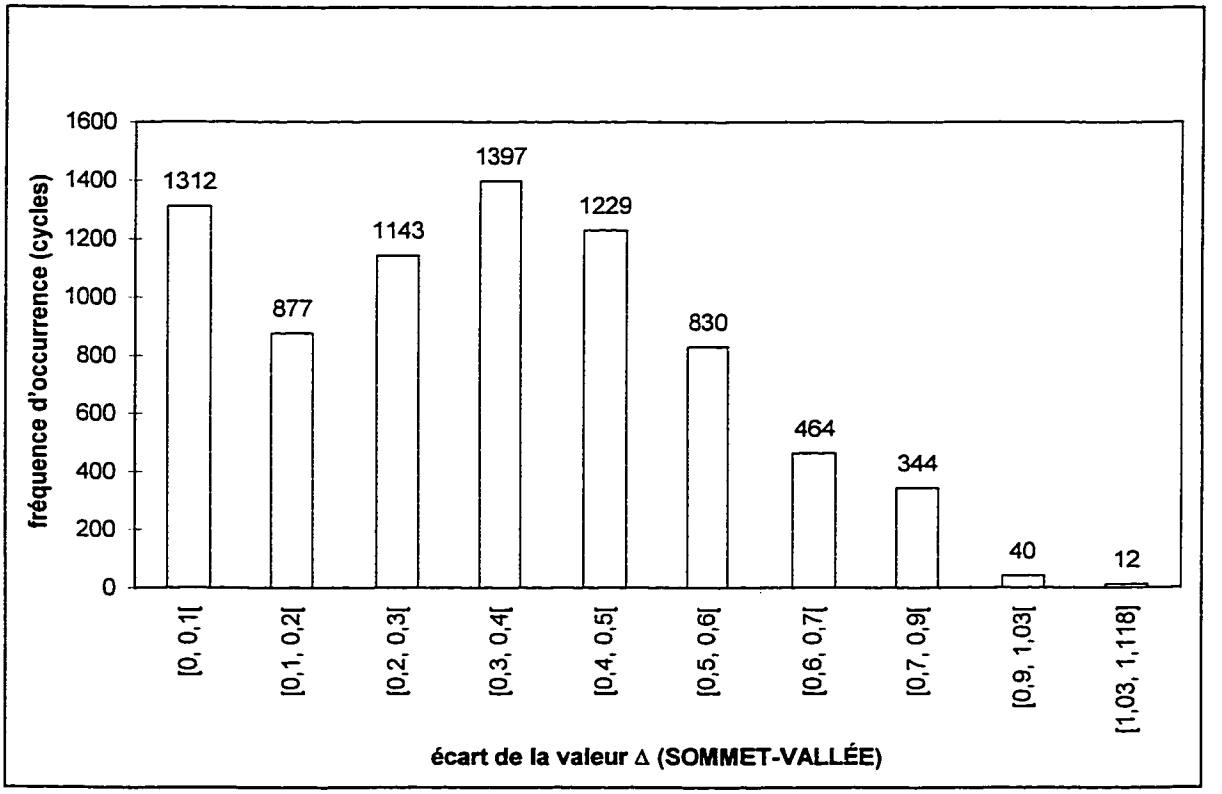


FIGURE 5.5 Histogramme des cycles du spectre IARPO3

Dix catégories de cycles ont été identifiées ; pour chaque catégorie, la différence entre le sommet et la vallée varie à l'intérieur de l'écart Δ indiqué en abscisse et le nombre de cycles du spectre IARPO3 se retrouvant dans chaque catégorie est indiqué en ordonnée. Ainsi, le spectre contient 1312 cycles dont la différence SOMMET-VALLÉE est comprise entre 0,0 et 0,1 exclusivement.

Pour chaque catégorie de cycles montrée à la figure 5.5, un histogramme de la valeur moyenne du chargement, (SOMMET+VALLÉE)/2, fut tracé afin de déterminer les cycles les plus critiques à l'intérieur de chaque catégorie. Ces histogrammes sont présentés en annexe D. Comme le montre la figure D.1, pour 601 des 1312 cycles ayant une différence entre la valeur SOMMET et la valeur VALLÉE comprise entre 0,0 et 0,1 exclusivement, i.e. Δ[0, 0,1[, la valeur moyenne des cycles du chargement se situe entre 0,1 et 0,2. Les 7648 cycles retenus furent ainsi réduits à 38 cycles typiques; chacun de ces derniers cycles est caractérisé par une amplitude (Δ) et une valeur moyenne de chargement. L'amplitude est celle associée à la borne supérieure des intervalles choisis à la figure 5.5, et la valeur moyenne correspond à la médiane des intervalles choisis pour les histogrammes en annexe D. Le tableau D.1 montre les caractéristiques des cycles analysés avec les éléments finis.

Deux niveaux de contraintes maximales sont appliqués, soit 220,63 et 275,79 MPa. Le calcul par éléments finis des champs de contraintes et déformations au bord du trou est effectué pour les valeurs SOMMET et VALLÉE de chacun des cycles typiques, ceux-ci étant appliqués indépendamment les uns des autres et une seule fois, c'est-à-dire

comme un chargement en traction isolé suivi d'un déchargement. L'écart des contraintes cycliques, $\Delta\sigma$, la contrainte cyclique moyenne, σ_{moy}, et l'écart des déformations locales, $\Delta\varepsilon$, au bord du trou sont ainsi obtenus pour chaque cycle typique. Le calcul de la valeur de N_i associée à chacun de ces cycles est effectué de la même manière que pour le chargement à amplitude constante.

Le dommage associé à chacun des 7648 cycles du tableau D.1 est évalué d'après l'équation 1.12 et la période d'initiation est terminée lorsque le cumul du dommage D est égal à1,0 (équation 1.12). À la fin de cette période, il est supposé que la fissure ait atteint une longueur de 0,254 mm. Les vies en initiation calculées avec les 7648 cycles retenus du spectre IARPO3 sont montrées au tableau 5.3.

Avec la méthode de Morrow et pour les trous BASE et ÉCR, ces résultats montrent sensiblement les mêmes tendances que celles observées au tableau 5.2 et ce, pour les deux marges de bord. Cependant, pour une marge de bord donnée, la différence des vies en initiation associées à ces deux procédés devient relativement faible à un niveau de contrainte élevé. Ceci est expliqué par le plafonnement de la contrainte à cause de l'écoulement plastique dans la région critique. Le comportement relatif des procédés INT et ÉCR+INT est similaire à celui à amplitude constante pour la marge de bord e/D=2,4 et pour les deux niveaux de chargement. La superposition des procédés ÉCR et INT apporte une amélioration notoire par rapport au procédé INT. Cependant, dans les deux cas, les vies prévues tendent vers l'infini du point de vue pratique dans le domaine de l'aéronautique (> 6000 heures de vol en design). Pour la marge de bord e/D=1,0, les

vies prévues à l'aide de la méthode de Morrow pour les procédés INT et ÉCR+INT sont du même ordre de grandeur, ce qui est également le cas pour le chargement à amplitude constante.

Avec la méthode de Smith-Watson-Topper, les résultats montrent les mêmes tendances que ceux obtenus à l'aide de la méthode de Morrow, sauf pour les trous BASE et ÉCR avec e/D=2,4. Dans ce cas, la différence appréciable des vies en initiation entre les procédés BASE et ÉCR peut être expliquée par la grande sensibilité de la méthode au paramètre σ_{max}. Pour les procédés INT et ÉCR+INT avec e/D=2,4, la méthode de Smith-Watson-Topper, tout comme celle de Morrow, prévoit des vies qui tendent vers l'infini (> 6000 heures de vol en design). En général la méthode de Smith-Watson-Topper prévoit des vies plus courtes que celles obtenues avec la méthode de Morrow.

Pour la marge de bord égale à 2,4, les durées de vie en initiation calculées à l'aide de la méthode de Morrow sont 2 à 3 fois plus élevées que celles obtenues à l'aide de la méthode de Smith-Watson-Topper pour l'ensemble des procédés, à l'exception du procédé ÉCR. Ceci peut être partiellement attribué au fait que, d'une part, la méthode de Smith-Watson-Topper devient encore plus conservatrice car elle est basée principalement sur σ_{max} et d'autre part la valeur associée à la borne supérieure des intervalles de la figure 5.5 a été utilisée dans les calculs.

Les valeurs des contraintes et déformations, données par la méthode des éléments finis, au raccordement du trou et du chanfrein comportent des erreurs de précision dues à la distorsion des éléments. En particulier, si σ_{max} est faible, une erreur dans son

évaluation peut entraîner une grande erreur dans le calcul de la vie avec le cumul du dommage. Le raffinement du maillage des plaques trouées contribuerait à améliorer la précision des résultats.

TABLEAU 5.3 Prévisions de vie en initiation pour le spectre IARPO3 (correspondant à une longueur de fissure de 0,254 mm) obtenues à partir des résultats des éléments finis et des modèles de Morrow et Smith-Watson-Topper (en heures de vol)

Vies en initiation (en heures de vol)				
Morrow				
	e/D = 2,4		e/D = 1,0 (ligament court)	
Chargement maximum / Procédé	220,63 MPa	275,79 MPa	220,63 MPa	275,79 MPa
BASE, au milieu de la plaque	6980	3045	4607	1489
ÉCR, au milieu de la plaque	8540	3408	4060	1467
INT, au chanfrein	157188	38895	55491	8392
ÉCR+INT, au chanfrein	432465	120741	31908	9774
Smith-Watson-Topper				
	e/D = 2,4		e/D = 1,0 (ligament court)	
Chargement maximum / Procédé	220,63 MPa	275,79 MPa	220,63 MPa	275,79 MPa
BASE, au milieu de la plaque	1921	953	1421	544
ÉCR, au milieu de la plaque	13037	2207	1481	450
INT, au chanfrein	87264	20747	17981	2809
ÉCR+INT, au chanfrein	$>10^{32}$	1885752	6310	2430

La validité des deux méthodes de prévision de vie en initiation sera discutée à la section suivante où ces prévisions seront comparées aux valeurs semi-expérimentales (extrapolées).

5.3 Comparaison entre les prévisions de vies en initiation et les valeurs semi-expérimentales (valeurs extrapolées)

Les tableaux 5.4 et 5.5 montrent, pour les deux marges de bord et les différents procédés, la comparaison entre les valeurs des vies en initiation calculées à l'aide des méthodes précédemment exposées et les vies extrapolées à partir des résultats expérimentaux. Les valeurs en caractère gras sont celles qui se rapprochent le plus de la vie expérimentale, du côté conservateur.

TABLEAU 5.4 Comparaison entre les vies en initiation calculées (en heures de vol) et les vies en initiation expérimentales (valeurs extrapolées), pour la marge de bord e/D=2,4

Condition	Charge-ment (MPa)	Vie expéri-mentale (heures de vol)	Approche Morrow (heures de vol)	Approche Smith-Watson-Topper (heures de vol)
BASE	220,63	19944	**6980**[a] (0,35)[b]	1921 (0,10)
	275,79	5010	**3045** (0,61)	953 (0,19)
ÉCR	220,63	> 187200	8540 (0,05)	**13037** (0,07)
	275,79	14143	**3408** (0,24)	2207 (0,16)
INT	220,63	> 187200	**157188** (0,84)	87264 (0,47)
	275,79	48074	**38895** (0,81)	20747 (0,43)
ÉCR+INT	220,63	> 187200	**432465** (2,31)	$>10^{32}$ ($>10^{26}$)
	275,79	41969	**120741** (2,87)	1885752 (44,93)

Notes :

a) le chiffre en gras indique la vie calculée la plus rapprochée de la vie expérimentale, du côté sécuritaire

b) le chiffre entre les parenthèses indique le rapport entre la vie calculée et la vie expérimentale

TABLEAU 5.5 Comparaison entre les vies en initiation calculées (en heures de vol) et les vies en initiation expérimentales (valeurs extrapolées), pour la marge de bord e/D=1,0 sur le côté du ligament court

Condition	Charge-ment (MPa)	vie expéri-mentale (heures de vol)	Approche Morrow (heures de vol)	Approche Smith-Watson-Topper (heures de vol)
BASE	220,63	6650	**4607**[a] (0,69)[b]	1421 (0,21)
	275,79	1226	1489 (1,22)	**544** (0,44)
ÉCR	220,63	13522	**4060** (0,30)	1481 (0,11)
	275,79	1188	1467 (1,23)	**450** (0,38)
INT	220,63	16778	55491 (3,30)	**17981** (1,07)
	275,79	8455	**8392** (0,99)	2809 (0,33)
ÉCR+INT	220,63	55799	**31908** (0,57)	6310 (0,11)
	275,79	non concluant (voir chapitre 4)	9774	2430

Notes :

a) le chiffre en gras indique la vie calculée la plus rapprochée de la vie expérimentale, du côté sécuritaire

b) le chiffre entre les parenthèses indique le rapport entre la vie calculée et la vie expérimentale

Pour la marge de bord e/D=2,4, les résultats montrent que les méthodes de calcul mènent généralement à des prévisions conservatrices. Cependant, dans le cas du procédé ÉCR+INT, les modèles de Morrow et Smith-Watson-Topper surestiment la vie. Toutefois, les vies estimées correspondent à des vies infinies, ce qui est également le cas des résultats expérimentaux (vie en fatigue > 6000 heures de vol). Pour les procédés ÉCR, INT et ÉCR+INT à 220,63 MPa, la méthode de Morrow donne des vies en initiation finies, contrairement aux observations expérimentales où aucune fissure n'a pu être observée en six jours de test. Cependant, dans les deux cas, les vies sont très longues et peuvent être considérées comme étant infinies. La méthode de Morrow donne des vies en initiation plus réalistes pour la marge de bord e/D=2,4.

Pour la marge de bord e/D=1,0 et le procédé ÉCR+INT avec un chargement de 275,79 MPa, la vie expérimentale extrapolée n'est pas très fiable car l'initiation n'a pu être observée que sur une seule éprouvette où la fiabilité était discutable (voir chapitre 4). Pour le procédé INT avec un chargement de 220,63 MPa, la méthode de Morrow surestime grandement la vie expérimentale par un facteur de 3. Ceci est dû au fait que σ_{moy} et $\Delta\sigma$ pour chaque cycle est faible, ce qui augmente considérablement la vie prévue. Cependant, la méthode de Morrow semble avoir un potentiel plus grand car elle tient compte des caractéristiques d'un cycle avec σ_{moy}, $\Delta\sigma$ et $\Delta\varepsilon$. Tandis que la méthode de Smith-Watson-Topper est trop pénalisante. La méthode de Morrow est alors recommandée pour le calcul des vies en initiation pour la marge de bord e/D=1,0. Plus

d'essais en fatigue nous permettraient de mieux évaluer le potentiel de la méthode de Morrow.

5.4 Calcul des vies en propagation

Dans cette section, les vies en propagation sont calculées à l'aide du programme Fortran PROPAGATION.f (développé dans le présent travail et présenté à l'annexe E) et les résultats sont analysés et discutés. Le facteur d'intensité de contraintes est obtenu à l'aide des fonctions de poids de Glinka pour les fissures semi-elliptiques et à l'aide de la série polynômiale développée par Petroski et Achenbach (1991) pour les fissures droites. De plus, la formulation de Paris modifiée par le paramètre de retardement de Wheeler pour l'alliage d'aluminium 7475-T7351 est considérée pour les calculs. Le rapport de forme de la fissure a/c est supposé constant et conformément aux résultats expérimentaux rapportés à l'annexe C. La redistribution des contraintes initiales d'assemblage due à l'avancée de la fissure est prise en compte dans le calcul de la vitesse de propagation.

5.4.1 Calcul du facteur d'intensité de contraintes K_I avec les fonctions de poids de Glinka

Pour être en mesure d'appliquer la méthode des fonctions de poids de Glinka (discutée au chapitre 1) au calcul du facteur d'intensité de contraintes des fissures semi-

elliptiques, la distribution de contraintes $\sigma_{sv}(x)$ (résultant de l'application du procédé et du chargement) sur le site virtuel de la fissure doit être déterminée. Cette distribution étant généralement non linéaire, il faut diviser l'intervalle d'intégration de l'équation 1.13 en 'n' sous-intervalles, de manière à ce que la contrainte soit approximée par une droite entre deux points x_{i-1} et x_i de chaque sous-intervalle "i".

Afin de calculer le facteur d'intensité de contraintes, Glinka et Maftakhar (1992) ont proposé d'évaluer l'aire A_i sous la courbe de la fonction de contrainte $\sigma_{sv}(x)$, ainsi que la position de son centroïde X_i à partir du début de la fissure. Les valeurs de A_i et X_i sont respectivement obtenues par les relations suivantes :

$$A_i = 0{,}5\,[\sigma_{sv}(x_i) + \sigma_{sv}(x_{i-1})]\,(x_i - x_{i-1}) \tag{5.1}$$

$$X_i = x_i - (1/3)\,(x_i - x_{i-1})\,[2\,\sigma_{sv}(x_{i-1}) + \sigma_{sv}(x_i)]\,[\sigma_{sv}(x_i) + \sigma_{sv}(x_{i-1})]^{-1} \tag{5.2}$$

L'équation 1.13 prend alors une forme modifiée et finalement, le facteur d'intensité de contraintes est calculé à l'aide de la relation suivante :

$$K_I = \sum_{i=1}^{n} A_i \times m(X_i, a) \tag{5.3}$$

La méthode de Glinka et Maftakhar est valide seulement pour le domaine élastique. De plus, la fonction de poids de Glinka inclut le terme $(a-x)^{-1/2}$ et elle tend vers

l'infini lorsque $x \rightarrow a$. Afin d'éviter ce problème, le domaine d'application de l'équation 5.3 est limité à l'intervalle $0 \leq x \leq 0{,}95a$. Glinka et Maftakhar ont proposé également d'utiliser une expression analytique du facteur d'intensité de contraintes pour l'intervalle $0{,}95a < x \leq a$, soit :

$$K_I^* = a\,(2\pi\,a)^{-1/2}\,[\sigma_{sv}(a)\,(0{,}89 + 0{,}1M_1 + 0{,}015M_2 + 0{,}0025M_3) - A_n\,(0{,}015 + 0{,}0025M_1 + 0{,}00045M_2 + 0{,}000083M_3)] \qquad (5.4)$$

où $A_n = 20\,[\sigma_{sv}(a) - \sigma_{sv}(0{,}95a)]$

Les coefficients M_1, M_2 et M_3 sont donnés aux annexes A.1 et A.2. La valeur finale du facteur d'intensité de contraintes est obtenue à l'aide de la relation suivante :

$$K_I = \sum_{i=1}^{n-1} A_i \times m(X_i, a) + K_I^* \qquad (5.5)$$

où n-1 correspond au nombre d'intervalles pour $0 \leq x \leq 0{,}95a$.

À l'aide du logiciel PROPAGATION.f, les facteurs d'intensité de contraintes en fond d'entaille, $K_{I,A}$ (au point A) et en surface $K_{I,B}$ (au point B), (figure 1.16) sont calculés pour chaque cycle de chargement compté par la méthode ''Rainflow Counting''.

Le facteur d'intensité de contraintes K_I est calculé pour chaque sommet et vallée, en utilisant la valeur de σ_{sv} qui résulte de la sommation des contraintes résiduelles d'assemblage et des contraintes élastiques induites par un chargement externe. La distribution de σ_{sv} est celle qui existe le long de l'axe x, au milieu de la plaque pour les trous BASE et ÉCR, et au niveau du raccordement du chanfrein et de la paroi du trou pour les procédés INT et ÉCR+INT. Il a été vu au chapitre 3 que dans la région éloignéee du bord du trou (x/R > 2 mm), la distribution de σ_{sv} peut être obtenue par simple superposition (voir figure 3.14). Même si la superposition ne mène pas à des résultats exacts entre 0,254 et 2mm, la superposition est utilisée afin de simplifier les calculs. Étant donné que la vie en propagation occupe un faible pourcentage de la vie totale, cette approximation a peu d'influence sur les prévisions de la vie totale. Dans la littérature, c'est cette approche qui est la plus utilisée.

Ainsi, les valeurs de K_{max} et K_{min} étant obtenues pour chaque cycle compté, le rapport R ($=K_{min}/K_{max}$) est déterminé et la valeur de ΔK_{eff} est calculé à l'aide de l'équation 1.27. À l'étape suivante de calcul, le rayon de la zone plastique créée en bout de fissure par le cycle considéré, R_{pc}, est évalué à l'aide de l'équation 1.24; le rayon de la zone plastique créée par le niveau de chargement maximal appliqué sur l'échantillon avant le cycle considéré, R_{ol}, est également déterminé et la valeur du paramètre de Wheeler, C_p, est déterminée à l'aide de l'équation 1.29. Avec les valeurs obtenues, la vitesse de propagation est calculée à l'aide de l'équation 1.28 (lorsque $C_p=1$, i.e sans

effet de retardement) ou de l'équation 1.30 (C_p>1 et il y a retardement de la vitesse de fissuration). L'algorithme de calcul est présenté à l'annexe E.5.

Lorsque la dimension c de l'ellipse atteint 3,175 mm (demi-épaisseur de la plaque) pour une fissure semi-elliptique et 4,371 mm pour une fissure coin (distance du raccordement du trou et du chanfrein jusqu'à l'écrou), la fissure est considérée comme étant droite et le facteur d'intensité de contraintes est évalué à l'aide de la méthode présentée à la section 1.4.2. La taille maximale de la fissure est limitée par la valeur associée à la tenacité du matériau, K_{IC} (K_{IC}=52 MPa $m^{1/2}$ pour l'alliage Al7475-T7351). Un état plan de déformations est considéré pour le calcul de la zone plastique R_{pc}, vu l'épaisseur actuelle de la plaque.

5.4.2 Choix du paramètre de forme a/c

Aafin de considérer un rapport de forme a/c constant pouvant donner des vies conservatrices, des calculs préliminaires furent effectués avec le programme FORTRAN PROPAGATION.f, pour la marge de bord de 1,0. Les observations expérimentales ont indiqué que le rapport de forme a/c de la fissure semi-elliptique varie entre 0,14 et 0,27, selon le procédé et le niveau de chargement. Par exemple, sur le côté du ligament court du trou de base, a/c=0,24 pour un niveau de chargement maximal de 220,63 MPa (vie de 93 heures de vol) et a/c=0,16 pour un niveau de chargement maximal de 275,79 MPa (vie de 24 heures de vol).

Pour le trou BASE et S_{max}=275,79 MPa, les calculs ont mené à une durée de vie en propagation du ligament court égale à 65,7 heures de vol lorsque et a/c=0,16, tandis que pour a/c=0,24, la vie est 1,7 fois plus élevée. En se basant sur ces observations, a/c a été considéré comme étant constant et égal à 0,16 pour tous les calculs avec la marge de bord de 1,0. Avec des considérations similaires, a/c a été posé égal à 0,17 pour la marge de bord e/D=2,4.

5.4.3 Redistribution des contraintes résiduelles associée à l'extension de la fissure

L'influence de l'écrouissage sur la vitesse de propagation est très marquée par la présence de la zone de réécoulement. En effet, avec le chargement considéré, la superposition de la contrainte résiduelle à celle induite par le chargement élastique donne un facteur d'intensité de contraintes négatif lorsque le bout de la fissure se situe dans la zone de réécoulement. Selon cette approche, la fissure ne devrait pas progresser, ce qui ne correspond pas à la réalité. Afin d'évaluer plus précisément le champ de contraintes, une variante a été apportée au logiciel PROPAGATION.f et la redistribution des contraintes résiduelles a été prise en compte au fur et à mesure que la fissure se propage. Un nouveau logiciel, FISSURE.f (voir annexe E.7), a alors été développé pour effectuer les calculs de la vie en propagation basée sur la redistribution des contraintes résiduelles avec les éléments finis. Pour chaque procédé d'assemblage, la redistribution des contraintes résiduelles a été obtenue pour différentes longueurs de

fissure, à l'endroit où la distribution de σ_{sv} a été considérée ; les calculs ont été effectués par éléments finis en relâchant les noeuds à cet endroit (sur le site virtuel de la fissure).

Lorsque le bout de la fissure se situe entre deux noeuds, la distribution des contraintes résiduelles considérée est celle qui débute au noeud relâché qui est localisé le plus près du bout de la fissure; cela signifie que les lèvres de la fissure ne sont pas complètement libres de chargement dans cette région. Sur le site virtuel des lèvres de la fissure, seules les contraintes élastiques dues au chargement sont prises en compte. Cette technique de calcul est approximative car elle ne permet pas de tenir compte de la redistribution des contraintes initiales d'assemblage en 3 dimensions. Les outils de calcul ne sont pas disponibles.

5.4.4 Prévisions de vies en propagation

Les tableaux 5.6 et 5.7 montrent les prévisions des vies en propagation et les valeurs expérimentales, pour les différents procédés et les deux marges de bord étudiés. Quatre situations différentes ont été considérées i.e que le champ des contraintes initiales d'assemblage ou le champ des contraintes redistribuées à cause de l'extension de la fissure sont utilisées, avec et sans le paramètre de retardement de Wheeler. Les valeurs en gras représentent les prévisions qui se rapprochent le plus de la valeur expérimentale. Pour le trou BASE, les contraintes résiduelles sont nulles.

TABLEAU 5.6 Comparaison entre les prévisions de vies en propagation de fissure et les valeurs expérimentales (extrapolées), avec le spectre IARPO3 pour la marge de bord e/D=2,4 (en heures de vol)

Vie en propagation (heures de vol)						
Procédé	Charge-ment (MPa)	Vie observée	$\sigma_{rés}$ init. et charge-ment, avec retardement	$\sigma_{rés}$ init. et charge-ment, sans retardement	$\sigma_{rés}$ redistri-buées et charge-ment, avec retardement	$\sigma_{rés}$ redistri-buées et charge-ment, sans retardement
BASE[a]	220,63	2242	**249**[b] (0,11)[c]	113 (0,05)		
	275,79	290	**117** (0,40)	50 (0,18)		
ÉCR	220,63	la fissure ne se propage pas	$>10^{32}$	$>10^{32}$	49460	17875
	275,79	981	21617 (22,02)	7657 (7,80)	3381 (3,44)	**1231** (1,25)
INT	220,63	la fissure ne se propage pas	457	197	492	213
	275,79	1982	**209** (0,11)	83 (0,04)	185 (0,09)	75 (0,04)
ÉCR+INT	220,63	la fissure ne se propage pas	$>10^{32}$	$>10^{32}$	19858	6819
	275,79	1172	24919 (21,23)	8704 (7,43)	2362 (2,02)	**880** (0,75)

Notes :

a) pour le trou centré, les contraintes initiales d'assemblage sont nulles

b) le chiffre en gras indique la vie calculée la plus rapprochée de la vie expérimentale, du côté sécuritaire

c) le chiffre entre les parenthèses indique le rapport entre la vie calculée et la vie expérimentale

TABLEAU 5.7 Comparaison entre les prévisions de vies en propagation de fissure et les valeurs expérimentales (extrapolées), avec le spectre IARPO3 pour la marge de bord e/D=1,0 sur le ligament court (en heures de vol)

Vie en propagation (heures de vol)						
Procédé	Charge-ment (MPa)	Vie observée	$\sigma_{rés}$ init. et charge-ment, avec retardement	$\sigma_{rés}$ init. et charge-ment, sans retardement	$\sigma_{rés}$ redistri-buées et charge-ment, avec retardement	$\sigma_{rés}$ redistri-buées et charge-ment, sans retardement
BASE[a]	220,63	93	149 (1,60)	**63**[b] (0,68)[c]		
	275,79	24	65 (2,74)	**32** (1,33)		
ÉCR	220,63	398	16181 (40,65)	5587 (14,03)	642 (1,61)	**245** (0,62)
	275,79	46	1756 (38,19)	630 (13,71)	226 (4,92)	**82** (1,78)
INT	220,63	1015	**236** (0,23)	99 (0,10)	205 (0,20)	85 (0,08)
	275,79	2921	**108** (0,04)	48 (0,02)	90 (0,03)	43 (0,01)
ÉCR+INT	220,63	3951	**399** (0,10)	171 (0,04)	266 (0,07)	114 (0,03)
	275,79	non concluant (voir chapitre 4)	180	68	88	51

Notes :

a) pour le trou centré, les contraintes initiales d'assemblage sont nulles

b) le chiffre en gras indique la vie calculée la plus rapprochée de la vie expérimentale, du côté sécuritaire

c) le chiffre entre les parenthèses indique le rapport entre la vie calculée et la vie expérimentale

Des tableaux 5.6 et 5.7, il ressort qu'en général, pour tous les procédés et marges de bord (sauf dans le cas où la vie prévue est infinie $>10^{32}$), la prise en compte du paramètre de Wheeler a pour effet d'augmenter la vie prévue par un facteur qui varie entre 2 et 3. L'application de ce paramètre mène, dans plusieurs cas, à des vies en propagation non conservatrices (e.g. à S_{max}=275,79 MPa, pour les procédés ÉCR et ÉCR+INT avec e/D=2,4 et pour le procédé ÉCR avec e/D=1,0). Pour les autres situations, l'application du paramètre de Wheeler n'influence pas la vie totale prévue de façon notable car la période de propagation est relativement courte. En se basant sur ces observations, il serait préférable de ne pas prendre en compte la retardement associée au paramètre de Wheeler, et ce, pour aucun des procédés.

Pour la marge de bord e/D=2,4, la prise en compte de la redistribution des contraintes initiales d'assemblage, lorsque la fissure se propage, a pour effet de diminuer la vie prévue par un facteur qui varie entre 6 et 10 pour les procédés ÉCR et ÉCR+INT. Ceci n'est pas étonnant, car dans ces situations, les contraintes résiduelles induites par l'écrouissage sont très fortes en compression sur le bord du trou et le fait de les relaxer apporte une différence significative. Dans ces cas, il serait donc plus approprié de considérer la redistribution des contraintes initiales d'assemblage. Cependant, ceci demande un effort considérable de calcul. Pour le procédé INT, la distribution de σ_{sv} est peu affectée par la présence de la fissure et les vies prévues avec et sans redistribution des contraintes initiales d'assemblage sont presque identiques. Dans ce dernier cas, il

n'est pas utile de tenir compte de la redistribution des contraintes initiales d'assemblage associée à l'avancée de la fissure.

Pour la marge de bord e/D=1,0, l'influence de la redistribution des contraintes initiales d'assemblage est la même que celle observée pour le trou centré, sauf pour le procédé ÉCR+INT. Comme il a été mentionné précédemment, dans ce dernier cas, les champs de contraintes et de déformations résiduelles sont difficiles à calculer avec précision.

En résumé, pour toutes les valeurs des paramètres étudiés, la retardement de l'avancée de fissure associée au paramètre de Wheeler n'a pas été prise en compte. De plus, pour les procédés ÉCR et ÉCR+INT, la redistribution des contraintes initiales d'assemblage a été considérée dans le calcul des prévisions de vie, alors qu'elle a été négligée pour le procédé INT.

En général, la vie prévue en propagation occupe une fraction limitée de la vie totale; ceci reflète les mêmes tendances que les résultats expérimentaux. Une étude comparative entre les vies prévues et les vies expérimentales en propagation ne serait donc pas indiquée; une analyse basée sur les vies totales semble plus pertinente.

À la section suivante, les vies totales expérimentales seront comparées avec les vies totales prévues en adoptant l'approche discutée ci-dessus pour la vie en propagation combinée avec l'approche de Morrow pour la vie en initiation.

5.5 Comparaison entre les vies totales prévues et les résultats expérimentaux

Aux figures 5.6 et 5.7 les vies totales prévues sont comparées aux valeurs expérimentales correspondantes.

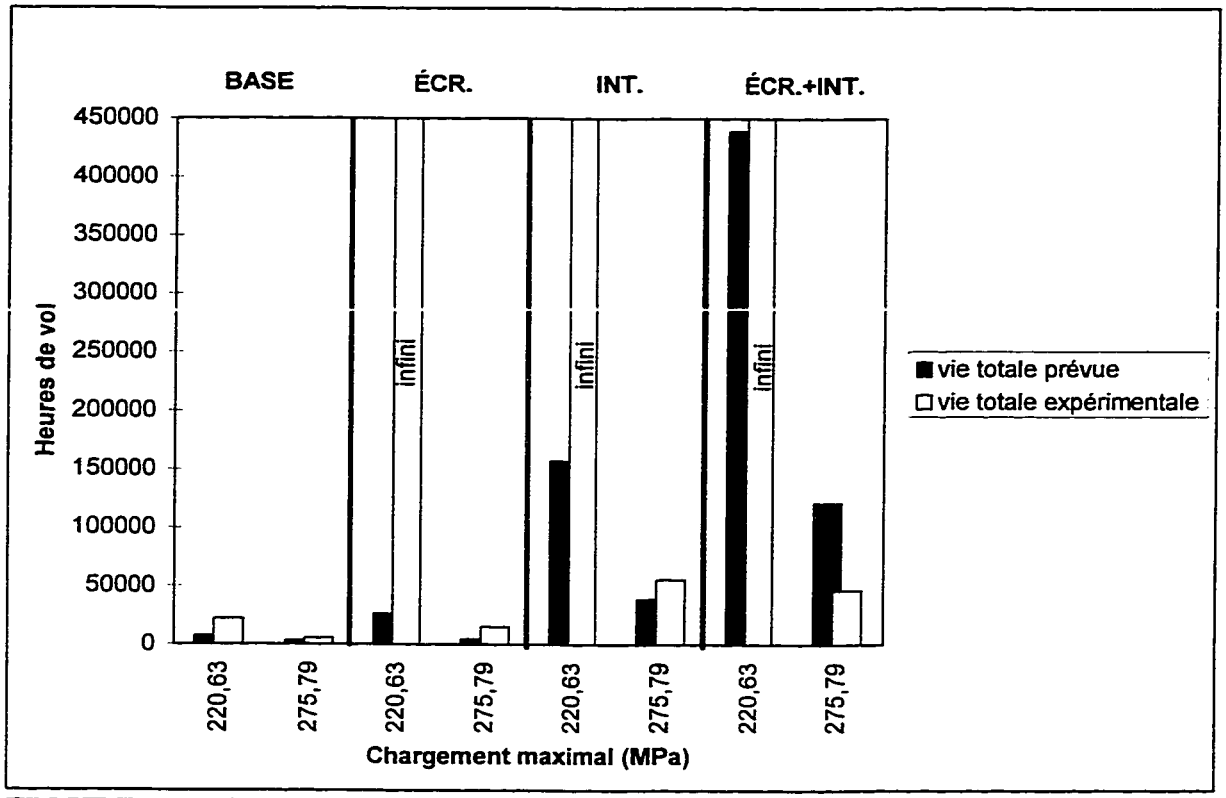


FIGURE 5.6 Vies totales prévues versus vies totales observées, pour la marge de bord e/D=2,4

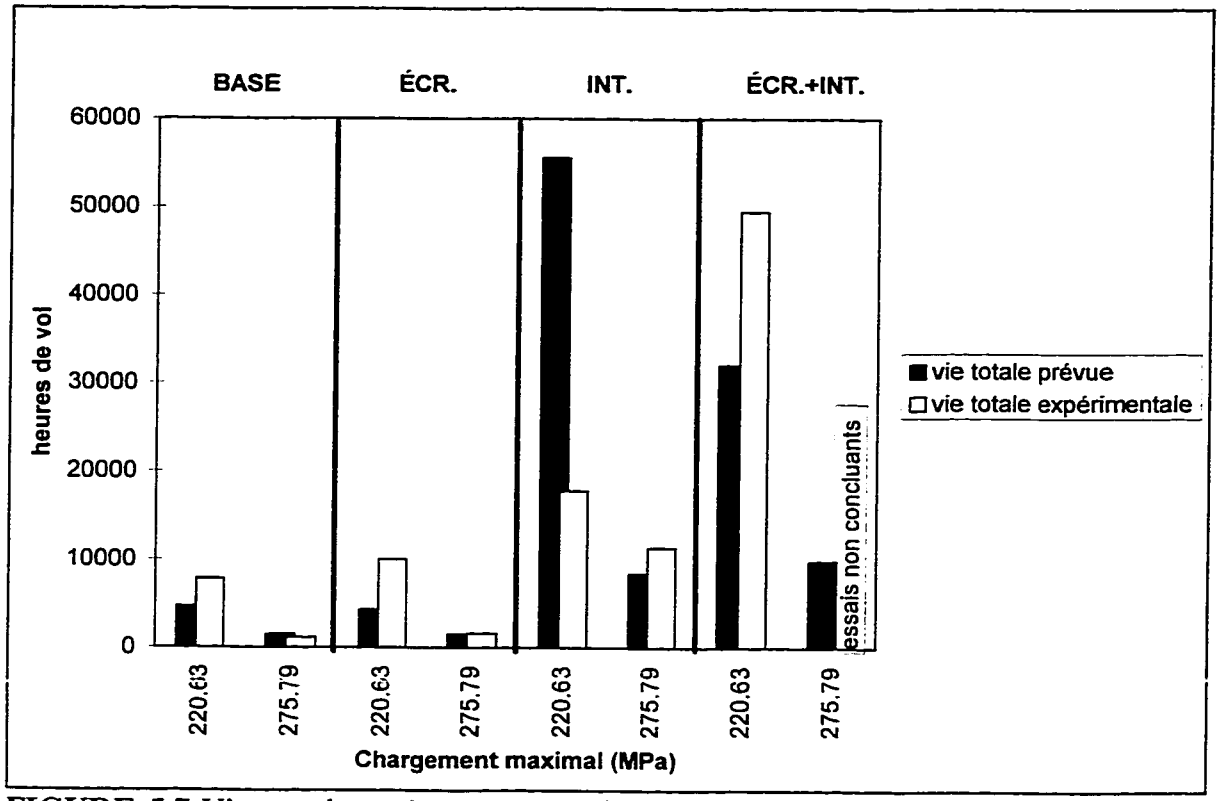


FIGURE 5.7 Vies totales prévues versus vies totales observées pour la marge de bord e/D=1,0 sur le ligament court

En général, les vies totales prévues sont conservatrices en comparaison des vies totales expérimentales ; le rapport entre ces deux valeurs varie entre 1,5 et 3. Ces figures montrent que les vies totales prévues les moins conservatrices sont pour le procédé ÉCR+INT et une marge de bord e/D=2,4, avec un chargement de 275,79 MPa et le procédé INT avec une marge de bord e/D=1,0 et un niveau de chargement maximal de 220,63 MPa. Dans ces deux cas, la vie en initiation est surestimée dû au fait que la contrainte moyenne cyclique est compressive.

5.6 Conclusion

L'évaluation des vies en initiation et en propagation de fissure a été effectuée en utilisant les champs de contraintes et déformations calculés à l'aide des éléments finis. Les modèles de Morrow et Smith-Watson-Topper ont été appliqués pour prédire la vie en initiation; la relation de Paris, modifiée pour tenir compte de la contrainte moyenne, a été utilisée avec le paramètre de retardement de Wheeler pour calculer la vie en propagation. La méthode de Morrow a été retenue pour prédire la vie en initiation. Pour le calcul des vies en propagation, la redistribution des contraintes initiales d'assemblage a été considérée pour les procédés ÉCR et ÉCR+INT et a été négligée pour le procédé INT; pour tous les cas, la retardement prédite par le paramètre de Wheeler n'a pas été pris en compte. Les vies totales estimées ont été comparées aux valeurs expérimentales. Les points saillants de cette étude sont :

En initiation

1- Pour tous les paramètres d'essai, les vies observées en initiation occupe la portion la plus importante de la vie en fatigue; ceci est en accord avec les vies calculées.

2- Pour toutes les conditions d'essais étudiées, le modèle de Smith-Watson-Topper donne des résultats plus conservateurs que celui de Morrow, sauf pour e/D=2,4 avec le procédé ÉCR+INT ; cette dernière approche a donc été retenue.

3-a) Pour la marge de bord e/D=2,4 les calculs de vie en initiation à l'aide du modèle de Morrow donnent les résultats suivants:

$$N_{iBASE} < N_{iÉCR} < N_{iINT} < N_{iÉCR+INT}$$

b) Pour la marge de bord e/D=1,0 à 220,63 MPa, les résultats des calculs de vie en initiation montrent que:

$$N_{iBASE} \sim N_{iÉCR} < N_{iÉCR+INT} < N_{i\,INT}$$

En propagation

1- Pour un rapport e/D=2,4 et en considérant la forme de la fissure appropriée, les calculs de vie en propagation prévoient que :

$$N_{pBASE} < N_{pINT} < N_{pÉCR+INT} < N_{pÉCR}$$

2- Pour la marge de bord e/D=1,0 la vie en propagation estimée varie selon le niveau de chargement maximal ; on a ainsi :

$$N_{pBASE} < N_{pINT} < N_{pÉCR+INT} < N_{pÉCR}$$

Vie totale

1- D'un point de vue pratique, le procédé INT est recommandé parce qu'il demande moins de manipulations et son degré d'amélioration sur la vie en fatigue est important.

2- La fiabilité des prédictions de vie en fatigue est limitée par le champ de contraintes initiales d'assemblage et la géométrie des fissures.

CONCLUSION

Cette étude avait pour objectif principal d'analyser l'influence des techniques d'assemblage ÉCR, INT et ÉCR+INT sur la vie en fatigue des joints rivetés soumis à des charges variables. Pour différentes géométries, l'effet des procédés sur la vie en fatigue a été analysé en considérant séparément les périodes d'initiation et de propagation ainsi que les vies totales.

Les essais en fatigue ont montré que pour un niveau de chargement maximal de 275,79 MPa du spectre IARPO3, la vie totale pour une marge de bord e/D=2,4 est la plus longue pour le procédé ÉCR+INT; le procédé INT arrive en second lieu suivi des procédés ÉCR et BASE. Dans tous les cas, la vie en propagation ne dépasse pas 10% de la vie totale. Pour un niveau de chargement maximal de 220,63 MPa, aucune fissure n'a pu être observée après 6 jours de test, et ce, pour tous les procédés d'amélioration de vie en fatigue pour e/D=2,4.

Pour la marge de bord e/D=1,0, à un niveau de chargement maximal de 220,63 MPa, la vie totale est la plus longue pour le procédé ÉCR+INT suivi respectivement des procédés INT, ÉCR et du trou BASE. Les essais poursuivis au niveau de 275,79 MPa ont montré que l'amélioration de la vie la plus importante était associée au procédé INT, suivi du procédé ÉCR; dû à la difficulté dans la réalisation des essais, l'influence du procédé ÉCR+INT n'a pu être évaluée.

Les champs de contraintes associés à l'application des procédés d'assemblage à un trou chanfreiné, ont été étudiés à l'aide d'une modélisation tridimensionnelle par éléments finis. Cette étude a montré que le chanfrein a pour effet d'induire des contraintes plus compressives sur les bords du trou, comparativement à un trou non chanfreiné. Pour les trous BASE avec e/D=1,0, le facteur de concentration de contraintes K_{tg} sur le bord du trou est plus élevé du côté du ligament long que du côté du ligament court. Par contre, la biaxialité des contraintes est plus prononcée du côté du ligament court. L'étude de la redistribution de ces contraintes après fissuration a permis de constater que pour le procédé ÉCR, le relâchement des contraintes d'assemblage peuvent expliquer les faibles vies en propagation mesurées expérimentalement.

Dans le calcul des prévisions de vies en initiation de fissure, les champs de contraintes et de déformations obtenus à l'aide des éléments finis sont plus fiables que ceux établis à l'aide des équations de Neuber et de Ramberg-Osgood; dans ce dernier cas, la biaxialité des contraintes imposé par le rivet n'est pas prise en compte. Le modèle de prévision de Morrow est recommandé car il tient compte des caractéristiques d'un cycle de fatigue (σ_{max}, $\Delta\sigma$ et $\Delta\varepsilon$), comparativement au modèle de Smith-Watson-Topper qui ne tient compte que des valeurs σ_{max} et $\Delta\varepsilon$. Le premier modèle mène à des prévisions de vie en initiation légèrement conservatrices alors que le second est beaucoup trop conservateur.

Les prédictions de vies en propagation montrent que la redistribution des contraintes résiduelles d'assemblage après fissuration est efficace pour les procédés ÉCR

et ÉCR+INT. Pour le procédé INT, les vies prévues sont très conservatrices par rapport aux vies expérimentales. Ces prédictions montrent que l'influence relative d'un procédé est sensiblement la même que celle observée expérimentalement.

RECOMMANDATIONS

Dans la présente étude, pour chaque condition d'essai, quatre échantillons furent testés et le suivi de fissure n'a pu être effectué sur tous ces échantillons. Il serait donc recommandé de tester au moins huit échantillons par condition d'assemblage et niveau de chargement maximal, afin d'obtenir une meilleure représentation du comportement en fatigue. De plus, il serait approprié de briser des échantillons à des fractions de vies données pour bien évaluer la période d'initiation de fissure.

Les maillages 3D par éléments finis devraient être raffinés au bord du trou, principalement au niveau du chanfrein où un seul élément triangulaire à 15 noeuds fut utilisé. La modélisation de ce chanfrein fut difficile à cause de problèmes de convergence lors de l'insertion du rivet. L'utilisation d'un pré-processeur tels PATRAN ou IDEAS serait approprié pour générer le maillage et permettrait plus facilement de raffiner les éléments au bord du trou.

Pour prédire les vies en initiation, il serait préférable d'utiliser des méthodes prenant en compte l'état tridimentionnel des contraintes.

Les prévisions de vies en propagation sont satisfaisantes. Cependant, la méthode de calcul du facteur d'intensité de contraintes K_I pourrait être améliorée. Dans les présents calculs, seule la distribution de contraintes à une épaisseur donnée fut considérée (au milieu de la plaque pour les trous BASE et ÉCR ou au raccordement du chanfrein et de la paroi du trou pour les trous INT et ÉCR+INT). Il serait intéressant

d'utiliser une méthode des fonctions de poids qui permettrait de tenir compte du champ dem contraintes sur l'ensemble du site virtuel des fissures semi-elliptiques et coin. Toutefois, cette méthode s'avère ardue pour un chargement à amplitude variable.

RÉFÉRENCES

ABAQUS/STANDARD (1994), *User's Manual*, vol.1, version 5.4, Hibbitt, Karlsson & Sorensen, inc.

ALIABADI, M.H., ROOKE, D.P » (1991), *Numerical Fracture Mechanics*, Computational Mechanics Publications, Kluwer Academic Publishers, Southampton, UK, 276 p.

ANDERSON, T.L. (1995), *Fracture Mechanics, Fundamentals and Applications*, second edition, CRC Press.

ASTM E1049-85 (1990), *Standard Practices for Cycle Counting in Fatigue Analysis*.

BERKOVITS, A. (1987), "Variation of The Cyclic Strain Hardening Exponent in Advance Aluminium Alloys", *Int. J. Fatigue*, 9(4), pp 229-232.

BERNARD, M. (1993), "Mécanique de la rupture", *notes du cours MEC6414*, École Polytechnique, Université de Montréal.

BERNARD, M., BUI-QUOC, T., JULIEN, D., FORGUES, S. (1993), *Feasibility Study ol Cold Expansion Process Modelling*, Canadian Dept. of Def., Research and Development Air, Cont.Rep. W8477-1-AC89101-SS, chap.3.

BROEK, D. (1989), *The Practical Use of Fracture Mechanics*, Kluwer Academic Publishers, Dordrecht, Hollande, pp. 138-139.

BUCK, O., THOMPSON, R., REHBEIN, D. (1988), "Using Acoustic Waves for the Characterization of Closed Fatigue Crack", *ASTM STP 982*, pp. 536-547.

BUI-QUOC, T. (1996), "Chapitre 7 Fatigue", *notes du cours MEC6413*, École Polytechnique, Université de Montréal.

BURLAT, M. (1994), "Effet et optimisation de l'écrouissage des trous des plaques d'assemblage sur le comportement en fatigue, École Polytechnique", *Mémoire de Maîtrise Ès Sciences Appliquées*, École Polytechnique, Université de Montréal, 205 p.

CARLSON, R.L., KARDMATEAS, G.A., BATES P.R. (1991), "The Effects of Overloads in Fatigue Crack Growth", *Int. J. Fatigue*, 13(6), pp 453-460.

CARON, J. (1997), "Étude d'une fissure elliptique en coin par la méthode des fonctions de poids", *P.F.E.*, École Polytechnique, Université de Montréal, 81 p.

CHAABAN, A. (1998), "Introduction générale à la plasticité", *notes du cours 2.636 (2e partie)*, École Polytechnique, Université de Montréal.

COLLINS, J.A (1993), *Failure of Materials in Mechanical Design*, John Wiley & Sons, pp. 298-303.

CREWS, H. (1974), "An Elastoplastic Analysis of a Uniaxially Loaded Sheet With An Interference Fit Bolt", Langley Research Center, Virginia, NASA Technical Report TN-D7748.

DOWLING, N.E. (1993), *Engineering Methods for Deformation, Fracture and Fatigue*, Mechanical Behavior of Materials, Prentice Hall, pp. 631-641.

FORGUES, S. (1993), "Effet des contraintes résiduelles induites par écrouissage sur le comportement en fatigue des trous d'assemblage", *Mémoire de Maîtrise Ès Sciences Appliquées*, École Polytechnique, Université de Montréal, 126 p.

FORNESS, S.D., MEYER, E.S., McFARLAND, J.L., O'NEIL, J.W. (1989), "Structural Methods Standardization Team Number 8 on Crack Initiation", *McDonnell Aircraft Company*, Final Report.

GLINKA, G. and MAFTAKHAR, A.A. (1992), "Calculation of Stress Intensity Factors by Efficient integration of Weight Functions", *Engineering Fracture Mechanics*, 43(5), pp. 749-756.

HAJJAR, Z. (1995), "Effet de la présence d'entailles sur la vie en fatigue de l'alliage de titane Ti-6Al-4V ", *Mémoire de Maîtrise Ès Sciences Appliquées*, École Polytechnique, Université de Montréal, 258 p.

IMPELLIZZERI, L.F (1970)., "Effects of Environment and Complex Load History on Fatigue Life", *ASTM STP 462*, Am.Soc.Testing and Materials, pp. 46-68.

KERSHAW, J., LIU, H.W. (1971), "Electron Fractography and Fatigue Crack Propagation in 7075-T6 Aluminium Sheet", *Int. J. Fract. Mech. 7*, pp. 269-276.

LAROUCHE, S. (1995), "Influence des techniques d'assemblage et de la géométrie sur la vie en fatigue des joints rivetés", *Mémoire de Maîtrise Ès Sciences Appliquées*, École Polytechnique, Université de Montréal, 201 p.

LEMAÎTRE, J., CHABOCHE, J.L. (1988), *Mécanique des matériaux solides*, Dunod, 2ème Ed. Paris, 544 p.

McDONNELL AIRCRAFT COMPANY (1995), *Fatigue and Fracture Mechanics, Spectrum Crack Initiation*, 22 CFR 125.4 (b) (2).

MANSON, S.S. (1965), "Fatigue : a Complex Subject, some Simple Approximations", *Exp. Mech.*, 5(7), pp. 193-226.

MURET, M., (1996) "Étude du champ de Contraintes résiduelles induit par l'écrouissage d'un trou de rivet et relaxation de ces contraintes lors de l'usinage d'un chanfrein", *P.F.E.*, École Polytechnique, Université de Montréal, 78 p.

PINTSCHOVIUS and al. (1988), *International Conference on Residual Stress ICRS2*, organisée par la société française de métallurgie, Nancy, France, pp. 846-851.

SHEN, G., PLUMTREE, A., GLINKA, G. (1990), "Weight Function for the Surface Point of Semi-Elliptical Surface Crack in a Finite Thickness Plate", *Int. J. Fract. Mech*, University of Waterloo.

SHERRATT, F., EATON, D. (1983), "Fatigue Life Estimation by Local Stress-Strain Methods", *Journal of the Society of Environmental Engineers*, pp. 28-36.

WANHILL, R.J.H. (1977), *Aluminium Alloys for Advanced Structural Applications in Transport Aircraft*, National Aerospace Lab. NLR, Pays-Bas, Rep. NLR-MP-77023-U, 32 p.

WARD CLOSE, C.M., BLOM, A.F. and RITCHIE, R.O. (1989), "Mechanisms Associated with Transient Fatigue Crack Growth Under Variable Amplitude Loading : An Experimental and Numerical Study", *Int.J.Fract.Mech.*, 32 (4) , pp. 613-638.

WELSCH, E., EIFLET, D., SCHOLTES, B., MACHERAUCH, E. (1986), "Influence of a Residual Surface Stress Field Near the Crack Tip on Crack Propagation", *Fracture Control of Engineering Structures*, vol.2, pp. 1303-1320.

WETZEL, R.M. (1968), "Smooth Specimen Simulation of Fatigue Behavior of Notches", *Journal of Materials*, JMLSA, 3(3), pp 646-657.

ANNEXES

ANNEXE A

Champs de contraintes obtenus à l'aide des éléments finis pour les deux marges de bord e/D=2,4 et 1,0

A.1 Fonction de poids de Glinka pour le point le plus profond d'une fissure semi-elliptique (point A, figure 1,16) dans une plaque de largeur infinie et d'épaisseur finie t

A.2 Fonction de poids de Glinka pour le point de surface d'une fissure semi-elliptique (point B, figure 1.16) dans une plaque de largeur infinie et d'épaisseur t :

A.3.1 Distributions des contraintes élastiques dans une plaque soumise à un chargement de 1 MPa et ayant un trou chanfreiné et riveté sans interférence, pour des marges de bord e/D de 2,4 et 1,0

A.3.2 Distributions des contraintes résiduelles d'assemblage pour une plaque ayant un trou riveté, pour une marge de bord e/D=2,4

A.3.3 Distributions des contraintes résiduelles d'assemblage pour une plaque ayant un trou riveté, pour une marge de bord e/D=1 sur le ligament court

A.4.1 Redistribution des contraintes initiales d'assemblage après fissuration, à mi-épaisseur d'une plaque ayant un trou écroui et riveté, pour une marge de bord e/D=2,4

A.4.2 Redistribution des contraintes initiales d'assemblage après fissuration, au niveau du chanfrein ayant un trou riveté avec interférence pour une marge de bord e/D=2,4

A.4.3 Redistribution des contraintes initiales d'assemblage après fissuration, au niveau du chanfrein ayant un trou écroui et riveté avec interférence, pour une marge de bord e/D=2,4

A.4.4 Redistribution des contraintes initiales d'assemblage après fissuration, sur le ligament court et à mi-épaisseur d'une plaque ayant un trou écroui et riveté, pour une marge de bord e/D=1,0

A.4.5 Redistribution des contraintes initiales d'assemblage après fissuration, au niveau du chanfrein ayant un trou riveté avec interférence pour une marge de bord e/D=1,0 sur le ligament court

A.4.6 Redistribution des contraintes initiales d'assemblage après fissuration, au niveau du chanfrein ayant un trou écroui et riveté avec interférence pour une marge de bord e/D=2,4

A.1 Fonction de poids de Glinka pour le point le plus profond d'une fissure semi-elliptique (point A, figure 1.16) dans une plaque de largeur infinie et d'épaisseur t

$$m_A(x,a) = 2\,[2\pi\,(a-x)]^{-1/2}\,[1 + M_{1A}\,(1-x/a)^{1/2} + M_{2A}\,(1-x/a) + M_{3A}\,(1-x/a)^{3/2}\,]$$

$$M_{1A} = \pi\,(2Q)^{-1/2}\,(4Y_o - 6Y_1) - 24/5$$

$$M_{2A} = 3$$

$$M_{3A} = 2\,[\pi\,(2Q)^{-1/2}\,Y_o - M_{1A} - 4]$$

$$Y_o = B_o + B_1(a/t)^2 + B_2(a/t)^4$$

$$B_o = 1{,}10190 - 0{,}019863\,(a/c) - 0{,}043588\,(a/c)^2$$

$$B_1 = 4{,}32490 - 14{,}9372\,(a/c) + 19{,}4389\,(a/c)^2 - 8{,}52318\,(a/c)^3$$

$$B_2 = -3{,}03329 + 9{,}96083\,(a/c) - 12{,}582\,(a/c)^2 + 5{,}3462\,(a/c)^3$$

$$Y_1 = A_o + A_1(a/t)^2 + A_2(a/t)^4$$

$$A_o = 0{,}456128 - 0{,}114206\,(a/c) - 0{,}046523\,(a/c)^2$$

$$A_1 = 3{,}022 - 10{,}8679\,(a/c) + 14{,}94\,(a/c)^2 - 6{,}8573\,(a/c)^3$$

$$A_2 = -2{,}28655 + 7{,}88771\,(a/c) - 11{,}0675\,(a/c)^2 + 5{,}16354\,(a/c)^3$$

$$Q = 1 + 1{,}464(a/c)^{1.65} \qquad \text{pour } 0 \leq a/c \leq 1$$

A.2 Fonction de poids de Glinka pour le point de surface d'une fissure semi-elliptique (point B, figure 1.16) dans une plaque de largeur infinie et d'épaisseur t :

$$m_B(x,a) = 2\,(\pi\,x)^{-1/2}\,[1 + M_{1B}\,(x/a)^{1/2} + M_{2B}\,(x/a) + M_{3B}\,(x/a)^{3/2}\,]$$

$M_{1B} = \pi\,(4Q)^{-1/2}\,(30F_1 - 18F_0) - 8$

$M_{2B} = \pi\,(4Q)^{-1/2}\,(60F_0 - 90F_1) + 15$

$M_{3B} = -\,(1 + M_{1B} + M_{2B})$

$F_0 = \alpha\,(a/c)^{\beta}$

$\alpha = 1{,}14326 + 0{,}0175996\,(a/t) + 0{,}1501001\,(a/t)^2$

$\beta = 0{,}458320 - 0{,}102985\,(a/t) - 0{,}398175\,(a/t)^2$

$F_1 = \gamma\,(a/c)^{\delta}$

$\gamma = 0{,}976770 - 0{,}131975\,(a/t) + 0{,}484875\,(a/t)^2$

$\delta = 0{,}448863 - 0{,}173295\,(a/t) - 0{,}267775\,(a/t)^2$

$Q = 1 + 1{,}464(a/c)^{1{,}65}$ pour $0 \leq a/c \leq 1$

A.3.1 Distributions des contraintes élastiques dans une plaque soumise à un chargement de 1 MPa et ayant un trou chanfreiné et riveté sans interférence, pour des marges de bord e/D de 2,4 et 1,0

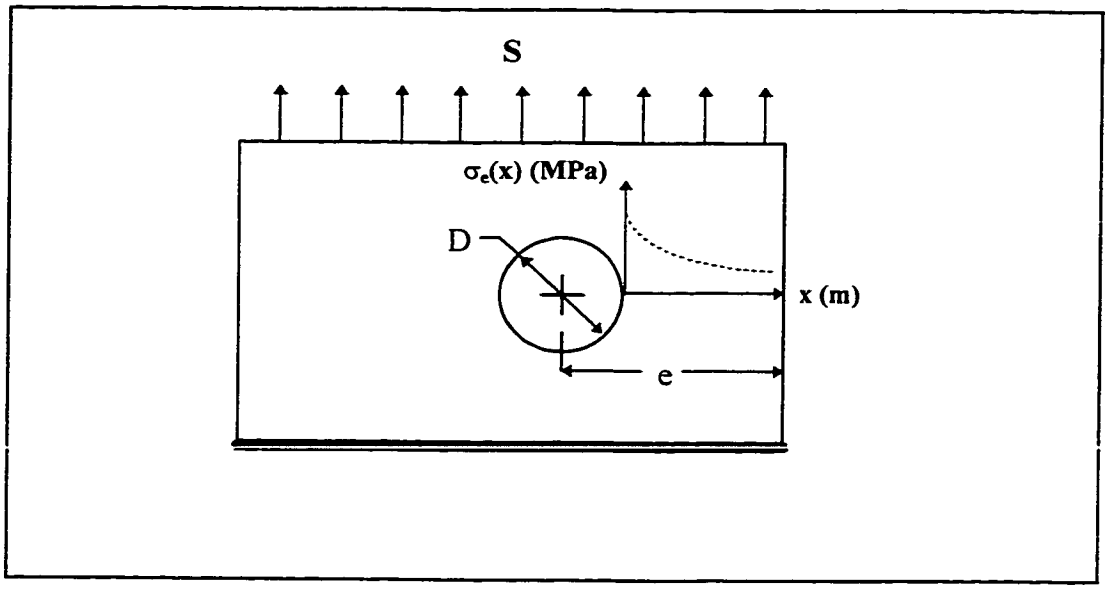


FIGURE A.1 Plaque chargée avec un trou chanfreiné, riveté sans interférence

a) Pour une marge de bord e/D = 2,4 :

$\sigma_e(x) = S\ [-27{,}9221x^6 - 6662{,}8573x^5 + 4{,}9074E8x^4 - 1{,}5420E7x^3 + 1{,}7396E5x^2 - 869{,}6693x + 2{,}8043]$ (milieu de la plaque)

$\sigma_e(x) = S\ [-41{,}0758x^6 - 7070{,}1392x^5 + 3{,}6533E8x^4 - 1{,}2040E7x^3 + 1{,}4350E5x^2 - 765{,}5022x + 2{,}6981]$ (raccordement du trou et du chanfrein)

b) Pour une marge de bord e/D = 1,0 sur le ligament court :

$\sigma_e(x) = S\ [0{,}9102x^6 - 43{,}47x^5 + 743{,}0967x^4 + 7{,}1735E6x^3 + 8{,}7913E4x^2 - 714{,}9979x + 3{,}0808]$ (milieu)

$\sigma_e(x) = S\ [1{,}2083x^6 + 13{,}1508x^5 + 4180{,}2714x^4 + 4{,}5658E7x^3 - 1{,}4906E5x^2 - 274{,}8471x + 2{,}8067]$ (raccordement du trou et du chanfrein)

A.3.2 Distributions des contraintes résiduelles d'assemblage pour une plaque ayant un trou riveté, pour une marge de bord e/D=2,4

a) Écrouissage de 4% (milieu) :

x (m)	$\sigma_{rés}$ (MPa)
0,000000000	-452,6
0,000670000	-457,0
0,001350000	-389,3
0,002037000	-136,5
0,002730000	60,86
0,003428000	123,2
0,004125000	152,5
0,004825000	116,3
0,005523000	96,05
0,006222300	86,59
0,006918000	77,09
0,008228000	72,01
0,009538000	67,47
0,010848000	74,89
0,012158000	82,36

b) Interférence de 1% (chanfrein):

x (m)	$\sigma_{rés}$ (MPa)
0,000000000	-77,885
0,000676000	-44,990
0,001355000	194,000
0,002040000	186,350
0,002724000	144,550
0,003410000	120,850
0,004095000	96,2400
0,004782000	84,1600
0,005467000	71,6100
0,006154000	64,9750
0,006841000	58,3650
0,008151000	54,6150
0,009461000	51,0300
0,010771000	56,1800
0,012081000	61,4050

c) Écrouissage de 4% et Interférence de 1% (chanfrein) :

x (m)	$\sigma_{rés}$ (MPa)
0,000000000	-492,150
0,000298000	-437,375
0,000598000	-382,567
0,000915000	-346,650
0,001216000	-218,300
0,001539000	-91,9000
0,001851000	-3,56500
0,002174000	70,6900
0,002493000	211,850
0,004095000	225,500
0,005698000	128,850
0,007309000	112,950
0,008909000	97,6100
0,010519000	107,200
0,012119000	116,700

Note : Le paramètre x représente la distance entre le bord du trou et le point où la contrainte résiduelle est évaluée.

A.3.3 Distributions des contraintes résiduelles d'assemblage pour une plaque ayant un trou riveté, pour une marge de bord e/D=1,0 sur le ligament court

a) Écrouissage de 4% (milieu) :

x (m)	$\sigma_{rés}$ (MPa)
0,000000000	-365,8
0,000209000	-419,5
0,000417000	-384,8
0,000629000	-212,6
0,000835000	-85,18
0,001048000	35,39
0,001255000	131,1
0,001468000	208,7
0,001675000	230,4
0,001942000	271,6
0,002211000	310,7
0,002480000	315,8
0,002750000	336,6
0,003020000	334,9
0,003290000	356,5

b) Interférence de 1% (chanfrein) :

x (m)	$\sigma_{rés}$ (MPa)
0,000000000	-44,6100
0,000230000	-35,9015
0,000460000	-27,1930
0,000694000	92,9500
0,000922000	194,500
0,001157000	282,350
0,001387000	350,650
0,001622000	383,750
0,001854000	421,633
0,002078000	442,600
0,002302000	426,100
0,002527000	414,000
0,002751000	410,700
0,002977000	409,000
0,003200000	414,600

c) Écrouissage de 4% et Interférence de 1% (chanfrein) :

x (m)	$\sigma_{rés}$ (MPa)
0,000000000	-157,250
0,000203000	-121,725
0,000406000	-86,2000
0,000623000	93,9650
0,000817000	227,500
0,001035000	347,800
0,001235000	443,400
0,001452000	503,200
0,001655000	492,000
0,001922000	477,900
0,002191000	495,700
0,002460000	490,900
0,002730000	509,100
0,003000000	512,300
0,003271000	543,200

Note : Le paramètre x représente la distance entre le bord du trou et le point où la contrainte résiduelle est évaluée.

A.4.1 Redistribution des contraintes initiales d'assemblage après fissuration, à mi-épaisseur d'une plaque ayant un trou écroui et riveté, pour une marge de bord e/D=2,4

x(m)	Contraintes tangentielles pour différentes longueur de fissure (MPa)						
0.000000							
0.000254	-454.26						
0.000670	-457.00						
0.001350	-389.30	-394.90					
0.002037	-136.50	-173.10					
0.002730	60.8600	107.600	-215.10				
0.003428	123.200	149.000	-64.590				
0.004125	152.500	167.600	93.6700	-67.250			
0.004825	116.300	115.500	63.3600	-23.960			
0.005523	96.0500	81.5000	54.4700	16.1500	-30.470		
0.006223	86.5900	58.5500	40.6000	15.4600	-9.6110		
0.006918	77.0900	35.6200	27.9000	16.8600	4.88300	-7.9290	
0.008228	72.0100	4.71000	8.65100	6.91300	2.68700	-1.0810	
0.009538	67.4700	-25.710	-10.130	-2.2170	-0.7223	-0.9006	0.79330
0.010848	74.8900	-55.650	-24.250	-5.0730	0.90930	2.27300	3.00900
0.012158	82.3600	-85.760	-38.490	-7.9550	2.67800	5.69500	3.31200

Notes :

1. Le paramètre x représente la distance entre le bord du trou et le point où la contrainte résiduelle est évaluée.

2. Les valeurs soulignées sont associées au bout de la fissure.

A.4.2 Redistribution des contraintes initiales d'assemblage après fissuration, au niveau du chanfrein ayant un trou riveté avec interférence pour une marge de bord e/D=2,4

x(m)	Contraintes tangentielles pour différentes longueur de fissure (MPa)						
0.000000							
0.000254	-65.525						
0.000676	-44.990	-32.59					
0.001355	194.000	173.90					
0.002040	186.350	188.15					
0.002724	144.550	144.60	291.50				
0.003410	120.850	121.00	240.70				
0.004095	96.2400	96.150	129.80	304.75			
0.004782	84.1600	84.090	107.50	237.05			
0.005467	71.6100	71.500	81.990	128.30	291.05		
0.006154	64.9750	64.870	72.635	104.60	228.20		
0.006841	58.3650	58.240	62.615	78.315	126.55	261.55	
0.008151	54.6150	54.495	56.665	66.070	92.635	176.70	
0.009461	51.0300	50.900	50.985	54.925	63.795	81.960	231.40
0.010771	56.1800	56.010	53.015	53.115	57.415	70.315	166.95
0.012081	61.4050	61.200	55.085	51.065	49.395	51.830	82.005

Notes :

1. Le paramètre x représente la distance entre le bord du trou et le point où la contrainte résiduelle est évaluée.

2. Les valeurs soulignées sont associées au bout de la fissure.

A.4.3 Redistribution des contraintes initiales d'assemblage après fissuration, au niveau du chanfrein ayant un trou écroui et riveté avec interférence, pour une marge de bord e/D=2,4

x(m)	Contraintes tangentielles pour différentes longueur de fissure (MPa)						
0.000000							
0.000254	-445.463						
0.000298	-437.375						
0.000598	-382.567	-406.22					
0.000915	-346.650	-444.90					
0.001216	-218.300	-253.90	-375.20				
0.001539	-91.9000	-117.17	-234.65				
0.001851	-3.56500	-14.890	-63.270	-135.10			
0.002174	70.69000	62.2450	26.6850	-38.540			
0.002493	211.8500	207.250	191.200	167.350	171.750		
0.004095	225.5000	223.400	216.400	206.200	206.050		
0.005698	128.8500	128.300	127.200	126.800	127.100	273.050	
0.007309	112.9500	112.450	111.300	110.200	110.100	213.250	
0.008909	97.61000	97.3100	96.7700	96.4250	96.4650	114.850	313.000
0.010519	107.2000	107.050	106.850	106.850	106.700	117.000	238.650
0.012119	116.7000	116.650	116.900	117.300	117.200	112.050	134.150

Notes :

1. Le paramètre x représente la distance entre le bord du trou et le point où la contrainte résiduelle est évaluée.

2. Les valeurs soulignées sont associées au bout de la fissure.

A.4.4 Redistribution des contraintes initiales d'assemblage après fissuration, sur le ligament court et à mi-épaisseur d'une plaque ayant un trou écroui et riveté, pour une marge de bord e/D=1,0

x(m)	Contraintes tangentielles pour différentes longueur de fissure (MPa)						
0.000000							
0.000209							
0.000254	-412.0						
0.000417	-384.8	-541.8					
0.000629	-212.6	-419.0					
0.000835	-85.18	-180.9	-432.1				
0.001048	35.39	-32.95	-276.1				
0.001255	131.1	93.580	-41.11	-244.3			
0.001468	208.7	180.90	79.380	-106.3			
0.001675	230.4	212.35	145.15	37.326	-70.60		
0.001942	271.6	256.80	201.10	115.30	16.920		
0.002211	310.7	298.60	259.50	202.90	140.00	99.830	
0.002480	315.8	306.20	277.60	237.80	194.60	159.60	
0.002750	336.6	329.50	307.90	277.60	244.60	214.30	189.90
0.003020	334.9	329.90	313.50	289.90	263.60	237.30	216.70
0.003290	356.5	352.20	337.70	316.20	291.80	266.60	246.90

Notes :

1. Le paramètre x représente la distance entre le bord du trou et le point où la contrainte résiduelle est évaluée.

2. Les valeurs soulignées sont associées au bout de la fissure.

A.4.5 Redistribution des contraintes initiales d'assemblage après fissuration, au niveau du chanfrein ayant un trou riveté avec interférence pour une marge de bord e/D=1,0 sur le ligament court

x(m)	Contraintes tangentielles pour différentes longueur de fissure (MPa)						
0.000000							
0.000230							
0.000254	-98.332						
0.000460	-27.193	36.9800					
0.000694	92.9500	118.350					
0.000922	194.500	207.300	267.150				
0.001157	282.350	291.300	396.600				
0.001387	350.650	355.950	435.400	436.350			
0.001622	383.750	387.850	453.550	448.690			
0.001854	421.633	424.500	479.033	448.690	448.690		
0.002078	442.600	444.900	491.500	448.690	448.690		
0.002302	426.100	427.900	461.400	448.690	448.690	448.690	
0.002527	414.000	415.600	439.800	448.690	448.690	448.690	
0.002751	410.700	412.200	431.100	448.690	448.690	448.690	429.200
0.002977	409.000	410.300	426.200	448.690	448.690	448.690	448.690
0.003200	414.600	415.900	430.800	448.690	448.690	448.690	448.690

Notes :

1. Le paramètre x représente la distance entre le bord du trou et le point où la contrainte résiduelle est évaluée.

2. Les valeurs soulignées sont associées au bout de la fissure.

A.4.6 Redistribution des contraintes initiales d'assemblage après fissuration, au niveau du chanfrein ayant un trou écroui et riveté avec interférence pour une marge de bord e/D=2,4

x(m)	Contraintes tangentielles pour différentes longueur de fissure (MPa)						
0.000000							
0.000203							
0.000254	-263.66						
0.000406	-86.200	-47.140					
0.000623	93.9650	107.500					
0.000817	227.500	238.700	303.300				
0.001035	347.800	355.050	448.690				
0.001235	443.400	448.050	448.690				
0.001452	448.690	448.690	448.690	448.690			
0.001655	448.690	448.690	448.690	678.467	448.690		
0.001922	448.690	448.690	448.690	651.300	448.690		
0.002191	448.690	448.690	448.690	602.900	448.690	448.690	
0.002460	448.690	448.690	448.690	554.200	448.690	448.690	
0.002730	448.690	448.690	448.690	548.300	448.690	448.690	430.900
0.003000	448.690	448.690	448.690	533.000	448.690	448.690	448.690
0.003271	448.690	448.690	448.690	560.400	448.690	448.690	448.690

N.B : les nombres soulignés représentent le bout de fissure

ANNEXE B

Banc d'essai conçu avec LABVIEW

B.1 Programme GENFREQ qui crée le signal envoyé à la machine MTS

B2 Programme RAM qui envoi le signal à la machine MTS

B.3 Opération à effectuer sur la machine MTS

B.1 Programme GENFREQ qui crée le signal envoyé à la machine MTS

Il y a quatre données à spécifier :

1) Nom du fichier texte (xxx.prn) constitué de deux colonnes où chaque ligne représente les sommets et vallées du spectre comprises entre -1 et 1. Les deux colonnes sont séparées par un espace et sont collées sur la marge de gauche.

2) Nombre de lignes du fichier

3) Nombre de points d'interpolation désirés

Ce que le programme fait :

1) Lecture des deux colonnes d'une ligne et transformation de chaque colonne en nombre ascii.

2) Interpolation entre la vallée de la ligne précédente et le sommet de la ligne en cours à l'aide de la relation suivante :

$$Xi = Xo + i*(Xf-Xo)/(nb+1) \qquad i=1,...nb+1$$

3) Interpolation entre le sommet et la vallée de la ligne en cours .

À noter que l'interpolation des points et leurs stoquage dans un tableau à une dimension sont effectués dans le sous programme **gen.vi**.

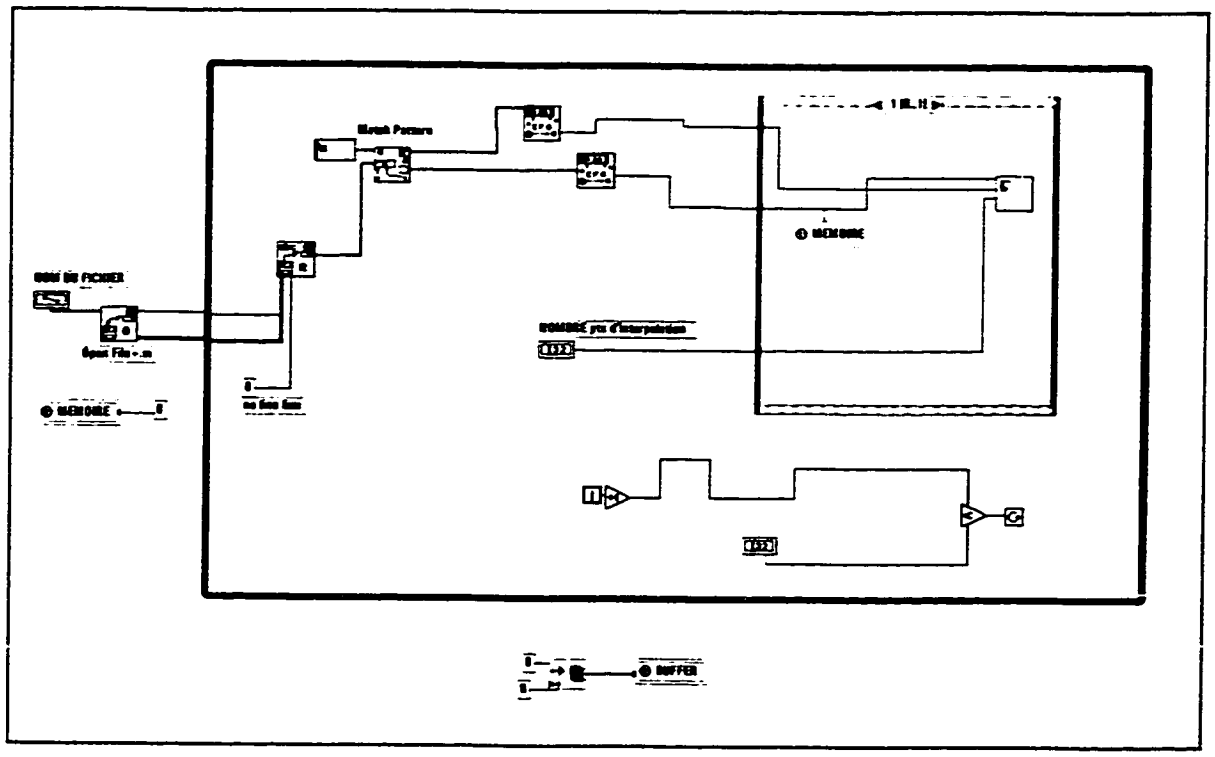


FIGURE B.1 Programme GENFREQ.vi

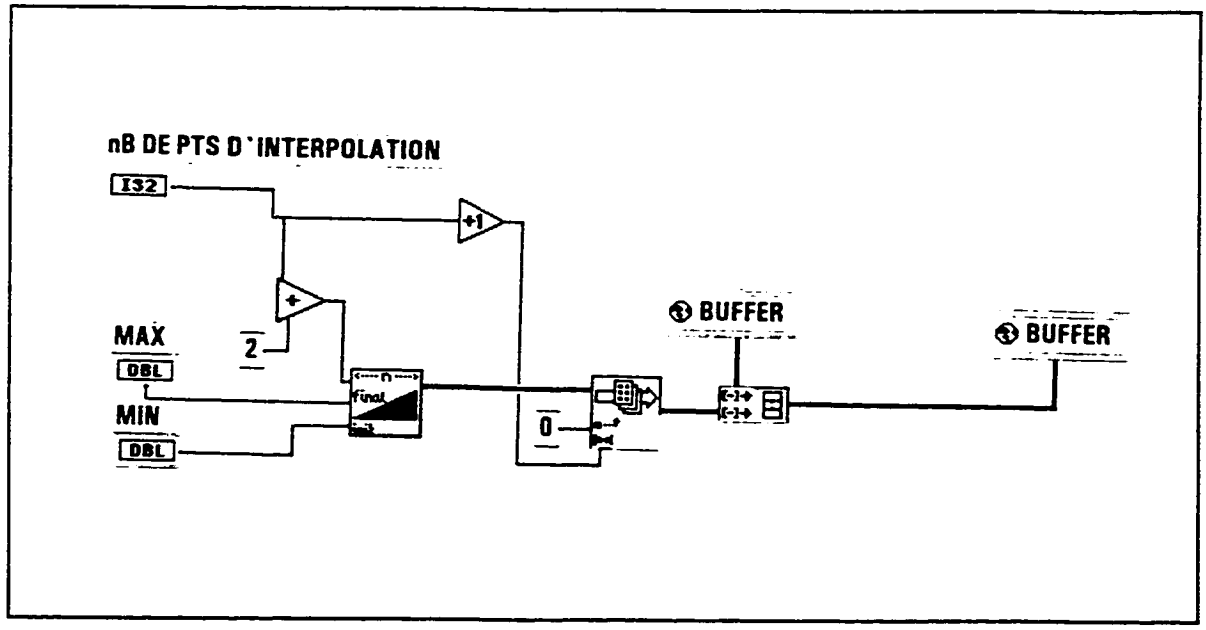


FIGURE B.2 Programme GEN.vi

B2 Programme RAM qui envoi le signal à la machine MTS

Il y a huit données à spécifier pour les deux spectres :

1) Contrainte maximale appliquée à l'échantillon (246,793 ou 308,49 Mpa)

2) Section de l'éprouvette (193,548 mm^2)

3) Échelle (0,00008 volts/N)

4) Temps d'envoi de chaque point

5) Échelle de charge de 125 kN sur la machine MTS

6) SPAN de 10 sur la machine MTS

7) Comptage des cycles virtuels à 20 Hz

8) En cas de panne, veuillez effectuer les opérations suivantes chronologiquement :

- Régler le SPAN de la machine MTS à 0.
- Appuyer sur ENABLE-ON de la machine MTS.
- Ajuster le DC ERROR de la machine MTS à 0 avec le SET POINT de la contrainte.
- Se placer à LOW et ensuite à HIGH pressure.
- Ajuster la charge à 0 avec le SET POINT de la contrainte.
- Spécifier le BLOC AVANT LA PANNE.
- Spécifier l'INDEX DU TABLEAU APRÈS LA PANNE.
- Faire rouler le programme.
- Quand cette valeur est égale à l'INDEX, une pause automatique est effectuée.
- Appuyer sur PAUSE
- Appuyer sur ENABLE-ON de la machine MTS.
- Régler l'INDEX DU TABLEAU APRÈS LA PANNE à 0.
- Régler le SPAN de la machine MTS à 10.
- Appuyer sur CONTINUE .

Pour le comptage des cycles, des indicateurs de l'index et du bloc servent au calcul des vies ; en sachant que 1 bloc = 1551529 index = 325 h. Par règle de trois, le nombre de blocs est obtenu. À noter que la PAUSE arrête le programme et le comptage des cycles. En appuyant sur CONTINUE, le programme continue à s'exécuter à partir de l'endroit où il s'était arrêté. Par contre, en appuyant sur STOP, le programme arrête et il faut le redémarrer. Pour la panne, un bloc correspond à 17721 cycles virtuels comptés sur la machine MTS à 20 Hz.

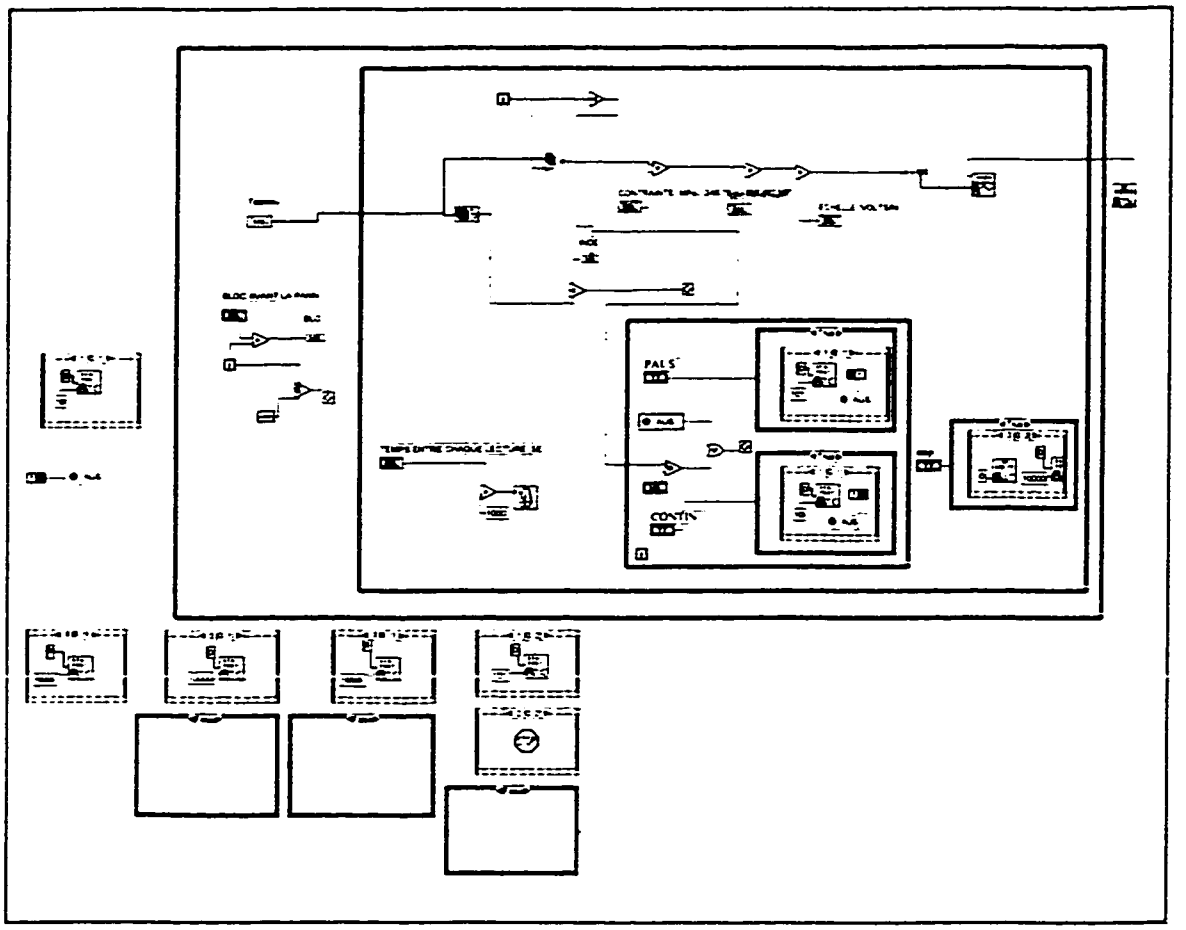


FIGURE B.3 Programme RAM.vi

B.3 Opération à effectuer sur la machine MTS

1- Enlever l'éprouvette

Quand tout est arrêté, s'assurer que :

	DÉPLACEMENT	CHARGE
Set Point	5	5
Span	0	10
Zero	3	---

2- Se placer à DISPLAY DÉPLACEMENT

- **a)** Ajuster le TRANSDUCER OUTPUT à 0 avec le ZERO du déplacement
- **b)** Se placer en contrôle de déplacement et suivre la flèche avec le SET POINT du déplacement
- **c)** Ajuster le DC ERROR à 0 avec le SET POINT du déplacement
- **d)** Se placer à LOW PRESSURE
- **e)** Installation de l'échantillon
- **f)** Après fermeture des machoires, appuyer sur DISPLAY CONTRAINTE et ajuster le TRANSDUCER OUTPUT entre 100 et 200 lbs avec le SET POINT du déplacement

3- Appuyer sur HIGH PRESSURES et se placer en contrôle de charge; suivre la flèche avec le SET POINT de la contrainte et ajuster le TRANSDUCER OUTPUT à 0 avec le SET POINT de la contrainte

4- Se placer à DISPLAY DÉPLACEMENT

- **a)** Ajuster le TRANSDUCER OUTPUT à 0 avec le ZERO du déplacement

5- Démarrer le programme RAM.vi

DONNÉES DE BASE

	DÉPLACEMENT (po)	CHARGE (lbs)
Error Detect	0.39881	18038
Upper Limit Detect	0.307	19993
Lower Limit Detect	-0.30047	-20021
Zero	-25.65 PCP.F.RING	-0.07 PCP.F.RING
Transducer Full Scale	0.3937	28101
Underpeak Max	-24.8	-24.8
Underpeak Min	-69.19	-69.19
Prog Source	Int	Int
Fréquence	sinusoïdale 20 Hz	sinusoïdale 20 Hz
SPAN	---------	10

Cassette de déplacement (+/- 10 mm)
Cassette de charge (+/- 125 kN)
Pression des machoîres hydrauliques à (9,6527 MPa) 1400 psi

ANNEXE C

Mesures de la longueur des fissures et des vies en fatigue pour les différentes conditions d'assemblage, de géométrie et de chargement

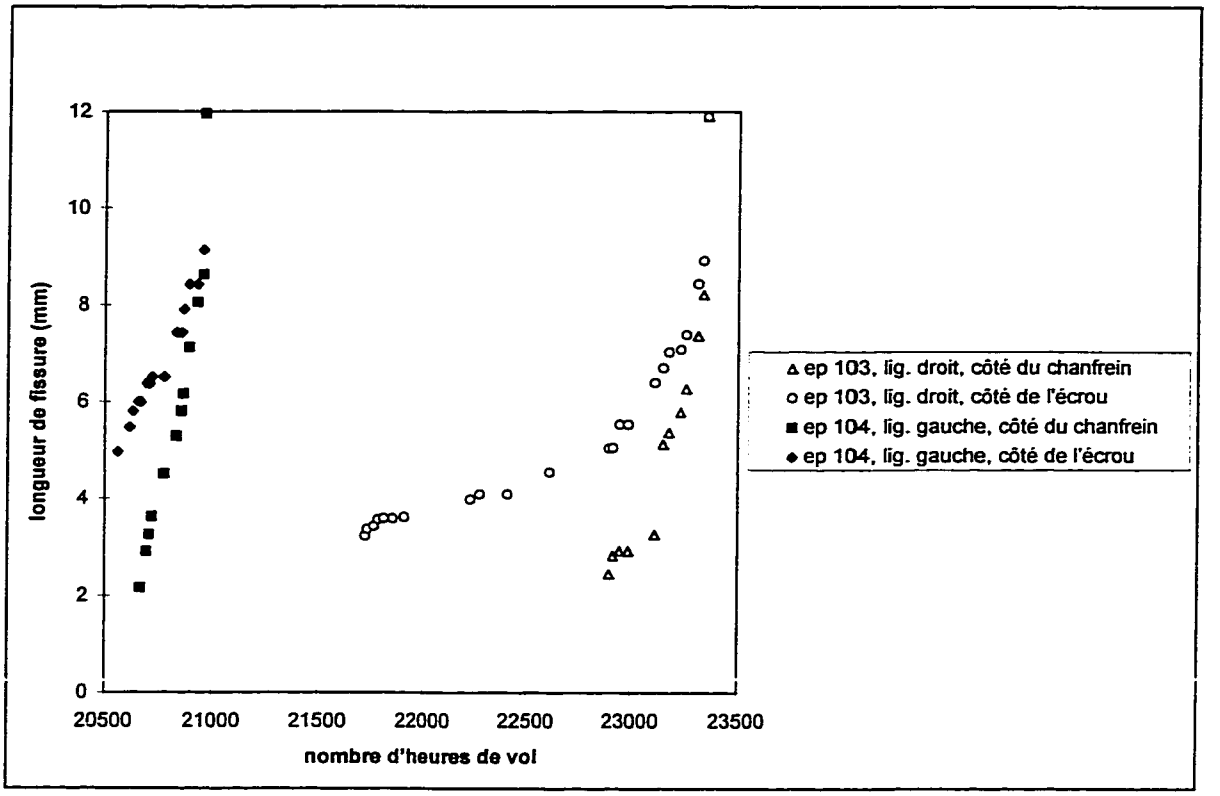


FIGURE C.1 Suivi de fissure pour les trous de base avec e/D=2,4 et un chargement maximal de 220,63 MPa (éprouvettes 103 et 104)

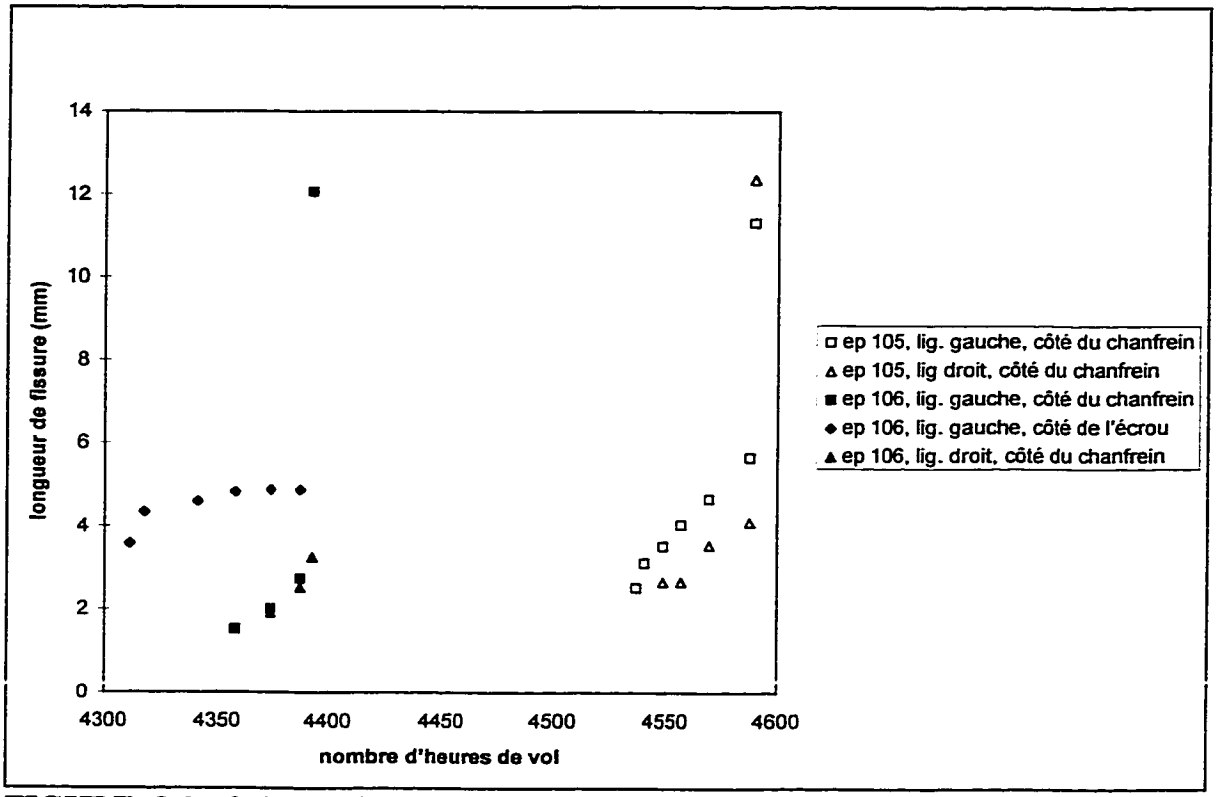


FIGURE C.2a Suivi de fissure pour les trous de base avec e/D=2,4 et un chargement maximal de 275,79 MPa (éprouvettes 105 et 106)

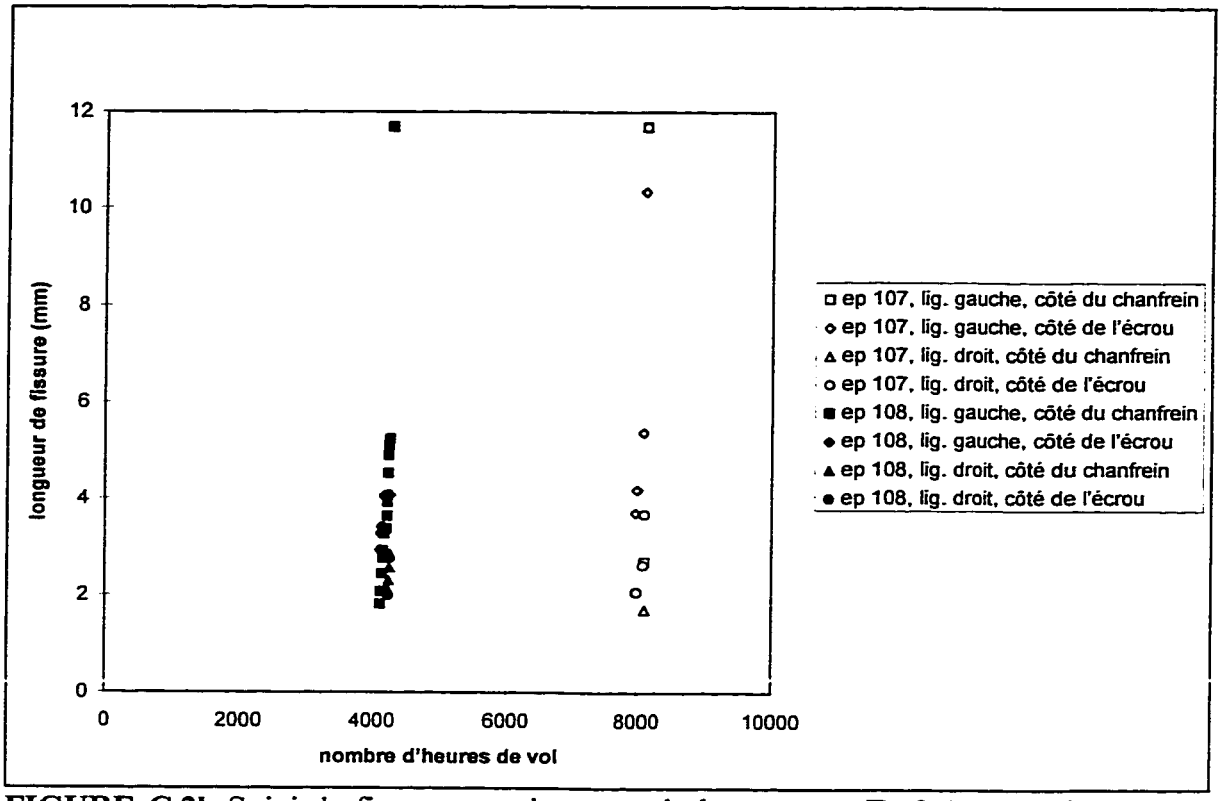


FIGURE C.2b Suivi de fissure pour les trous de base avec e/D=2,4 et un chargement maximal de 275,79 MPa (éprouvettes 107 et 108)

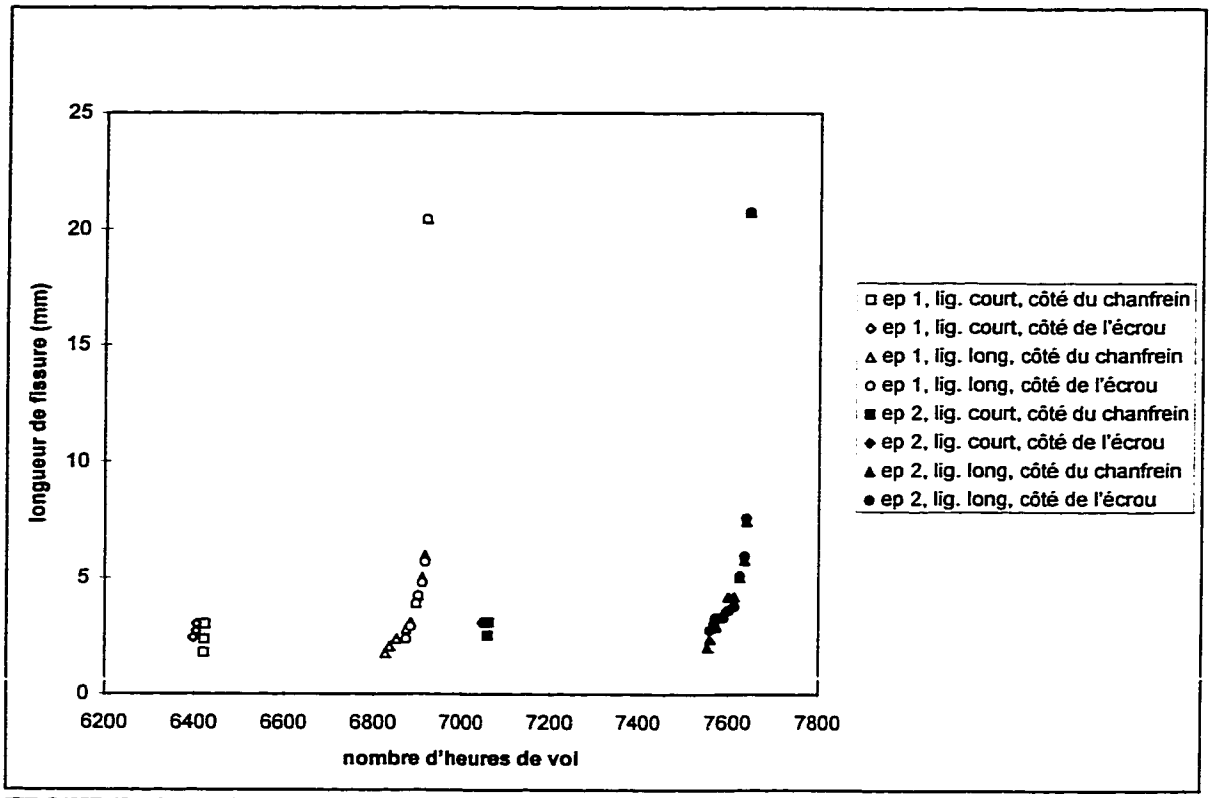


FIGURE C.3a Suivi de fissure pour les trous de base avec e/D=1,0 et un chargement maximal de 220,63 MPa (éprouvettes 1 et 2)

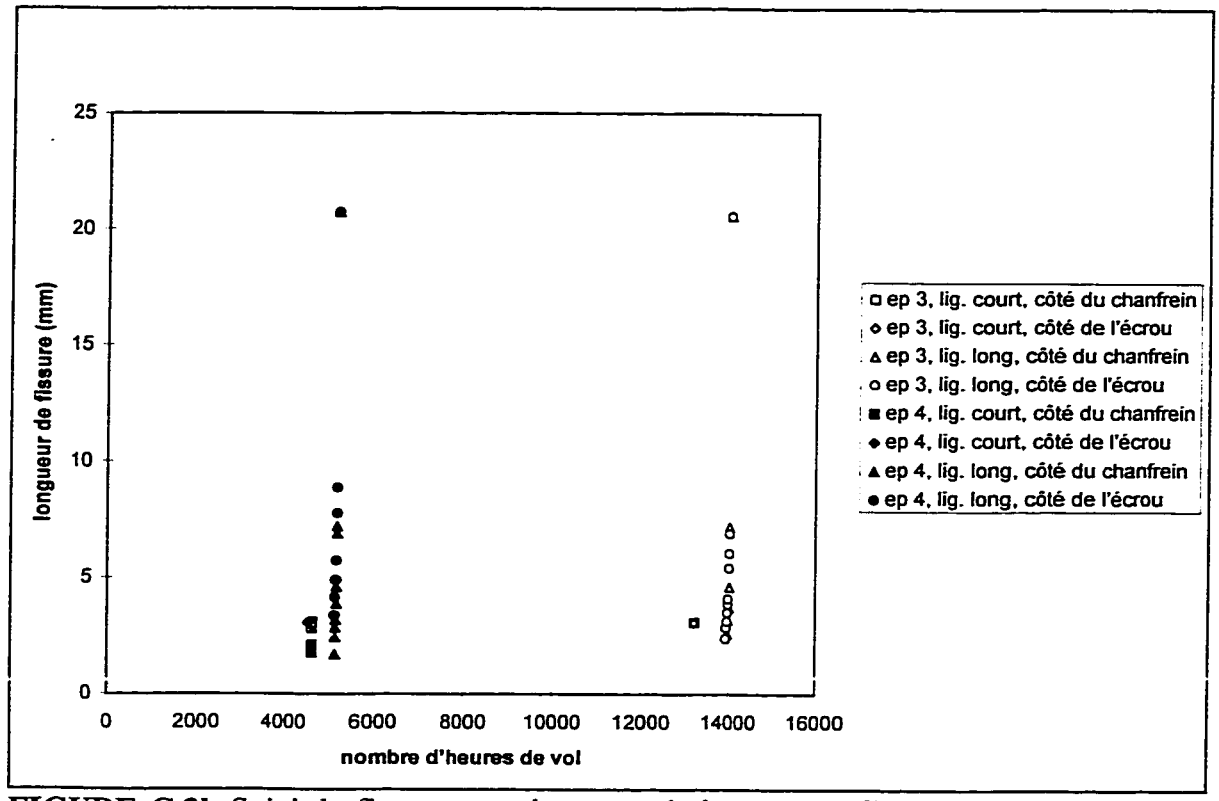


FIGURE C.3b Suivi de fissure pour les trous de base avec e/D=1,0 et un chargement maximal de 220,63 MPa (éprouvettes 3 et 4)

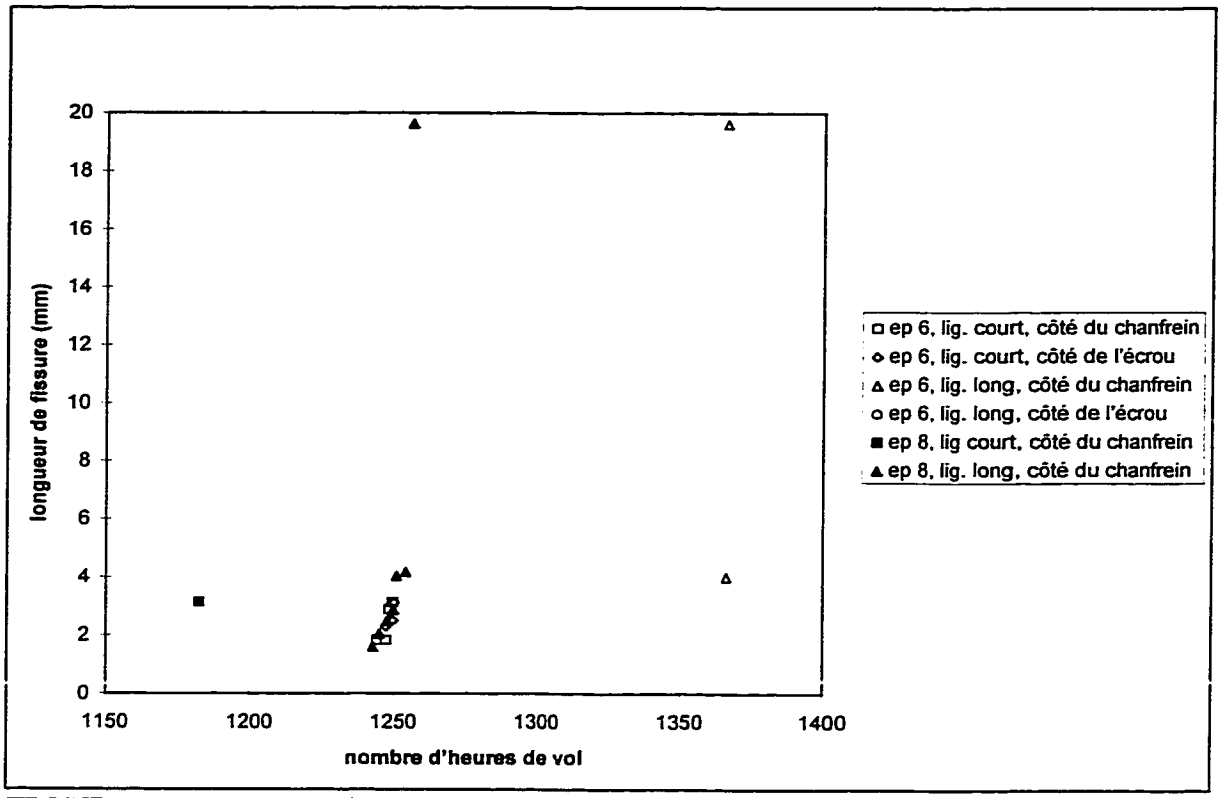


FIGURE C.4 Suivi de fissure pour les trous de base avec e/D=1,0 et un chargement maximal de 275,79 MPa (éprouvettes 6 et 8)

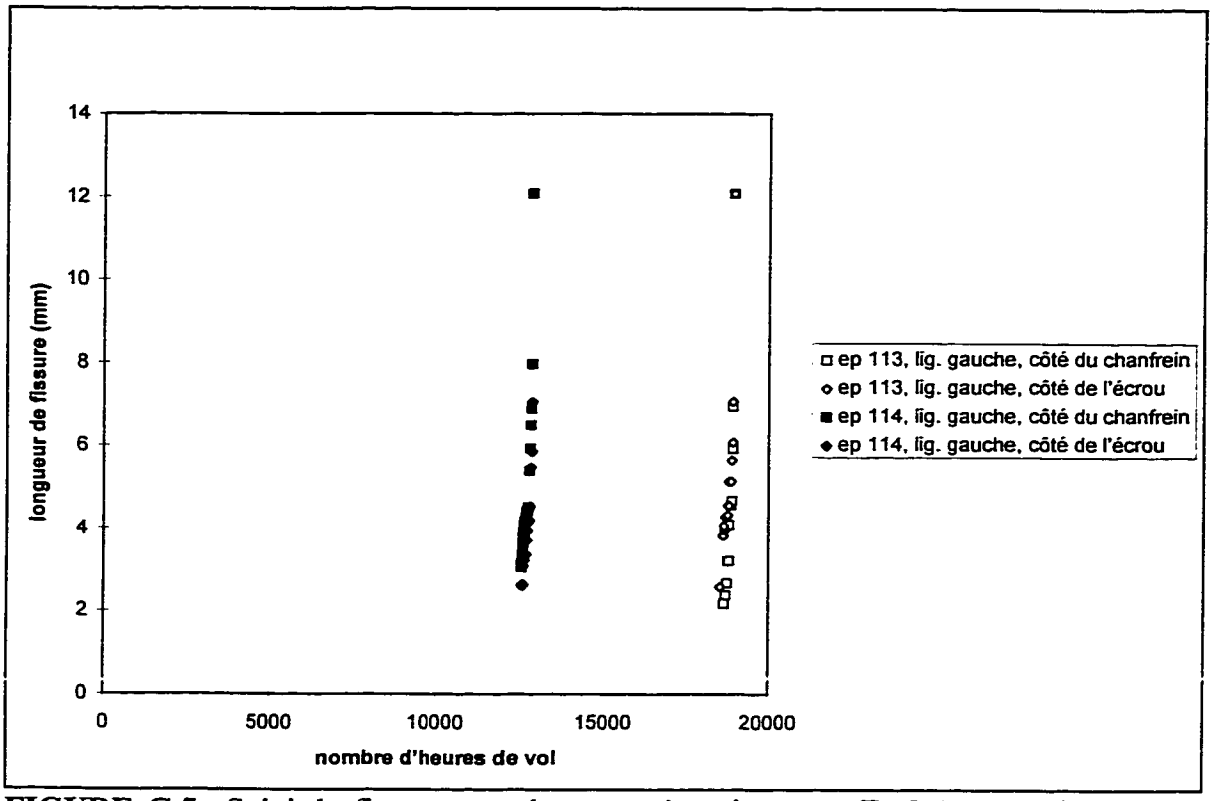


FIGURE C.5a Suivi de fissure pour les trous écrouis avec e/D=2,4 et un chargement maximal de 275,79 MPa (éprouvette 113 et 114)

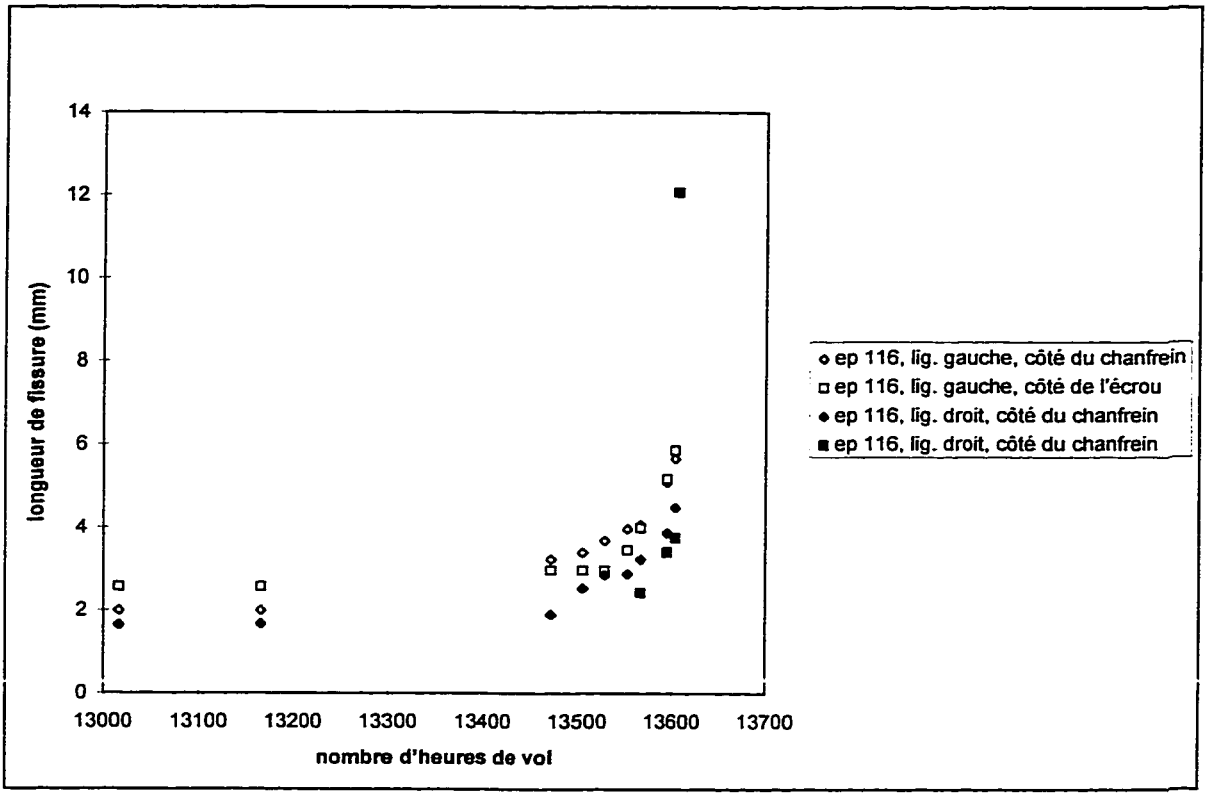


FIGURE C.5b Suivi de fissure pour les trous écrouis avec e/D=2,4 et un chargement maximal de 275,79 MPa (éprouvette 116)

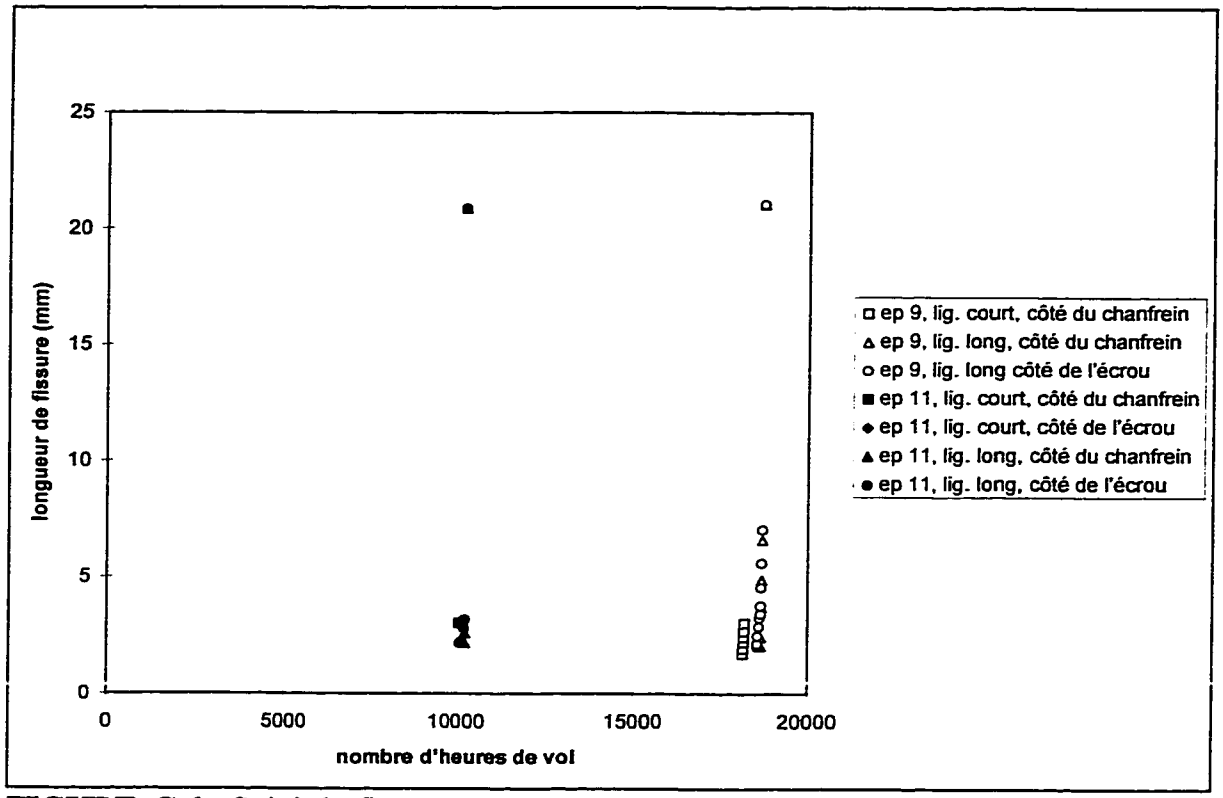


FIGURE C.6a Suivi de fissure pour les trous écrouis avec e/D=1,0 et un chargement maximal de 220,63 MPa (éprouvettes 9 et 11)

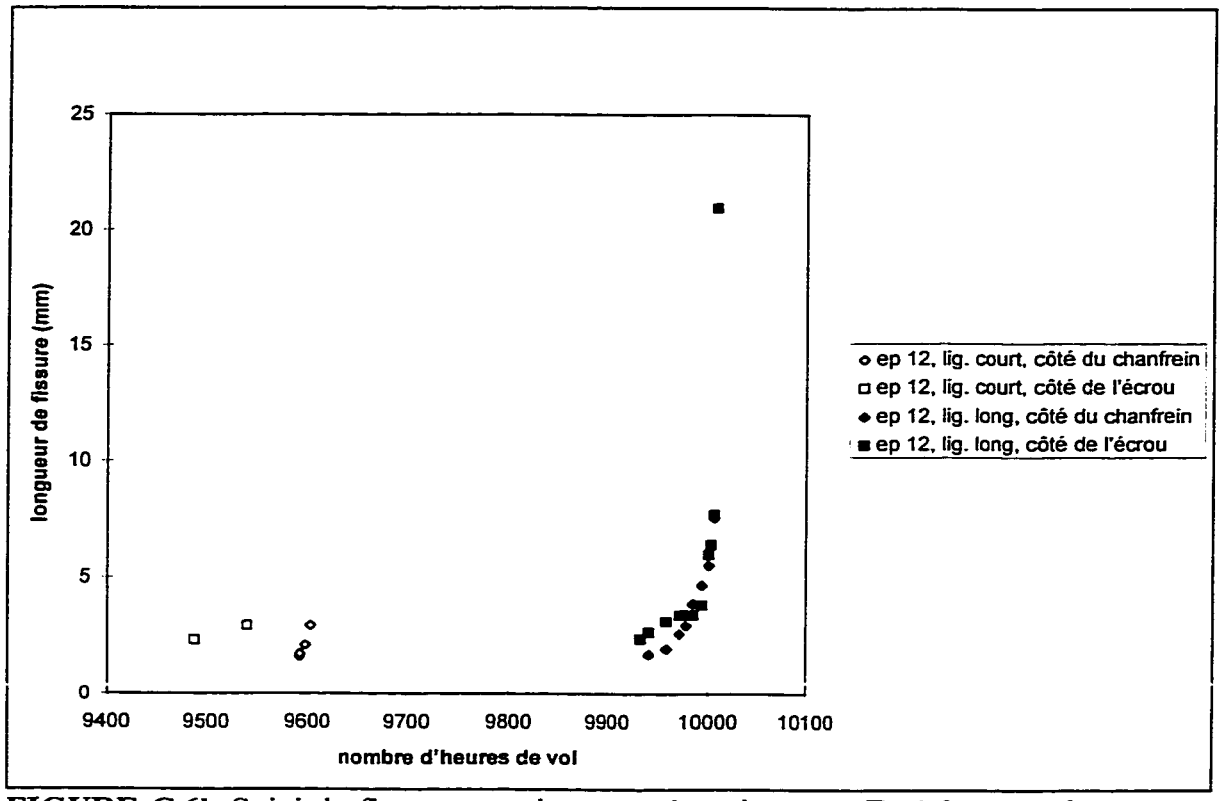


FIGURE C.6b Suivi de fissure pour les trous écrouis avec e/D=1,0 et un chargement maximal de 220,63 MPa (éprouvette 12)

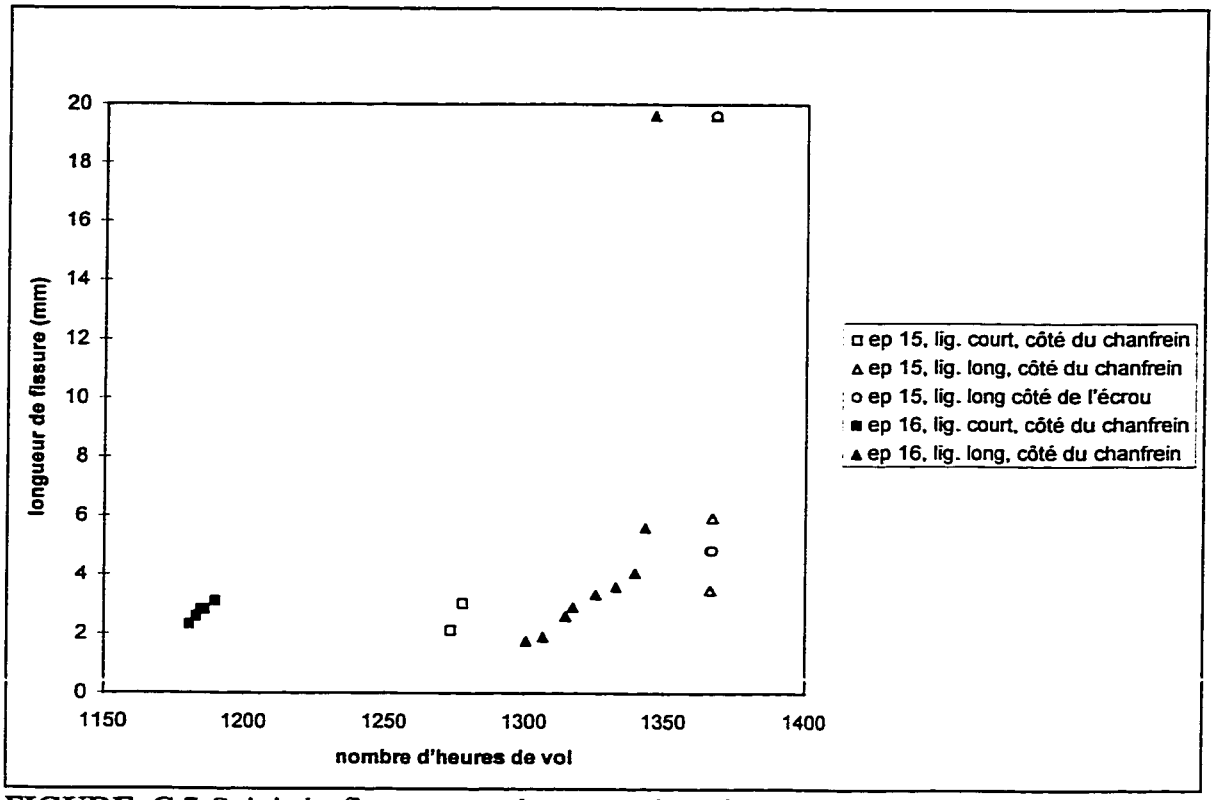


FIGURE C.7 Suivi de fissure pour les trous écrouis avec e/D=1,0 et un chargement maximal de 275,79 MPa (éprouvette 15 et 16)

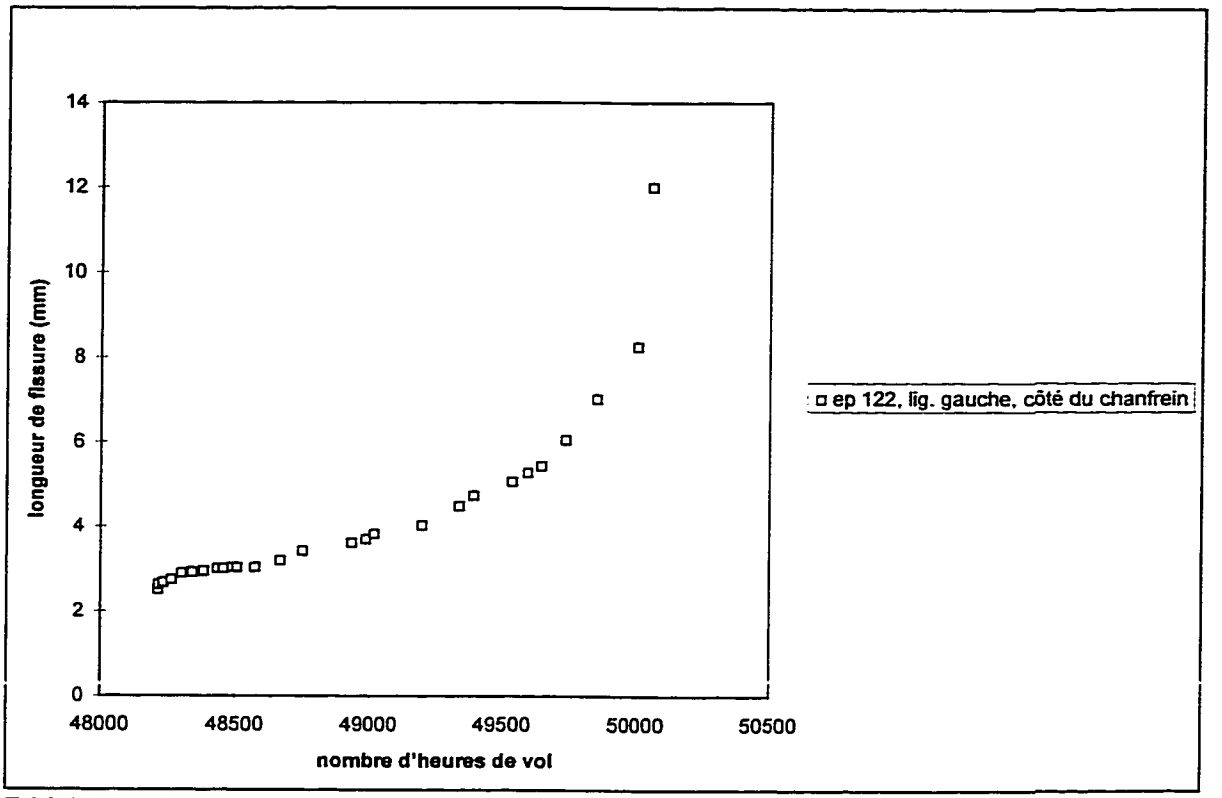


FIGURE C.8 Suivi de fissure pour les trous avec interférence, avec e/D=2,4 et un chargement maximal de 275,79 MPa MPa (éprouvette 122)

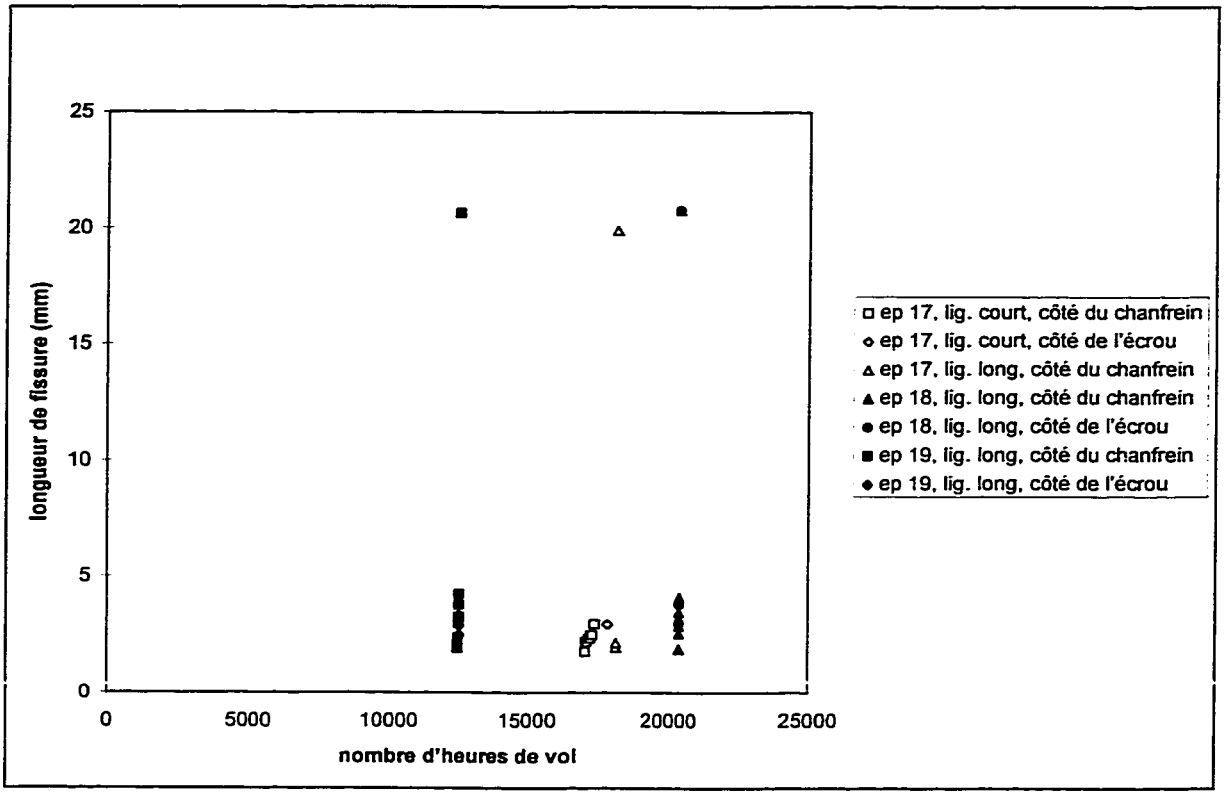


FIGURE C.9 Suivi de fissure pour les trous avec interférence, avec e/D=1,0 et un chargement maximal de 220,63 MPa (éprouvettes 17, 18 et 19)

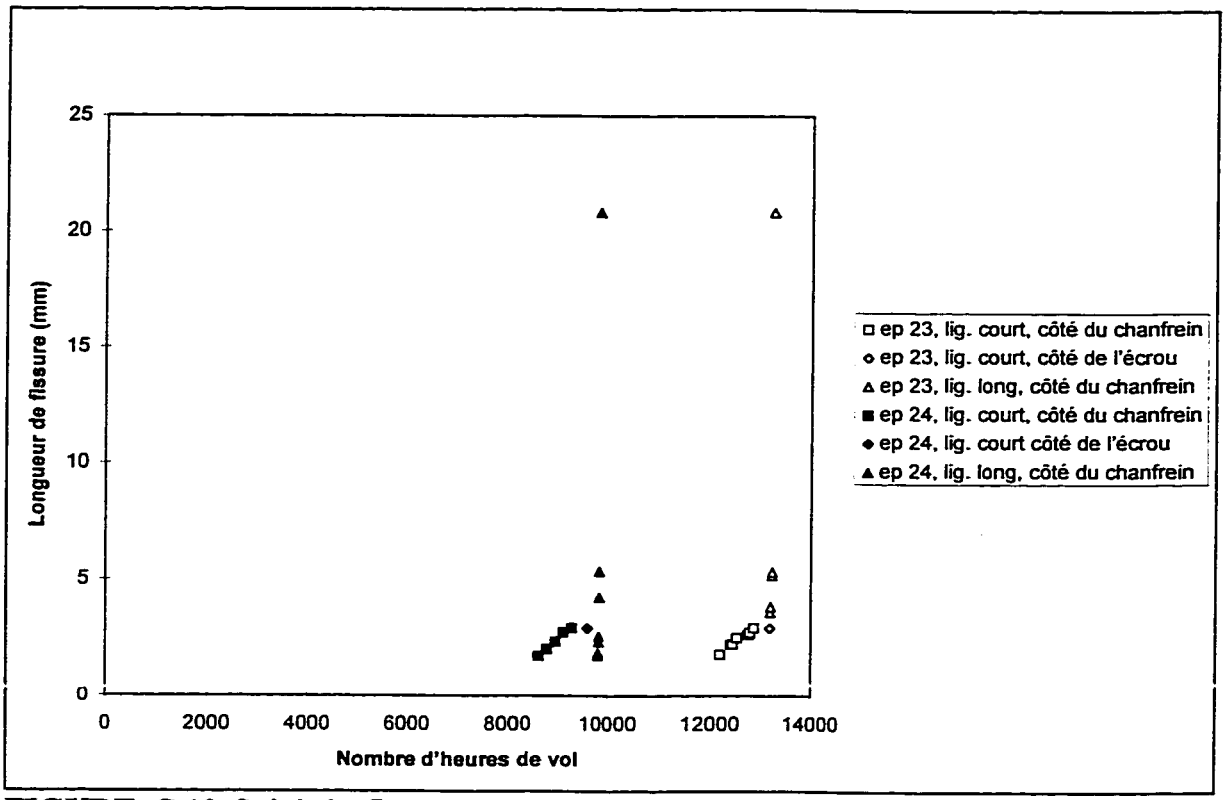


FIGURE C.10 Suivi de fissure pour les trous avec interférence, avec e/D=1,0 et un chargement maximal de 275,79 MPa (éprouvettes 23 et 24)

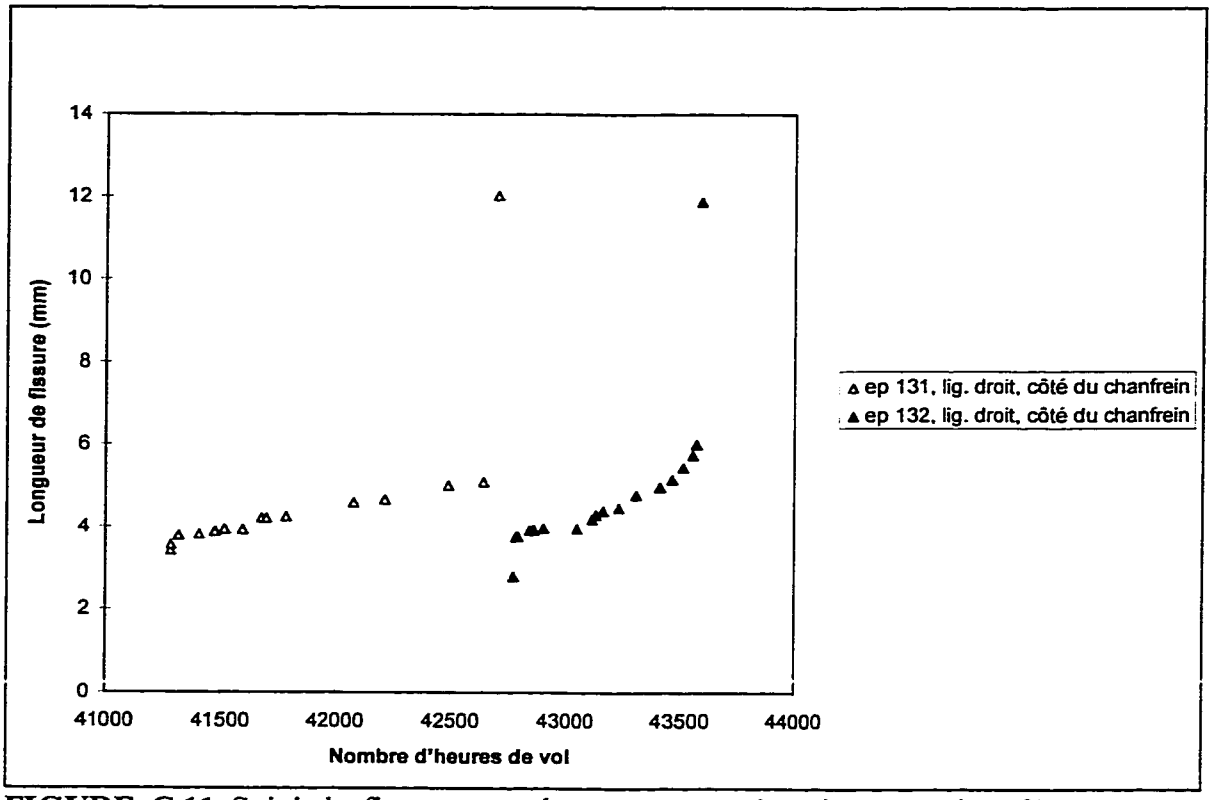


FIGURE C.11 Suivi de fissure pour les trous avec écrouissage et interférence, avec e/D=2,4 et un chargement maximal de 275,79 MPa (éprouvettes 131 et 132)

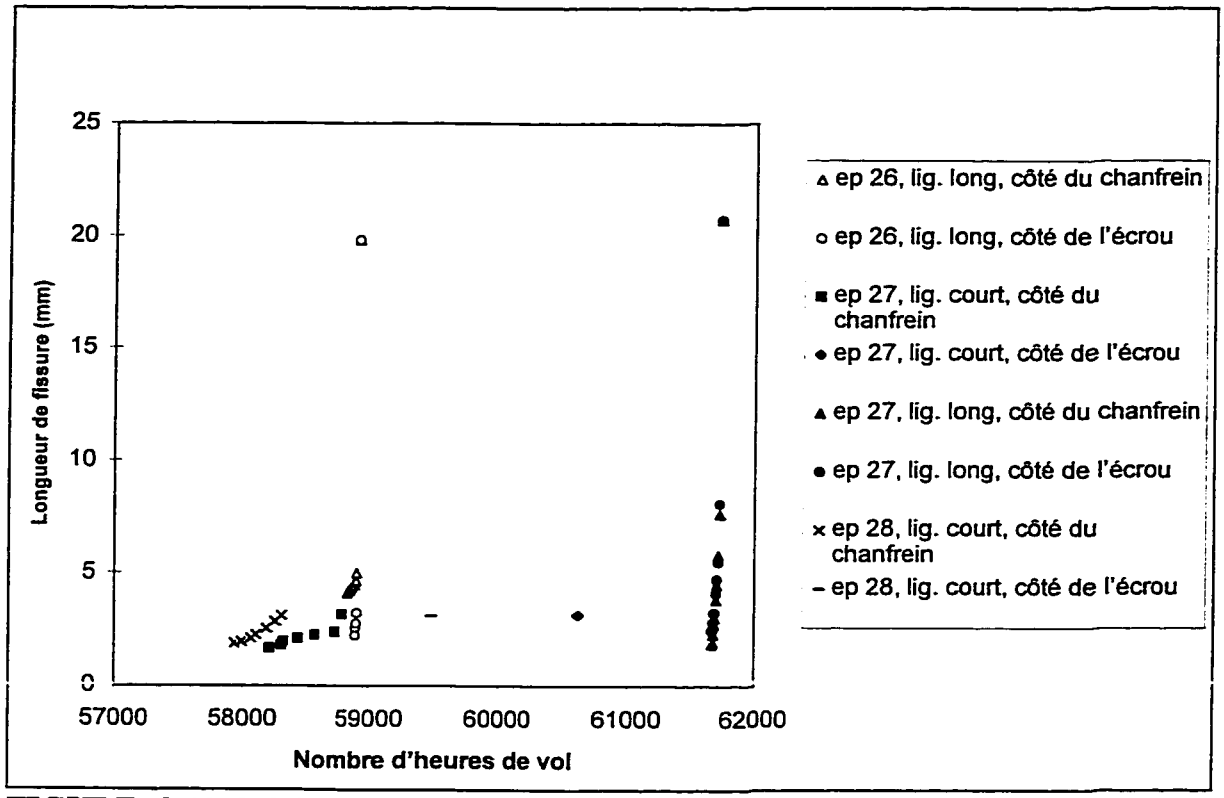


FIGURE C.12 Suivi de fissure pour les trous avec écrouissage et interférence, avec e/D=1,0 et un chargement maximal de 220,63 MPa (éprouvettes 26, 27 et 28)

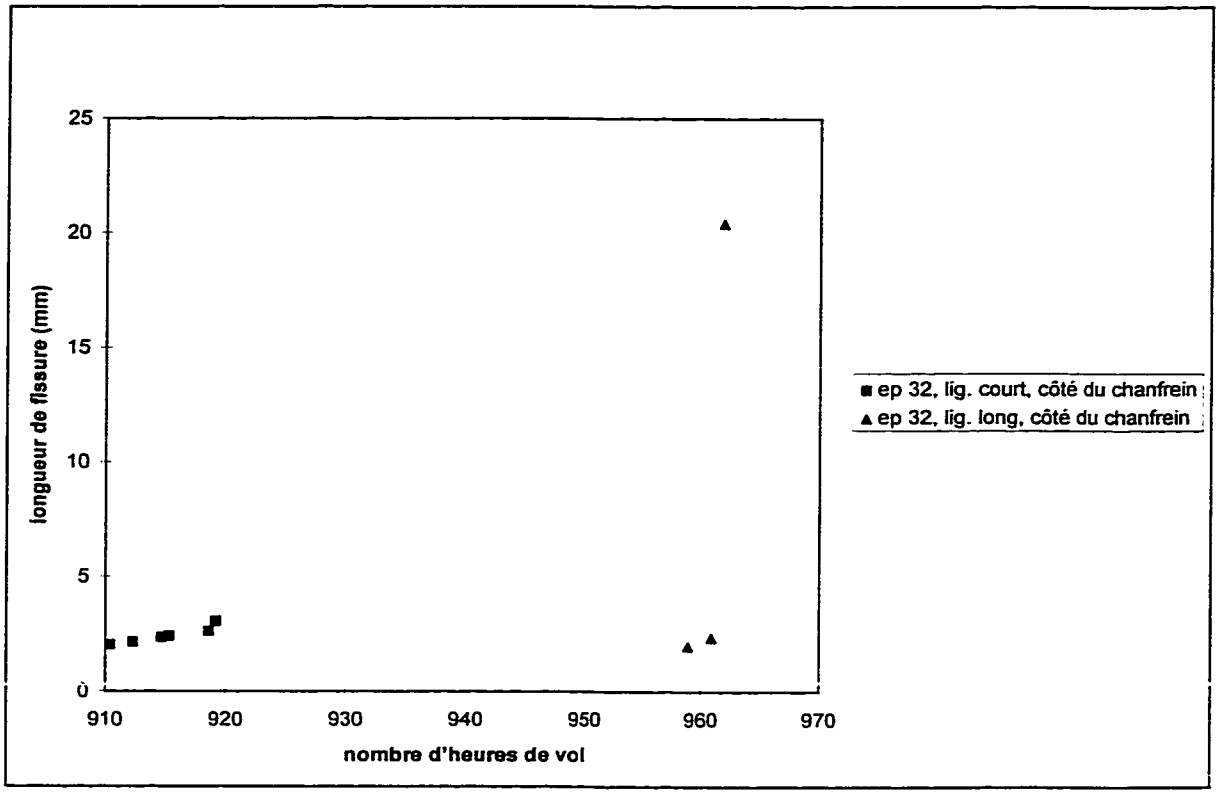


FIGURE C. 13 Suivi de fissure pour les trous avec écrouissage et interférence, avec e/D=1,0 et un chargement maximal de 275,79 MPa (éprouvette 32)

TABLEAU C.1 Résultats des tests de fatigue pour une marge de bord e/D = 2,4

EP (no. de l'éprou-vette)	Procédé	Charge max (MPa)	Site d'initia-tion	Vie en init. (heures de vol)	Vie en prop. (heures de vol)	Vie totale (heures de vol)	Profil de la fissure (a/c moyen)
101*	BASE	220,63	—	—	—	27696,6	0,22
102*	BASE	220,63	—	—	—	16809,9	0,23
103	BASE	220,63	droit-écrou	21078,7	2333,4	23352,1	0,22
104	BASE	220,63	gauche-écrou	18809,9	2150,7	20960,6	0,16
moyenne (σ)				**19944,3**	**2242,1**	**22204,8 (3941,1)**	**0,21 (0,03)**
105	BASE	275,79	gauche-chanfrein	4496,7	93,1	4589,8	0,18
106	BASE	275,79	gauche-écrou	4223,9	168,9	4392,8	0,15
107	BASE	275,79	g-d-écrou	7422	689,9	8111,9	0,22
108	BASE	275,79	g-cf-écr	3900,3	208,1	4271,1	0,21
moyenne (σ)				**5010,7 (1408,1)**	**290 (234,6)**	**5341,4 (1603,6)**	**0,1907 (0,03)**
109	ÉCR	220.63	—	—	—	infinie	profil non mesuré
110	ÉCR	220,63	—	—	—	infinie	profil non mesuré
111	ÉCR	220,63	essai non réalisé				
112	ÉCR	220,63	essai non réalisé				
moyenne (σ)						**infinie**	
113	ÉCR	275,79	gauche-écrou	18450,5	476,6	18927,1	0,15
114	ÉCR	275,79	g-cf-écr	11601,7	1240,8	12842,5	0,17
115*	ÉCR	275,79	—	—	—	15118,5	0,22
116	ÉCR	275,79	g-cf-écr	12377,2	1228,3	13605,5	0,15
moyenne (σ)				**14143,1**	**981,9**	**15123,4 (2343,9)**	**0,17 (0,03)**

notes :

- σ est l'écart-type calculée pour les échantillons de même géométrie, procédé d'assemblage et niveau de chargement
- g et d signifient que la fissure s'est propagée sur le côté gauche ou du trou, respectivement
- g-d signifie que deux fissures se sont initiées sur chacun des côtés du trou, gauche et droit
- cf et écr signifient que la fissure s'est propagée sur le côté du chanfrein et de l'écrou respectivement
- cf-écr signifie que deux fissures se sont initiées sur chacun des côtés du trou, soit du côté du chanfrein et de l'écrou
- — non observé
- * cassait d'un coup sec

TABLEAU C.1 Résultats des tests de fatigue pour une marge de bord e/D = 2,4 (suite)

EP (no. de l'éprou-vette)	Procédé	Charge max (MPa)	Site d'initia-tion	Vie en init. (heures de vol)	Vie en prop. (heures de vol)	Vie totale (heures de vol)	Profil de la fissure (a/c moyen)
117	INT	220,63	—	—	—	infinie	profil non mesuré
118	INT	220,63	—	—	—	infinie	profil non mesuré
119	INT	220,63	essai non réalisé				
120	INT	220,63	essai non réalisé				
moyenne (σ)						**infinie**	
121*	INT	275,79	g-cf-écr	—	—	50472,9	1,74
122	INT	275,79	gauche-chanfrien	48074,7	1982,2	50056,9	1,68
123*	INT	275,79	d-cf-écr	—	—	40807,6	1,58
124*	INT	275,79	droit-écrou	—	—	81900	non mesurable
moyenne (σ)				**48074,7**	**1982,2**	**55809,4 (15151,1)**	**1,67**
125	ÉCR + INT	220,63	—	—	—	infinie	profil non mesuré
126	ÉCR + INT	220,63	—	—	—	infinie	profil non mesuré
127	ÉCR + INT	220,63	essai non réalisé				
128	ÉCR + INT	220,63	essai non réalisé				
moyenne (σ)						**infinie**	
129*	ÉCR + INT	275,79	—	—	—	63954,8	non mesurable
130*	ÉCR + INT	275,79	—	—	—	35235,8	1,71
131	ÉCR + INT	275,79	droit-chanfrein	41262,8	1435,7	42698,5	2,08
132	ÉCR + INT	275,79	droit-chanfrein	42675,9	908,3	43584,2	1,90
moyenne (σ)				**41969,4**	**1172**	**46368,3 (10658,8)**	**1,90**

notes :

- σ est l'écart-type calculée pour les échantillons de même géométrie, procédé d'assemblage et niveau de chargement
- g et d signifient que la fissure s'est propagée sur le côté gauche ou du trou, respectivement
- g-d signifie que deux fissures se sont initiées sur chacun des côtés du trou, gauche et droit
- cf et écr signifient que la fissure s'est propagée sur le côté du chanfrein et de l'écrou respectivement
- cf-écr signifie que deux fissures se sont initiées sur chacun des côtés du trou, soit du côté du chanfrein et de l'écrou
- — non observé
- * cassait d'un coup sec

TABLEAU C.2a Résultats des tests de fatigue pour une marge de bord e/D=1,0 sur le ligament court

EP (no. de l'éprouvette)	Procédé	Charge max (MPa)	Site d'initiation	Vie en init. (heures de vol)	Vie en prop. (heures de vol)	Vie totale (heures de vol)	Profil de la fissure (a/c moyen)
1	BASE	220,63	écrou	6260,4	164,2	6424,6	0,23
2	BASE	220,63	écrou	7039,8	22.7	7062,5	0,21
3*	BASE	220,63	écrou	—	—	13188,5	0,26
4*	BASE	220,63	écrou	—	—	4645	0,27
moyenne (σ)				**6650,1**	**93,5**	**7830,1 (3218)**	**0,24 (0,03)**
5*	BASE	275,79	écrou	—	—	1041	0,16
6	BASE	275,79	chanfrein	1226	24	1250	0,16
7[a]	BASE	275,79	—	—	—	—	—
8*	BASE	275,79	écrou	—	—	1182,5	0,17
moyenne (σ)				**1226**	**24**	**1157,8**	**0,16**
9	ÉCR	220,63	chanfrein	18033,1	206,5	18239,6	0,31
10*	ÉCR	220,63	—	—	—	2135,9	0,14
11*	ÉCR	220,63	écrou	—	—	10084,2	0,30
12	ÉCR	220,63	écrou	9012,6	589,7	9602,3	0,25
moyenne (σ)				**13522,9**	**398,1**	**10015,5**	**0,25 (0,07)**
13[a]	ÉCR	275,79	—	—	—	—	—
14*	ÉCR	275,79	écrou	—	—	2389,9	0,17
15	ÉCR	275,79	chanfrein	1249,8	28,3	1278,1	0,15
16	ÉCR	275,79	chanfrein	1126,1	63,6	1189,7	0,20
moyenne (σ)				**1188**	**46**	**1619,2**	**0,17**
17	INT	220,63	chanfrein	16778,2	1015,5	17793,7	0,22
18*	INT	220,63	écrou	—	—	20058,4	0,21
19*	INT	220,63	écrou	—	—	12025	0,18
20[a]	INT	220,63	—	—	—	—	—
moyenne (σ)				**16778,2**	**1015,5**	**16625**	**0,21**

Notes :

- *cassait d'un coup sec
- [a] cassait loin du trou
- — non observé

TABLEAU C.2a Résultats des tests de fatigue pour une marge de bord e/D=1,0 sur le ligament court (suite)

EP (no. de l'éprouvette)	Procédé	Charge max (MPa)	Site d'initiation	Vie en init. (heures de vol)	Vie en prop. (heures de vol)	Vie totale (heures de vol)	Profil de la fissure (a/c moyen)
21*	INT	275,79	—	—	—	—	0,13
22*	INT	275,79	—	—	—	—	0,12
23	INT	275,79	chanfrein	10257,7	2910,6	13168,3	0,13
24	INT	275,79	chanfrein	6652,9	2932,7	9585,6	0,13
moyenne (σ)				**8455,3**	**2921,7**	**11377**	**0,13 (0,004)**
25*	ÉCR+INT	220,63	—	—	—	45825	0,26
26*	ÉCR+INT	220,63	—	—	—	32500	0,26
27	ÉCR+INT	220,63	chanfrein	56134	3892,6	60026,6	0,25
28	ÉCR+INT	220,63	chanfrein	55464,9	4010,1	59475	non mesurable
moyenne (σ)				**55799,5**	**3951,4**	**49456,7 (11322,6)**	**0,26**
29[a]	ÉCR+INT	275,79	—	—	—	—	—
30*	ÉCR+INT	275,79	—	—	—	—	0,19
31*	ÉCR+INT	275,79	—	—	—	—	0,13
32	ÉCR+INT	275,79	chanfrein	842,1	77,1	919,2	0,08
moyenne (σ)				**842,1**	**77,1**	**919,2**	**0,14**

notes :

- * cassait d'un coup sec
- [a] cassait loin du trou
- — non observé

TABLEAU C.2b Résultats des tests de fatigue pour une marge de bord e/D=1,0 sur le ligament long

EP (no. de l'éprouvette)	Procédé	Charge max (MPa)	Site d'initiation	Vie en init. (heures de vol)	Vie en prop. (heures de vol)	Vie totale (heures de vol)	Profil de la fissure (a/c moyen)
1	BASE	220,63	chanfrein	6703,2	212,8	6916	0,19
2	BASE	220,63	chanfrein	7489,6	153,4	7643	0,22
3	BASE	220,63	écrou	13809,5	211,6	14021,1	0,22
4	BASE	220,63	écrou	4908	290,8	5198,8	0,18
moyenne (σ)				**8227,6 (3355,8)**	**217,2 (48,8)**	**8444,7 (3339,6)**	**0,20 (0,02)**
5*	BASE	275,79	chanfrein	—	—	1157,4	0,11
6*	BASE	275,79	chanfrein	—	—	1366,3	0,18
7[a]	BASE	275,79	—	—	—	—	—
8	BASE	275,79	chanfrein	1225,5	30,5	1256	0,27
moyenne (σ)				**1225,5**	**30,5**	**1259,9**	**0,19**
9	ÉCR	220,63	écrou	18320,7	424	18744,7	0,20
10*	ÉCR	220,63	—	—	—	2135,9	0,18
11	ÉCR	220,63	écrou	8946,8	1296,2	10243	0,30
12	ÉCR	220,63	écrou	9769,1	238	10007,1	0,20
moyenne (σ)				**12345,5**	**652,7**	**10282,7**	**0,22 (0,04)**
13[a]	ÉCR	275,79	—	—	—	—	—
14*	ÉCR	275,79	chanfrein	—	—	2444,6	0,18
15	ÉCR	275,79	chanfrein-écrou	1362,8	4,5	1367,3	0,19
16	ÉCR	275,79	chanfrein	1150	195,8	1345,8	0,19
moyenne (σ)				**1256,4**	**100,2**	**1719,2**	**0,18**
17	INT	220,63	chanfrein	17951,7	158,3	18110	0,15
18	INT	220,63	chanfrein	20351,7	33,3	20385	0,20
19	INT	220,63	chanfrein	12311,7	205,8	12517,5	0,18
20[a]	INT	220,63	—	—	—	—	—
moyenne (σ)				**16871,7**	**132,5**	**17004,2**	**0,18**

notes :

- * cassait d'un coup sec
- [a] cassait loin du trou
- — non observé

TABLEAU C.2b Résultats des tests de fatigue pour une marge de bord e/D=1,0 sur le ligament long (suite)

EP (no. de l'éprouvette)	Procédé	Charge max (MPa)	Site d'initiation	Vie en init. (heures de vol)	Vie en prop. (heures de vol)	Vie totale (heures de vol)	Profil de la fissure (a/c moyen)
21*	INT	275,79	chanfrein	—	—	16250	0,14
22*	INT	275,79	—	—	—	25187,5	0,27
23	INT	275,79	chanfrein	12798,3	423,9	13222,2	non mesurable
24	INT	275,79	chanfrein	9673,9	152,2	9826,1	0,25
moyenne (σ)				**11236,1**	**288,1**	**16121 (5706,3)**	**0,22**
25*	ÉCR+INT	220,63	—	—	—	78988,8	non mesurable
26	ÉCR+INT	220,63	chanfrein	57108,8	1807,2	58916	non mesurable
27	ÉCR+INT	220,63	chanfrein	61293,6	434,5	61728,1	0,23
28	ÉCR+INT	220,63	—	—	—	70525	0,25
moyenne (σ)				**59201,2 (2959,1)**	**1121 (970,3)**	**67539,5 (7876,2)**	**0,24**
29[a]	ÉCR+INT	275,79	—	—	—	—	—
30*	ÉCR+INT	275,79	—	—	—	14150,2	0,16
31*	ÉCR+INT	275,79	—	—	—	1112,6	0,17
32	ÉCR+INT	275,79	chanfrein	934,9	27	961,9	0,17
moyenne (σ)				**934,9**	**27**	**5408,2**	**0,16**

notes :

- *cassait d'un coup sec
- [a] cassait loin du trou
- — non observé

ANNEXE D

Étude du spectre IARPO3 utilisé pour les essais en fatigue

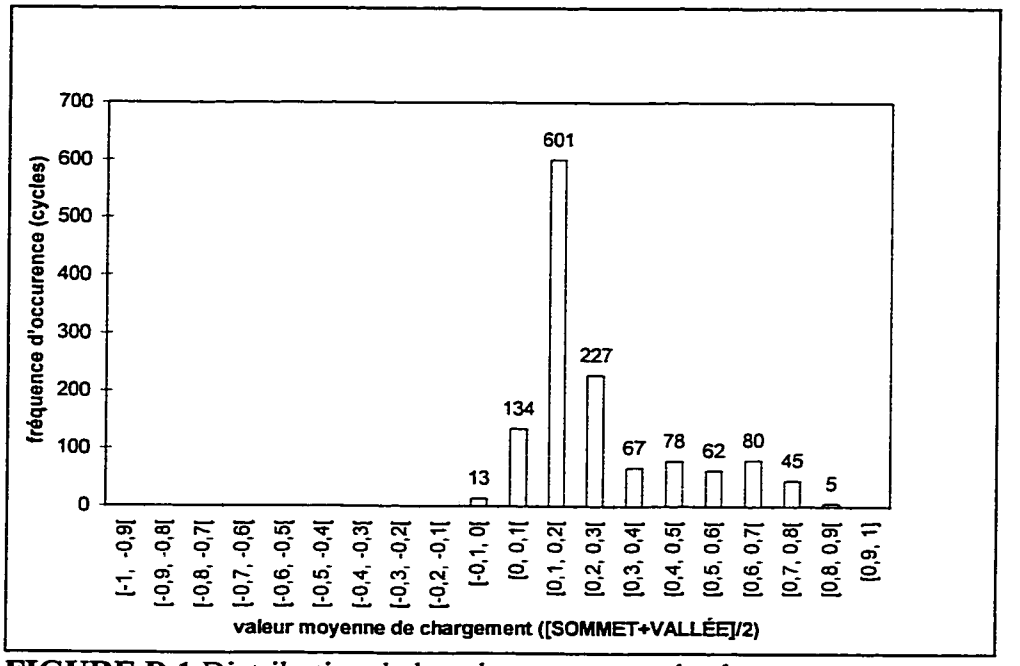


FIGURE D.1 Distribution de la valeur moyenne de chargement pour un intervalle Δ de [0, 0,1[

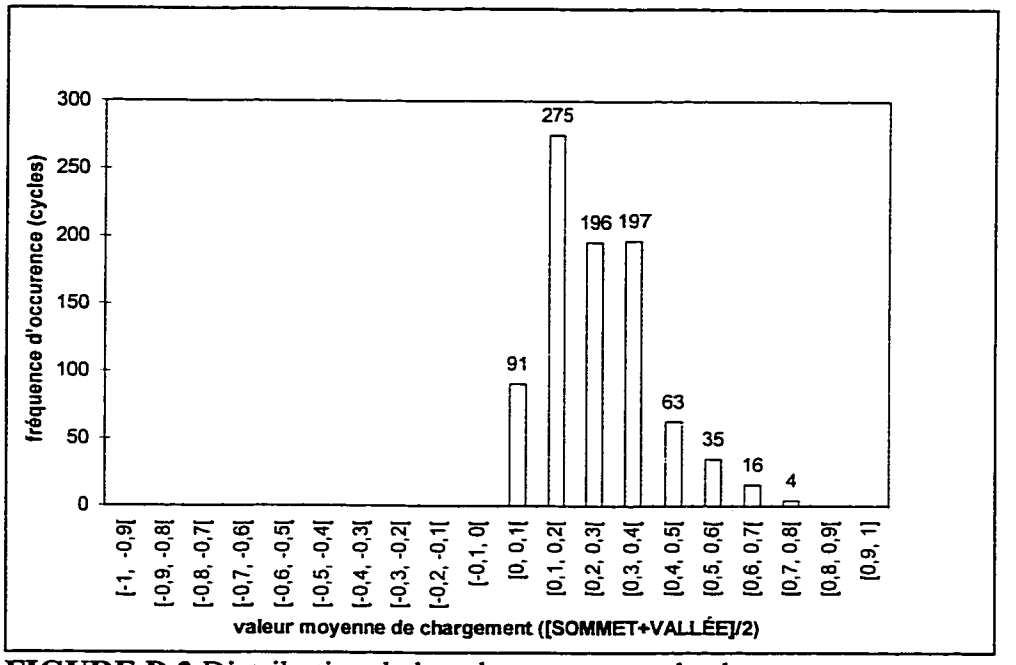


FIGURE D.2 Distribution de la valeur moyenne de chargement pour un intervalle Δ de [0,1, 0,2[

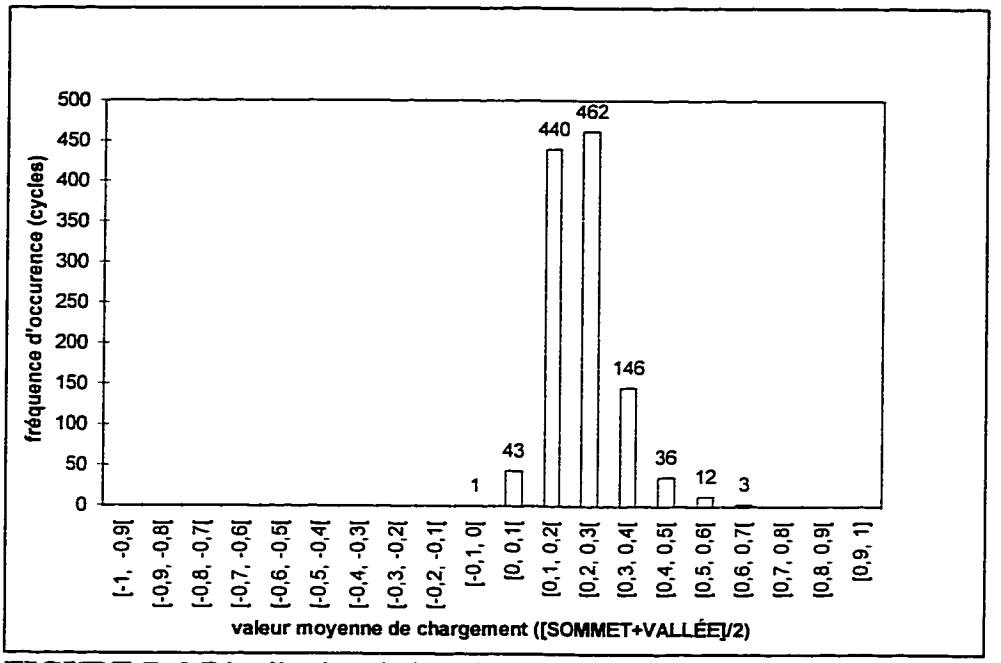


FIGURE D.3 Distribution de la valeur moyenne de chargement pour un intervalle Δ de [0,2, 0,3[

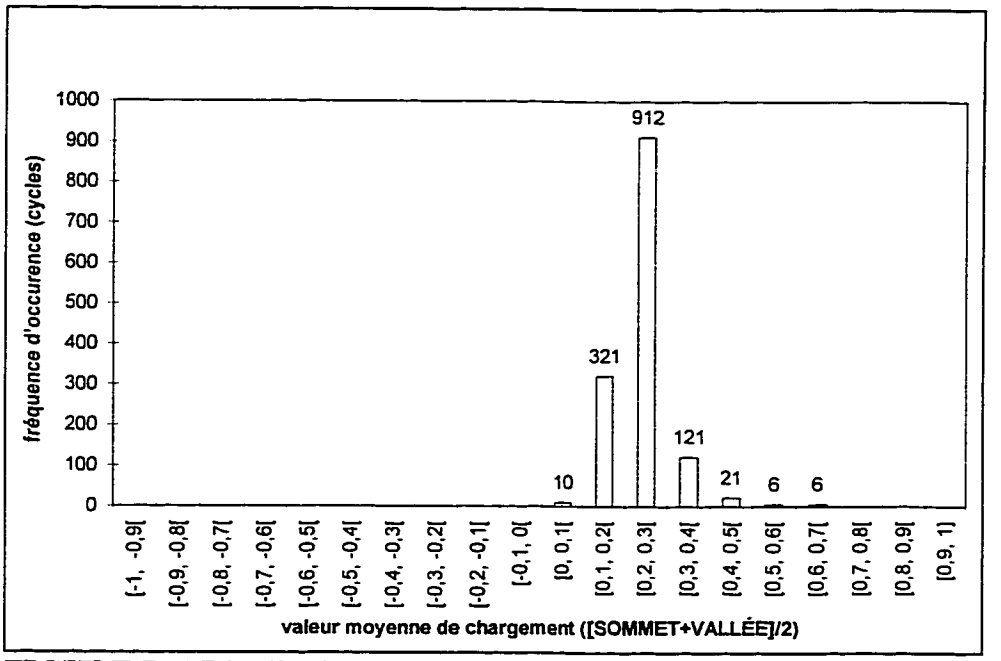


FIGURE D.4 Distribution de la valeur moyenne de chargement pour un intervalle Δ de [0,3, 0,4[

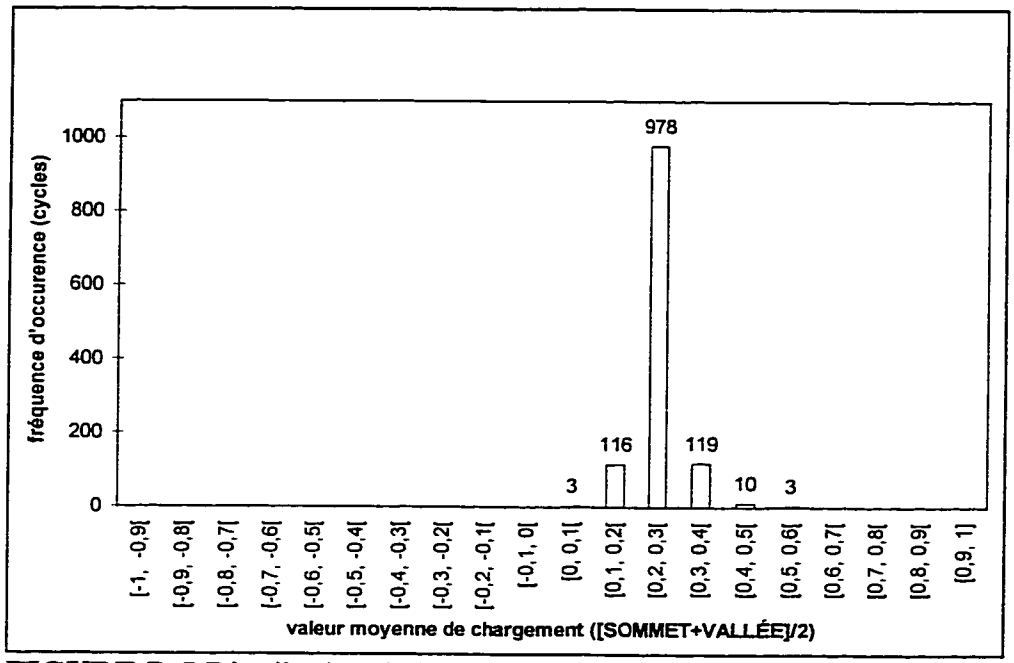


FIGURE D.5 Distribution de la valeur moyenne de chargement pour un intervalle Δ de [0,4, 0,5[

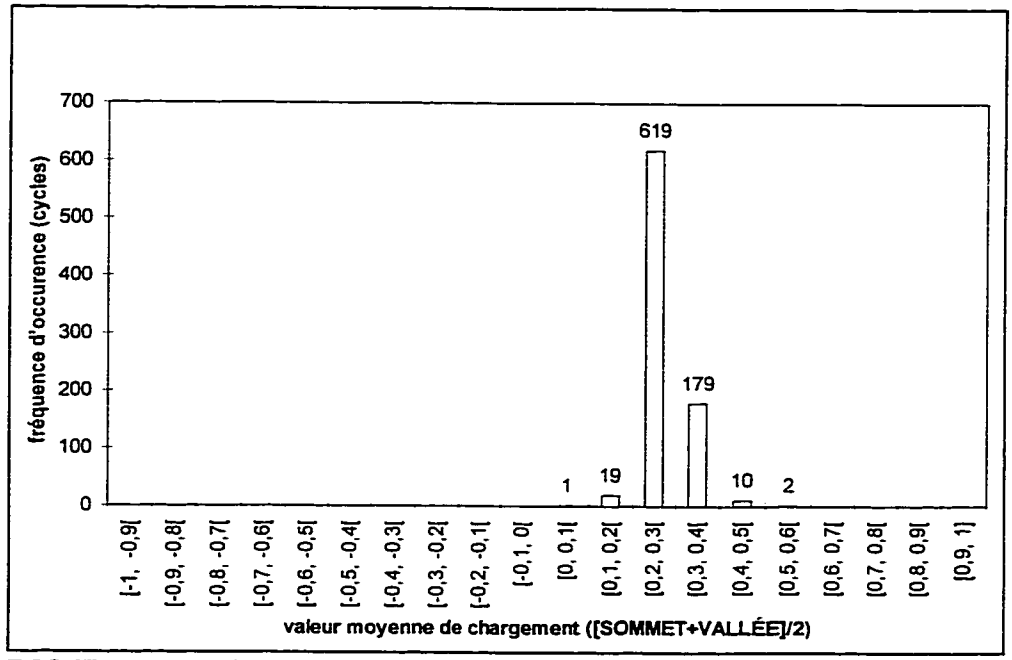


FIGURE D.6 Distribution de la valeur moyenne de chargement pour un intervalle Δ de [0,5, 0,6[

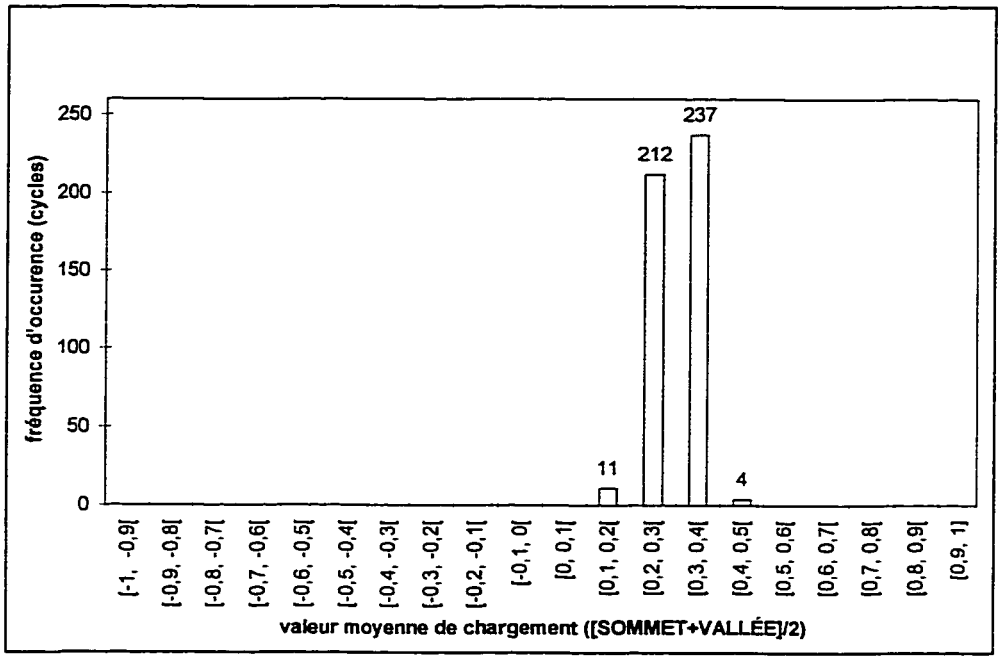


FIGURE D.7 Distribution de la valeur moyenne de chargement pour un intervalle Δ de [0,6, 0,7[

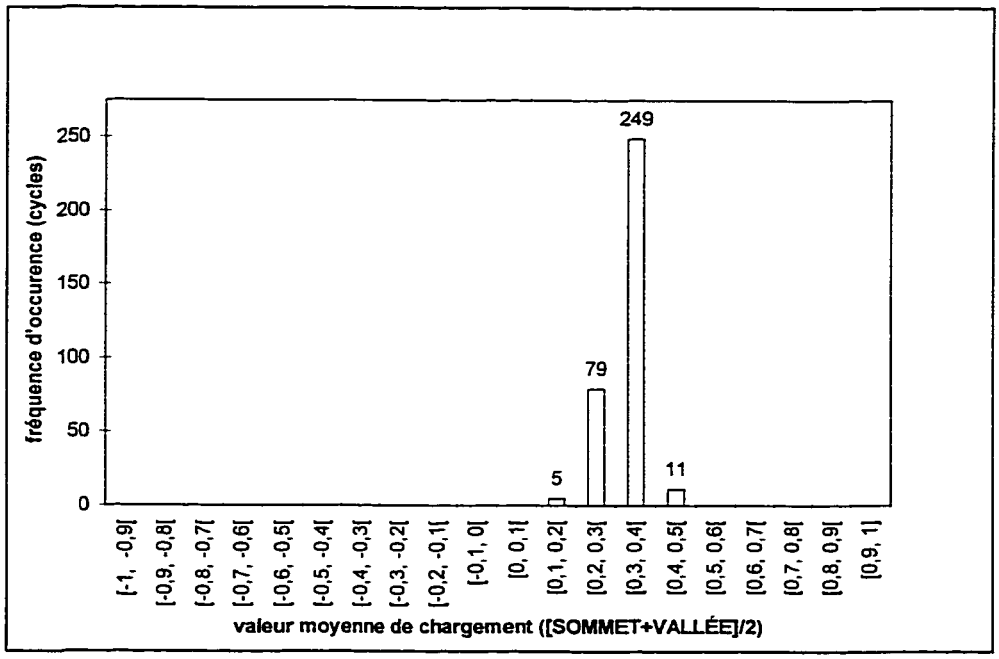


FIGURE D.8 Distribution de la valeur moyenne de chargement pour un intervalle Δ de [0,7, 0,9[

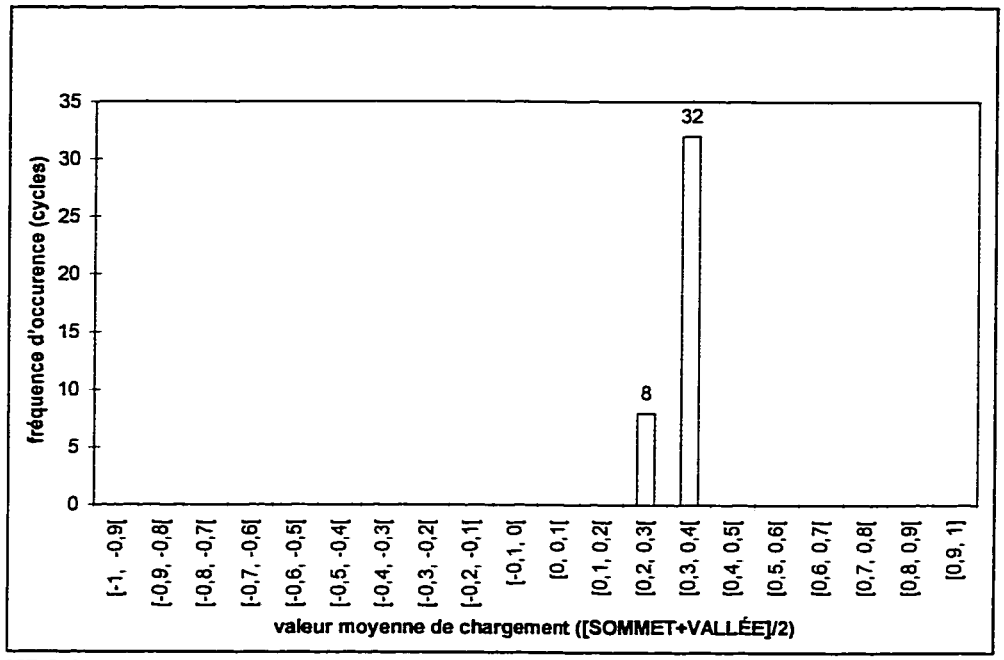


FIGURE D.9 Distribution de la valeur moyenne de chargement pour un intervalle Δ de [0,9, 1,03[

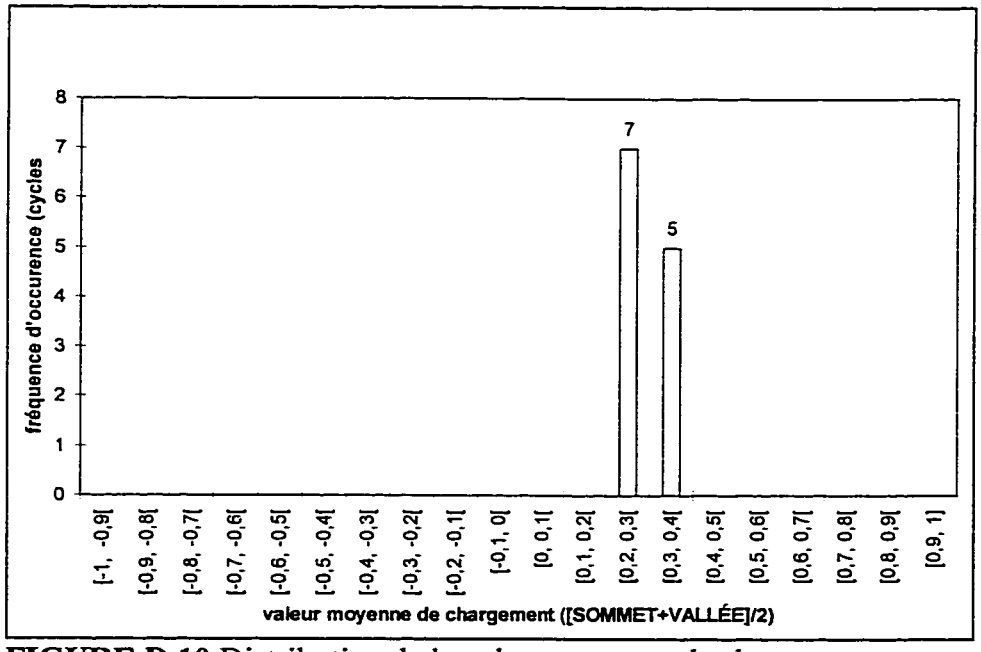


FIGURE D.10 Distribution de la valeur moyenne de chargement pour un intervalle Δ de [1,03, 1,118[

TABLEAU D.1 Caractéristiques des cycles de chargement analysés par éléments finis

ΔS	S_{moy}	fréquence
0,1	0	147[a]
0,1	0,15	601
0,1	0,25	227
0,1	0,6	337[b]
0,2	0,05	91
0,2	0,15	275
0,2	0,3	393
0,2	0,6	118
0,3	-0,05	1
0,3	0,05	43
0,3	0,2	902
0,3	0,35	146
0,3	0,55	51
0,4	0,05	10
0,4	0,15	321
0,4	0,25	912
0,4	0,35	121
0,4	0,45	21
0,4	0,6	12
0,5	0,05	3
0,5	0,15	116
0,5	0,25	978
0,5	0,35	119
0,5	0,5	13
0,6	0,1	20
0,6	0,25	619
0,6	0,35	179
0,6	0,5	12
0,7	0,15	11
0,7	0,3	449
0,7	0,45	4
0,9	0,15	5
0,9	0,25	79
0,9	0,35	249
0,9	0,45	11
1	0,25	8
1	0,35	32
1,118	0,3	12
TOTAL		7648

Notes : a) Cette ligne groupe les résultats montrés à la figure D1, pour les valeurs moyennes comprises entre [-0,1 ; 0,0[et [0,0 ; 0,1]. La valeur S_{moy} est la valeur médiane de ces intervalles, i.e (-0,1+0,1)/2 et la fréquence est égale à 13+134 soit 147

b) la valeur 337 groupe les cycles dont la valeur moyenne du chargement se situe entre 0,3 et 0,9, soit 67+78+62+80+45+5=337; dans ce cas, S_{moy} = (0,3+0,9)/2.

ANNEXE E

Programmes FORTRAN 77 pour les calculs des vies en initiation (0.254 mm) et en propagation de fissure

E1 Programme MORROW pour le calcul de la vie en initiation, basé sur les champs de contraintes et déformations obtenus par éléments finis et sur la relation de Morrow

E2 Programme TOPPER pour le calcul de la vie en initiation, basé sur les champs de contraintes et déformations obtenus par éléments finis et sur la relation de Smith-Watson-Topper

E3 Programme INITMORROW, pour le calcul de la vie en initiation, basé sur les relations de Neuber, de Ramberg-Osgood et de Morrow

E4 Programme INITOPPER, pour le calcul de la vie en initiation, basé sur les relations de Neuber, de Ramberg-Osgood et de Smith-Watson-Topper

E.5 Algorithme de calcul de l'extension de la fissure

E6 Programme PROPAGATION pour le calcul de la vie en propagation sans prendre en compte la redistribution des contraintes résiduelles due à la fissuration

E7 Programme FISSURE, pour le calcul de la vie en propagation, basé sur les relations de Glinka, Paris et de Wheeler et qui tient compte de la redistribution des contraintes résiduelles après fissuration

E1 Programme MORROW pour le calcul de la vie en initiation, basé sur les champs de contraintes et déformations obtenus par éléments finis et sur la relation de Morrow

```
      PROGRAM  MORROW
c     Trouve la vie en initiation de fissure
c     pour des plaques avec procédes d'assemblage
c     en utilisant Morrow et la loi de Miner et en se basant sur les
c     contraintes et déformations obtenues par éléments finis
c     pour AL7475-T7351.

      REAL MOR,D,ligne,vol,nb
      REAL delsig,sigmoy,delep,N,vie
      REAL N1,N2,N3,h1,h2,h3,dum3,tmp
      DATA vol/325./

c----------Ouverture des fichiers d'entree et de sortie----------

      OPEN (UNIT=6,FILE='EI24b',ACCESS='SEQUENTIAL')
      OPEN (UNIT=7,FILE='out.ou',ACCESS='SEQUENTIAL')
      WRITE(7,401)
      WRITE(7,501)

ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc
c                PROGRAMME PRINCIPAL                                  c
ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc
c
      D=0
      ligne=0

10    READ(6,*,END=102) sigmoy,delsig,delep,nb

      ligne=ligne+1
c
c-------------------------------------------------------------------
c  Calcul de la vie en initiation avec Morrow en utilisant la        c
c  methode de bissection                                             c
c-------------------------------------------------------------------
      N1=1
      N2=1E30
      N3=(N1+N2)/2
      h1=MOR(N1,sigmoy,delep)
      h2=MOR(N2,sigmoy,delep)
      h3=MOR(N3,sigmoy,delep)


       IF ((h1*h2).GT.0) THEN

        WRITE(7,*) 'CUMUL DU DOMMAGE FAIBLE
       ELSE
```

```
        BISS: DO 40 WHILE(ABS(dum3-N3).GT.1E-10)

         IF(h3*h1.LT.0) THEN
          N2=N3
          dum3=N3

         ELSE

          N1=N3
          dum3=N3

         ENDIF

         h1=MOR(N1,sigmoy,delep)
         h2=MOR(N2,sigmoy,delep)
         N3=(N1+N2)/2
         h3=MOR(N3,sigmoy,delep)

40       END DO BISS

        N=N3
        tmp=nb/N
        D=D+tmp
        WRITE(7,201) sigmoy,delsig,delep,N,nb,tmp

       ENDIF

      GO TO 10

102    vie=(1/D)*vol
      WRITE(7,301) vie
      CLOSE(6)
      CLOSE(7)
      STOP

201    FORMAT(F10.5,2x,F9.4,2x,F10.7,2x,F20.7,2x,F4.0,2x,F15.13)
301    FORMAT(/,'VIE EN HEURES DE VOL =',F15.1)
401    FORMAT('Trou de base, e/D = 1 , charge max de
     & 275,79 MPa')
501    FORMAT(/,4x,'sig',5x,'delsig',4x,'delepsilon',13x,'N',9x,'nb',
     &12x,'nb/N')
       END

ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc
c              FIN DU PROGRAMME PRINCIPAL                            c
ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc
```

```
ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc
c            LIBRAIRIE DE FONCTION                                      c
c-------------------------------------------------------------------------
      REAL FUNCTION MOR(N,sigmam,eps)

      REAL N,sigmam,eps,sigmaf,ef,A,E,b,c
      DATA sigmaf,ef,b,c,E/1860.12,0.1414,-0.1991,-0.3808,67148./

      A=1-(sigmam/sigmaf)
      MOR=eps-(2*sigmaf*(A/E)*(2*N)**b)-(2*ef*(A**(c/b))*(2*N)**c)

      RETURN
      END FUNCTION MOR
```

E2 Programme TOPPER pour le calcul de la vie en initiation, basé sur les champs de contraintes et déformations obtenus par éléments finis et sur la relation de Smith-Watson-Topper

```
      PROGRAM  TOPPER
c     Trouve la vie en initiation de fissure
c     pour des plaques avec procédes d'assemblage
c     en utilisant Topper et la loi de Miner et en se basant sur
c     les contraintes et déformations obtenues avec les éléments finis
c     pour AL7475-T7351.

      REAL TOP,D,ligne,vol,nb
      REAL delsig,sigmoy,delep,sigmax,N,vie
      REAL N1,N2,N3,h1,h2,h3,dum3,tmp
      DATA vol/325./

c----------Ouverture des fichiers d'entree et de sortie----------

      OPEN (UNIT=6,FILE='EI1b',ACCESS='SEQUENTIAL')
      OPEN (UNIT=7,FILE='out.ou',ACCESS='SEQUENTIAL')
      WRITE(7,401)
      WRITE(7,501)

ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc
c                PROGRAMME PRINCIPAL                                  c
ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc
c
      D=0
      ligne=0

10     READ(6,*,END=102) sigmoy,delsig,delep,nb

      ligne=ligne+1
c
c-------------------------------------------------------------------
c  Calcul de la vie en initiation avec Topper en utilisant la        c
c  methode de bissection                                             c
c-------------------------------------------------------------------

      sigmax=sigmoy+(delsig/2)
      N1=1
      N2=1E30
      N3=(N1+N2)/2
      h1=TOP(N1,sigmax,delep)
      h2=TOP(N2,sigmax,delep)
      h3=TOP(N3,sigmax,delep)


       IF ((h1*h2).GT.0) THEN
        WRITE(7,*) 'CUMUL DU DOMMAGE FAIBLE'
```

```
        ELSE

        BISS: DO 40 WHILE(ABS(dum3-N3).GT.1E-10)

         IF(h3*h1.LT.0) THEN

          N2=N3
          dum3=N3

         ELSE

          N1=N3
          dum3=N3

         ENDIF

         h1=TOP(N1,sigmax,delep)
         h2=TOP(N2,sigmax,delep)
         N3=(N1+N2)/2
         h3=TOP(N3,sigmax,delep)

40       END DO BISS

        N=N3
        tmp=nb/N
        D=D+tmp
        WRITE(7,201) sigmoy,delsig,delep,N,nb,tmp

       ENDIF

      GO TO 10

102    vie=(1/D)*vol
      WRITE(7,301) vie
      CLOSE(6)
      CLOSE(7)
      STOP

201   FORMAT(F10.5,2x,F9.4,2x,F10.7,2x,F20.7,2x,F4.0,2x,F15.13)
301   FORMAT(/,'VIE EN HEURES DE VOL =',F15.1)
401   FORMAT('Trou de base, e/D = 1 , charge max de
     & 275,79 MPa')
501   FORMAT(/,4x,'sig',5x,'delsig',4x,'delepsilon',13x,'N',9x,'nb',
     &12x,'nb/N')
      END


ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc
c              FIN DU PROGRAMME PRINCIPAL                              c
ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc
```

```
ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc
c            LIBRAIRIE DE FONCTION                                    c
c-------------------------------------------------------------------
      REAL FUNCTION TOP(N,sigmax,eps)

      REAL N,sigmax,eps,sigmaf,ef,A,E,b,c
      DATA sigmaf,ef,b,c,E/1860.12,0.1414,-0.1991,-0.3808,67148./

      A=(sigmax*eps/2)
      TOP=A-(((sigmaf**2)/E)*(2*N)**(2*b))-(sigmaf*ef*(2*N)**(b+c))

      RETURN
      END FUNCTION TOP
c-------------------------------------------------------------------
```

E3 Programme INITMORROW, pour le calcul de la vie en initiation, basé sur les relations de Neuber, de Ramberg-Osgood et de Morrow

```
      PROGRAM  INITMORROW
c     Trouve la vie en initiation de fissure
c     en utilisant Ramberg-Osgood et Morrow
c     en plus du cumul du dommage pour AL7475-T7351
c     Ce programme est valide pour les plaques
c     avec des procedes d'assemblage
c
c     stress=246.793736 ou 308.49217MPa

      REAL cmax,cmin,MORROW,OSGOOD,vol,ligne,Kt,epmax,epmin
      REAL delepm,delepd,sigmoy,S,sigma,eps,N,D,vie,stress,E
      REAL sres,eres,dsm,dsigm1,dsigm2,dsigm3,delsigm,delep
      REAL sigmax,dsd,dsigd1,dsigd2,dsigd3,delsigd
      REAL dum1,dum2,dum3,N1,N2,N3,sigmin,lime,lims
      REAL m1,m2,m3,d1,d2,d3,h1,h2,h3
      DATA vol,E/325.,67148./
      DATA lims,lime/518.4,0.1325/
      DATA stress/246.793736/
      DATA sres,eres/-303.5,3.1257E-02/
      DATA Kt/2.885/

c---------Ouverture des fichiers d'entree et de sortie----------

      OPEN (UNIT=5,FILE='SPECTRE',ACCESS='SEQUENTIAL')
      OPEN (UNIT=6,FILE='out.ou',ACCESS='SEQUENTIAL')
      WRITE(6,401)

ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc
c                  PROGRAMME PRINCIPAL                                 c
ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc

      D=0
      S=0.
      sigma=sres
      eps=eres
      ligne=0

10    READ(5,*,END=102) cmax,cmin

      ligne=ligne+1

c-------------------------------------------------------------------
c  Calcul des contraintes et deformations cycliques en montee     c
c  avec Ramberg-Osgood                                              c
c-------------------------------------------------------------------
      dsm=(cmax*stress)-S
      dsigm1=1E-20
```

```
      dsigm2=1E20
      dsigm3=(dsigm1+dsigm2)/2
      m1=OSGOOD(dsigm1,dsm,Kt)
      m2=OSGOOD(dsigm2,dsm,Kt)
      m3=OSGOOD(dsigm3,dsm,Kt)

      IF(m1*m2.GT.0) STOP

      BISS1: DO 20 WHILE(ABS(dum1-dsigm3).GT.1E-10)

       IF(m3*m1.LT.0) THEN

        dsigm2=dsigm3
        dum1=dsigm3

       ELSE

        dsigm1=dsigm3
        dum1=dsigm3

       ENDIF

       m1=OSGOOD(dsigm1,dsm,Kt)
       m2=OSGOOD(dsigm2,dsm,Kt)
       dsigm3=(dsigm1+dsigm2)/2
       m3=OSGOOD(dsigm3,dsm,Kt)

20     END DO BISS1

      delsigm=dsigm3
c-------------------------------------------------------------
c
c-------------------------------------------------------------
c  Calcul de l'ecart de la deformation cyclique en montee     c
c  avec Neuber                                                c
c-------------------------------------------------------------
      delepm=((Kt*dsm)**2)*(1/E)*(1/delsigm)
c-------------------------------------------------------------
c
c-------------------------------------------------------------
c  Calcul des contraintes et deformations cycliques en descente  c
c  avec Ramberg-Osgood                                           c
c-------------------------------------------------------------
      dsd=(cmax-cmin)*stress
      dsigd1=1E-20
      dsigd2=1E20
      dsigd3=(dsigd1+dsigd2)/2
      d1=OSGOOD(dsigd1,dsd,Kt)
      d2=OSGOOD(dsigd2,dsd,Kt)
      d3=OSGOOD(dsigd3,dsd,Kt)
```

```
      IF(d1*d2.GT.0) STOP

       BISS2: DO 30 WHILE(ABS(dum2-dsigd3).GT.1E-10)

        IF(d3*d1.LT.0) THEN

         dsigd2=dsigd3
         dum2=dsigd3

        ELSE

         dsigd1=dsigd3
         dum2=dsigd3

        ENDIF

       d1=OSGOOD(dsigd1,dsd,Kt)
       d2=OSGOOD(dsigd2,dsd,Kt)
       dsigd3=(dsigd1+dsigd2)/2
       d3=OSGOOD(dsigd3,dsd,Kt)

30      END DO BISS2

      delsigd=dsigd3
      sigmax=sigma+delsigm
c-------------------------------------------------------------------
c
c-------------------------------------------------------------------
c  Calcul de l'ecart de la deformation cyclique en descente      c
c  avec Neuber                                                    c
c-------------------------------------------------------------------
      delepd=((Kt*dsd)**2)*(1/E)*(1/delsigd)
c-------------------------------------------------------------------
c
      IF (sigmax.GT.lims) sigmax=lims

       epmax=eps+delepm

      IF (epmax.GT.lime) epmax=lime

       sigmin=sigmax-delsigd

      IF (sigmin.LT.-1*lims) sigmin=-1*lims

       epmin=epmax-delepd

      IF (epmin.LT.-1*lime) epmin=-1*lime

      sigmoy=(sigmax+sigmin)/2
      delep=epmax-epmin
```

```
c-------------------------------------------------------------
c  Calcul de la vie avec Morrow par la methode de bissection  c
c-------------------------------------------------------------
      N1=1
      N2=1E20
      N3=(N1+N2)/2
      h1=MORROW(N1,sigmoy,delep)
      h2=MORROW(N2,sigmoy,delep)
      h3=MORROW(N3,sigmoy,delep)

      IF ((h1*h2).GT.0) THEN

       D=D
       WRITE(6,*) 'CUMUL DU DOMMAGE FAIBLE'

      ELSE

       BISS3: DO 40 WHILE(ABS(dum3-N3).GT.1E-10)

        IF(h3*h1.LT.0) THEN

         N2=N3
         dum3=N3

        ELSE

         N1=N3
         dum3=N3

        ENDIF

       h1=MORROW(N1,sigmoy,delep)
       h2=MORROW(N2,sigmoy,delep)
       N3=(N1+N2)/2
       h3=MORROW(N3,sigmoy,delep)

40      END DO BISS3

      N=N3
      D=D+(1/N)
      WRITE(6,201) sigmoy,delep,D

      ENDIF

      S=cmin*stress
      sigma=sigmin
      eps=epmin
      GO TO 10

102   vie=(1/D)*vol
      WRITE(6,301) vie
```

```
      CLOSE(5)
      CLOSE(6)
      STOP

201   FORMAT(F20.5,1x,F16.14,1x,F30.27)
301   FORMAT(/,'VIE EN HEURES DE VOL =',F14.5)
401   FORMAT('SIGMA MOY',5x,'DELTA EPSILON',5x,'D CUMUL DU DOMMAGE')
      END

ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc
c             FIN DU PROGRAMME PRINCIPAL                          c
ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc
c            LIBRAIRIE DE FONCTION
c-------------------------------------------------------------------
      REAL FUNCTION MORROW(N,sigmam,eps)

      REAL N,sigmam,eps,sigmaf,ef,A,E,b,c
      DATA sigmaf,ef,b,c,E/1860.12,0.1414,-0.1991,-0.3808,67148./

      A=1-(sigmam/sigmaf)
      MORROW=eps-(2*sigmaf*(A/E)*(2*N)**b)-(2*ef*(A**(c/b))*(2*N)**c)

      RETURN
      END FUNCTION MORROW
c-------------------------------------------------
      REAL FUNCTION OSGOOD(delsig,ds,Kt)

      REAL delsig,ds,E,K,n,Kt
      DATA E,K,n/67148,511.9691933,0.044523531/

      OSGOOD=(Kt*ds)**2-(delsig)**2-(2*E*delsig*(0.5*delsig/K)**(1/n))

      RETURN
      END FUNCTION OSGOOD
c-------------------------------------------------
```

E4 Programme INITOPPER, pour le calcul de la vie en initiation, basé sur les relations de Neuber, de Ramberg-Osgood et de Smith-Watson-Topper

```
      PROGRAM INITOPPER
c     Trouve la vie en initiation de fissure
c     en utilisant Ramberg-Osgood et Topper
c     en plus du cumul du dommage pour AL7475-T7351
c     Ce programme est valide pour les plaques
c     avec des procedes d'assemblage
c
c     stress=246.793736 ou 308.49217MPa

      REAL cmax,cmin,TOP,OSGOOD,vol,ligne,Kt,epmax,epmin
      REAL delepm,delepd,sigmoy,S,sigma,eps,N,D,vie,stress,E
      REAL sres,eres,dsm,dsigm1,dsigm2,dsigm3,delsigm,delep
      REAL sigmax,dsd,dsigd1,dsigd2,dsigd3,delsigd
      REAL dum1,dum2,dum3,N1,N2,N3,sigmin,lime,lims
      REAL m1,m2,m3,d1,d2,d3,h1,h2,h3
      DATA vol,E/325.,67148./
      DATA lims,lime/518.4,0.1325/
      DATA stress/246.793736/
      DATA sres,eres/-303.5,3.1257E-02/
      DATA Kt/2.885/

c--------Ouverture des fichiers d'entree et de sortie----------

      OPEN (UNIT=5,FILE='SPECTRE',ACCESS='SEQUENTIAL')
      OPEN (UNIT=6,FILE='out.ou',ACCESS='SEQUENTIAL')
      WRITE(6,401)

ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc
c                PROGRAMME PRINCIPAL                                 c
ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc

      D=0
      S=0.
      sigma=sres
      eps=eres
      ligne=0

10    READ(5,*,END=102) cmax,cmin

      ligne=ligne+1

c-------------------------------------------------------------------
c  Calcul des contraintes et deformations cycliques en montee    c
c  avec Ramberg-Osgood                                             c
c-------------------------------------------------------------------
      dsm=(cmax*stress)-S
      dsigm1=1E-20
```

```
      dsigm2=1E20
      dsigm3=(dsigm1+dsigm2)/2
      m1=OSGOOD(dsigm1,dsm,Kt)
      m2=OSGOOD(dsigm2,dsm,Kt)
      m3=OSGOOD(dsigm3,dsm,Kt)

      IF(m1*m2.GT.0) STOP

      BISS1: DO 20 WHILE(ABS(dum1-dsigm3).GT.1E-10)

       IF(m3*m1.LT.0) THEN

        dsigm2=dsigm3
        dum1=dsigm3

       ELSE

        dsigm1=dsigm3
        dum1=dsigm3

       ENDIF

       m1=OSGOOD(dsigm1,dsm,Kt)
       m2=OSGOOD(dsigm2,dsm,Kt)
       dsigm3=(dsigm1+dsigm2)/2
       m3=OSGOOD(dsigm3,dsm,Kt)

20     END DO BISS1

      delsigm=dsigm3
c-------------------------------------------------------------
c
c-------------------------------------------------------------
c  Calcul de l'ecart de la deformation cyclique en montee     c
c  avec Neuber                                                c
c-------------------------------------------------------------
      delepm=((Kt*dsm)**2)*(1/E)*(1/delsigm)
c-------------------------------------------------------------
c
c-------------------------------------------------------------
c  Calcul des contraintes et deformations cycliques en descente c
c  avec Ramberg-Osgood                                        c
c-------------------------------------------------------------
      dsd=(cmax-cmin)*stress
      dsigd1=1E-20
      dsigd2=1E20
      dsigd3=(dsigd1+dsigd2)/2
      d1=OSGOOD(dsigd1,dsd,Kt)
      d2=OSGOOD(dsigd2,dsd,Kt)
      d3=OSGOOD(dsigd3,dsd,Kt)
```

```
      IF(d1*d2.GT.0) STOP
       BISS2: DO 30 WHILE(ABS(dum2-dsigd3).GT.1E-10)

        IF(d3*d1.LT.0) THEN

         dsigd2=dsigd3
         dum2=dsigd3

        ELSE

         dsigd1=dsigd3
         dum2=dsigd3

        ENDIF

       d1=OSGOOD(dsigd1,dsd,Kt)
       d2=OSGOOD(dsigd2,dsd,Kt)
       dsigd3=(dsigd1+dsigd2)/2
       d3=OSGOOD(dsigd3,dsd,Kt)

30      END DO BISS2

      delsigd=dsigd3
      sigmax=sigma+delsigm
c-------------------------------------------------------------
c
c-------------------------------------------------------------
c  Calcul de l'ecart de la deformation cyclique en descente    c
c  avec Neuber                                                   c
c-------------------------------------------------------------
      delepd=((Kt*dsd)**2)*(1/E)*(1/delsigd)
c-------------------------------------------------------------
c
      IF (sigmax.GT.lims) sigmax=lims

       epmax=eps+delepm

      IF (epmax.GT.lime) epmax=lime

       sigmin=sigmax-delsigd

      IF (sigmin.LT.-1*lims) sigmin=-1*lims

       epmin=epmax-delepd

      IF (epmin.LT.-1*lime) epmin=-1*lime

      sigmoy=(sigmax+sigmin)/2
      delep=epmax-epmin
```

```
c-------------------------------------------------------------
c  Calcul de la vie avec TOPPER par la methode de bissection  c
c-------------------------------------------------------------
      N1=1
      N2=1E20
      N3=(N1+N2)/2
      h1=TOP(N1,sigmax,delep)
      h2=TOP(N2,sigmax,delep)
      h3=TOP(N3,sigmax,delep)

      IF ((h1*h2).GT.0) THEN

       D=D
       WRITE(6,*) 'CUMUL DU DOMMAGE FAIBLE'

      ELSE
       BISS3: DO 40 WHILE(ABS(dum3-N3).GT.1E-10)

        IF(h3*h1.LT.0) THEN

         N2=N3
         dum3=N3

        ELSE

         N1=N3
         dum3=N3

        ENDIF

       h1=TOP(N1,sigmax,delep)
       h2=TOP(N2,sigmax,delep)
       N3=(N1+N2)/2
       h3=TOP(N3,sigmax,delep)

40      END DO BISS3

      N=N3
      D=D+(1/N)
      WRITE(6,201) sigmoy,delep,D

      ENDIF

      S=cmin*stress
      sigma=sigmin
      eps=epmin
      GO TO 10

102    vie=(1/D)*vol
        WRITE(6,301) vie
      CLOSE(5)
```

```
      CLOSE(6)
      STOP

201   FORMAT(F20.5,1x,F16.14,1x,F30.27)
301   FORMAT(/,'VIE EN HEURES DE VOL =',F14.5)
401   FORMAT('SIGMA MOY',5x,'DELTA EPSILON',5x,'D CUMUL DU DOMMAGE')
      END

ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc
c              FIN DU PROGRAMME PRINCIPAL                          c
ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc
c            LIBRAIRIE DE FONCTION
c-------------------------------------------------------------------
      REAL FUNCTION TOP(N,sigmax,eps)

      REAL N,sigmax,eps,sigmaf,ef,A,E,b,c
      DATA sigmaf,ef,b,c,E/1860.12,0.1414,-0.1991,-0.3808,67148./

      A=(sigmax*eps/2)
      TOP=A-(((sigmaf**2)/E)*(2*N)**(2*b))-(sigmaf*ef*(2*N)**(b+c))
      RETURN
      END FUNCTION TOP
c-----------------------------------------------
      REAL FUNCTION OSGOOD(delsig,ds,Kt)

      REAL delsig,ds,E,K,n,Kt
      DATA E,K,n/67148,511.9691933,0.044523531/

      OSGOOD=(Kt*ds)**2-(delsig)**2-(2*E*delsig*(0.5*delsig/K)**(1/n))

      RETURN
      END FUNCTION OSGOOD
c-----------------------------------------------
```

E.5 Algorithme de calcul de l'extension de la fissure

Le calcul s'effectue jusqu'à ce que K_{MAXA} et K_{MAXB} atteigne la valeur K_c (tenacité du matériau)

$a = 0{,}254$ mm (valeur initiale obtenue en initiation de fissure)
$X\rho avant = 0$

POUR N=1 JUSQU'À N_f (cycle compté par ordre d'apparition)
• Calcul
- Champ de contraintes dans le site virtuel de la fissure
- ΔK_{effA} (avec la fonction de poids m_A)
- Rpc (avec K_{maxA})
- $X_\rho = a + R_{pc}$

SI $X\rho \geq X\rho avant$ ALORS
• $X_\rho = X_\rho$
SINON
• $X_\rho = X_{\rho avant}$

- $\rho = X_\rho - a$
- $C_p = (R_{pc}/\rho)^\gamma$
- $da/dN = f(C_p, \Delta K_{eff})$
- $\Delta a = 1 \times da/dN$ car $\Delta N = 1$
- $a = a + \Delta a$
- $X_{\rho avant} = X_\rho$

FIN DE LA BOUCLE

E6 Programme PROPAGATION pour le calcul de la vie en propagation sans prendre en compte la redistribution des contraintes résiduelles due à la fissuration

```
      PROGRAM  PROPAGATION
c     Trouve la vie en propagation de fissure
c     pour des plaques avec procedes d'assemblage
c     en utilisant les fonctions de poids de Glinka
c     pour AL7475-T7351.

c     stress=246.793736 ou 308.49217MPa
c     alpha=2 en etat plan de contraintes
c     alpha=6 en etat plan de deformation
c     facteur=1 pour une fissure semi-elliptique
c     facteur=1.08 pour une fissure quart-d'ellipse
c     t=0.012065m pour e/D=2,4
c     t=0.003175m pour e/D=1 ligament court
c     t=0.02413m  pour e/D=1 ligament long
c     limc=0.003175 m pour fissure semi-elliptique
c     limc=0.004371 m pour fissure en quart d'ellipse
c     cond=1 et fichier=RESB24
c     cond=2 et fichier=RESB1
c     cond=3 et fichier=RESE24
c     cond=4 et fichier=RESE1
c     cond=5 et fichier=RESI24
c     cond=6 et fichier=RESI1
c     cond=7 et fichier=RESEI24
c     cond=8 et fichier=RESEI1
c     cond=9 et fichier=RESB1G
c     cond=10 et fichier=RESE1G
c     cond=11 et fichier=RESI1G
c     cond=12 et fichier=RESEI1G

      INTEGER ios
      REAL cmax,cmin,Smax,Smin,alpha,gamma,pi,Sy,heures,c,limc
      REAL ac,a,ao,t,x,n,vie,l(100),res(100),i
      COMMON /l_res/ l,res
      REAL GLINKAA,GLINKAB,POIDS,KIC
      REAL cyctot,vol,cyc,facteur,cond,SIGRES,SIGMA
      REAL KmaxA,KmaxB,KminA,KminB,KIA,KIB,DROIT
      REAL dKeffA,dKA,RA
      REAL RpcA,dadN,dcdN,da,dc,XpavantA,XpnouA,XpA,pA,CpA
      CHARACTER fichier*15
      DATA alpha,gamma/6.,1.4/
      DATA KIC,Sy,pi,vol,cyctot/52.7,437.1,3.141592654,325.,7836./
      DATA fichier,cond,facteur/'RESEI24',7.,1.08/
      DATA ac,t,n/0.17,0.012065,100/
      DATA limc/0.004371/
      DATA ao/0.254E-3/
      DATA stress/308.49217/
```

```
c-------------Ouverture du fichier de contraintes residuelles--------

      OPEN (UNIT=8,FILE=fichier,ACCESS='SEQUENTIAL')
      i=1
1     READ(8,*,END=2) l(i),res(i)
      i=i+1
      GO TO 1
2     CONTINUE

      WRITE(6,101)

ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc
c                PROGRAMME PRINCIPAL                                  c
ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc

      a=ao
      c=ao/ac
      XpavantA=0
      cyc=0
      KmaxA=0
      KmaxB=0

5     BOUCLE: DO 100 WHILE((KmaxA.LT.KIC).AND.(KmaxB.LT.KIC).AND.
     &(a.LT.t))

10    READ(5,*,iostat=ios) cmax,cmin

      IF(ios.LT.0) THEN
       REWIND 5
       CYCLE BOUCLE
      ENDIF

      Smax=cmax*stress
      Smin=cmin*stress

c-------------------------------------------------------------
c              Calcul de dKeff avec Elber                     c
c-------------------------------------------------------------

      IF(c.GE.limc) THEN

       KmaxA=DROIT(a,ao,t,n,Smax,cond)
       KminA=DROIT(a,ao,t,n,Smin,cond)
       dKA=KmaxA-KminA
       RA=KminA/KmaxA
       KmaxB=0
       KminB=0

      ELSE
       KmaxA=KIA(a,ao,ac,t,n,Smax,cond)*facteur
       KminA=KIA(a,ao,ac,t,n,Smin,cond)*facteur
```

```
        KmaxB=KIB(a,ao,ac,t,n,Smax,cond)*facteur
        KminB=KIB(a,ao,ac,t,n,Smin,cond)*facteur
        dKA=KmaxA-KminA
        RA=KminA/KmaxA

      ENDIF

c-------------------------------------------------------

      IF((RA.GE.-1.).AND.(RA.LT.1)) THEN

       dKeffA=(dKA/(1-RA))*(0.62-(0.25*RA)-(0.23*RA**2)-
     &(0.14*RA**3))

      ELSE

       IF(RA.LT.-1) dKeffA=0.78*dKA/(1-RA)
       IF(RA.EQ.1.) dKeffA=0

      ENDIF
c-------------------------------------------------------
c
c-------------------------------------------------------
c    Calcul des taux de propagation de fissure da/dN    c
c    avec le parametre de retardation de Wheeler        c
c-------------------------------------------------------

      IF(KmaxA.LE.0) THEN

       RpcA=0
       dKeffA=0

      ELSE

       RpcA=(1/(alpha*pi))*(KmaxA/Sy)**2

      ENDIF


      XpnouA=a+RpcA

      IF(XpnouA.GE.XpavantA) THEN

       XpA=XpnouA

      ELSE
       XpA=XpavantA

      ENDIF
      pA=XpA-a
      CpA=(RpcA/pA)**gamma
```

```
      IF(pA.EQ.0) CpA=0

c     FORMULATION DE PARIS
      dadN=4.67E-7*CpA*(dKeffA)**2.972
c     dadN=4.67E-7*(dKeffA)**2.972
      da=1*dadN*1E-3
      a=a+da
      c=a/ac
      IF(c.GE.limc) c=limc

      XpavantA=XpA
90     cyc=cyc+1
      heures=cyc*vol/cyctot
      IF(c.GE.limc) THEN
      WRITE(6,201) heures,a,c
      ENDIF
c-------------------------------------------------------

100   END DO BOUCLE

     vie=cyc*vol/cyctot
     WRITE(6.301) vie.a
     CLOSE(5)
     CLOSE(6)
     CLOSE(8)
     STOP

101   FORMAT('heures',4x,'a(m)',5x,'c(m)')
201   FORMAT(F17.4,3x,E17.10,3x,E17.10)
301   FORMAT(/,'VIE(PROPAGATION) EN HEURES DE VOL =',F10.3,3x,
  &'a=',E17.10)
     END

ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc
c            FIN DU PROGRAMME PRINCIPAL                              c
ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc
```

```
c-----------LIBRAIRIE DE FONCTION----------
c                                          c
c------------------------------------------
c  Fonction qui calcule le facteur d'intensite de contrainte KI    c
c  avec la methode des trapezes, pour le point le plus profond     c
c  de la fissure A                                                 c
c------------------------------------------
      REAL FUNCTION KIA(a,ao,ac,t,n,S,cond)

      REAL a,ao,delta,ac,t,SIGRES,SIGMA,GLINKAA,S,n,i,somme
      REAL b1,b2,cond,cen,SIG1,SIG2,AIRE,KI1,KI2,An,SIGc1,SIGc2
      REAL c1,c2,cte1,cte2,pi,x,cena,cenb,AIREa,AIREb
      REAL M1a,M2a,M3a,Y0,D0,D1,D2,sommea,sommeb
      REAL Y1,A0,A1,A2,Q,l(100),res(100)
      COMMON /l_res/ l,res
      DATA pi/3.141592654/

c-----Facteur d'intensite de contrainte avant la zone critique------

      somme=0
      delta=0.95*a/n

      LOOP1: DO i = 1,n

       b1=(i-1)*delta
       b2=i*delta
       SIG1=SIGRES(b1,ao)+SIGMA(S,b1,cond)
       SIG2=SIGRES(b2,ao)+SIGMA(S,b2,cond)

       IF((SIG1+SIG2).EQ.0) THEN

        cen=0.5*(b1+b2)
        AIRE=0
        somme=somme

       ELSE

        IF((SIG1*SIG2).LT.0) THEN

         x=b1-(SIG1*delta/(SIG2-SIG1))
         AIREa=SIG1*0.5*(x-b1)
         cena=x-((x-b1)*(2*SIG1)/(3*SIG1))
         sommea=AIREa*GLINKAA(cena,a,ac,t)

         AIREb=SIG2*0.5*(b2-x)
         cenb=b2-((b2-x)*SIG2/(3*SIG2))
         sommeb=AIREb*GLINKAA(cenb,a,ac,t)

         somme=sommea+sommeb+somme

        ELSE
```

```
          IF((SIG1*SIG2).GT.0) THEN
           cen=b2-(delta*(2*SIG1+SIG2)/(3*(SIG1+SIG2)))
           AIRE=0.5*(SIG1+SIG2)*delta
           somme=(AIRE*GLINKAA(cen,a,ac,t))+somme

          ENDIF

         ENDIF

        ENDIF


      END DO LOOP1

      KI1=somme

c-----Facteur d'intensite de contrainte de la zone critique----------

      c1=0.95*a
      c2=a
      SIGc1=SIGRES(c1,ao)+SIGMA(S,c1,cond)
      SIGc2=SIGRES(c2,ao)+SIGMA(S,c2,cond)
      An=20*(SIGc2-SIGc1)
      cte1=a/SQRT(2*pi*a)

      D0=1.10190-0.019863*(ac)-0.043588*(ac)**2
      D1=4.32490-14.9372*(ac)+(19.4389*(ac)**2)-8.52318*(ac)**3
      D2=-3.03329+9.96083*(ac)-(12.582*(ac)**2)+5.3462*(ac)**3
      Y0=D0+(D1*(a/t)**2)+D2*(a/t)**4

      A0=0.456128-0.114206*(ac)-0.046523*(ac)**2
      A1=3.022-10.8679*(ac)+(14.94*(ac)**2)-6.8537*(ac)**3
      A2=-2.28655+7.88771*(ac)-(11.0675*(ac)**2)+5.16354*(ac)**3
      Y1=A0+(A1*(a/t)**2)+A2*(a/t)**4
      Q=1+1.464*(ac)**1.65

      cte2=pi/SQRT(2*Q)

      M1a=(cte2*(4*Y0-6*Y1))-4.8
      M2a=3
      M3a=(2*cte2*Y0)-(2*M1a)-8

      KI2=(cte1*SIGc2*(0.89+0.1*M1a+0.015*M2a+0.0025*M3a))-
     &(cte1*An*(0.015+0.0025*M1a+0.00045*M2a+0.000083*M3a))

c-------------------------------------------------------------

      KIA=KI1+KI2
      RETURN
      END FUNCTION KIA
c-------------------------------------------------------------
```

```
c-------------------------------------------------------------------
c  Fonction qui calcule la fonction de poids de Glinka pour une     c
c  fissure semi-elliptique, pour le point le plus profond de la     c
c  fissure A                                                        c
c-------------------------------------------------------------------
      REAL FUNCTION GLINKAA(x,a,ac,t)

      REAL x,a,ac,t,pi,cte,cte1
      REAL M1a,M2a,M3a,Y0,B0,B1,B2
      REAL Y1,A0,A1,A2,Q
      DATA pi/3.141592654/

      B0=1.10190-0.019863*(ac)-0.043588*(ac)**2
      B1=4.32490-14.9372*(ac)+(19.4389*(ac)**2)-8.52318*(ac)**3
      B2=-3.03329+9.96083*(ac)-(12.582*(ac)**2)+5.3462*(ac)**3
      Y0=B0+(B1*(a/t)**2)+B2*(a/t)**4

      A0=0.456128-0.114206*(ac)-0.046523*(ac)**2
      A1=3.022-10.8679*(ac)+(14.94*(ac)**2)-6.8537*(ac)**3
      A2=-2.28655+7.88771*(ac)-(11.0675*(ac)**2)+5.16354*(ac)**3
      Y1=A0+(A1*(a/t)**2)+A2*(a/t)**4
      Q=1+1.464*(ac)**1.65

      cte=pi/((2*Q)**0.5)
      cte1=2/((2*pi*(a-x))**0.5)

      M1a=(cte*(4*Y0-6*Y1))-4.8
      M2a=3
      M3a=(2*cte*Y0)-(2*M1a)-8

      GLINKAA=cte1*(1+M1a*(1-(x/a))**0.5+
     &M2a*(1-(x/a))+M3a*(1-(x/a))**1.5)

      RETURN
      END FUNCTION GLINKAA
c-------------------------------------------------------------------
c-------------------------------------------------------------------
c  Fonction qui calcule le facteur d'intensite de contrainte KI     c
c  avec la methode des trapezes, pour le point B de la fissure      c
c-------------------------------------------------------------------
      REAL FUNCTION KIB(a,ao,ac,t,n,S,cond)

      REAL a,ao,delta,ac,t,SIGRES,SIGMA,GLINKAB,S,n,i,somme
      REAL b1,b2,cond,cen,SIG1,SIG2,AIRE,KI1,KI2,An,SIGc1,SIGc2
      REAL c1,c2,cte1,pi,x,cena,cenb,AIREa,AIREb
      REAL M1b,M2b,M3b,sommea,sommeb,l(100),res(100)
      COMMON /l_res/ l,res
      REAL Q,F1,F0,alpha,beta,del,gamma
      DATA pi/3.141592654/
```

```
c-----Facteur d'intensite de contrainte avant la zone critique-------

      somme=0
      delta=0.95*a/n

      LOOP1: DO i = 1,n

       b1=(i-1)*delta
       b2=i*delta
       SIG1=SIGRES(b1,ao)+SIGMA(S,b1,cond)
       SIG2=SIGRES(b2,ao)+SIGMA(S,b2,cond)

       IF((SIG1+SIG2).EQ.0) THEN

        cen=0.5*(b1+b2)
        AIRE=0
        somme=somme

       ELSE

        IF((SIG1*SIG2).LT.0) THEN

         x=b1-(SIG1*delta/(SIG2-SIG1))
         AIREa=SIG1*0.5*(x-b1)
         cena=x-((x-b1)*(2*SIG1)/(3*SIG1))
         sommea=AIREa*GLINKAB(cena,a,ac,t)

         AIREb=SIG2*0.5*(b2-x)
         cenb=b2-((b2-x)*SIG2/(3*SIG2))
         sommeb=AIREb*GLINKAB(cenb,a,ac,t)

         somme=sommea+sommeb+somme

        ELSE

         IF((SIG1*SIG2).GT.0) THEN

          cen=b2-(delta*(2*SIG1+SIG2)/(3*(SIG1+SIG2)))
          AIRE=0.5*(SIG1+SIG2)*delta
          somme=(AIRE*GLINKAB(cen,a,ac,t))+somme

         ENDIF

        ENDIF

       ENDIF

      END DO LOOP1

      KI1=somme
```

```
c------Facteur d'intensite de contrainte de la zone critique----------

      c1=0.95*a
      c2=a
      SIGc1=SIGRES(c1,ao)+SIGMA(S,c1,cond)
      SIGc2=SIGRES(c2,ao)+SIGMA(S,c2,cond)
      An=20*(SIGc2-SIGc1)
      cte1=a/SQRT(2*pi*a)

      alpha=1.14326+0.0175996*(a/t)+0.1501001*(a/t)**2
      beta=0.458320-0.102985*(a/t)-0.398175*(a/t)**2
      F0=alpha*(ac)**beta

      gamma=0.976770-0.131975*(a/t)+0.484875*(a/t)**2
      del=0.448863-0.173295*(a/t)-0.267775*(a/t)**2
      F1=gamma*(ac)**del

      Q=1+1.464*(ac)**1.65
      M1b=((pi/SQRT(4*Q))*((30*F1)-(18*F0)))-8
      M2b=((pi/SQRT(4*Q))*((60*F0)-(90*F1)))+15
      M3b=-1*(1+ M1b+ M2b)

      KI2=(cte1*SIGc2*(0.89+0.1*M1b+0.015*M2b+0.0025*M3b))-
     &(cte1*An*(0.015+0.0025*M1b+0.00045*M2b+0.000083*M3b))

c-------------------------------------------------------------------

      KIB=KI1+KI2
      RETURN
      END FUNCTION KIB
c-------------------------------------------------------------------
c-------------------------------------------------------------------
c  Fonction qui calcule la fonction de poids de Glinka pour une      c
c  fissure semi-elliptique, pour le point B de la fissure            c
c-------------------------------------------------------------------
      REAL FUNCTION GLINKAB(x,a,ac,t)

      REAL F1,F0,alpha,beta,delta,gamma,Q,cte,cte1,pi,x
      REAL a,ac,t,M1b,M2b,M3b
      DATA pi/3.141592654/

      alpha=1.14326+0.0175996*(a/t)+0.1501001*(a/t)**2
      beta=0.458320-0.102985*(a/t)-0.398175*(a/t)**2
      F0=alpha*(ac)**beta
      gamma=0.976770-0.131975*(a/t)+0.484875*(a/t)**2
      delta=0.448863-0.173295*(a/t)-0.267775*(a/t)**2
      F1=gamma*(ac)**delta
      Q=1+1.464*(ac)**1.65

      cte=2/SQRT(x*pi)
      cte1=pi/SQRT(4*Q)
```

```
      M1b=(cte1*((30*F1)-(18*F0)))-8
      M2b=(cte1*((60*F0)-(90*F1)))+15
      M3b=-1*(1+ M1b+ M2b)

      GLINKAB=cte*(1+M1b*(x/a)**0.5+M2b*(x/a)+M3b*(x/a)**1.5)

      RETURN
      END FUNCTION GLINKAB
c-------------------------------------------------------------------
c-------------------------------------------------------------------
c  Fonction qui calcule le facteur d'intensite de contrainte KI     c
c  avec la methode des trapezes, pour une fissure droite            c
c  provenant du bord d'une plaque                                    c
c-------------------------------------------------------------------

      REAL FUNCTION DROIT(a,ao,t,n,S,cond)

      REAL a,ao,delta,t,SIGRES,SIGMA,POIDS,S,n,i,somme
      REAL b1,b2,cond,cen,SIG1,SIG2,AIRE,l(100),res(100)
      COMMON /l_res/ l,res
      REAL c1,c2,cte1,cte2,pi,x,cena,cenb,AIREa,AIREb
      REAL sommea,sommeb
      DATA pi/3.141592654/

c-----------Facteur d'intensite de contrainte----------------------

      somme=0
      delta=a/n

      LOOP1: DO i = 1,n

       b1=(i-1)*delta
       b2=i*delta
       SIG1=SIGRES(b1,ao)+SIGMA(S,b1,cond)
       SIG2=SIGRES(b2,ao)+SIGMA(S,b2,cond)

       IF((SIG1+SIG2).EQ.0) THEN

        cen=0.5*(b1+b2)
        AIRE=0
        somme=somme
       ELSE

        IF((SIG1*SIG2).LT.0) THEN

         x=b1-(SIG1*delta/(SIG2-SIG1))
         AIREa=SIG1*0.5*(x-b1)
         cena=x-((x-b1)*(2*SIG1)/(3*SIG1))
         sommea=AIREa*POIDS(cena,a,t)
```

```
        AIREb=SIG2*0.5*(b2-x)
        cenb=b2-((b2-x)*SIG2/(3*SIG2))
        sommeb=AIREb*POIDS(cenb,a,t)

        somme=sommea+sommeb+somme

       ELSE

        IF((SIG1*SIG2).GT.0) THEN

         cen=b2-(delta*(2*SIG1+SIG2)/(3*(SIG1+SIG2)))
         AIRE=0.5*(SIG1+SIG2)*delta
         somme=(AIRE*POIDS(cen,a,t))+somme

        ENDIF

       ENDIF

      ENDIF


    END DO LOOP1

    DROIT=somme
c-----------------------------------------------------------------
    RETURN
    END FUNCTION DROIT
c-----------------------------------------------------------------
c-----------------------------------------------------------------
c  Fonction qui calcule la fonction de poids pour une fissure     c
c  droite provenant du bord d'une plaque                          c
c-----------------------------------------------------------------
    REAL FUNCTION POIDS(x,a,t)

    REAL KI,dvda,F,F1,S,E,x,l,dFda,dF1da,I
    REAL a,t,c1,c2,c3,c4,c5
    DATA S,E,pi/1.,1.,3.141592654/
    DATA c1,c2,c3,c4,c5/1.12,-0.231,10.55,-21.72,30.95/

    F=c1+(c2*(a/t))+(c3*(a/t)**2)+(c4*(a/t)**3)+(c5*(a/t)**4)
    dFda=(c2/t)+(2*c3*a/(t**2))+(3*c4*(a**2)/(t**3))
   &+(4*c5*(a**3)/(t**4))
    KI=S*F*SQRT(pi*a)

    l=1-(x/a)
    I=(c1**2)*(a**2)*0.5+(2*c1*c2/3)*((a**3)/t)+
   &(2*c1*c3+c2*c2)*(1/4)*((a**4)/(t**2))+
   &(2*c1*c4+2*c2*c3)*(1/5)*((a**5)/(t**3))+
   &(2*c1*c5+2*c2*c4+c3*c3)*(1/6)*((a**6)/(t**4))+
   &(2*c2*c5+2*c3*c4)*(1/7)*((a**7)/(t**5))+
   &(2*c3*c5+c4*c4)*(1/8)*((a**8)/(t**6))+
```

```
     &(2*c4*c5/9)*((a**9)/(t**7))+(c5*c5/10)*((a**10)/(t**8))

      F1=(5/(a**2))*(1/SQRT(2.))*(pi*I-4*SQRT(2.)*(a**2)*F/3)
      dF1da=(5/SQRT(2.))*((pi*(-2/(a**3))*I)+(pi*F*F/a)-
     &(4*SQRT(2.)*dFda/3))

      dvda=SQRT(2.)*(S/E)*(2*F*x*(1/SQRT(l))*(1/a)+
     &4*a*SQRT(l)*dFda+4*F*SQRT(l)+F1*1.5*SQRT(l)*(x/a)+
     &(l**1.5)*dF1da*a+F1*(l**1.5))


      POIDS=(E/KI)*dvda

      RETURN
      END FUNCTION POIDS
c-------------------------------------------------------------
c-------------------------------------------------------------
c  Fonction qui calcule la contrainte residuelle sur le       c
c  ligament court ou long                                     c
c-------------------------------------------------------------
      REAL FUNCTION SIGRES(x,ao)

      REAL x,ao,resi,res1,res2,li,g,tmp1,tmp2,l(100),res(100),i
      COMMON /l_res/ l,res

      tmp1=0
      tmp2=0
      i=1

10    li=l(i)
     resi=res(i)

      IF (x.EQ.li) THEN

       SIGRES=resi
       RETURN

      ELSE
       tmp2=li
       res2=resi

       IF ((tmp1.LT.x).AND.(tmp2.GT.x)) THEN

        SIGRES=((x-tmp1)*(res2-res1)/(tmp2-tmp1))+res1
        RETURN
       ELSE

        tmp1=li
        res1=resi
        i=i+1
        GO TO 10
```

```
      ENDIF

     ENDIF

102  END FUNCTION SIGRES
c-------------------------------------------------------------
c-------------------------------------------------------------
c  Fonction qui calcule la contrainte induite par le chargement  c
c  ligament court ou long                                        c
c-------------------------------------------------------------
     REAL FUNCTION SIGMA(S,x,cond)

     REAL S,x,cond

     IF((cond.EQ.1).OR.(cond.EQ.3)) THEN
     SIGMA=S*((-27.9221*x**6)-(6662.8573*x**5)+(4.9074E8*x**4)-
    &(1.5420E7*x**3)+(1.7396E5*x**2)-(869.6693*x)+2.8043)
     RETURN
     ENDIF

     IF((cond.EQ.5).OR.(cond.EQ.7)) THEN
     SIGMA=S*((-41.0758*x**6)-(7070.1392*x**5)+(3.6533E8*x**4)-
    &(1.2040E7*x**3)+(1.4350E5*x**2)-(765.5022*x)+2.6981)
     RETURN
     ENDIF

     IF((cond.EQ.2).OR.(cond.EQ.4)) THEN
     SIGMA=S*((0.9102*x**6)-(43.47*x**5)+(743.0967*x**4)+
    &(7.1735E6*x**3)+(8.7913E4*x**2)-(714.9979*x)+3.0808)
     RETURN
     ENDIF

     IF((cond.EQ.6).OR.(cond.EQ.8)) THEN
     SIGMA=S*((1.2083*x**6)+(13.1508*x**5)+(4180.2714*x**4)+
    &(4.5658E7*x**3)-(1.4906E5*x**2)-(274.8471*x)+2.8067)
     RETURN
     ENDIF

     IF((cond.EQ.9).OR.(cond.EQ.10)) THEN
     SIGMA=S*((2297.7943*x**6)-(6.0797E4*x**5)+(1.6023E8*x**4)-
    &(7.7845E6*x**3)+(1.2814E5*x**2)-(838.7407*x)+2.9050)
     RETURN
     ENDIF
     IF((cond.EQ.11).OR.(cond.EQ.12)) THEN
     SIGMA=S*((2514.8105*x**6)-(5.364E4*x**5)+(1.4451E8*x**4)-
    &(7.042E6*x**3)+(1.1701E5*x**2)-(777.8537*x)+2.7924)
     RETURN
     ENDIF

     END FUNCTION SIGMA
c-------------------------------------------------------------
```

E7 Programme FISSURE, pour le calcul de la vie en propagation, basé sur les relations de Glinka, Paris et de Wheeler et qui tient compte de la redistribution des contraintes résiduelles après fissuration

```
      PROGRAM FISSURE
c     Trouve la vie en propagation de fissure
c     pour des plaques avec procedes d'assemblage
c     en utilisant les fonctions de poids de Glinka
c     pour AL7475-T7351, en considerant une redistribution
c     des contraintes residuelles après fissuration

c     stress=246.793736 ou 308.49217MPa
c     alpha=2 en etat plan de contraintes
c     alpha=6 en etat plan de deformation
c     facteur=1 pour une fissure semi-elliptique
c     facteur=1.08 pour une fissure quart-d'ellipse
c     t=0.012065m pour e/D=2,4
c     t=0.003175m pour e/D=1 ligament court
c     t=0.02413m  pour e/D=1 ligament long
c     limc=0.003175 m pour fissure semi-elliptique
c     limc=0.004371 m pour fissure en quart d'ellipse
c     cond=1 et fichier=RESB24
c     cond=2 et fichier=RESB1
c     cond=3 et fichier=RESE24,tstRESE24
c     cond=4 et fichier=RESE1,tstRESE1
c     cond=5 et fichier=RESI24,tstRESI24
c     cond=6 et fichier=RESI1,tstRESI1
c     cond=7 et fichier=RESEI24,tstRESEI24
c     cond=8 et fichier=RESEI1,tstRESEI1
c     cond=9 et fichier=RESB1G
c     cond=10 et fichier=RESE1G
c     cond=11 et fichier=RESI1G
c     cond=12 et fichier=RESEI1G

      INTEGER ios
      REAL res0(100),resa(100),resb(100),resc(100),resd(100)
      REAL rese(100),resf(100),l(100)
      COMMON /l_res/ res0,resa,resb,resc,resd,rese,resf,l
      REAL cmax,cmin,Smax,Smin,alpha,gamma,pi,Sy,heures,c,limc
      REAL ac,a,ao,a1,a2,a3,a4,a5,a6,t,x,n,vie,fiss
      REAL GLINKAA,GLINKAB,POIDS,KIC,i
      REAL cyctot,vol,cyc,facteur,cond,SIGRES,SIGMA
      REAL KmaxA,KmaxB,KminA,KminB,KIA,KIB,DROIT
      REAL dKeffA,dKA,RA
      REAL RpcA,dadN,dcdN,da,dc,XpavantA,XpnouA,XpA,pA,CpA
      CHARACTER fichier*15
      DATA alpha,gamma/6.,1.4/
      DATA KIC,Sy,pi,vol,cyctot/52.7,437.1,3.141592654,325.,7836./
      DATA fichier,cond,facteur/'tstRESEI24',7.,1.08/
      DATA ac,t,n/0.17,0.012065,100/
```

```
      DATA limc/0.004371/
      DATA ao/0.254E-3/
      DATA a1/0.598E-3/
      DATA a2/1.216E-3/
      DATA a3/1.851E-3/
      DATA a4/2.493E-3/
      DATA a5/5.698E-3/
      DATA a6/8.909E-3/
      DATA stress/308.49217/

c-------------Ouverture des fichiers d'entree et de sortie----------

      OPEN (UNIT=8,FILE=fichier,ACCESS='SEQUENTIAL')
      i=1
1     READ(8,*,END=2) l(i),res0(i),resa(i),resb(i),resc(i),
     &resd(i),rese(i),resf(i)
      i=i+1
      GO TO 1
2     CONTINUE

      WRITE(6,101)

ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc
c                PROGRAMME PRINCIPAL                                  c
ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc

      a=ao
      c=ao/ac
      XpavantA=0
      cyc=0
      KmaxA=0
      KmaxB=0

5     BOUCLE: DO 100 WHILE((KmaxA.LT.KIC).AND.(KmaxB.LT.KIC).AND.
     &(a.LT.t))

10    READ(5,*,iostat=ios) cmax,cmin

      IF(ios.LT.0) THEN
       REWIND 5
       CYCLE BOUCLE
      ENDIF

      Smax=cmax*stress
      Smin=cmin*stress

      IF((a.GE.ao).AND.(a.LT.a1)) fiss=0
      IF((a.GE.a1).AND.(a.LT.a2)) fiss=1
      IF((a.GE.a2).AND.(a.LT.a3)) fiss=2
      IF((a.GE.a3).AND.(a.LT.a4)) fiss=3
      IF((a.GE.a4).AND.(a.LT.a5)) fiss=4
```

```
      IF((a.GE.a5).AND.(a.LT.a6)) fiss=5
      IF(a.GE.a6) fiss=6

c-----------------------------------------------------------
      IF(c.GE.limc) THEN

       KmaxA=DROIT(a,ao,t,n,Smax,cond,fiss)
       KminA=DROIT(a,ao,t,n,Smin,cond,fiss)
       dKA=KmaxA-KminA
       RA=KminA/KmaxA
       KmaxB=0
       KminB=0

      ELSE

       KmaxA=KIA(a,ao,ac,t,n,Smax,cond,fiss)*facteur
       KminA=KIA(a,ao,ac,t,n,Smin,cond,fiss)*facteur
       KmaxB=KIB(a,ao,ac,t,n,Smax,cond,fiss)*facteur
       KminB=KIB(a,ao,ac,t,n,Smin,cond,fiss)*facteur
       dKA=KmaxA-KminA
       RA=KminA/KmaxA

      ENDIF

c-----------------------------------------------------------


      IF((RA.GE.-1.).AND.(RA.LT.1)) THEN

       dKeffA=(dKA/(1-RA))*(0.62-(0.25*RA)-(0.23*RA**2)-
     &(0.14*RA**3))

      ELSE

       IF(RA.LT.-1) dKeffA=0.78*dKA/(1-RA)
       IF(RA.EQ.1.) dKeffA=0

      ENDIF
c-----------------------------------------------------------
c
c-----------------------------------------------------------
c     Calcul des taux de propagation de fissure da/dN     c
c     avec le parametre de retardation de Wheeler         c
c-----------------------------------------------------------

      IF(KmaxA.LE.0) THEN

       RpcA=0
       dKeffA=0

      ELSE
```

```
        RpcA=(1/(alpha*pi))*(KmaxA/Sy)**2

       ENDIF


       XpnouA=a+RpcA

       IF(XpnouA.GE.XpavantA) THEN

        XpA=XpnouA

       ELSE

        XpA=XpavantA

       ENDIF
c-------------------------------------------------------

       pA=XpA-a
       CpA=(RpcA/pA)**gamma
       IF(pA.EQ.0) CpA=0

c      FORMULATION DE PARIS
c      dadN=4.67E-7*CpA*(dKeffA)**2.972
       dadN=4.67E-7*(dKeffA)**2.972
       da=1*dadN*1E-3
       a=a+da
       c=a/ac
       IF(c.GE.limc) c=limc

       XpavantA=XpA
90      cyc=cyc+1
       heures=cyc*vol/cyctot
       IF(c.EQ.limc) THEN
       WRITE(6,201) heures,a,c
       ENDIF
c-------------------------------------------------------

100    END DO BOUCLE

     vie=cyc*vol/cyctot
     WRITE(6,301) vie,a
     CLOSE(5)
     CLOSE(6)
     CLOSE(8)
     STOP
101    FORMAT('heures',4x,'a(m)',5x,'c(m)')
201    FORMAT(F17.4,3x,E17.10,3x,E17.10)
301    FORMAT(/,'VIE(PROPAGATION) EN HEURES DE VOL =',F10.3,3x,
   &'a=',E17.10)
     END
```

```
ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc
c              FIN DU PROGRAMME PRINCIPAL                                c
ccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccccc
c------------LIBRAIRIE DE FONCTION-----------------------------------------
c
c-----------------------------------------------------------------------
c  Fonction qui calcule le facteur d'intensite de contrainte KI          c
c  avec la methode des trapezes, pour le point le plus profond           c
c  de la fissure A                                                       c
c-----------------------------------------------------------------------
      REAL FUNCTION KIA(a,ao,ac,t,n,S,cond,fiss)

      REAL res0(100),resa(100),resb(100),resc(100),resd(100)
      REAL rese(100),resf(100),l(100)
      COMMON /l_res/ res0,resa,resb,resc,resd,rese,resf,l
      REAL a,ao,delta,ac,t,SIGRES,SIGMA,GLINKAA,S,n,i,somme
      REAL b1,b2,cond,cen,SIG1,SIG2,AIRE,KI1,KI2,An,SIGc1,SIGc2
      REAL c1,c2,cte1,cte2,pi,x,cena,cenb,AIREa,AIREb
      REAL M1a,M2a,M3a,Y0,D0,D1,D2,sommea,sommeb,fiss
      REAL Y1,A0,A1,A2,Q
      DATA pi/3.141592654/

c-----Facteur d'intensite de contrainte avant la zone critique----------

     somme=0
     delta=0.95*a/n

     LOOP1: DO i = 1,n

      b1=(i-1)*delta
      b2=i*delta
      SIG1=SIGRES(b1,ao,fiss)+SIGMA(S,b1,cond)
      SIG2=SIGRES(b2,ao,fiss)+SIGMA(S,b2,cond)

      IF((SIG1+SIG2).EQ.0) THEN

       cen=0.5*(b1+b2)
       AIRE=0
       somme=somme

      ELSE

       IF((SIG1*SIG2).LT.0) THEN

        x=b1-(SIG1*delta/(SIG2-SIG1))
        AIREa=SIG1*0.5*(x-b1)
        cena=x-((x-b1)*(2*SIG1)/(3*SIG1))
        sommea=AIREa*GLINKAA(cena,a,ac,t)

        AIREb=SIG2*0.5*(b2-x)
        cenb=b2-((b2-x)*SIG2/(3*SIG2))
```

```
        sommeb=AIREb*GLINKAA(cenb,a,ac,t)

        somme=sommea+sommeb+somme

       ELSE

        IF((SIG1*SIG2).GT.0) THEN

         cen=b2-(delta*(2*SIG1+SIG2)/(3*(SIG1+SIG2)))
         AIRE=0.5*(SIG1+SIG2)*delta
         somme=(AIRE*GLINKAA(cen,a,ac,t))+somme

        ENDIF

       ENDIF

      ENDIF


    END DO LOOP1

    KI1=somme

c-----Facteur d'intensite de contrainte de la zone critique----------

    c1=0.95*a
    c2=a
    SIGc1=SIGRES(c1,ao,fiss)+SIGMA(S,c1,cond)
    SIGc2=SIGRES(c2,ao,fiss)+SIGMA(S,c2,cond)
    An=20*(SIGc2-SIGc1)
    cte1=a/SQRT(2*pi*a)

    D0=1.10190-0.019863*(ac)-0.043588*(ac)**2
    D1=4.32490-14.9372*(ac)+(19.4389*(ac)**2)-8.52318*(ac)**3
    D2=-3.03329+9.96083*(ac)-(12.582*(ac)**2)+5.3462*(ac)**3
    Y0=D0+(D1*(a/t)**2)+D2*(a/t)**4

    A0=0.456128-0.114206*(ac)-0.046523*(ac)**2
    A1=3.022-10.8679*(ac)+(14.94*(ac)**2)-6.8537*(ac)**3
    A2=-2.28655+7.88771*(ac)-(11.0675*(ac)**2)+5.16354*(ac)**3
    Y1=A0+(A1*(a/t)**2)+A2*(a/t)**4
    Q=1+1.464*(ac)**1.65

    cte2=pi/SQRT(2*Q)

    M1a=(cte2*(4*Y0-6*Y1))-4.8
    M2a=3
    M3a=(2*cte2*Y0)-(2*M1a)-8

    KI2=(cte1*SIGc2*(0.89+0.1*M1a+0.015*M2a+0.0025*M3a))-
   &(cte1*An*(0.015+0.0025*M1a+0.00045*M2a+0.000083*M3a))
```

```
c-----------------------------------------------------------------------

      KIA=KI1+KI2
      RETURN
      END FUNCTION KIA
c-----------------------------------------------------------------------
c
c-----------------------------------------------------------------------
c  Fonction qui calcule la fonction de poids de Glinka pour une      c
c  fissure semi-elliptique, pour le point le plus profond de la      c
c  fissure A                                                           c
c-----------------------------------------------------------------------
      REAL FUNCTION GLINKAA(x,a,ac,t)

      REAL x,a,ac,t,pi,cte,cte1
      REAL M1a,M2a,M3a,Y0,B0,B1,B2
      REAL Y1,A0,A1,A2,Q
      DATA pi/3.141592654/

      B0=1.10190-0.019863*(ac)-0.043588*(ac)**2
      B1=4.32490-14.9372*(ac)+(19.4389*(ac)**2)-8.52318*(ac)**3
      B2=-3.03329+9.96083*(ac)-(12.582*(ac)**2)+5.3462*(ac)**3
      Y0=B0+(B1*(a/t)**2)+B2*(a/t)**4

      A0=0.456128-0.114206*(ac)-0.046523*(ac)**2
      A1=3.022-10.8679*(ac)+(14.94*(ac)**2)-6.8537*(ac)**3
      A2=-2.28655+7.88771*(ac)-(11.0675*(ac)**2)+5.16354*(ac)**3
      Y1=A0+(A1*(a/t)**2)+A2*(a/t)**4
      Q=1+1.464*(ac)**1.65

      cte=pi/((2*Q)**0.5)
      cte1=2/((2*pi*(a-x))**0.5)

      M1a=(cte*(4*Y0-6*Y1))-4.8
      M2a=3
      M3a=(2*cte*Y0)-(2*M1a)-8

      GLINKAA=cte1*(1+M1a*(1-(x/a))**0.5+
     &M2a*(1-(x/a))+M3a*(1-(x/a))**1.5)

      RETURN
      END FUNCTION GLINKAA
c-----------------------------------------------------------------------
c
c-----------------------------------------------------------------------
c  Fonction qui calcule le facteur d'intensite de contrainte KI      c
c  avec la methode des trapezes, pour le point B de la fissure       c
c-----------------------------------------------------------------------
      REAL FUNCTION KIB(a,ao,ac,t,n,S,cond,fiss)

      REAL res0(100),resa(100),resb(100),resc(100),resd(100)
```

```
      REAL rese(100),resf(100),l(100)
      COMMON /l_res/ res0,resa,resb,resc,resd,rese,resf,l
      REAL a,ao,delta,ac,t,SIGRES,SIGMA,GLINKAB,S,n,i,somme
      REAL b1,b2,cond,cen,SIG1,SIG2,AIRE,KI1,KI2,An,SIGc1,SIGc2
      REAL c1,c2,cte1,pi,x,cena,cenb,AIREa,AIREb
      REAL M1b,M2b,M3b,sommea,sommeb,fiss
      REAL Q,F1,F0,alpha,beta,del,gamma
      DATA pi/3.141592654/

c-----Facteur d'intensite de contrainte avant la zone critique-------

      somme=0
      delta=0.95*a/n

      LOOP1: DO i = 1,n

       b1=(i-1)*delta
       b2=i*delta
       SIG1=SIGRES(b1,ao,fiss)+SIGMA(S,b1,cond)
       SIG2=SIGRES(b2,ao,fiss)+SIGMA(S,b2,cond)

       IF((SIG1+SIG2).EQ.0) THEN

        cen=0.5*(b1+b2)
        AIRE=0
        somme=somme

       ELSE

        IF((SIG1*SIG2).LT.0) THEN

         x=b1-(SIG1*delta/(SIG2-SIG1))
         AIREa=SIG1*0.5*(x-b1)
         cena=x-((x-b1)*(2*SIG1)/(3*SIG1))
         sommea=AIREa*GLINKAB(cena,a,ac,t)

         AIREb=SIG2*0.5*(b2-x)
         cenb=b2-((b2-x)*SIG2/(3*SIG2))
         sommeb=AIREb*GLINKAB(cenb,a,ac,t)

         somme=sommea+sommeb+somme
        ELSE

         IF((SIG1*SIG2).GT.0) THEN

          cen=b2-(delta*(2*SIG1+SIG2)/(3*(SIG1+SIG2)))
          AIRE=0.5*(SIG1+SIG2)*delta
          somme=(AIRE*GLINKAB(cen,a,ac,t))+somme

         ENDIF
```

```
      ENDIF

     ENDIF

     END DO LOOP1

     KI1=somme

c-----Facteur d'intensite de contrainte de la zone critique----------

     c1=0.95*a
     c2=a
     SIGc1=SIGRES(c1,ao,fiss)+SIGMA(S,c1,cond)
     SIGc2=SIGRES(c2,ao,fiss)+SIGMA(S,c2,cond)
     An=20*(SIGc2-SIGc1)
     cte1=a/SQRT(2*pi*a)

     alpha=1.14326+0.0175996*(a/t)+0.1501001*(a/t)**2
     beta=0.458320-0.102985*(a/t)-0.398175*(a/t)**2
     F0=alpha*(ac)**beta

     gamma=0.976770-0.131975*(a/t)+0.484875*(a/t)**2
     del=0.448863-0.173295*(a/t)-0.267775*(a/t)**2
     F1=gamma*(ac)**del

     Q=1+1.464*(ac)**1.65
     M1b=((pi/SQRT(4*Q))*((30*F1)-(18*F0)))-8
     M2b=((pi/SQRT(4*Q))*((60*F0)-(90*F1)))+15
     M3b=-1*(1+ M1b+ M2b)

     KI2=(cte1*SIGc2*(0.89+0.1*M1b+0.015*M2b+0.0025*M3b))-
    &(cte1*An*(0.015+0.0025*M1b+0.00045*M2b+0.000083*M3b))

c-------------------------------------------------------------

     KIB=KI1+KI2
     RETURN
     END FUNCTION KIB
c-------------------------------------------------------------
c
c-------------------------------------------------------------
c  Fonction qui calcule la fonction de poids de Glinka pour une      c
c  fissure semi-elliptique, pour le point B de la fissure            c
c-------------------------------------------------------------
     REAL FUNCTION GLINKAB(x,a,ac,t)

     REAL F1,F0,alpha,beta,delta,gamma,Q,cte,cte1,pi,x
     REAL a,ac,t,M1b,M2b,M3b
     DATA pi/3.141592654/
```

```
      alpha=1.14326+0.0175996*(a/t)+0.1501001*(a/t)**2
      beta=0.458320-0.102985*(a/t)-0.398175*(a/t)**2
      F0=alpha*(ac)**beta

      gamma=0.976770-0.131975*(a/t)+0.484875*(a/t)**2
      delta=0.448863-0.173295*(a/t)-0.267775*(a/t)**2
      F1=gamma*(ac)**delta

      Q=1+1.464*(ac)**1.65

      cte=2/SQRT(x*pi)
      cte1=pi/SQRT(4*Q)

      M1b=(cte1*((30*F1)-(18*F0)))-8
      M2b=(cte1*((60*F0)-(90*F1)))+15
      M3b=-1*(1+ M1b+ M2b)

      GLINKAB=cte*(1+M1b*(x/a)**0.5+M2b*(x/a)+M3b*(x/a)**1.5)

      RETURN
      END FUNCTION GLINKAB
c-------------------------------------------------------------
c
c-------------------------------------------------------------
c  Fonction qui calcule le facteur d'intensite de contrainte KI     c
c  avec la methode des trapezes, pour une fissure droite            c
c  provenant du bord d'une plaque                                   c
c-------------------------------------------------------------

      REAL FUNCTION DROIT(a,ao,t,n,S,cond,fiss)

      REAL res0(100),resa(100),resb(100),resc(100),resd(100)
      REAL rese(100),resf(100),l(100)
      COMMON /l_res/ res0,resa,resb,resc,resd,rese,resf,l
      REAL a,ao,delta,t,SIGRES,SIGMA,POIDS,S,n,i,somme
      REAL b1,b2,cond,cen,SIG1,SIG2,AIRE
      REAL c1,c2,cte1,cte2,pi,x,cena,cenb,AIREa,AIREb
      REAL sommea,sommeb,fiss
      DATA pi/3.141592654/
c-----------Facteur d'intensite de contrainte----------------

      somme=0
      delta=a/n

      LOOP1: DO i = 1,n

       b1=(i-1)*delta
       b2=i*delta
       SIG1=SIGRES(b1,ao,fiss)+SIGMA(S,b1,cond)
       SIG2=SIGRES(b2,ao,fiss)+SIGMA(S,b2,cond)
```

```
      IF((SIG1+SIG2).EQ.0) THEN

       cen=0.5*(b1+b2)
       AIRE=0
       somme=somme

      ELSE

       IF((SIG1*SIG2).LT.0) THEN

        x=b1-(SIG1*delta/(SIG2-SIG1))
        AIREa=SIG1*0.5*(x-b1)
        cena=x-((x-b1)*(2*SIG1)/(3*SIG1))
        sommea=AIREa*POIDS(cena,a,t)

        AIREb=SIG2*0.5*(b2-x)
        cenb=b2-((b2-x)*SIG2/(3*SIG2))
        sommeb=AIREb*POIDS(cenb,a,t)

        somme=sommea+sommeb+somme

       ELSE

        IF((SIG1*SIG2).GT.0) THEN

         cen=b2-(delta*(2*SIG1+SIG2)/(3*(SIG1+SIG2)))
         AIRE=0.5*(SIG1+SIG2)*delta
         somme=(AIRE*POIDS(cen,a,t))+somme

        ENDIF

       ENDIF

      ENDIF

     END DO LOOP1


     DROIT=somme
     RETURN
     END FUNCTION DROIT
c-------------------------------------------------------------------
c
c-------------------------------------------------------------------
c  Fonction qui calcule la fonction de poids pour une fissure      c
c  droite provenant du bord d'une plaque                           c
c-------------------------------------------------------------------
     REAL FUNCTION POIDS(x,a,t)

     REAL KI,dvda,F,F1,S,E,x,l,dFda,dF1da,I
     REAL a,t,c1,c2,c3,c4,c5
```

```
      DATA S,E,pi/1.,1.,3.141592654/
      DATA c1,c2,c3,c4,c5/1.12,-0.231,10.55,-21.72,30.95/

      F=c1+(c2*(a/t))+(c3*(a/t)**2)+(c4*(a/t)**3)+(c5*(a/t)**4)
      dFda=(c2/t)+(2*c3*a/(t**2))+(3*c4*(a**2)/(t**3))
     &+(4*c5*(a**3)/(t**4))
      KI=S*F*SQRT(pi*a)

      l=1-(x/a)

      I=(c1**2)*(a**2)*0.5+(2*c1*c2/3)*((a**3)/t)+
     &(2*c1*c3+c2*c2)*(1/4)*((a**4)/(t**2))+
     &(2*c1*c4+2*c2*c3)*(1/5)*((a**5)/(t**3))+
     &(2*c1*c5+2*c2*c4+c3*c3)*(1/6)*((a**6)/(t**4))+
     &(2*c2*c5+2*c3*c4)*(1/7)*((a**7)/(t**5))+
     &(2*c3*c5+c4*c4)*(1/8)*((a**8)/(t**6))+
     &(2*c4*c5/9)*((a**9)/(t**7))+(c5*c5/10)*((a**10)/(t**8))

      F1=(5/(a**2))*(1/SQRT(2.))*(pi*I-4*SQRT(2.)*(a**2)*F/3)
      dF1da=(5/SQRT(2.))*((pi*(-2/(a**3))*I)+(pi*F*F/a)-
     &(4*SQRT(2.)*dFda/3))

      dvda=SQRT(2.)*(S/E)*(2*F*x*(1/SQRT(l))*(1/a)+
     &4*a*SQRT(l)*dFda+4*F*SQRT(l)+F1*1.5*SQRT(l)*(x/a)+
     &(l**1.5)*dF1da*a+F1*(l**1.5))


      POIDS=(E/KI)*dvda

      RETURN
      END FUNCTION POIDS
c-------------------------------------------------------------
c
c-------------------------------------------------------------
c  Fonction qui calcule la contrainte residuelle sur le       c
c  ligament court ou long                                     c
c-------------------------------------------------------------
      REAL FUNCTION SIGRES(x,ao,fiss)

      REAL res0(100),resa(100),resb(100),resc(100),resd(100)
      REAL rese(100),resf(100),l(100)
      COMMON /l_res/ res0,resa,resb,resc,resd,rese,resf,l
      REAL li,res0i,resai,resbi,resci,resdi
      REAL resei,resfi
      REAL x,ao,res1,res2,g,res,tmp1,tmp2,fiss,i


      tmp1=0
      tmp2=0
      i=1
```

```
10   li=l(i)
     res0i=res0(i)
     resai=resa(i)
     resbi=resb(i)
     resci=resc(i)
     resdi=resd(i)
     resei=rese(i)
     resfi=resf(i)


     IF(fiss.EQ.0) res=res0i
     IF(fiss.EQ.1) res=resai
     IF(fiss.EQ.2) res=resbi
     IF(fiss.EQ.3) res=resci
     IF(fiss.EQ.4) res=resdi
     IF(fiss.EQ.5) res=resei
     IF(fiss.EQ.6) res=resfi

     IF (x.EQ.li) THEN

      SIGRES=res
      RETURN

     ELSE

      tmp2=li
      res2=res

      IF ((tmp1.LT.x).AND.(tmp2.GT.x)) THEN

       SIGRES=((x-tmp1)*(res2-res1)/(tmp2-tmp1))+res1
       RETURN
      ELSE

       tmp1=li
       res1=res
       i=i+1
       GO TO 10

      ENDIF

     ENDIF

102  END FUNCTION SIGRES
```

```
c-------------------------------------------------------------
c  Fonction qui calcule la contrainte induite par le chargement   c
c  ligament court ou long                                         c
c-------------------------------------------------------------
      REAL FUNCTION SIGMA(S,x,cond)

      REAL S,x,cond

      IF((cond.EQ.1).OR.(cond.EQ.3)) THEN
      SIGMA=S*((-27.9221*x**6)-(6662.8573*x**5)+(4.9074E8*x**4)-
     &(1.5420E7*x**3)+(1.7396E5*x**2)-(869.6693*x)+2.8043)
      RETURN
      ENDIF

      IF((cond.EQ.5).OR.(cond.EQ.7)) THEN
      SIGMA=S*((-41.0758*x**6)-(7070.1392*x**5)+(3.6533E8*x**4)-
     &(1.2040E7*x**3)+(1.4350E5*x**2)-(765.5022*x)+2.6981)
      RETURN
      ENDIF

      IF((cond.EQ.2).OR.(cond.EQ.4)) THEN
      SIGMA=S*((0.9102*x**6)-(43.47*x**5)+(743.0967*x**4)+
     &(7.1735E6*x**3)+(8.7913E4*x**2)-(714.9979*x)+3.0808)
      RETURN
      ENDIF

      IF((cond.EQ.6).OR.(cond.EQ.8)) THEN
      SIGMA=S*((1.2083*x**6)+(13.1508*x**5)+(4180.2714*x**4)+
     &(4.5658E7*x**3)-(1.4906E5*x**2)-(274.8471*x)+2.8067)
      RETURN
      ENDIF

      IF((cond.EQ.9).OR.(cond.EQ.10)) THEN
      SIGMA=S*((2297.7943*x**6)-(6.0797E4*x**5)+(1.6023E8*x**4)-
     &(7.7845E6*x**3)+(1.2814E5*x**2)-(838.7407*x)+2.9050)
      RETURN
      ENDIF
      IF((cond.EQ.11).OR.(cond.EQ.12)) THEN
      SIGMA=S*((2514.8105*x**6)-(5.364E4*x**5)+(1.4451E8*x**4)-
     &(7.042E6*x**3)+(1.1701E5*x**2)-(777.8537*x)+2.7924)
      RETURN
      ENDIF


      END FUNCTION SIGMA
c-------------------------------------------------------------
```