

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉTUDE DE L'EFFET D'ÉCROUISSAGE ET DE L'EXCENTRICITÉ SUR LE
COMPORTEMENT EN FATIGUE DES JOINTS RIVETÉS

ABDELGHANI TOUMI

DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTREAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU GRADE DE MAÎTRE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES
(GÉNIE MÉCANIQUE)

MARS 2003



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.

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 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.

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.

0-612-81564-1

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

ÉTUDE DE L'EFFET D'ÉCROUISSAGE ET DE L'EXCENTRICITÉ SUR
LE COMPORTEMENT EN FATIGUE DES JOINTS RIVETÉS

présenté par : Abdelghani Toumi

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

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

M. Rachid BOUKHILI, Ph.D., président

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

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

M. Sylvain FORGUES, M.sc.A., membre

À mes parents pour m'avoir éduqué, à ma petite famille pour m'avoir supporté, je dédie
ce modeste travail.

REMERCIEMENTS

Mes remerciements s'adressent à mon directeur de recherche Madame Marie Bernard ainsi qu'à mon codirecteur M. 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 scientifique et technique.

Ce projet n'aurait pu être mené à terme sans l'aide de nombreuses personnes, citées dans le désordre, soit M. Denis Julien, associé de recherche, pour son appui constant, le technicien de l'atelier d'usinage, Clément Bissou, pour la précision de son usinage, ainsi que Nour et Benedict et le personnel de la section de mécanique appliquée pour l'ambiance de travail.

Enfin, je désire remercier les organismes extérieurs à l'École Polytechnique qui ont supporté cette recherche. Le matériau testé dans ce projet a été obtenu gracieusement de Bombardier-Aéronautique, et le procédé d'écrouissage a été réalisé grâce à un appareil manuel prêté par la compagnie F.T.I (Seattle, Wa.).

RÉSUMÉ

Une étude expérimentale a été effectuée pour évaluer l'influence du procédé d'écrouissage sur la tenue en fatigue des plaques ayant un trou écroui avec différentes marges de bord de ce dernier (distance entre le centre du trou et le bord de la plaque/diamètre du trou). Des échantillons d'aluminium 7475-T7351 ont été soumis au chargement cyclique à amplitude constante. Au cours du cyclage, le suivi de la longueur de la fissure a été rendu possible grâce au système de deux camera vidéo. Les résultats ont permis d'établir leur évolution sur le bord du trou et en surface sur le ligament. Trois valeurs de marge de bord (2, 1,6 et 1,2) combinées aux différents niveaux de chargement cycliques ont été considérés.

Les résultats expérimentaux ont montré une nette amélioration de la vie en propagation des plaques ayant un trou écroui par rapport à des plaques ayant un trou non écroui; cette amélioration devient moins marquée pour une faible marge de bord combinée à une contrainte cyclique élevée.

Le processus d'écrouissage a été modélisé et une analyse numérique a également été faite pour déterminer les champs des contraintes résiduelles induites par écrouissage. Un modèle 3-D par éléments finis a été utilisé pour simuler le mouvement du mandrin à travers le trou. Les résultats ont montré que le degré d'écrouissage n'est pas réalisé de

manière uniforme à travers l'épaisseur de la plaque; en effet, les contraintes résiduelles sont moins compressives au bord du trou à la face d'entrée du mandrin qu'ailleurs à travers l'épaisseur. De plus, la distribution des contraintes tangentielles résiduelles a montré que les contraintes en compression sont plus élevées au bord du trou pour les plaques ayant un trou centré que pour celles ayant un trou excentré, et que la contrainte en tension la plus élevée se produit sur le ligament des plaques ayant une faible marge de bord.

À cause de la distribution non uniforme de la contrainte résultante dans la plaque, une fissure initiée au bord du trou écroui ne se propage pas de la même manière à travers l'épaisseur et en surface du ligament de la plaque. D'autre part, les caractéristiques des champs de contrainte après chargement ont permis d'évaluer, à l'aide des fonctions de poids et d'un modèle de propagation assez bien connus, les vies en fatigue-propagation de la plaque en tenant compte des différentes marges de bord étudiées. Les résultats obtenus sur les vies prévues sont satisfaisants et montrent que les vies estimées sont conservatrices pour le cas des plaques ayant un trou non écroui; par contre pour les plaques ayant un trou écroui, les vies calculées ne sont pas conservatrices; ceci peut être dû au fait que plus d'une fissure contribuent à la propagation alors que le modèle théorique ne considère que la fissure principale.

ABSTRACT

A fatigue test program was carried out with the aim to study the effect of the coldworking process on the fatigue life of the plate having a hole with different edge margin (distance between the hole center and the edge plate / diameter hole). Specimens of the 7475-T7351 aluminum have been subjected to cyclic loading of constant amplitude. Three values of edge margin (2, 1,6 and 1,2) combined to four cyclic stress levels have been considered. During a test, the fatigue crack length was monitored using a video-camera system; the results permitted to establish the evolution of the crack on the hole edge and on the ligament specimen surface.

Experimental results show that coldworked open hole specimens had a longer fatigue life than non-coldworked open hole specimens. The fatigue life improvement becomes less marked for a low edge margin value combined to a high cyclic loading.

The industrial split sleeve coldworking process was modeled and a numerical analysis was carried out for determining the stress field induced by the process. The modeling of the process using a three dimensional finite element technique permits to adequately simulate the mandrel movement following the hole axis. The results obtained from finite element indicate that there is a significant variation in residual stress distribution on both lateral surfaces and at the center of the plate. In addition, the residual tangential stress is

more compressive for a plate having a centered hole than for that having an eccentric hole and that the highest stress occurs on the ligament of the plates having a low edge margin.

The characteristics of the stress fields established for cyclic were used to evaluate the propagation life according to weight functions combined to a known model of crack propagation taking into account the edge margin effect. The predicted propagation life are close to the experimental results, there are on the conservative side for the plates having a non-coldworked hole. However, for the specimens having a coldworked hole, the calculated lives are not on the conservative side, this is probably due to the fact that several cracks have contributed to the propagation process on the tested plates whereas the only main crack is considered in the numerical model for calculating the life.

TABLE DES MATIERES

DÉDICACE.....	iv
REMERCIEMENTS.....	v
RESUMÉ.....	vi
ABSTRACT.....	viii
LISTES DES FIGURES	xiii
LISTE DES TABLEAUX.....	xxi
LISTE DES SYMBOLES.....	xxii
LISTE DES ANNEXES.....	xxiv
INTRODUCTION.....	1
CHAPITRE 1: REVUE BIBLIOGRAPHIQUE.....	5
1.1 Introduction.....	5
1.2. Effet de l'écrouissage sur la vie en fatigue.....	9
1.3. Modèles de calcul des contraintes résiduelles dues à l'écrouissage.....	13
1.3.1 Modèles analytiques bidimensionnels.....	13
1.3.2 Modèles numériques tridimensionnels.....	20
1.4. Effet de la marge de bord	28
1.4.1 Effet de la marge de bord sur les contraintes résiduelles	29
1.4.2 Effet de la marge de bord sur la résistance en fatigue.....	30

3.2.3 Chargement de la plaque contenant un trou écroui	91
3.3 Conclusion.....	95
CHAPITRE 4: RÉSULTATS DES ESSAIS ET PRÉDICTIONS DE VIES EN	
FATIGUE.....	97
4.1 Évolution de la longueur de la fissure.....	97
4.1.1 Caractéristiques de l'évolution de la fissure.....	97
4.1.2 Resultats des mesures de longueurs de fissures.....	101
4.2.Vies en propagation.....	108
4.2.1 Effet de l'ecrouissage.....	108
4.2.2 Effet de la marge de bord	114
4.3 Calculs des vies en fatigue propagation.....	117
4.3.1 Méthode de calcul.....	117
4.3.2 Comparaison des estimations de vie en propagation avec les résultats experimentaux	119
4.4 Conclusion.....	132
CONCLUSIONS	134
RÉFÉRENCES.....	137

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1:	Effet du niveau de chargement et du degré d'écrouissage sur la vie en fatigue d'un alliage AL 7475-T7531 (Burlat, 1995) 9
Figure 1.2:	Effet du degré d'écrouissage sur la vie en fatigue de plaques d'aluminium 7050-T7451, pour des configurations LS, TS et ST (Ozelton et Coyle, 1986)..... 10
Figure 1.3:	Effet du degré d'écrouissage sur la vie en fatigue de plaques d'aluminium 7075-T651 (Landy et al, 1986) 11
Figure 1.4:	Effet de la contrainte appliquée et du degré d'écrouissage sur la vie en fatigue de l'alliage (Champoux, 1986) 12
Figure 1.5:	Effet du degré d'écrouissage sur la vie en fatigue des alliages d'aluminium 2024-T3 et 7075-T6 (She et al. 1986). 12
Figure 1.6:	Zones plastiques obtenues après écrouissage (grandt et Potter, 1979)..... 17
Figure 1.7:	Distribution de la contrainte résiduelle tangentielle pour un écrouissage à 4,68%, calculée à l'aide de modèles bidimensionnels (Larouche, 1995) 19
Figure 1.8:	Distribution des contraintes tangentielle résiduelle tangentielle à travers l'épaisseur d'un échantillon en alliage A1 7475-T7351 (Forgues et al, 1993) 20

Figure 1.9:	Distribution des contraintes résiduelles après écrouissage (Pavier et al, 1998)	21
Figure 1.10:	Mesure de la contrainte résiduelle dans un alliage Al 7075 - T 76 (Ozdemir et Edwards, 1996).....	23
Figure 1.11:	Distributions de contraintes résiduelles tangentielles à mi-épaisseur pour différents degrés d'écrouissage (Ozdemir et al, 1996).....	24
Figure 1.12:	Zones d'écoulement et de ré-écoulement dans une plaque écrouie [Herman et al (1999)]... ..	25
Figure 1.13:	Profil final du trou après écrouissage obtenu par la technique de Moiré (profil Cloud) et par éléments finis (profil num) ..(Forgues, 1993).....	26
Figure 1.14:	Paramètres géométriques définissant la marge de bord.....	28
Figure 1.15:	Analyse 2D par éléments finis d'un trou écroui à 6%, pour différentes marges de bord (Armen et al, 1986).....	30
Figure 1.16:	Influence de la marge de bord sur la vie en fatigue des échantillons écrouis avec chanfrein (Larouche, 1995).....	32
Figure 1.17:	Géométrie d'une fissure semi-elliptique initiée sur le bord du trou, à l'intérieur de la plaque.....	34
Figure 1.18:	Géométrie d'une plaque trouée contenant une fissure radiale soumise à un champs de contrainte $p(x)$ (Grandt, 1975).....	37

Figure 1.19:	Comparaison entre les valeurs du facteur d'intensité de contrainte calculées par Bowie et celles obtenues à l'aide des fonctions poids pour un trou non écroui (Grandt et Gallager, 1974).....	39
Figure 1.20:	Facteurs d'intensité de contrainte pour des trous non écrouis et écrouis à différents degrés (Grandt et Gallager, 1974).....	40
Figure 1.21:	Pression exercée sur la face virtuelle de la fissure et représentée par une somme polynomiale (Grandt et Kullgren, 1983)	41
Figure 1.22 :	Géométrie d'une fissure semi-elliptique (Glinka, 1991).....	45
Figure 1.23a:	Facteur d'intensité de contrainte au point A de la figure 1.22 d'une fissure semi-elliptique chargée en flexion [Glinka (1991)].....	46
Figure 1.23b:	Facteur d'intensité de contrainte au point B de la figure 1.22 d'une fissure semi-elliptique chargée en flexion (Glinka, 1991).....	47
Figure 1.24:	Définitions des différentes valeurs de ΔK (Collins, 1993).....	50
Figure 1.25:	Vitesse de propagation de fissure en fonction du facteur d'intensité de contrainte, ΔK effectif, pour l'alliage Al7475-T7351 (Zhang et al, 1987)	51
Figure 2.1:	Vie en fatigue des alliages d'aluminium de la série 7000, avec $R=0$ [Wanhil,(1978)].....	55
Figure 2.2:	Géométrie des échantillons de traction.....	56
Figure 2.3:	Courbe contrainte- déformation de l'alliage Al 7475-T7351 en traction.....	56

Figure 2.4:	Géométrie des échantillons pour l'essai en fatigue (trou au centre).....	58
Figure 2.5:	Appareillage utilisé pour l'écrouissage (FTI Inc,1991).....	59
Figure 2.6 :	Géométrie du mandrin utilisé pour l'écrouissage (FTI Inc, 1988).....	60
Figure 2.7:	Bague de contact fendue et lubrifiée.....	60
Figure 2.8:	Les différentes étapes de l'écrouissage industriel (FTI Inc, 1988).....	62
Figure 2.9:	Schéma de principe de l'usinage par électro érosion	66
Figure 2.10:	Banc d'essai pour les tests en fatigue.....	68
Figure 2.11:	Dispositif de suivi des fissures.....	70
Figure 3.1:	Géométrie du barreau ayant servi de mandrin pour le procédé d'écrouissage.....	75
Figure 3.2:	Maillages tridimensionnels d'une plaque trouée de 6,35 mm d'épaisseur pour les marges de bord (a) $e/D=2$, (b) $e/D=1.6$	76
Figure 3.3:	Bord du trou déformé après écrouissage à 4.68 % ($e/D = 2$).....	79
Figure 3.4:	Distribution des contraintes tangentielles pour un trou écroui à 4,68% et une marge de bord $e/D=2$	81
Figure 3.5:	Distribution des contraintes tangentielles pour un trou écroui à 4,68 % et une marge de bord $e/D=1,6$	83
Figure 3.6:	Distribution des contraintes tangentielles pour un trou écroui à 4,68% et une marge de bord $e/D=1,2$	84

Figure 3.7:	Comparaison des contraintes tangentielles à mi-épaisseur de la plaque pour les trous écrouis à 4,68 % pour les trois marges de bord.....	86
Figure 3.8:	Courbes contrainte-déformation monotones (trait plein) et cycliques (pointillés) pour différents alliages d'aluminium [Berkovits, (1978)].	89
Figure 3.9:	Champ de contraintes (chargement de 137,8 MPa) sur le ligament d'une plaque trouée non écrouie de marge de bord $e/D=2$	90
Figure 3.10:	Champ de contraintes sur le ligament la plaque ayant un trou écroui ($e/D=2$), sous un chargement de 137,8MPa.....	92
Figure 3.11:	Champ de contraintes sur le ligament la plaque ayant un trou écroui($e/D=1,6$), sous un chargement de 137,8MPa.....	93
Figure 3.12:	Champ de contraintes à mi-épaisseur sur le ligament de la plaque ayant un trou écroui ($e/D=1,2$), sous un chargement de 137,8MPa.....	94
Figure 4.1:	Faciès obtenu après rupture, trou écroui avec $S_{max} = 170,8$ MPa et $e/D = 1, 2$	98
Figure 4.2:	Identification des longueurs mesurées lors de la propagation de la fissure	99
Figure 4.3:	Propagation de deux fissures sur le bord du trou écroui avec $S_{max} = 170,8$ MPa.....	100

Figure 4.4:	Longueur de la fissure sur le bord du trou écroui et en surface en fonction du nombre de cycles , $e/D = 2$ et $S_{max} = 170,8$	102
Figure 4.5:	Longueur de la fissure sur le bord du trou écroui et en surface en fonction du nombre de cycles , $e/D = 1,6$ et $S_{max} = 170,8$	103
Figure 4.6:	Longueur de la fissure sur le bord du trou écroui et en surface en fonction du nombre de cycles , $e/D = 1,2$ et $S_{max} = 170,8$	105
Figure 4.7a:	Évolution de la longueur de la fissure sur le bord du trou écroui pour les différentes marges de bord, $S_{max} = 170,8$ MPa.....	106
Figure 4.7b:	Évolution de la longueur de la fissure en surface pour le trou écroui pour les différentes marges de bord, $S_{max} = 170,8$ MPa.....	107
Figure 4.8:	Vies en propagation des plaques ayant un trou non écroui ou écroui en fonction de la contrainte cyclique maximal, $e/D=2$	109
Figure 4.9:	Vies en propagation des plaques ayant un trou non écroui ou écroui en fonction de la contrainte cyclique maximal, $e/D=1,6$	110
Figure 4.10:	Vies en propagation des plaques ayant un trou non écroui ou écroui en fonction de la contrainte cyclique maximal, $e/D=1,2$	111

Figure 4.11:	Vies en propagation des plaques ayant un trou non écroui ou écroui en fonction de la contrainte cyclique maximal pour différentes marges de bord.....	112
Figure 4.12:	Effet de la marge de bord sur la vie en propagation versus le chargement pour le trou non écroui.....	115
Figure 4.13:	Propagation de la fissure dans une plaque ayant un trou non écroui, $e/D = 2$ et $S_{\max} = 37,8$ Mpa.....	120
Figure 4.14:	Propagation de la fissure dans une plaque ayant un trou non écroui, $e/D = 1,6$ et $S_{\max} = 170,8$ Mpa.....	121
Figure 4.15:	Propagation de la fissure dans une plaque ayant un trou non écroui, $e/D = 1,2$ et $S_{\max} = 170,8$ Mpa.....	122
Figure 4.16:	Propagation de la fissure dans une plaque ayant un trou écroui, $e/D = 2$ et $S_{\max} = 170,8$ Mpa.....	124
Figure 4.17:	Propagation dans la plaque ayant un trou écroui, $e/D = 1,6$ et $S_{\max} = 190$ MPa $S_{\max} = 170,8$ Mpa.....	126
Figure 4.18:	Propagation dans la plaque ayant un trou écroui, $e/D = 1,2$ et $S_{\max} = 170,8$ MPa	127
Figure 4.19:	Vies prévues en fatigue-propagation versus vies observées, pour le trou non écroui et la marge de bord $e/D = 2$	128
Figure 4.20:	Vies prévues en fatigue-propagation versus vies observées, pour le trou non écroui et la marge de bord $e/D = 1,6$	128

Figure 4.21:	Vies prévues en fatigue-propagation versus vies observées, pour le trou non écroûi et la marge de bord $e/D = 1,2$	129
Figure 4.22:	Vies prévues en fatigue-propagation versus vies observées, pour le trou écroûi et la marge de bord $e/D = 2$	130
Figure 4.23:	Vies prévues en fatigue-propagation versus vies observées, pour le trou écroûi et la marge de bord $e/D = 1,6$	131
Figure 4.24:	Vies prévues en fatigue-propagation versus vies observées, pour le trou écroûi et la marge de bord $e/D = 1,2$	131

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1.1 :	Principales approches analytiques permettant le calcul des contraintes résiduelles [Bernard et al (1993)].....	15
Tableau 2.1 :	Composition chimique de l'alliage Al7475-T7351 (Metals Handbook, 1990).....	55
Tableau 2.2 :	Propriétés mécaniques en traction statique de l'alliage Al7475-T7351.....	57
Tableau 2.3 :	Dimensions des paramètres pour le procédé d'écrouissage.....	64
Tableau 2.4 :	Paramètres du programme d'essais de fatigue.....	69
Tableau 3.1:	Dimensions géométriques pour le modèle d'éléments finis.....	78
Tableau 3.2 :	Comparaison des valeurs du facteur de concentration de contraintes K pour les différentes marges de bord.....	91
Tableau 4.1 :	Facteur d'amélioration de la vie en propagation associé au procédé d'écrouissage.....	113
Tableau 4.2 :	Facteur de réduction de la vie en propagation associé à la marge de bord	117

LISTE DES SYMBOLES

a	Longueur de la fissure
a_c	Longueur critique de la fissure
a_0	Longueur de la fissure initiale
A_i	Surface comprise sous la courbe des contraintes
b	Exposant de résistance à la fatigue
c	Exposant de ductilité à la fatigue
D_{mandrin}	Diamètre maximal du mandrin
D_{trou}	Diamètre du trou
e	Distance entre le centre du trou et le bord de la plaque
f_A	Fonction de poids au point A
f_B	Fonction de poids au point B
E	Module d'élasticité
E_T	Module plasticité
ϵ_f	Ductilité à la rupture
ϵ_f'	Ductilité cyclique à la rupture
ϵ_{ut}^*	Déformation réelle ultime en tension
H	Module d'élasticité rapporté en contraintes planes ou déformations planes
K	Coefficient de rigidité ductile
K^*	Facteur d'intensité de contrainte de référence

K_c	Ténacité du matériau
K_I	Facteur d'intensité de contraintes en mode I
ΔK_{eff}	Variation cyclique du facteur d'intensité de contraintes
K_{op}	Facteur d'intensité de contraintes à l'ouverture d'une fissure
K_{tg}	Facteur de concentration de contraintes basé sur la contrainte appliquée loin du trou
M_i	Coefficient non-dimensionnel du facteur d'intensité de contrainte
N	Nombre de cycle en propagation
σ	Contrainte locale
Q	Coefficient
r	Rayon du trou
R	Rapport des facteurs d'intensité de contrainte
S	Contrainte nominale
S_{ut}	Limite ultime en tension
S_y	Limite d'écoulement du matériau
t	Épaisseur de la plaque
U	Champs de déplacement d'ouverture de la plaque
X_i	Centroïde de la surface comprise sous la courbe de contraintes
Y	Paramètre de forme adimensionnel d'une fissure droite
α	Constante rapportée en contraintes planes ou déformation plane
ν	Coefficient de poisson du matériau

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE I	Fonction de poids de Glinka pour une fissure semi-elliptique dans une plaque de largeur infinie et d'épaisseur t	143
ANNEXE II	Détermination des facteurs de concentration de contrainte pour les différentes marges de bord étudiées.....	145
ANNEXE III	Chargement –déchargement des plaques ayant un trou écroui pour les différentes marges de bord.....	147
ANNEXE IV	Propagation des fissures pour différentes conditions de chargement et de marge de bord.....	159

INTRODUCTION

La fatigue est la principale cause de rupture des matériaux et des composantes structurelles. Les ingénieurs, les physiciens et les métallurgistes ont minutieusement étudié les causes de ce phénomène.

Dans le domaine aéronautique, le comportement des structures en fatigue est un champ important de recherche. En particulier, afin d'améliorer la vie des éléments d'assemblage, l'étude de l'influence des différents procédés mécaniques a retenu l'attention des constructeurs d'aéronefs et des opérateurs de flottes. Parmi les procédés courants appliqués aux joints rivetés, l'écrouissage s'avère l'un des plus importants. A date, l'effet de ce procédé sur l'amélioration de la vie des structures a reçu une attention particulière durant la dernière décennie, mais aucune règle de design n'a pu être établie avec un degré de confiance acceptable.

Les éléments structuraux des avions sont conçus selon le concept de tolérance au dommage. Cette approche permet de déterminer la vie résiduelle des composantes fissurées après l'apparition d'une fissure détectable à l'aide des méthodes expérimentales efficaces. Des programmes d'inspection sont alors nécessaires afin que l'exploitant puisse détecter les fissures et d'effectuer les réparations de façon ordonnée.

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 dépend de plusieurs facteurs et qu'il se situe à l'intérieur d'une gamme de valeur souvent inférieur à 3. Il est donc important pour la conception et l'entretien des structures de bien connaître l'effet des différents paramètres sur le procédé adopté afin pour améliorer la vie et également, d'établir leurs limitations d'application. .

Objectifs du présent travail

Le présent travail de recherche s'inscrit dans un projet d'étude portant sur la méthode couramment utilisée dans l'assemblage des joints rivetés et leur influence sur la vie en fatigue des structures aéronautiques. Plusieurs principaux paramètres doivent être considérés comme la géométrie du joint et le chargement appliqué. L'objectif de ce projet de recherche est d'étudier méthodiquement l'effet combiné de l'écrouissage et de l'excentricité du trou d'attache sur la vie en fatigue d'un joint soumis à un chargement cyclique d'amplitude constante. Ce programme comprend un volet expérimental, une modélisation tridimensionnelle des contraintes induites par le procédé et le chargement et une analyse des données sur la vie en fatigue propagation du joint écroui et excentré, et préalablement fissuré afin de dégager les effets importants des paramètres étudiés.

Méthodologie

Ce projet de recherche comporte un programme d'essais en fatigue et l'étude des champs de contraintes induites par écrouissage sur une plaque trouée et rivetée, en alliage d'aluminium 7475-T7351. À l'aide de la méthode des éléments finis, le procédé d'écrouissage sera modélisé de manière tridimensionnelle et l'effet de l'excentricité du trou sera considéré dans l'étude de ces champs de contraintes.

Les essais en fatigue seront effectués sur des échantillons en alliage d'aluminium contenant un trou écroui et sur des échantillon ayant un trou non écroui, sollicitées sous un chargement d'amplitude constante pour différentes marges de bord.

Plan du mémoire

Ce mémoire est divisé en quatre chapitres. Le premier chapitre constitue la revue bibliographique traitant des contraintes induites par le procédé d'écrouissage et le chargement cyclique en tenant compte de l'excentricité du trou. De plus, des méthodes de calcul des vies en fatigue- propagation pour un chargement d'amplitude constante sont présentées. Les 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 résume la procédure expérimentale pour réaliser les essais en fatigue-propagation. Le dispositif expérimental, la géométrie des échantillons ainsi que de la technique d'application de l'écrouissage sont décrits.

Le troisième chapitre présente l'étude des champs de contraintes induits par le procédé d'écrouissage pour chaque excentricité. La distribution des contraintes résiduelles tangentielles est déterminée à l'aide de modèles tridimensionnels d'éléments finis développés dans le cadre de ce projet.

Au quatrième chapitre, les résultats expérimentaux obtenus lors des essais de fatigue propagation sont présentés. L'influence de la marge de bord sur l'efficacité de l'écrouissage ainsi que sur les caractéristiques de la fissuration est mise en évidence. Finalement, les calculs de vies en fatigue- propagation sont présentés et une comparaison est faite avec les vies expérimentales.

CHAPITRE 1

REVUE BIBLIOGRAPHIQUE

1.1 Introduction

Dans le domaine aéronautique, le comportement en fatigue des joints d'assemblage dans des éléments structuraux des aéronefs fait l'objet d'un grand intérêt de la part des constructeurs et des exploitants. Les trous d'attache qui jouent le rôle indispensable de liens de ces joints structuraux sont malheureusement des localisations de faible résistance à cause des concentrations de contraintes ayant une influence néfaste sur la vie en fatigue. Ils sont les sites propices d'initiation et de propagation des fissures. De plus, les conditions de service influencent de façon significative ces derniers stades au cours de la vie.

Deux approches de design sont considérées pour le calcul des vies en fatigue. La première est la vie sécuritaire; selon cette approche, aucune fissure ne doit apparaître pendant la vie en service de la composante. Les prévisions de vies sont basées sur les résultats en fatigue-initiation (courbes S-N). La seconde approche, dite de tolérance au dommage, fait référence à la vie en propagation de fissures. Dans ce cas, la présence initiale d'une fissure est acceptée et son évolution, lors des différentes missions de l'avion, est prévue à l'aide de calculs basés sur les paramètres de la mécanique de la rupture et les essais en fatigue-propagation (courbes da/dN vs ΔK). Une procédure

d'inspection est alors mise en place afin de remplacer la pièce lorsqu'une fissure est détectée. La somme de la vie en initiation et celle en propagation de fissure représente la vie totale de la composante.

Plusieurs techniques ont été développées afin d'améliorer la vie totale des composantes. En effet, trois techniques d'assemblage sont utilisées pour induire des contraintes résiduelles : l'introduction de contraintes résiduelles en compression au bord du trou des joints rivetés, ce qui a pour effet de prolonger la vie totale. L'écrouissage et le rivetage sans interférence (Cold Working) induisent des contraintes en compression au bord du trou, ce qui améliore principalement la vie en propagation. L'interférence (Interference Fit) induit des contraintes en tension au bord du trou; ce procédé permet d'améliorer la vie en initiation car il réduit l'amplitude de 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 des contraintes résiduelles sur la vie totale fut étudié pour caractériser la résistance des pièces soumises au chargement en fatigue à amplitude constante [Forgues (1993), Burlat(1994), Lrouche (1995)] et à amplitude variable [Robidoux(1996)].

Puisque la présente étude concerne les trous écrouis seulement, l'effet de l'interférence ne sera pas considéré ici. Dans ce chapitre, l'effet de l'écrouissage sur la vie en fatigue sera d'abord examiné. Les méthodes analytiques et numériques utilisées pour évaluer les champs de contraintes et déformations induites dans une plaque trouée, écrouie, et

soumise à un chargement cyclique, seront ensuite répertoriées. Une attention particulière est apportée à l'effet de la géométrie, dont un des paramètres important est l'excentricité du trou.

L'étude bibliographique porte sur les méthodes de calcul du facteur d'intensité de contrainte K_I pour une fissure semi-elliptiques, une fissure coin et une fissure et droites puisque ce sont les trois types de fissures qui devront être analysés dans le présent travail.

1.2. Effet de l'écrouissage sur la vie en fatigue

Dans cette section, une brève explication du procédé d'écrouissage et son effet sur la fatigue seront présentés. La distribution des contraintes résiduelles autour d'un trou écroûi résulte de la relaxation des contraintes d'interférence, qui survient après le passage à travers le trou d'un mandrin considéré rigide et dont le diamètre est plus grand que celui du trou travaillé. Le niveau d'écrouissage est défini par :

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

où D_{mandrin} est le diamètre maximal du mandrin et D_{trou} est le diamètre initial du trou (avant écroûissage). Après le passage du mandrin, la zone loin du trou, qui a été déformée élastiquement, tend à revenir à sa position initiale. Des contraintes tangentielles en compression sont alors induits sur le bord du trou qui a été déformé

plastiquement. Ces contraintes en compression contribuent ainsi à diminuer la contrainte maximale au bord du trou, lorsqu'un chargement est appliqué.

Les études menées par différents auteurs (Obelton et Al (1986), Sylvain(1995), Burlat (1995)) confirment l'efficacité du procédé d'écrouissage avec bague fendue sur la vie en fatigue des trous écrouis de plaque. Pour des échantillons en alliage d'aluminium, troués et préalablement écrouis, la vie en fatigue a augmenté par un facteur allant de 2 à 14 par rapport aux échantillons non écrouis, comme l'ont montré Pelton et Doyle(1986), Riche et Impellizeri (1977), et Sandford et Al. (1986). Lacarac et al ont étudié l'effet du rapport $R = (-0,5, 0,1, 0,7)$ et de l'effet du niveau de chargement ($\sigma_{\max}/\sigma_y = 0,33 ; 0,338 ; 0,5$ où σ_y est la limite d'écoulement) sur la vie en propagation dans des échantillons d'alliage al 2024 de 6,mm d'épaisseur ayant un trou écroui centré de 6,35mm de diamètre. En supposant une superposition linéaire des effets de chargement et des contraintes résiduelles, Lacarac a noté que l'amélioration de vie dépend non seulement du niveau de contrainte et du rapport R , mais aussi de la localisation des sites d'initiation (face d'entrée ou face de sortie). L'amélioration de vie la plus importante a été obtenue lorsque la contrainte maximale appliquée était égale à $\sigma_y/2$ et pour un rapport R inférieur à 0,7.

L'étude menée par Finney (1995) sur des joints écrouis en alliage Al 2214-T651 soumis à des chargements variables a montré que le niveau d'amélioration par écrouissage est tributaire de la configuration du joint et du degré de transfert de charge.

Cette amélioration (définie comme le rapport entre la vie de la plaque écrouie et celle de la plaque de base) se situe entre la valeur 1 à 40. Les résultats expérimentaux sur la vie en fatigue des plaques trouées et écrouies indiquent que la vie augmente avec le niveau d'écrouissage. Ainsi, Burlat (1995) a examiné l'effet du degré d'écrouissage sur l'amélioration de vie des plaques en alliage Al 7475-T7351, en considérant différents niveaux de chargement (figure 1.1). Il a conclu que l'amélioration de vie en propagation est obtenue pour un niveau d'écrouissage se situant aux alentours de 4%, alors que l'amélioration en phase d'initiation est presque indépendante du taux d'écrouissage.

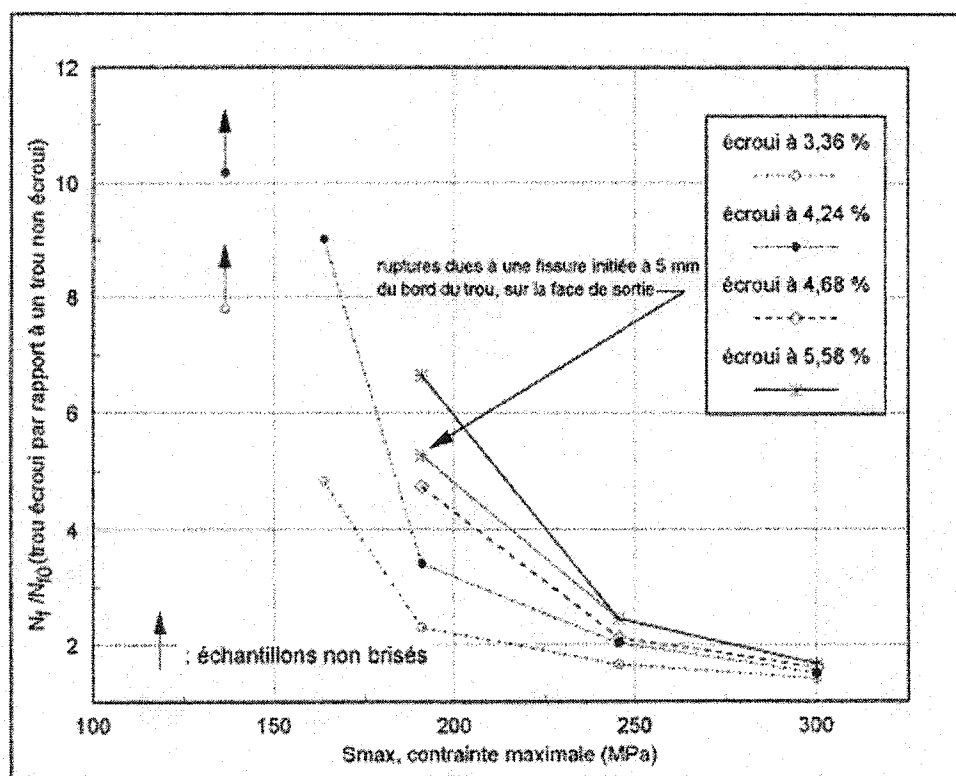


Figure 1.1 : Amélioration moyenne de la résistance à la fatigue en fonction de la contrainte nominale et du degré d'écrouissage [Burlat (1995)]

Des résultats similaires ont été obtenus pour des plaques en alliage d'aluminium 7075-T7451, découpées selon trois configurations LS, TS ET ST, et écrouies à différents niveaux d'expansion, tel qu'illustré à la figure 1.2 (Ozelton et Coyle, 1986)). Pour les échantillons soumis au chargement maximal de 207 MPa, la vie des échantillons LS est améliorée par un facteur de plus de 3, pour une expansion d'environ 0,35 mm. Pour des conditions identiques, le niveau d'amélioration de l'échantillon ST est d'environ 5.

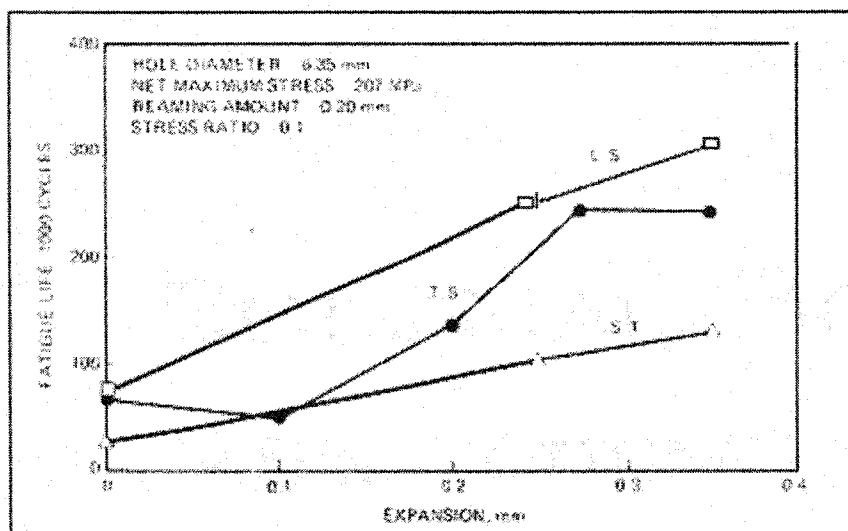


Figure 1.2 : Effet du degré d'écrouissage des trous sur la vie en fatigue de plaques d'aluminium 7050-T7451, pour des configurations LS, TS et [Ozelton et Coyle (1986)]

Pour des niveaux d'écrouissage variant entre 3,0 et 6,05, Landry et al, (1986) ont montré que l'amélioration de la vie en fatigue de l'alliage Al 7075-T651 devient substantielle lorsque le niveau de contrainte est faible, tel que montré à la figure 1.3. Par exemple, pour un taux d'écrouissage de 6%, la vie devient infinie (supérieure à 10^6 cycles), pour

une contrainte maximale appliquée d'environ 30 ksi ; ceci correspond à un facteur d'amélioration de plus de 100. Pour des niveaux de contraintes élevées, l'effet bénéfique est plus faible.

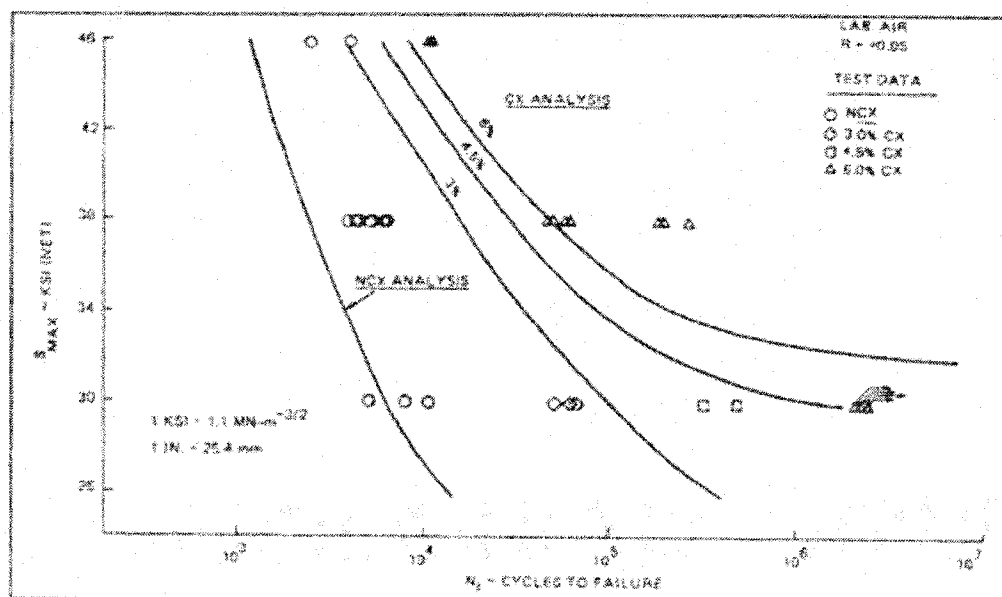


Figure 1.3: Effet du degré d'érouissage sur la vie en fatigue des plaques d'aluminium 7075-T651 [Landry et al, (1986)]

Champoux (1986) a rapporté des résultats similaires ; à la figure 1.4. met en évidence que le facteur d'amélioration de la vie relié à l'érouissage est plus important à bas niveau de sollicitation. De plus, ces résultats indiquent qu'aux niveaux élevés de contraintes (32 et 40 ksi), l'effet bénéfique de l'érouissage a tendance à saturer. Les travaux de She et al (1986), sur les alliages 2024-T3 et 7075-T6 montrent que l'amélioration de la vie l'effet de l'expansion a une limite, tel que montré à la figure 1.5.

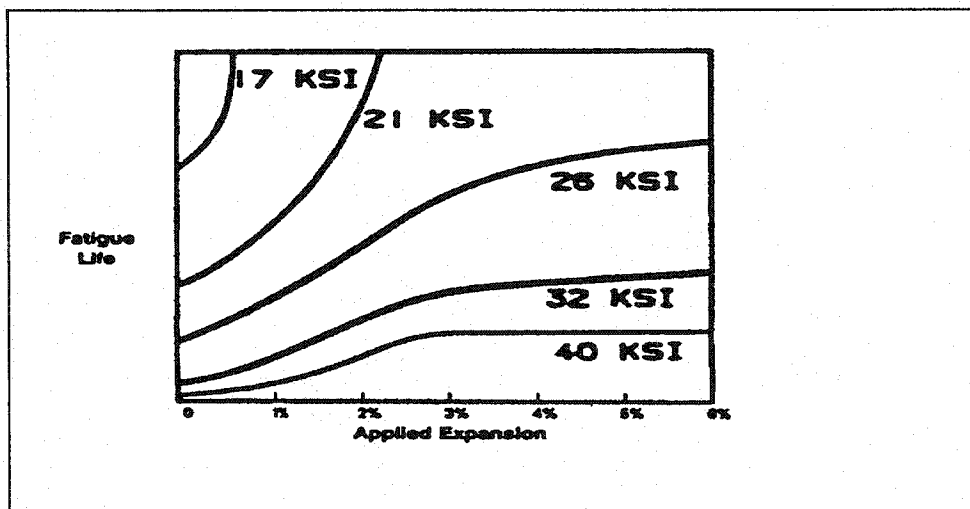


Figure 1.4 : Effet de la contrainte appliquée et du degré d'écrouissage des trous sur la vie en fatigue [Champoux (1986)]

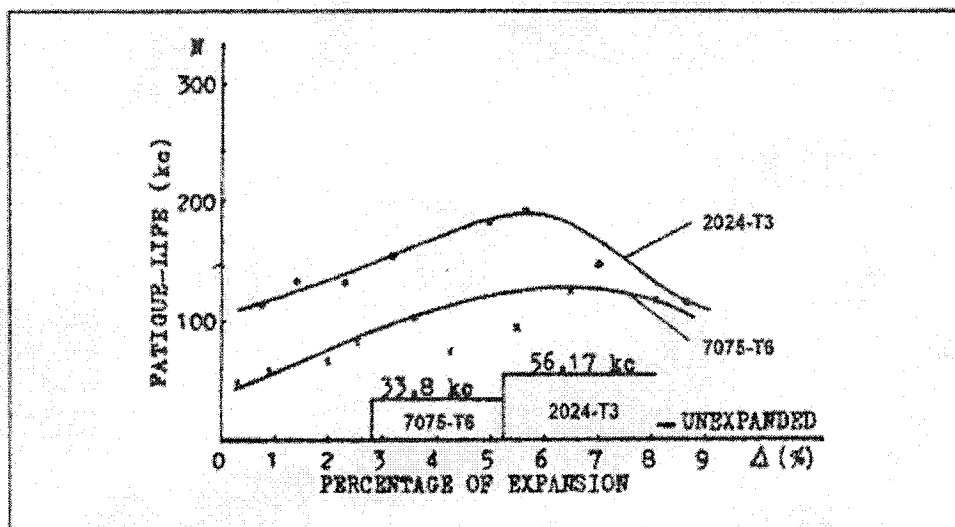


Figure 1.5 : Effet du degré d'écrouissage des trous sur la vie en fatigue [She et al, (1986)]

Par exemple, pour l'alliage d'aluminium 2024-T3, le taux d'écrouissage optimal se situe à environ 5,5% ; pour l'alliage 7075-T6, les résultats indiquent que le niveau d'amélioration de vie optimal se situe entre 6 à 7%. Ceci peut s'expliquer par le fait que si le niveau d'expansion est trop élevé, il peut créer des dommages importants au bord du trou; le procédé d'écrouissage devient alors moins efficace.

1.3 Contraintes résiduelles dues à l'écrouissage

Dans cette section , différentes approches analytiques et numériques pour établir les champs des contraintes résiduelles induites par écrouissage sont présentées. Les approches analytiques sont restreintes à des modèles bidimensionnelles alors que la méthode des éléments finis permet d'établir un modèle tridimensionnel et de calculer la variation des contraintes induites par le passage d'un mandrin à travers l'épaisseur de la plaque.

1.3.1 Modèles analytiques bidimensionnels

Les différentes approches analytiques ont été l'objet d'une synthèse bibliographique (Bernard et al, 1993) et elles sont résumées au tableau 1.1. Les hypothèses de base de chaque modèle analytique sont d'une grande importance, vu qu'elles mènent à des champs de contraintes et de déformations résiduelles propres à ces conditions de base. Ces hypothèses portent principalement sur les théories de plasticité, sur le critère d'écoulement, sur le comportement plastique du matériau ainsi que sur la nature du déchargement, qui peut être considéré comme étant linéaire ou non linéaire (avec

plasticité). La théorie de plasticité utilisée dans la majorité des modèles analytiques est la théorie des déformations totales. Selon cette théorie, les déformations élastiques qui se produisent après l'écoulement sont négligées, même si certains modèles en tiennent compte. Les deux critères d'écoulement utilisés dans les modèles analytiques sont le critère de Mises et le critère de Tresca. Certains modèles supposent que le matériau suit un comportement élastique parfaitement plastique, alors que d'autres modèles permettent un durcissement du matériau. Dans ce dernier cas, la relation entre les contraintes et les déformations est décrite par la loi de Ramberg-Osgood. Dans certains modèles, le mandrin est considéré comme rigide et les contraintes résiduelles sont obtenues en imposant un déplacement radial au bord du trou égal à l'interférence du mandrin. D'autres modèles prennent en considération les déformations du mandrin et évaluent le déplacement radial au bord du trou en fonction de l'interférence du mandrin. Tous les modèles analytiques traitent deux types de géométrie : le premier est une plaque circulaire de rayon extérieur (R_e) avec un trou de rayon (R_a), et le second est une plaque infinie avec un trou de rayon R_a . De plus, l'expansion radiale autour du trou est supposée uniforme à travers l'épaisseur de la plaque. Deux modèles analytiques sont brièvement présentés ici, l'un en état plan de déformation (Jost, 1981) et l'autre en état plan de contraintes (Potter et Ting , 1975), seuls ces modèles peuvent prédire un ré-écoulement au déchargement. Les distributions des contraintes résiduelles associées au modèle de Jost seront présentées.

Tableau 1.1 : Principales approches analytiques permettant le calcul des contraintes résiduelles [Bernard et al (1993)]

Approche	Géométrie	Comportement du matériau	Critère d'écoulement	État de contraintes	Mandrin	déchargement
Hsu et Forman (1975)	plaque infinie	élasto-plastique	Mises	contraintes planes	rigide	élastique
Jongebreur et Dekoning (1983)	plaque annulaire	élasto-plastique	Tresca	contraintes planes ou déformations planes	élastique	élastique
Carey et Hoskin (1986)	plaque infinie	élastique-parfaitement plastique	Tresca	contraintes planes	élastique	élastique
Carter et Hanagud (1974)	plaque infinie	élastique-parfaitement plastique	Tresca	contraintes planes	rigide	élastique
Grandt, et al (1979)	plaque annulaire	élastique-parfaitement plastique	Mises	déformations planes	rigide	écoulement à la compression
Jost (1988)	plaque annulaire	élastique-parfaitement plastique	Mises	déformations planes	élastique	écoulement à la compression

a- Modèle en état plan de déformations

Le modèle proposé par Jost (1981) permet d'analyser le champ de contraintes et de déformations dans un anneau épais (figure 1.6). L'anneau est chargé sur le bord intérieur par une pression qui cause l'écoulement du matériau dans une zone dont le rayon est (ρ) ; la charge est ensuite enlevée pour simuler le procédé d'écrouissage. Ce modèle permet d'évaluer les contraintes résiduelles si le critère d'écoulement est violé lors du déchargement et ainsi, le rayon (ρ_{ry}) de la zone où un ré-écoulement prend place est calculé. L'écrouissage est traité en terme d'interférence entre un mandrin élastique et le trou. La distribution des contraintes résiduelles est établie en fonction des rayons des zones d'écoulement (ρ) et ré-écoulement (ρ_{ry}) en se basant sur les hypothèses suivantes:

- Le chargement est axisymétrique à l'intérieur du trou de l'anneau de rayon interne et externe respectivement de valeur R_a et R_b .
- Le mandrin est supposé élastique.
- La théorie des déformations totales est appliquée.
- Le critère d'écoulement est celui de Von Mises .
- Le comportement du matériau est élastique parfaitement plastique.

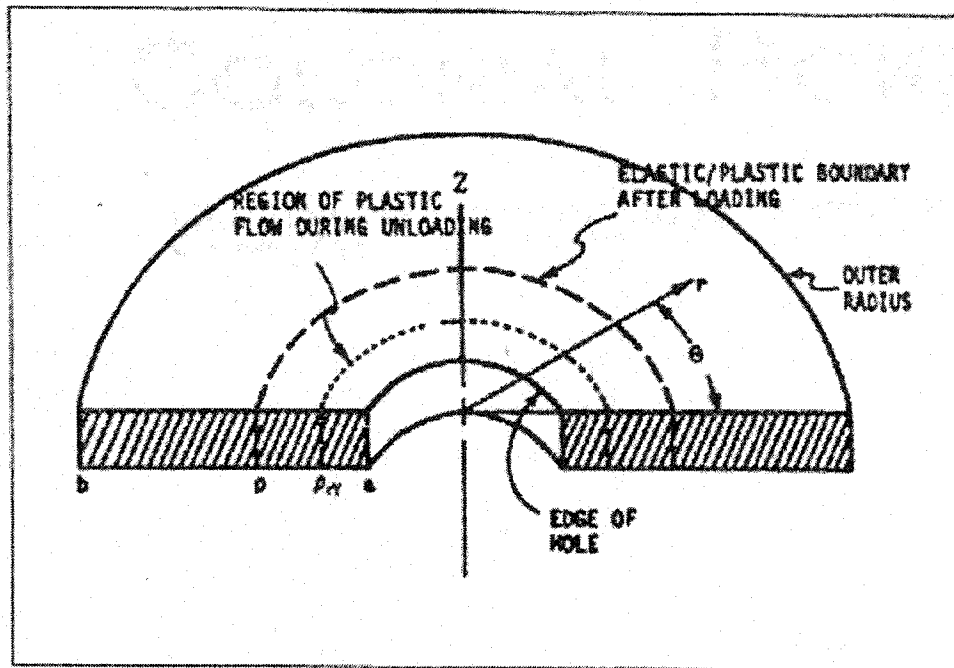


Figure 1.6: Différentes zones obtenues après écrouissage [Grandt et Potter, (1979)]

b- Modèle en état plan de contraintes

Potter et Ting (1975) ont considéré un état plan de contrainte, pour développer une solution générale au problème de plasticité d'une plaque circulaire trouée. Ensuite la solution a été appliquée au problème d'écrouissage des trous. La solution de Potter et Ting est limitée par un déplacement maximal du bord du trou ; au delà de cette valeur, la solution n'existe pas. Les hypothèses du modèle sont les suivantes :

- ♦ La théorie des déformations totales est appliquée à un état plan de contraintes
- ♦ Le mandrin est supposé rigide
- ♦ Le matériau élastique parfaitement plastique
- ♦ Il y a ré-écoulement au bord du trou

♦ Critère de Von Mises

Comme pour le modèle précédent, le champ de contraintes résiduelles est exprimé en fonction du rayon de la zone plastique et de la zone de ré-écoulement. L'étendue de ces zones est également déterminée en résolvant numériquement des équations non linéaires, connaissant le niveau d'expansion appliqué.

La figure 1.7 présente la distribution de la contrainte résiduelle tangentielle autour d'un trou centré et écroui à 4,68%, obtenue avec le modèle de Jost en déformations planes (Larouche, 1995). Les autres distribution de la contrainte résiduelle ont été obtenu avec des modèles qui ne peuvent prédire le ré-écoulement au déchargement et ils ne seront pas discutés ici. 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.

Selon le modèle de Jost, la contrainte tangentielle résiduelle agissant près du trou est en compression et elle devient en tension loin du trou. La contrainte maximale en compression est localisée à la limite de la zone de ré-écoulement, de rayon ρ_{ry} , et non au bord du trou. L'endroit où la contrainte en tension est maximale coïncide avec la limite de la zone plastique de rayon ρ . Les contraintes résiduelles en compression présente au voisinage du trou contribuent à prolonger la période d'initiation d'une fissure et ensuite, à retarder sa propagation.

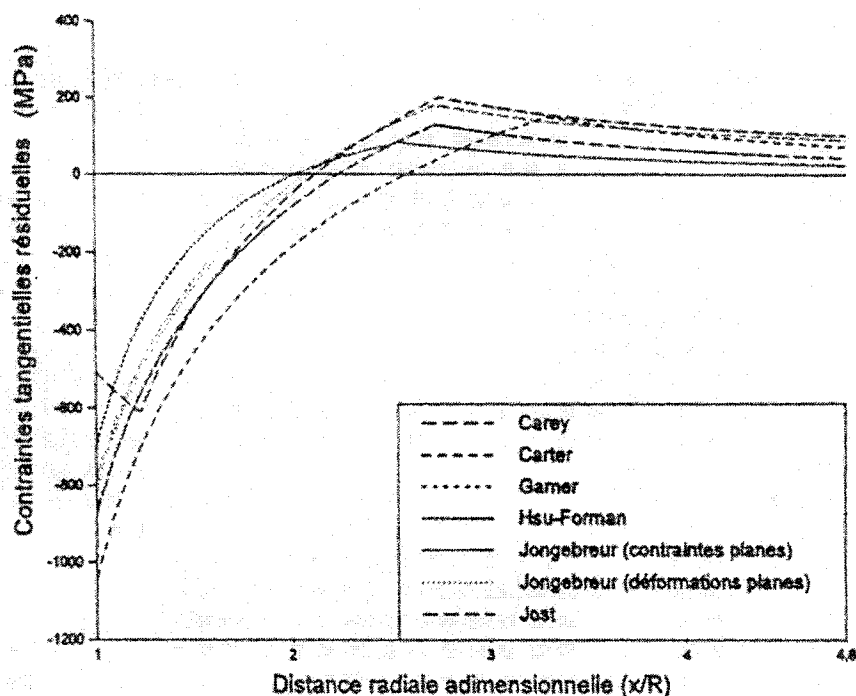


Figure 1.7 : Distribution de la contrainte tangentielle résiduelle pour un écouissage à 4,68%, calculée à l'aide de modèles bidimensionnels (Larouche, 199).

Les différents modèles analytiques ne permettent pas d'évaluer la variation des contraintes résiduelles à travers l'épaisseur d'une plaque; or les mesures ont démontré que l'intensité des contraintes résiduelles induites par écouissage est plus importante sur la face de sortie du mandrin que sur la face d'entrée. Il devient donc nécessaire d'utiliser des modèles tridimensionnelles pour bien comprendre les effets du procédé d'écouissage sur la vie en fatigue des joints structuraux.

1.3.2 Modèles numériques tridimensionnels

Sharpe (1976) a montré par une étude expérimentale que l'écrouissage d'une plaque trouée est un procédé tridimensionnel qui induit des contraintes résiduelles variant à travers l'épaisseur de la plaque. Ce résultat fut confirmé par l'analyse de Forgues (1993) à l'aide des éléments finis (figure 1.8). En utilisant un modèle axisymétrique, Forgues a obtenu la répartition des contraintes et des déformations résiduelles induites dans un échantillon en alliage d'aluminium Al7475 T735, ainsi que le profil du trou après écrouissage. Ses résultats, présentés à la figure 1.8, montrent que les contraintes tangentielles résiduelles sont moins compressives sur la face d'entrée que sur la face de sortie

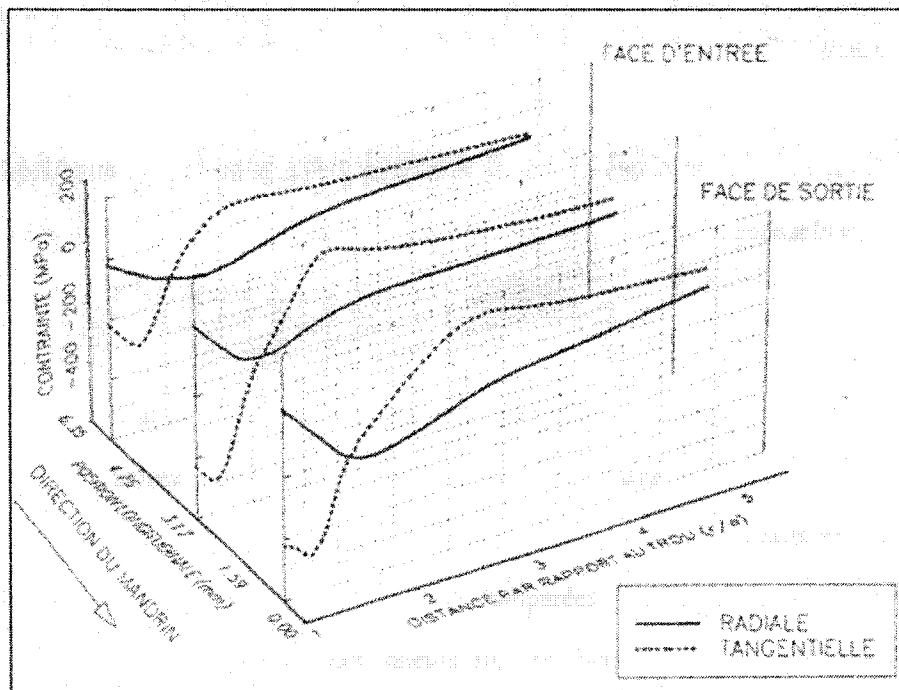


Figure 1.8 : Distribution des contraintes résiduelles dans l'épaisseur d'un échantillon Al 7475-T7351 [Forgues et al (1993)]

Ceci fut également confirmé par Forgues et al. (1993) et Pavier et al (1998) qui ont étudié la distribution des contraintes tangentielles résiduelles à l'aide d'un modèle axisymétrique et d'un modèle par éléments finis. Comme le montre la figure 1.9, les deux modèles de Pavier et al prédisent des contraintes résiduelles plus compressives à mi-épaisseur et à la sortie qu'à la face d'entrée.

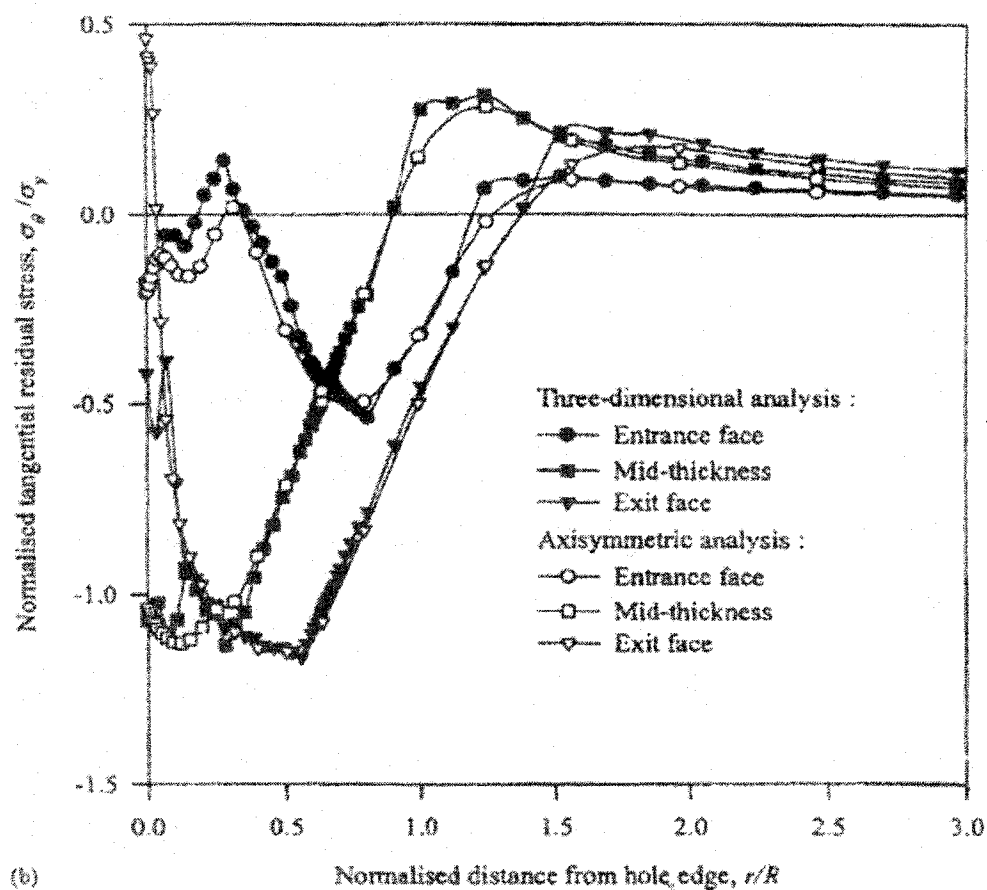


Figure 1.9 : Distribution des contraintes tangentielles résiduelles après écouissage [Pavier et al (1998)]

Le comportement des contraintes résiduelles tangentielles le long du ligament est identique à celui prédit par les modèles analytiques. La contrainte tangentielle atteint sa valeur minimale non pas au bord du trou, mais à l'intérieur de la plaque, à la frontière de la zone de ré-écoulement obtenue lors du déchargement. Elle augmente ensuite jusqu'à la valeur maximale au point caractérisé par l'interface entre la zone plastique et élastique obtenue lors du chargement, puis elle diminue graduellement jusqu'au bord de l'échantillon.

Dans une étude plus récente, Ozdemir et Edwards (1996) ont réalisé des travaux expérimentaux sur une plaque en Al7075-T76, trouée et écrouie à 4%, visant à mesurer la répartition de contraintes résiduelles aux alentours du trou et à travers l'épaisseur. Des rondelles de 40mm d'épaisseur ont été découpées concentriquement avec le trou, comme dictée par la technique de Sachs. Cette technique consiste à enlever graduellement des couches successives de matériau de la pièce, et par lecture des jauges de déformations préalablement collées dans la zone d'intérêt, les contraintes résiduelles sont déterminées. Ici, les contraintes relâchées ont été mesurées par des jauges collées à 1mm du bord du trou. Comme les jauges ont été distribuées le long de la paroi du trou, une distribution tridimensionnelle des contraintes est alors établie. La figure 1.10 présente la distribution le long du ligament et à travers l'épaisseur sous forme de cartographie (lignes d'isocontraintes) ; ces résultats confirment les observations de plusieurs auteurs quant à l'importance de l'amplitude des contraintes tangentielles dans la zone à mi- épaisseur par rapport à la face d'entrée et de sortie. Les valeurs mesurées à l'entrée restent les plus

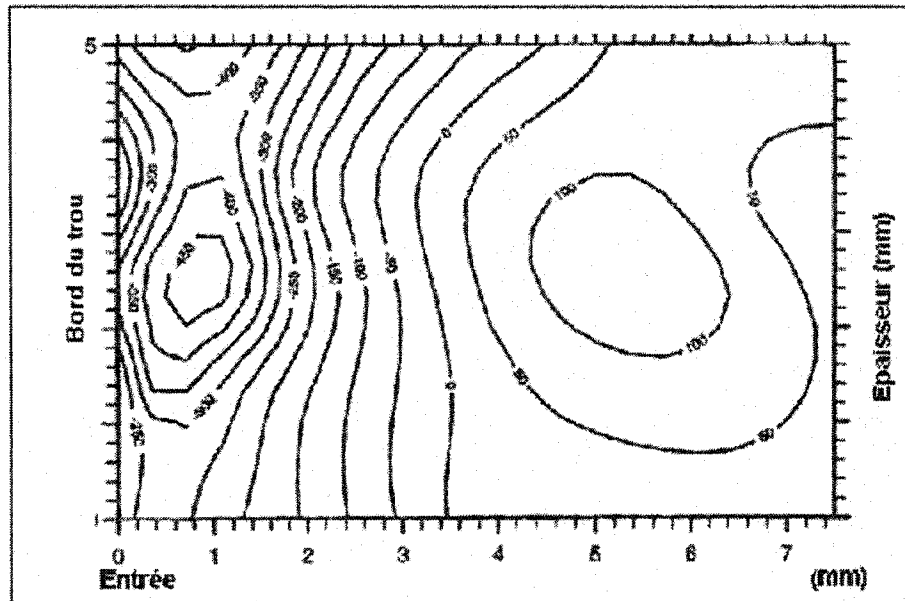


Figure 1.10 : Mesure de la contrainte résiduelle tangentielle dans un alliage Al7075-T76 (Ozdemir et Edwards, 1996)

faibles. Les résultats d'Ozdemir indiquent que la zone plastique est plus importante à la face de sortie qu'à la face d'entrée.

Par ailleurs, les contraintes résiduelles tangentielles varient également en fonction du niveau d'écrouissage. Un niveau élevé d'expansion retenue augmente la pression créée par le matériau non déformé plastiquement et engendre ainsi des contraintes résiduelles plus grandes en compression (figure1.11).

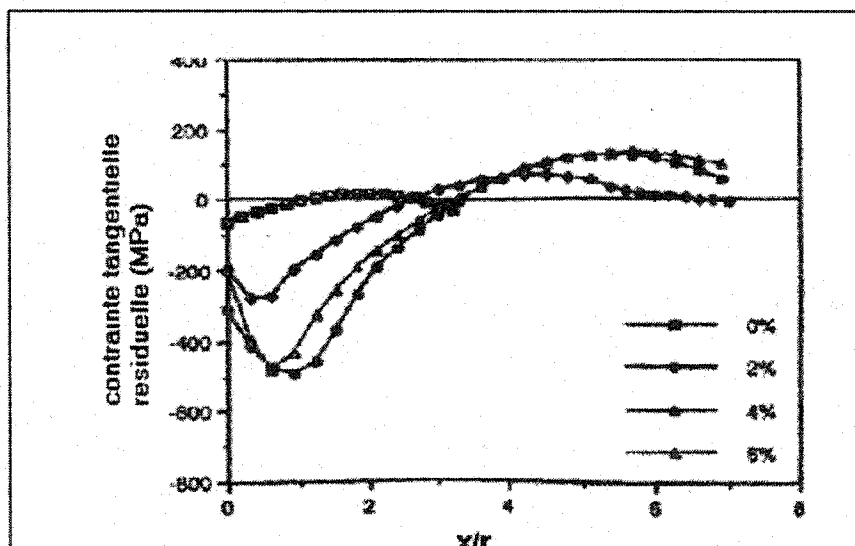


Figure 1.11 : Distributions de contraintes résiduelles tangentielles à mi- épaisseur pour différents degrés d'écrouissage (Ozdemir et al, 1996)

En considérant la distribution de la contrainte tangentielle résiduelle les surfaces correspondantes aux contraintes en tension et en compression ne sont pas égales même si les contraintes résiduelles s'auto-équilibrent. À cause de leur variation à travers l'épaisseur de l'échantillon, l'équilibre global doit être vérifié en intégrant alors sur le volume.

Herman et al (1999) ont utilisé des jauges de déformation, placées dans la région près du trou et à ses bords pour mesurer les contraintes résiduelles et déterminer la taille de la zone de ré-écoulement. Les résultats obtenus sur une plaque en Al8090-T651 écrouis à 4% sont montrés à la figure 1.12.

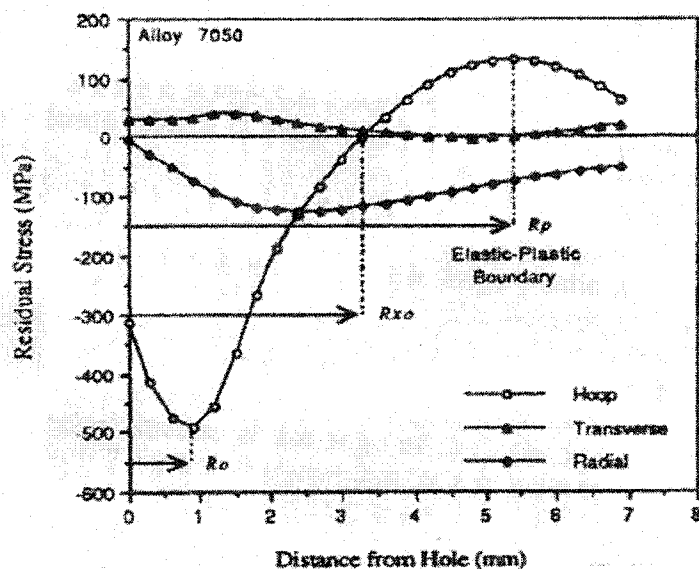


Figure 1.12: Zones d'écoulement et de ré-écoulement dans une plaque écrouie [Herman et al (1999)]

La contrainte résiduelle tangentielle maximale en compression se situe à 0,9 mm du bord du trou et atteint une valeur de -500 MPa. L'interface entre le domaine plastique et élastique se situe à 5,3mm. Cette zone coïncide avec la valeur maximale de la contrainte résiduelle tangentielle en tension qui atteint une valeur de 150 MPa. De plus, les contraintes radiales résiduelles sont nulles au bord du trou et restent négatives le long du ligament; le niveau de contraintes résiduelles transversales atteint la valeur de 50 MPa puis diminue progressivement pour atteindre une valeur nulle loin du trou.

Il est à noter que le bord du trou ne retient pas uniformément le déplacement imposé par le mandrin (Sharpe, 1977). Forgues (1993) a confirmé que l'expansion radiale maximale retenue se situe sur la face de sortie; la figure 1.13 illustre la similarité entre le profil

calculé par Forgues à l'aide des éléments finis et celui obtenu par Cloud (1982) à l'aide de la procédure Moiré tridimensionnelle. La forme du profil après écouissage 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 suivant la direction transversale vers la face de sortie et à un degré plus faible, vers l'extérieur de la face d'entrée. Lorsque le mandrin atteint la face de sortie,

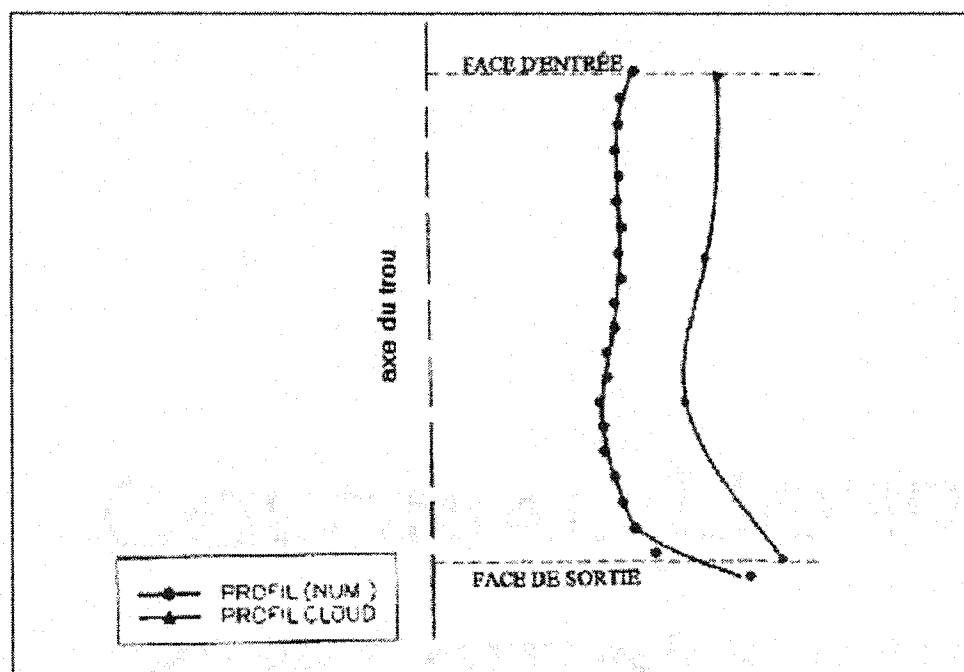


Figure 1.13: Profil final du trou après écouissage obtenu par la technique de Moiré (profil Cloud) et par éléments finis (profil num) (Forgues, 1993)

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 pour obtenir un diamètre constant avant la mise en service. Néanmoins, lors de la modélisation, l'effet du réalésage après écrouissage n'est pas pris en compte.

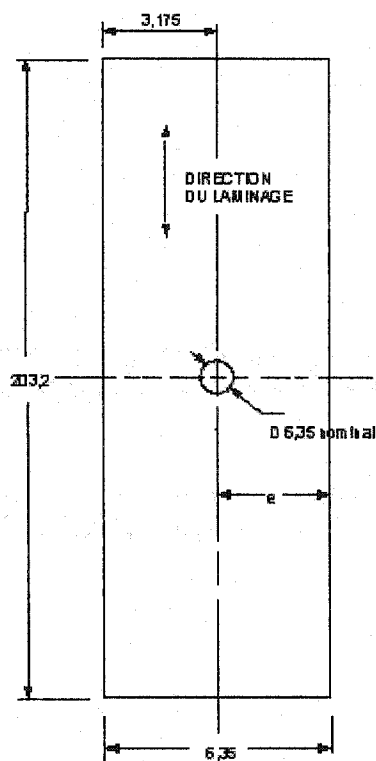
Commentaires

Les résultats expérimentaux ont démontré l'effet bénéfique de l'écrouissage sur la vie en fatigue. Cet effet bénéfique est attribué au champ de contraintes résiduelles induites par le procédé. Dans la zone près du bord les contraintes résiduelles étant plus compressives en bout de fissure, elles ont pour effet de réduire la vitesse de propagation. L'effet bénéfique diminue progressivement jusqu'à ce que la fissure traverse l'enclave plastique créée par l'écrouissage. La distribution des contraintes résiduelles à travers l'épaisseur de la plaque ont la même tendance pour les différents modèles ; mais les écarts sont très importants, probablement à cause des particularités des hypothèses posées dans l'étude du procédé d'écrouissage.

En ce qui concerne la valeur de la contrainte résiduelle au bord du trou, il y a une grande disparité des résultats obtenus par différents auteurs. Cette situation a une incidence directe sur le calcul de la vie. Par ailleurs, si le modèle d'analyse ne considère pas le ré-écoulement en compression au bord du trou, l'évaluation basée sur les résultats de ce modèle donne des valeurs irréalistes.

1.4 Effet de la marge de bord

Le niveau d'excentricité du trou est quantifié par la marge de bord e/D , où e est la distance entre le centre du trou et le bord de la plaque (ligament le plus court) et D est le diamètre du trou (figure 1.14). Dans cette section, l'effet de la marge de bord sur la distribution des contraintes résiduelles et sur la vie en fatigue est examiné.



*dimensions en mm

Figure 1.14 : Paramètres géométriques définissant la marge de bord

1.4.1 Effet de la marge de bord sur les contraintes résiduelles

L'effet de la marge de bord a été étudié par Regalbuto et Wheeler (1969); pour une plaque trouée chargée en tension, ils ont montré que la diminution de la marge de bord entraîne une augmentation des contraintes tangentielles en tension le long du ligament court, dans la région éloignée du trou. D'autre part, la marge de bord influence la distribution des contraintes induites par le procédé d'écrouissage (Burlat, 1995). En effet, lorsque le trou n'est pas centré, la faible rigidité du côté du ligament court de l'échantillon peut conduire à un champ de contraintes non-axisymétrique au voisinage du trou. L'amélioration de la vie en fatigue associée au procédé d'assemblage est donc influencée à différents degrés par la marge de bord, dépendant des caractéristiques des champs de contraintes et de déformations induites.

Armen et al (1986) ont effectué une étude 2-D par éléments finis pour établir l'évolution du champ de contraintes résiduelles tangentielles produites par un écrouissage à 6% pour différentes marges de bord (figure 1.15). La distribution des contraintes en fonction de la marge de bord est assujettie à la condition d'écoulement du ligament court de l'échantillon. Les résultats reproduits à la figure 1.15 montrent que pour des marges de bord inférieures à 1,75, il y a plastification presque complète du ligament. Le changement de forme de la courbe pour les cas $e/D=1,25$ et $1,5$ par rapport au cas $e/D = 1,75$ caractérise ce phénomène. La réduction de la taille de la zone élastique pour la

marge de bord de 1,75 a conduit à des niveaux de contraintes résiduelles en compression plus faibles.

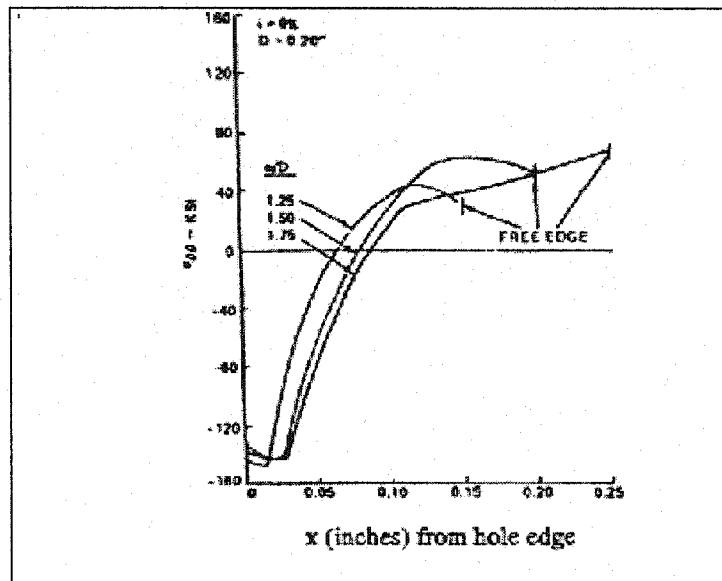


Figure 1.15 : Analyse 2D par éléments finis d'un trou écroui à 6%, pour différentes marges de bord (Armen et al, 1986)

Malgré son importance, l'effet de l'excentricité des trous sur la répartition des contraintes résiduelles reste peu examiné dans la littérature ; pourtant cette configuration de géométrie est couramment rencontrée dans les structures aéronautiques.

1.4.2 Effet de la marge de bord sur la résistance en fatigue

Le chargement de la plaque trouée introduit des contraintes et des déformations qui s'ajoutent à celles déjà induites par l'écrouissage. Ces champs de contraintes et déformations résultantes sont les paramètres les plus influents sur la vie en fatigue. Le

chargement cyclique ne se fait pas uniquement de manière élastique au bord du trou ; cependant, tous les auteurs ayant travaillé sur le sujet ont supposé que les contraintes dans une plaque écrouie sous chargement cyclique externe étaient égales à la superposition des contraintes résiduelles dues à l'écrouissage avec les contraintes cycliques dues au chargement externe.

Lowry (1991) a examiné l'effet de bord sur l'amélioration de vie en fatigue des plaques en acier D6ac avec un trou de 12,7mm de diamètre et pour deux marges de bord ($e/D = 1$ et 4). Il rapporte que, pour la marge de bord de 1, l'amélioration de la vie par écrouissage s'est matérialisée par un facteur variant entre 3 et 4,2 fois la vie par rapport à la plaque non écrouie, tandis que pour le cas du trou centré ($e/D = 4$), la vie est améliorée par un facteur de l'ordre de 10.

Une étude réalisée par Larouche (1995) a mis en évidence l'effet de la marge de bord ($e/D = 1, 1,5, 2,4$) sur des plaques en alliage d'aluminium 7475-T7351 ayant un trou écroui et chanfreiné. Pour tous les niveaux de contraintes appliqués, la diminution du ligament entraîne une diminution de la vie totale (figure 1.16). Par exemple, pour le niveau de contrainte de 245,6 MPa, la vie des échantillons ayant une marge de bord de 1,5 est égale à 50% de celle des échantillons ayant un trou écroui centré, avec $e/D = 2,4$, alors que pour le cas $e/D = 1,0$, elle est égale à 30%. Il est à noter qu'une diminution du rapport e/D provoque une augmentation du niveau de la contrainte moyenne et de la

déformation au bord du trou, situé au côté du ligament court. Ceci a pour effet de limiter l'amélioration de la vie associée à l'écrouissage.

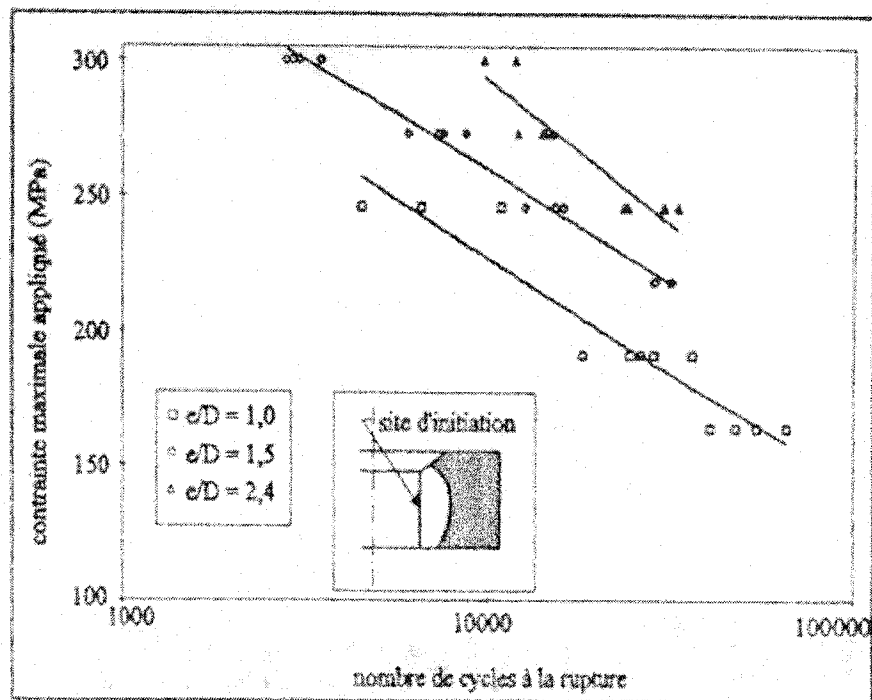


Figure 1.16: Influence de la marge de bord sur la vie en fatigue des échantillons écrouis avec chanfrein (Larouche, 1995).

1.5 Détermination du facteur d'intensité de contrainte

L'analyse de propagation de fissure requiert le calcul du facteur d'intensité de contraintes en bout de fissure. Dans cette section, la méthode de calcul de ce facteur est présentée pour une fissure émanant d'un trou non écroui. À l'aide de ce résultat combiné à la distribution des contraintes résiduelles induites par écrouissage et à la théorie des fonctions de poids, le calcul du facteur d'intensité de contrainte pour le cas d'un trou écroui est effectué.

Pour le cas d'un trou écroui sans rivet soumis à un chargement relativement grand, il a été observé qu'une fissure semi-elliptique se développait au bord du trou (figure 1.17), à mi-épaisseur de la plaque et perpendiculairement au chargement. Par contre, sous une faible charge, une fissure sous la forme d'un quart d'ellipse s'initie au bord du trou sur la face de sortie (fissure coin). Dans les deux situations, le front de fissure tend à devenir droit au fur et à mesure que cette dernière se propage et atteint une longueur importante.

La procédure la plus courante pour évaluer le facteur d'intensité de contrainte dans une plaque trouée, écrouie et soumise à un chargement cyclique est reconnue comme la méthode des fonctions de poids. Afin de modéliser le type de fissure qui se développe au bord du trou à la fin de la période d'initiation, deux méthodes seront considérées. La méthode de Grandt sera développée pour le cas d'une fissure ayant un front droit de

propagation; le cas de la fissure en quart d'ellipse sera résolu grâce à la méthode développée par Glinka.

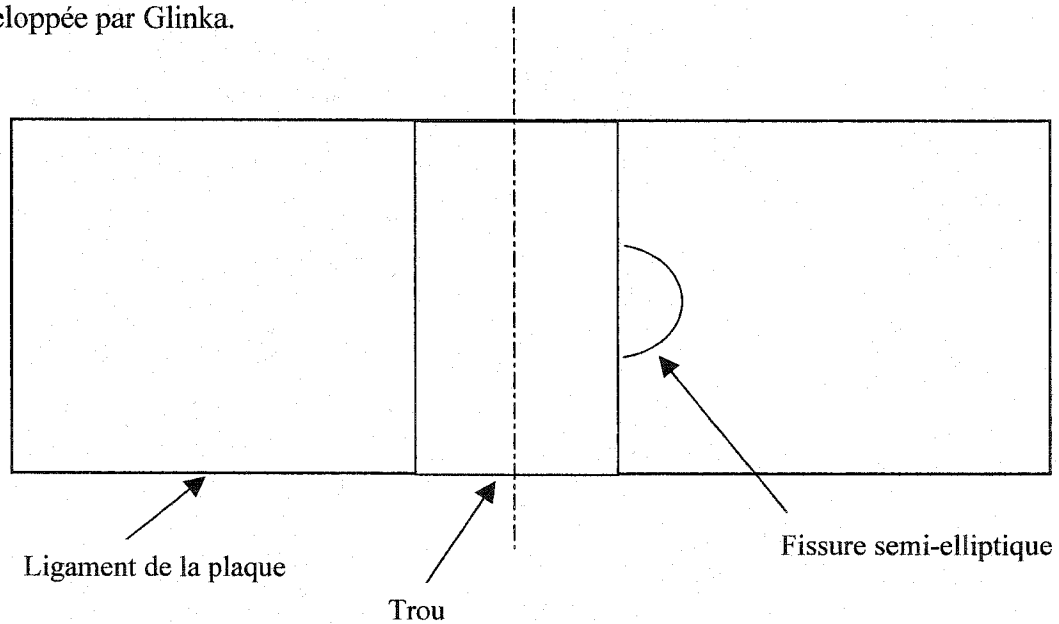


Figure 1.17: Géométrie d'une fissure semi-elliptique initiée sur le bord du trou, à l'intérieur de la plaque

1.5.1 Théorie des fonctions de poids

Le facteur d'intensité de contrainte est généralement exprimé en fonction de la contrainte appliquée S et de la longueur de la fissure a sous la forme générale suivante :

$$K_I = \beta S \sqrt{\pi a} \quad (1.1)$$

où β est le facteur de correction pour la géométrie de la fissure et de la pièce et pour les conditions de chargement. Ce facteur peut être déterminé analytiquement pour des cas simples.

Pour une fissure émanant d'un trou et se propageant dans un champ global de contrainte $p(x)$, le facteur d'intensité de contrainte en bout de fissure, K_I , peut être obtenu en utilisant les fonctions de poids (Aliabadi, 1991) comme suit:

$$K_I = \int_0^a p(x) f(x, a) dx \quad (1.2)$$

avec $f(x, a)$: fonction de poids.

$p(x)$: distribution de contraintes sur le site de la fissure, dans la pièce non fissurée

Rice (1972) et Bueckner (1970) ont montré que si le champ de déplacement des lèvres de la fissure, $U_r(x, a)$ et le facteur d'intensité de contrainte de référence, K_I^* , étaient connus pour une géométrie et une distribution de contrainte σ_r donnée, la valeur de K_I peut être obtenue pour toute autre distribution de contraintes $p(x)$ sur la même géométrie. La fonction de poids $f(x, a)$ prend la forme :

$$f(x, a) = \left(\frac{H}{K_I^*} \right) \cdot \frac{d[U_r(x, a)]}{da} \quad (1.3)$$

où $H = E$ pour un état plan de contraintes

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

Le facteur K^* peut être facilement trouvé dans la littérature, mais l'expression donnant l'ouverture des lèvres de la fissure n'est pas toujours disponible.

Dans la présente étude, la solution de référence connue (U_r et K_I^*) est celle d'une fissure émanant d'un trou non écroui et soumis à une contrainte uniforme loin du plan de la fissure. La valeur de K_I , le facteur d'intensité de contrainte pour une fissure émanant d'un trou écroui, peut être déterminée en connaissant le champ de contraintes $p(x)$ qui existe dans le corps non fissuré, le long de l'axe où la fissure se propagerait suite à l'application de l'écrouissage et du chargement. La présence des contraintes résiduelles en compression au bord du trou modifie l'intensité des contraintes en tension, ce qui a pour conséquence de diminuer la valeur du facteur d'intensité de contrainte.

a-Méthode de Grandt pour les fissures droites

Pour appliquer l'équation (1.3), il faut connaître le champ de déplacement d'ouverture de la fissure, U_r , correspondant à K_I^* . Orange (1972) a étudié le cas d'une fissure débouchante dans une plaque semi-infinie. Il a décrit l'ouverture de la fissure par une série polynomiale qui prend la forme :

$$\left(\frac{U_r}{U_o}\right)^2 = \frac{2}{2+m}(t'/a) + \frac{m}{2+m}(t'/a)^2 \quad (1.4)$$

où U_0 est l'ouverture à la surface libre, c'est à dire pour $t' = a$ (figure 1.18); le paramètre m est appelé coefficient de section conique.

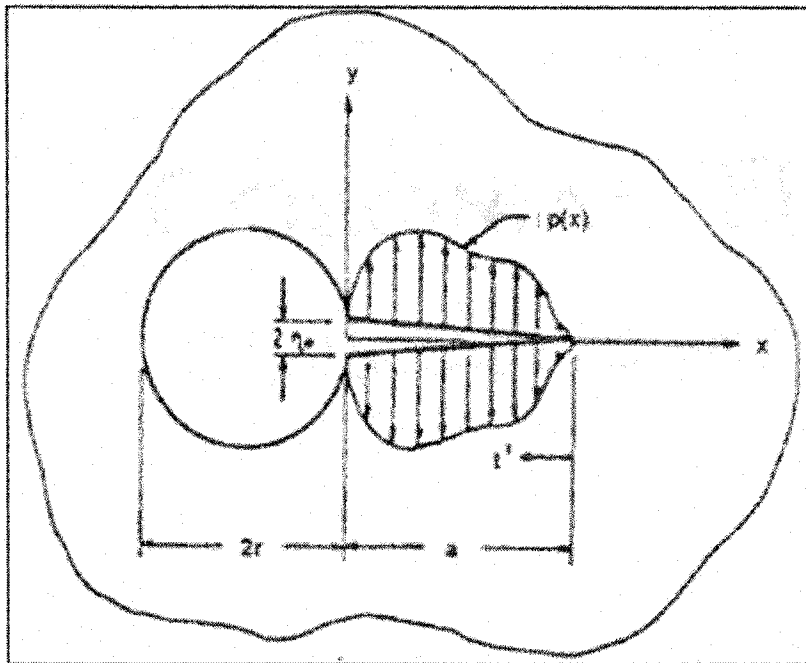


Figure 1.18 : Géométrie d'une plaque trouée contenant une fissure radiale soumise à un champs de contrainte $p(x)$ (Grandt, 1975)

L'équation (1.4) peut être exprimée sous la forme :

$$U_0^2 = a r_f (2 + m) \quad (1.5)$$

où r_f est le rayon en bout de fissure (rayon de courbure à $t' = 0$).

Irwin (1957) a défini le rayon en bout de fissure en déformations planes en fonction du facteur d'intensité de contraintes. Il obtient :

$$r_f = \frac{4}{\pi} \left(\frac{1 - \nu^2}{E} \right)^2 K_I^2 \quad (1.6)$$

ou encore :

$$\frac{E U_0}{(1 - \nu^2) K_I} = 2 \sqrt{\frac{2 + m^* a}{\pi}} \quad (1.7)$$

Ainsi, en appliquant cette théorie au cas de la plaque trouée non écrouie, le coefficient de section conique est donné, en fonction de K_I^* par:

$$m = \pi / a \left[\frac{E U_0}{2(1 - \nu^2) K_I^*} \right]^2 - 2 \quad (1.8)$$

La valeur du facteur d'intensité de contraintes K_I peut donc être obtenue à l'aide des équations 1.2 à 1.8. D'autre part, Grandt (1975) a déterminé la valeur de U_0 par éléments finis pour une fissure droite émanant d'un trou; il l'a exprimée sous forme d'une série :

$$U_0 = r \sum_{i=0}^6 D_i (a/r)^i \quad (1.9)$$

où D_i sont des constantes qui prennent des valeurs différentes selon le nombre de fissures (une fissure ou deux fissures symétriques).

Afin de valider l'utilisation des fonctions poids pour le calcul du facteur d'intensité de contraintes, Grandt et Gallager (1974) ont calculé, à l'aide de cette méthode, la valeur de K_I pour une plaque ayant une fissure droite émanant d'un trou et soumise à un chargement uniforme à l'infini. Leur solution a été obtenue à l'aide de la distribution des contraintes

dans la plaque établie par Timoshenko (1970) et du champ de déplacement des lèvres de la fissure U_r déterminé à partir, soit de la solution développée par Orange (équations 1.6 à 1.8) ou directement par éléments finis. Ils ont comparé leurs solutions avec celle développée par Bowie (figure 1.19).

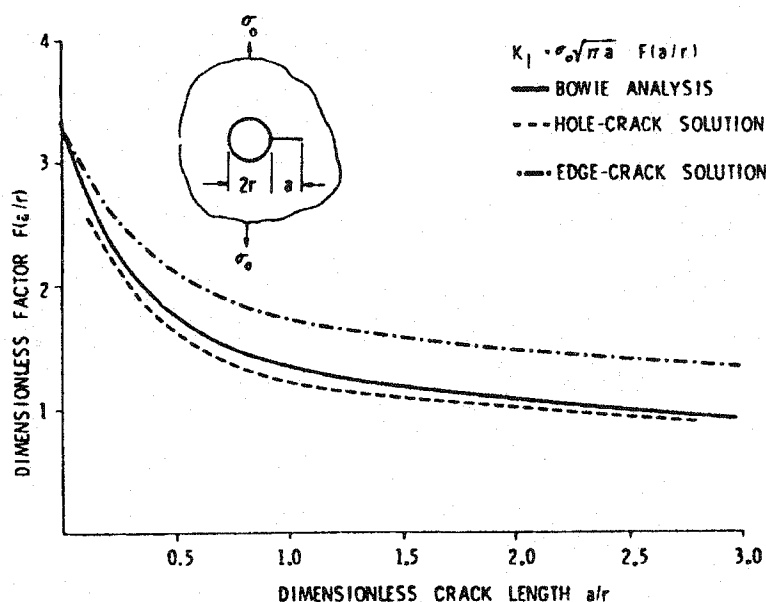


Figure 1.19 : Comparaison entre les valeurs du facteur d'intensité de contrainte calculées par Bowie et celles obtenues à l'aide des fonctions poids pour un trou non écroui (Grandt et Gallager, 1974)

La solution déterminée à partir des éléments finis (*Hole-Crack Solution*) représente un écart de 7 % par rapport aux résultats de l'analyse effectuée par Bowie quelle que soit la longueur de fissure. Cependant, les calculs effectués à partir des résultats d'Orange sur le déplacement des lèvres de la fissure (*Edge-Crack Solution*) montrent des erreurs de l'ordre

de 10 % pour des fissures de faible longueur ($a/r < 0,15$); ces écarts excèdent 23 % pour des fissures longues.

Dans le cas d'un trou écroui, il est possible de calculer $p(x)$, la distribution des contraintes avant que la fissure ne se propage, par superposition des contraintes cycliques dues au chargement externe aux contraintes résiduelles dues à l'écrouissage. Grandt et Gallager (1974) ont ainsi calculé le facteur d'intensité de contrainte pour des trous écrouis à différents degrés (figure 1.20).

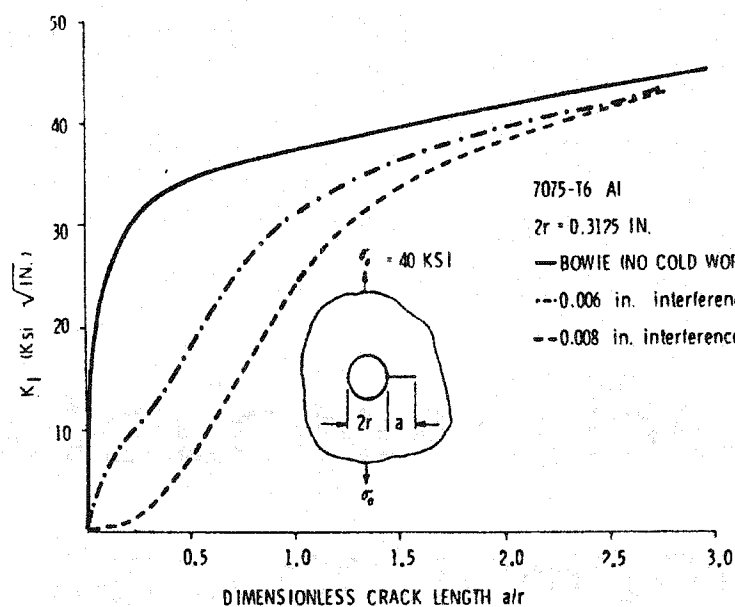


Figure 1.20 : Facteurs d'intensité de contrainte pour des trous non écrouis et écrouis à différents degrés (Grandt et Gallager, 1974)

Les résultats montrent que pour les faibles longueurs de la fissure, plus le degré d'écrouissage est élevé, plus le facteur d'intensité de contrainte est réduit. Lorsque la fissure s'allonge, l'effet bénéfique de l'écrouissage disparaît.

La théorie des fonctions de poids peut s'appliquer quel que soit le champ de contrainte $p(x)$ qui s'exerce sur le ligament de la plaque trouée. Ainsi, pour simplifier les calculs de K_I pour une plaque écrouie, il est commode de le calculer pour un chargement unitaire $(x/r)^i$ (figure 1.21) et d'exprimer le champ de contrainte imposé au ligament non fissuré sous forme d'une somme polynomiale :

$$p(x/r) = A_0 + A_1(x/r) + A_2(x/r)^2 + \dots \quad (1.10)$$

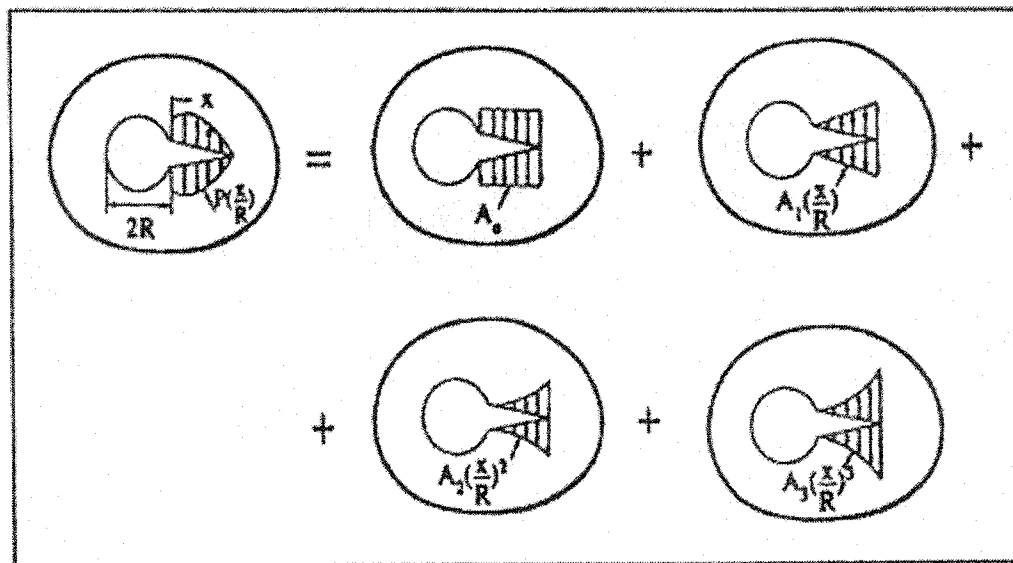


Figure 1.21 : Pression exercée sur la face virtuelle de la fissure et représentée par une somme polynomiale (Grandt et Kullgren, 1983)

Pour un chargement de ce type, Grandt et al (1978) ont défini K_I par une sommation, où chaque coefficient K_i correspond au facteur d'intensité de contrainte calculé par les fonctions de poids, à partir des coefficients de déplacement (équation 1.9) et ceux de la charge (équation 1.10) correspondants. Il en résulte:

$$K_I = K_0 + K_1 + K_2 + \dots = \sum K_i \quad (1.11)$$

b-Méthode de Glinka pour les fissures semi-elliptiques et les fissures coins

La méthode de Glinka (1991) permet de calculer les facteurs d'intensité de contraintes pour une fissure semi-elliptique dans une plaque d'épaisseur finie. L'évaluation du facteur d'intensité de contraintes d'une fissure en quart d'ellipse est effectuée en introduisant un facteur de correction au facteur d'intensité de contrainte associé à la fissure semi-elliptique (Glinka et Mattheck, 1990). Le facteur d'intensité de contraintes K_I aux points A et B de la figure 1.22 peut être déterminé par calcul intégral du produit d'une fonction de poids $f(x,a)$ 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 :

$$K_I = \int_0^a \sigma_{sv}(x) f(x, a) dx \quad (1.12)$$

où :

$$f(x,a) = \left(\frac{H}{K^*} \right) \cdot \frac{d[U_r(x,a)]}{da} \quad (1.13)$$

où $H = E$ pour un état plan de contraintes

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

La solution de référence est obtenue des résultats de Petroski et Achenbach (1978) qui ont proposé une relation empirique pour exprimer le déplacement des lèvres d'une fissure, dans une plaque sollicitée uniformément par la contrainte $\sigma_r(x)$ en mode I. L'expression proposée prend la forme:

$$U_r(x, a) = \left[\frac{\sigma_r}{H\sqrt{2}} \right] \left[4F\sqrt{a(a-x)} + Ga^{-1/2}(a-x)^{3/2} \right] \quad (1.14)$$

où $F = K^* / [\sigma_r(\pi a)^{1/2}]$ et G est une fonction à déterminer.

Si K^* est connu, la seule valeur inconnue de l'équation 1.14 est la fonction G . Petroski et Achenbach (1978) ont démontré que le paramètre G peut être déterminé à partir des équations 1.12 et 1.13, en posant :

$K_I = K^*$ et $\sigma_{sv}(x) = \sigma_r(x)$, il vient que :

$$\frac{K^{*2}}{H} = \int_0^a \sigma_r(x) \frac{dU_r}{da} dx \quad (1.15)$$

Par substitution de l'équation 1.14 dans l'équation 1.15, une expression pour G est obtenue. En introduisant cette valeur dans l'équation 1.13, la fonction de poids s'exprime comme:

$$f(x,a) = 2 [2\pi(a-x)]^{-1/2} [1 + M_1(1-x/a) + M_2(1-x/a)^2] \quad (1.16)$$

avec :

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

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

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

Les coefficients M_i dépendent de la longueur de la fissure a .

Glinka et Niu (1990) ont montré que l'équation 1.16 était valable pour approximer des fonctions de poids pour une variété de longueur de fissure. Fett (1987) a proposé une expression générale de la fonction de poids ayant la forme suivante :

$$f(x,a) = 2[2\pi(a-x)]^{-1/2} [1 + \sum M_i(1-x/a)^i] \quad (1.17)$$

Pour une fissure de profondeur $a/t > 0,5$, Fett a démontré qu'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 1.22, soient :

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

$$f_B(x,a) = 2 (\pi x)^{-1/2} [1 + M_{1B}(x/a)^{1/2} + M_{2B}(x/a) + M_{3B}(x/a)^{3/2}] \quad (1.18)$$

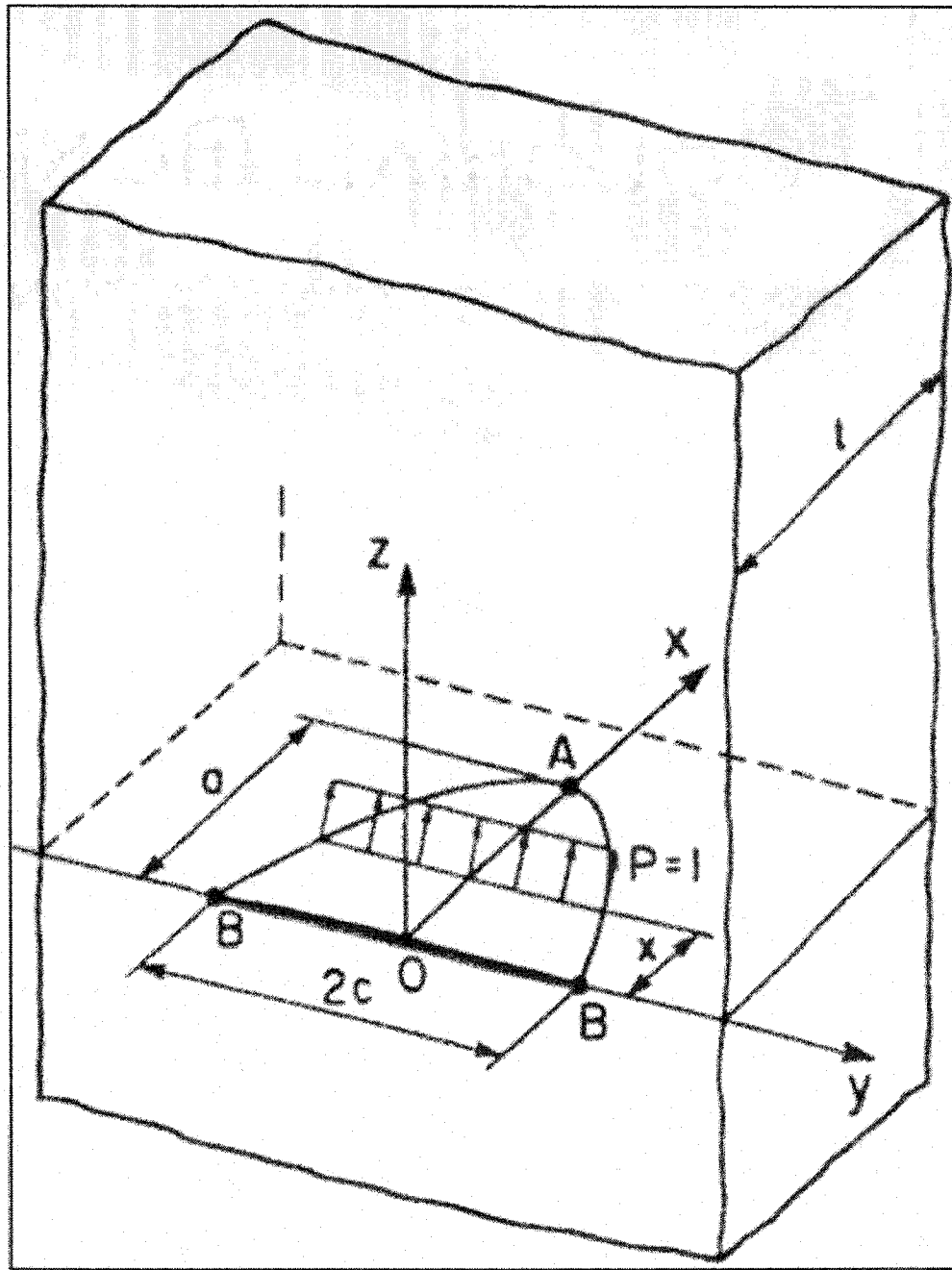


Figure 1.22 : Géométrie d'une fissure semi-elliptique (Glinka, 1991)

Les coefficients M_{1A} , M_{2A} , M_{3A} , M_{1B} , M_{2B} et M_{3B} dépendent de la longueur de la fissure et de sa forme; ils sont donnés à l'annexe A.

Les résultats obtenus à partir de la méthode de Glinka (1992) sont comparés à ceux obtenus à partir des éléments finis par Raju et Newman pour une fissure semi-elliptique sous un chargement en flexion, tel que montré aux figures 1.23 a (point A) et 1.23 b (point B).

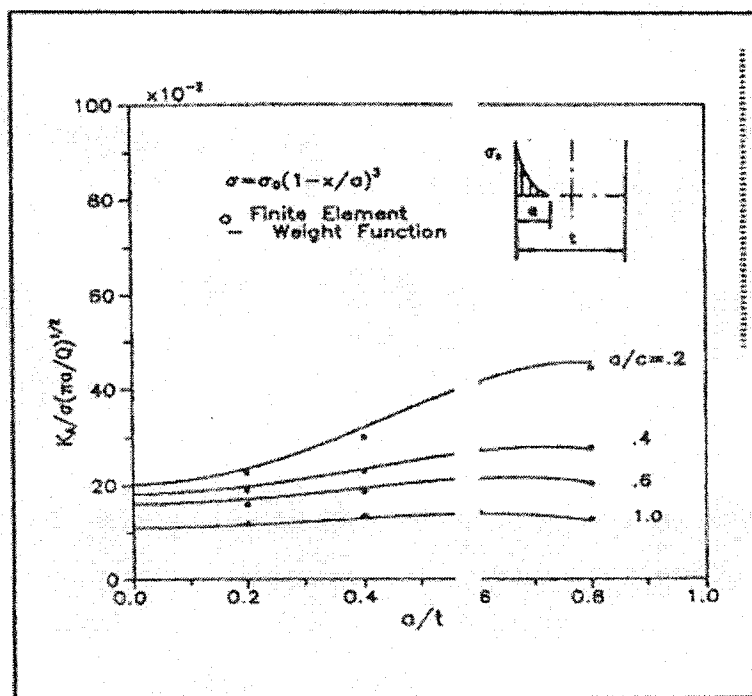


Figure 1.23 a: Facteur d'intensité de contrainte au point A de la figure 1.22, d'une fissure semi-elliptique chargée en flexion [Glinka (1991)]

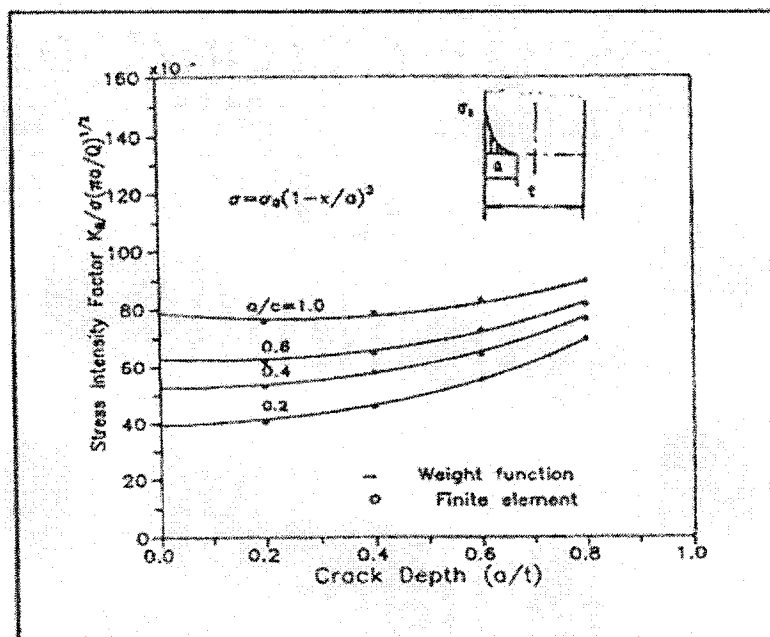


Figure 1.23b: Facteur d'intensité de contrainte au point B de la figure 1.22, d'une fissure semi-elliptique chargée en flexion (Glinka, 1991)

Les résultats couvrent une grande plage de profondeur de fissure ($0 \leq a/t \leq 0,8$) et de forme d'ellipse ($0,2 \leq a/c \leq 1$). L'écart relatif entre les résultats obtenus des deux techniques est d'environ 2% pour le point B et de 5% pour le point A. Pour une fissure semi-elliptique se propageant au travers des plaques, un écart de l'ordre de 1% est noté entre la valeur de K_I calculée à l'aide de l'équation 1.18 et celle obtenue à partir des fonctions développées spécifiquement pour ce type de fissure.

Finalement, connaissant le facteur d'intensité de contrainte pour la fissure semi-elliptique, la détermination de celui correspondant à une fissure en quart d'ellipse

(fissure coin) est suggérée par Broek (1989). Un facteur de correction est appliqué à la solution trouvée ; soit :

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

1.6 Calcul de vie en propagation

Durant l'étape de propagation, la fissure évolue à partir d'une longueur initiale, a_i , jusqu'à une valeur critique a_c , correspondant à la rupture finale. La valeur de a_c est atteinte lorsque le facteur d'intensité de contrainte est égal à la ténacité du matériau K_{IC} . Dans cette section, les techniques courantes d'évaluation de la vie en propagation d'une fissure évoluant sous un chargement cyclique à amplitude constante seront résumées brièvement.

Burlat (1994) a appliqué les équations de Zhang et de Paris pour évaluer la vie en propagation dans le cas de trous écrouis dans l'alliage d'aluminium 7475-T7351. Les valeurs calculées ont été comparées aux valeurs expérimentales, pour une fissure soumise aux mêmes conditions de chargement et d'écrouissage. L'écart relatif est compris entre 20 et 35%. Ces résultats non-conservateurs sont imputables au fait que le calcul de K_I a été effectué en considérant que la distribution de la contrainte du milieu de la plaque s'applique uniformément à travers l'épaisseur, bien que cette dernière approximation soit peu représentative du cas réel.

La vitesse de propagation est conditionnée par l'existence de la zone plastique en bout de fissure. Cette plasticité est due à la présence de la fissure elle-même et de celle résultant de l'écroutissage. Au fur et à mesure que la fissure se propage dans la 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 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 1.24 pour un chargement d'amplitude $\Delta K (= K_{max} - K_{min})$.

Elber a proposé un modèle qui prend en compte l'influence du chargement moyen. Ainsi, il a défini une valeur effective de l'amplitude de la contrainte, faisant l'hypothèse que la fissure ne se propage que dans la partie du cycle où celle-ci est ouverte. Cette valeur s'exprime par :

$$\sigma_{eff} = \sigma_{max} - \sigma_{opn} \quad \dots\dots\dots (1.19)$$

La valeur de σ_{opn} dépend du matériau et du chargement, i.e des valeurs de σ_{max} et du rapport $R (= \sigma_{min} / \sigma_{max})$.

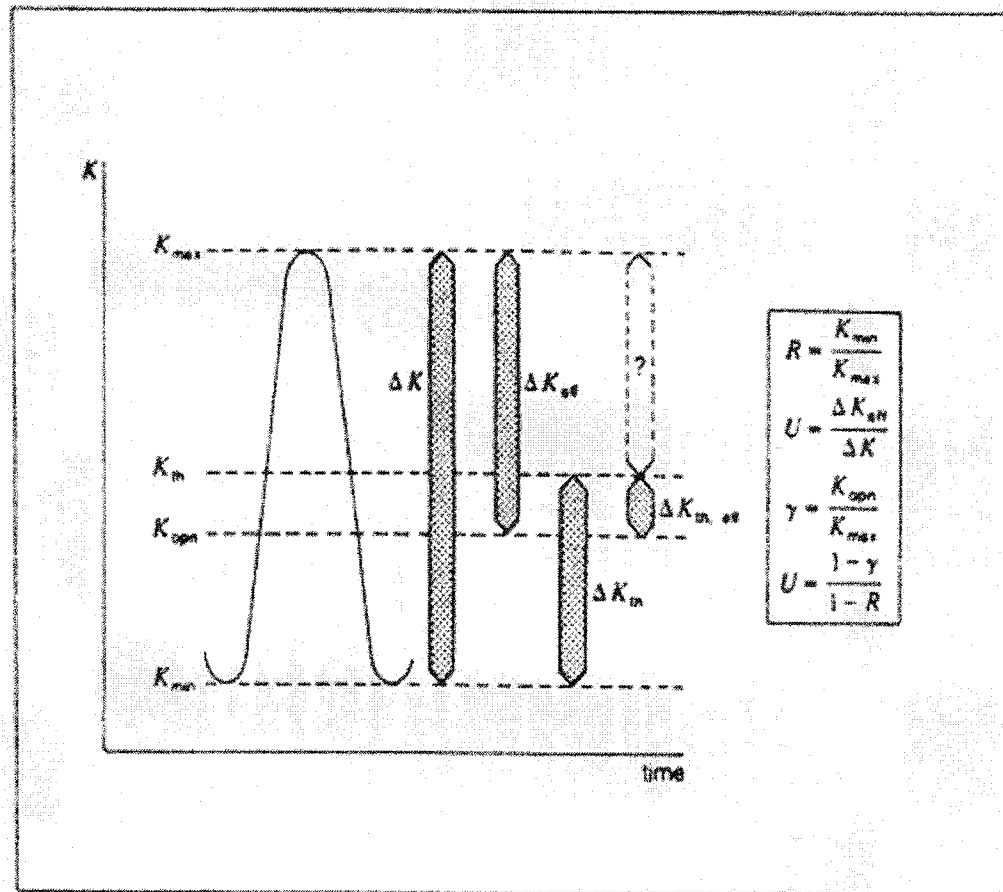


Figure 1.24 : Définitions des différentes valeurs de ΔK (Collins, 1993)

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 :

$$\begin{aligned}
 (\Delta K_{\text{eff}}) &= [\Delta K / (1 - R)] [0,62 - 0,25R - 0,23R^2 - 0,14R^3] \text{ pour } -1 < R < 1 \\
 &= 0,78 [\Delta K / (1 - R)] \text{ pour } R < -1
 \end{aligned} \quad (1.20)$$

La vitesse de fissuration da/dN (mm/cycle), fonction de ΔK_{eff} (MPa.m^{1/2}) pour cet

alliage, peut être exprimée à l'aide de la formulation de Paris, corrigée par Zhang (1987) (figure 1.25). Cette équation s'exprime comme suit :

$$(da/dN) = 4,67 \times 10^{-7} (\Delta K_{\text{eff}})^{2,972} \quad (1.21)$$

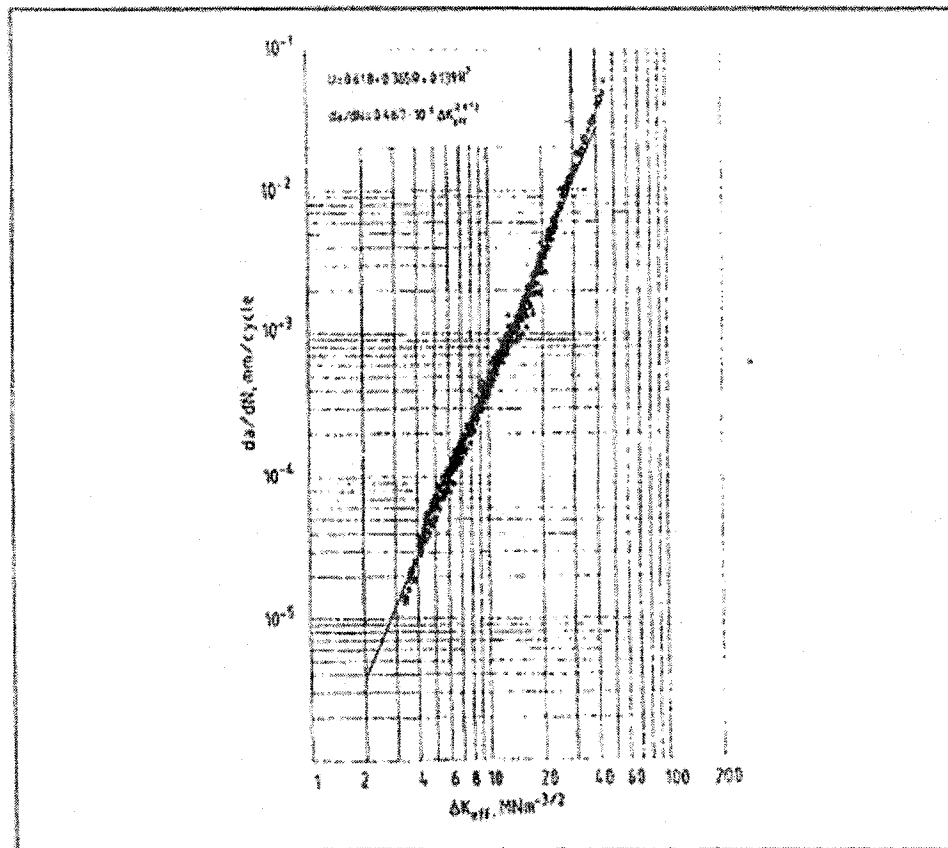


Figure 1.25 : Vitesse de propagation de fissure en fonction du facteur d'intensité de contrainte, ΔK effectif, pour l'alliage Al7475-T7351 (Zhang et al, 1987)

1.7- Conclusion

Le procédé d'écrouissage appliqué au trou d'assemblage améliore la vie en fatigue des joints rivetés par son influence sur les stades d'initiation et de propagation de la fissure émanant du trou. La revue bibliographique présentée dans ce chapitre a permis de constater les difficultés dans les méthodes de déterminer l'état de contrainte et de déformation induit par l'application du procédé d'assemblage pour fin de calcul de vie en fatigue des plaques trouées durant la période de propagation des fissures sous un chargement cyclique.

Le procédé d'écrouissage induit un champ de contraintes résiduelles tangentiellles en compression au bord du trou écroui. Il y a donc une réduction de la contrainte maximale sous chargement, comparativement à un trou non-écroui. Différentes approches analytiques bidimensionnelles ont donné un portrait approximatif de la distribution des contraintes résiduelles induites par l'écrouissage. Par contre, des études par éléments finis en 3-D ont permis d'évaluer avec précision les contraintes résiduelles locales induites et par conséquent, les contraintes résultantes sous l'effet de l'application du chargement. L'effet désiré de l'écrouissage est de réduire la contrainte maximale causée par le chargement, comparativement au cas du trou non écroui. Ainsi une diminution de la vitesse de propagation de la fissure baignant dans la zone compressive a pour conséquence un effet bénéfique sur la vie.

Cependant, une faible marge de bord du trou entraîne une augmentation du niveau des contraintes tangentielles sur le ligament court après chargement à cause de la rigidité réduite de ce ligament. Cette augmentation est néfaste à la vie cyclique totale du spécimen. Les champs de contraintes induits par écrouissage sont affectés par une rigidité plus faible sur le ligament court. Cet aspect a reçu peu d'attention, tant sur l'initiation de la fissure que sur sa propagation. Pourtant, il revêt une grande importance sur les structures avioniques.

Les différentes méthodes de calcul du coefficient d'intensité de contrainte ont été également présentées pour les cas de la fissure droite et semi-elliptique. Les fonctions de poids de Glinka ont été décrites pour le calcul des facteurs d'intensité de contraintes K_I , qui sont utilisés avec la relation concernant le taux de propagation de fissure de Paris da/dN tenant compte de la correction d'Elber sur l'effet de fermeture en bout de fissure.

CHAPITRE 2

PROCÉDURE EXPÉRIMENTALE

Afin d'examiner expérimentalement l'effet de l'écrouissage et de la marge de bord sur la vie en fatigue-propagation, des essais en fatigue uniaxiale sous chargement à amplitude constante ont été réalisés à la température ambiante, sur des échantillons troués en alliage d'aluminium 7475-T7351. Trois marges de bord ont été considérées pour des trous non écrouis et des trous écrouis; dans tous les cas, une pré-fissure initiale a été introduite par électro-érosion après perçage et alésage du trou. Dans ce chapitre, la procédure expérimentale utilisée pour la réalisation des essais est décrite. La méthode d'application du procédé d'écrouissage est expliquée et le programme des essais est détaillé. La technique de suivi de fissure par caméra y est exposée.

2.1 Matériau

Le matériau étudié, soit l'alliage d'aluminium 7475-T7351, a été fourni par Bombardier-Canadair sous forme de plaques laminées de 6,35 mm d'épaisseur. La composition chimique de l'alliage est donnée au tableau 2.1. Ce matériau, principalement utilisé dans l'aéronautique, présente une bonne résistance à la fatigue (figure 2.1) et à la corrosion sous contrainte due à la diminution du niveau d'impuretés (Starke et Lütjering, 1978).

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

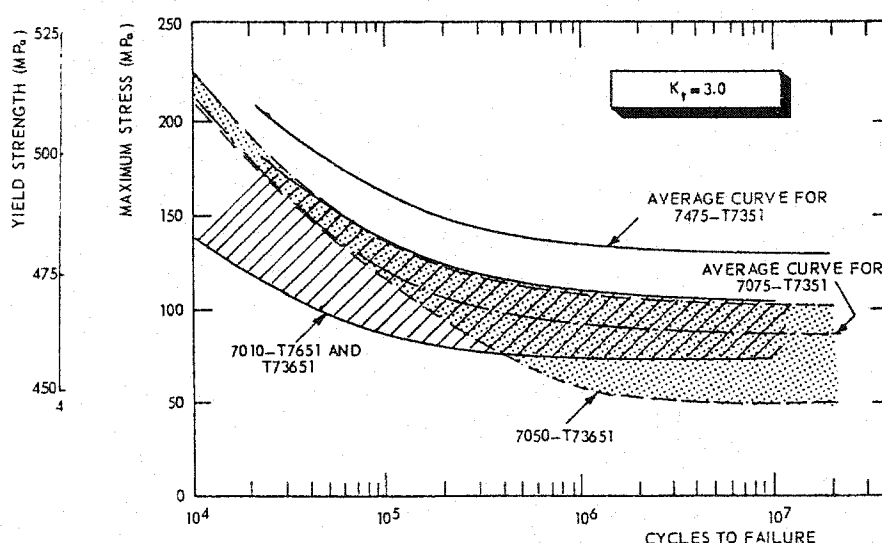


Figure 2.1 : Vie en fatigue des alliages d'aluminium de la série 7000, avec $R=0$ (Wanhil, 1978)]

Afin d'obtenir les propriétés mécaniques de l'alliage Al7475-T7351, trois essais de traction à température ambiante ont été 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 de 25,4 mm (figure 2.2). Les résultats des essais de traction sont présentés à la figure 2.3 et rapportés au tableau 2.2. Ces résultats comprennent les valeurs du module de Young, E , du coefficient de Poisson,

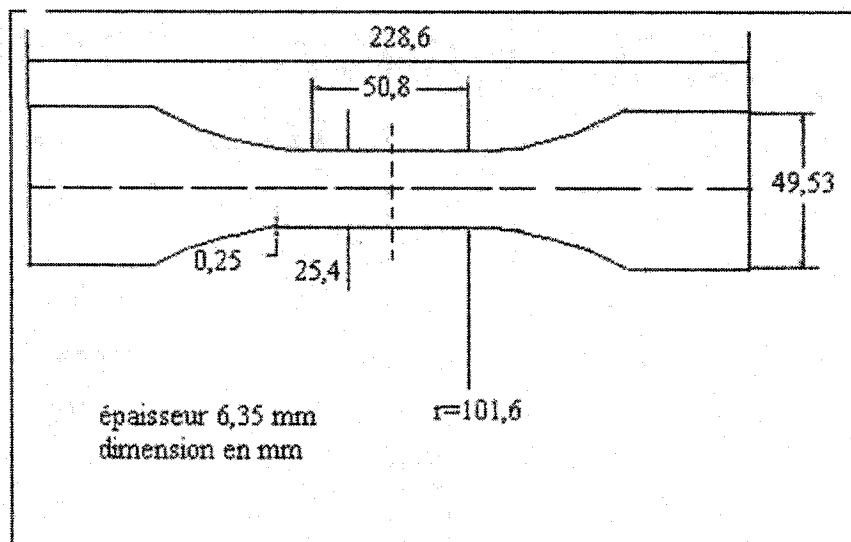


Figure 2.2 : Géométrie des échantillons de traction

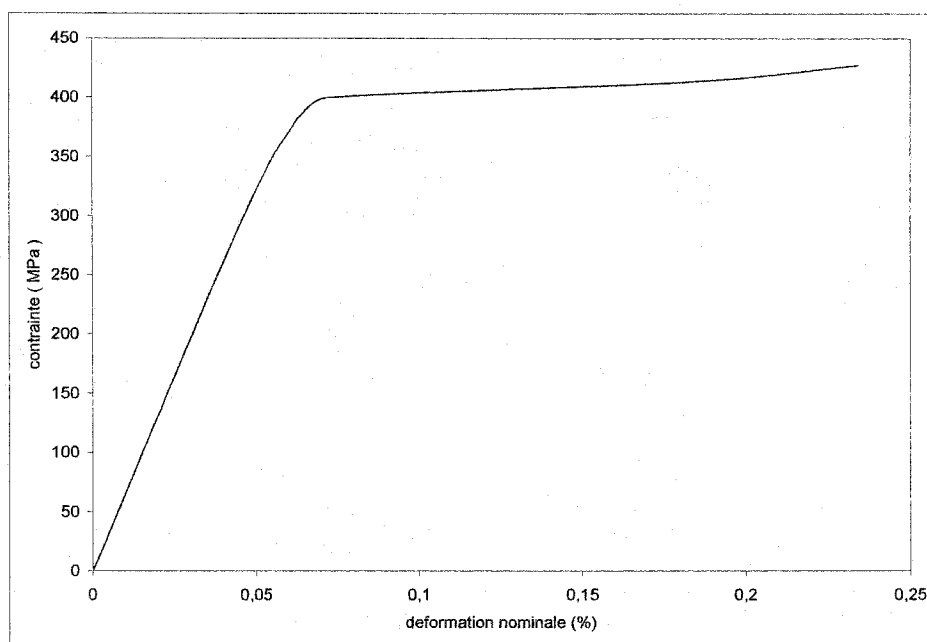


Figure 2.3 : Courbe contrainte-déformation de l'alliage Al 7475-T7351 en traction.

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 (1998).

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	65619		410		469	
Burlat (1994)	67150		449,5	1377	512,3	
Military Handbook (1998)	71034	0,33	406,9		482,7	9
Bombardier/ Canadair			437,1		518,4	13,3

2.2 Échantillons de fatigue

Les essais de fatigue ont été réalisés avec des échantillons troués (épaisseur = 6,35 mm) écrouis et non écrouis. La géométrie des éprouvettes ainsi que les caractéristiques du trou (diamètre nominal, $D = 6,35$ mm), dont la position est déterminée par le rapport e/D , sont illustrées à la figure 2.4. Trois séries d'échantillons ont été usinées, avec des valeurs de $e/D = 2,0$; 1,6 et 1,2. Cette configuration d'échantillon respecte les dimensions typiques des trous d'attache des structures aéronautiques. Après écrouissage du trou, une fissure initiale émanant du bord du trou est usinée par électro-érosion sur la face d'entrée de l'éprouvette (face d'entrée du mandrin) où l'écrouissage induit des contraintes résiduelles tangentielles en compression les plus faibles (Forgues, 1993; Lacarac, 1999). Cette préfissure a 1,0 mm de longueur sur la face d'entrée de

l'échantillon et 1,0 mm de profondeur sur le bord du trou. L'évolution des dimensions du trou aux différentes étapes de l'écrouissage sera présentée à la section 2.3.

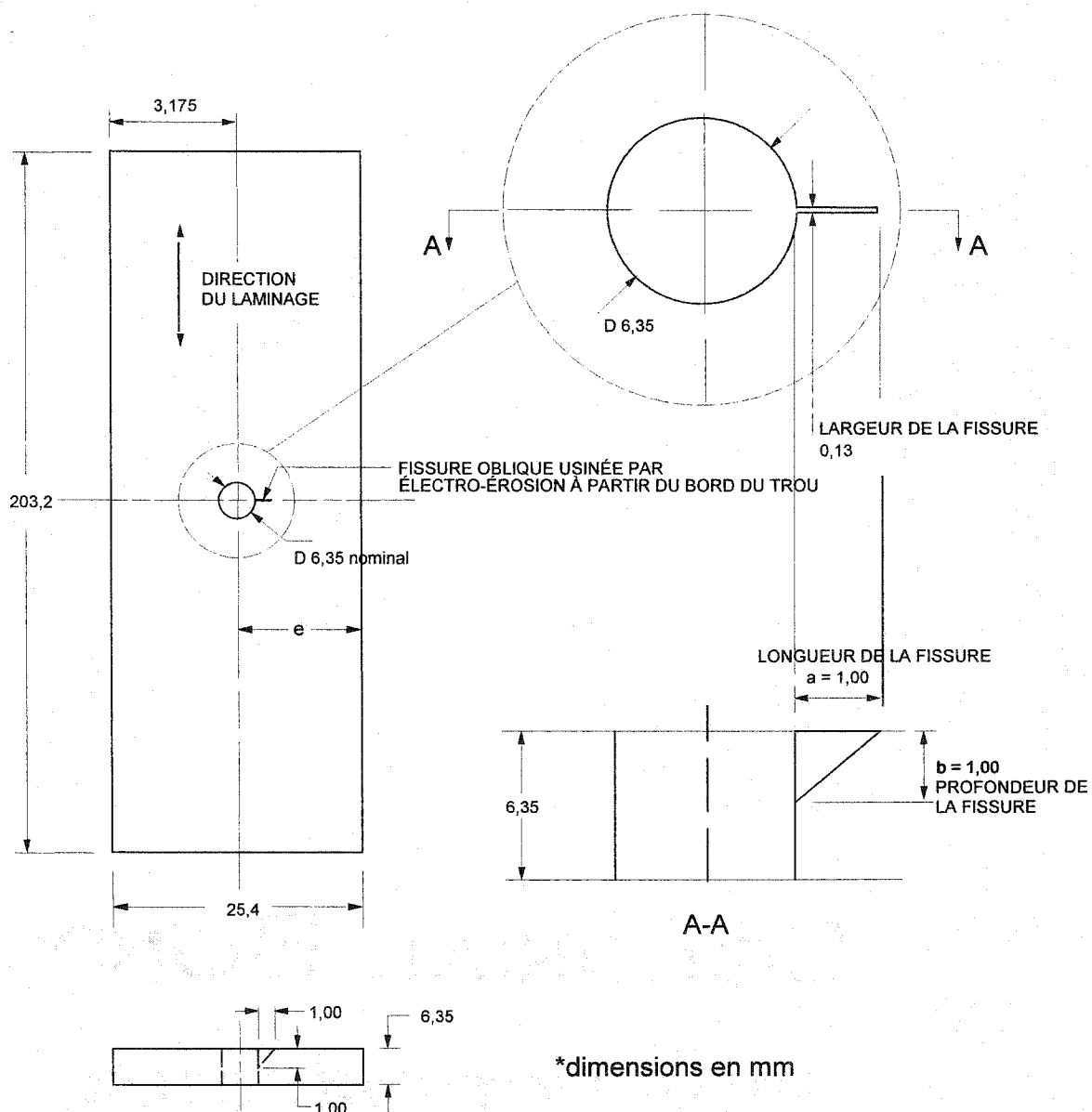


Figure 2.4 : Géométrie de l'échantillon pour l'essai en fatigue (trou au centre)

2.3 Procédé d'écrouissage

Dans cette section, la procédure d'application de la technique d'écrouissage est décrite. Les dimensions du trou, du mandrin et de la bague qui sont requises pour obtenir les caractéristiques d'écrouissage y sont aussi présentées.

L'écrouissage a été effectué au laboratoire 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 2.5) qui simule les conditions d'application industrielle.



Figure 2.5: Appareillage utilisé pour l'écrouissage (FTI Inc, 1991)

La figure 2.6 montre la configuration typique d'un mandrin dont les caractéristiques géométriques importantes sont les diamètres maximal et minimal et la géométrie de la partie conique. Ce dernier est réalisé dans un matériau très rigide Vascojet avec un

mandrin afin d'en faciliter le mouvement en supprimant la friction entre l'échantillon et celui-ci.

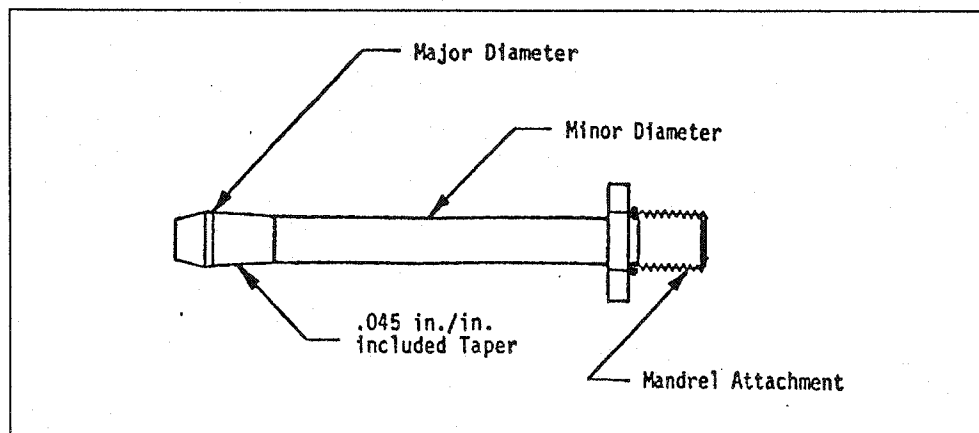


Figure 2.6 : Géométrie du mandrin utilisé pour l'écrouissage (FTI Inc, 1988)

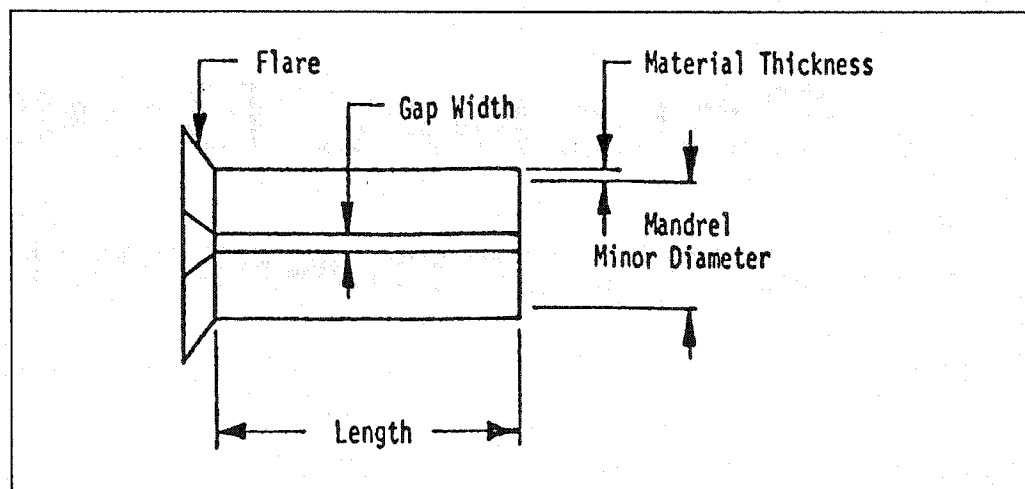


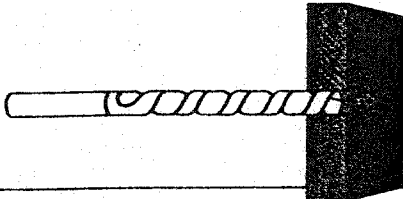
Figure 2.7 : Bague de contact fendue et lubrifiée

C'est la présence de la bague fendue qui, superposée au diamètre maximal du mandrin, cause l'interférence nécessaire à l'écrouissage. Les différentes étapes du procédé sont illustrées à la figure 2.8. La bague fendue est placée sur le mandrin qui est relié à un appareillage à main (étape 5 de la figure 2.8). Le mandrin ainsi que la douille fendue sont alors engagés dans le trou (étape 6). L'évasement de la douille permet à l'appareillage tirant sur le mandrin d'être bien placé en assurant une bonne stabilité de la douille dans le trou (étape 7). Une fois la tête de l'appareillage à main appuyée contre l'échantillon maintenu dans un l'étau, le mandrin est tiré progressivement à travers la douille à l'aide de l'appareillage à main (étape 8). Le trou est ensuite alésé pour permettre au rivet d'y être inséré sans interférence. L'expansion du trou est calculée (en pourcentage) à l'aide de l'expression :

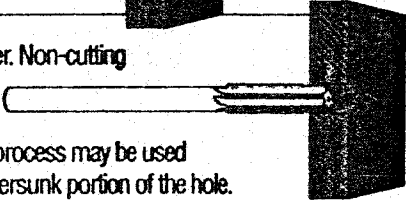
$$\% \text{ ECR} = 100 (D_{\text{mandrin}} + 2t - D_{\text{trou}}) / D_{\text{trou}}$$

où D est le diamètre maximal du mandrin, t, l'épaisseur de la douille et D_{trou} , le diamètre initial du trou. Dans cette étude, un écrouissage de 4.68% a été considéré.

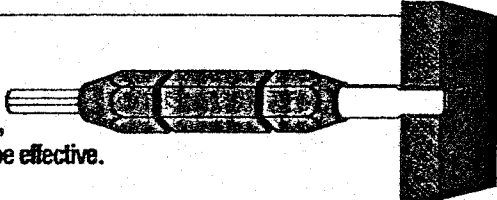
1. Drill starting hole using specified starting drill.



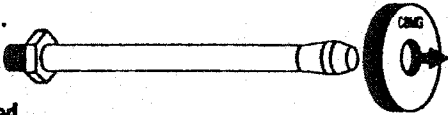
QUALITY CONTROL:
Process steps critical to ensure proper cold working.
2. Ream starting hole using specified reamer. Non-cutting pilot on reamer acts as a gage to verify starting hole size. If hole is to be countersunk, FTI's Countersink Cold Expansion process may be used which coldworks both straight and countersunk portion of the hole.

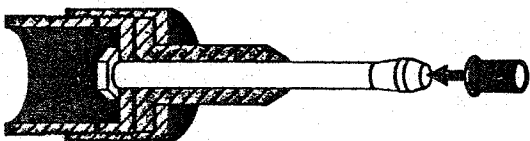

3. Using blade end of the combination gage, verify that the reamed hole is the proper size for cold working. If the step of the blade fits into the hole, the hole is too large and the Cx process will not be effective.

QUALITY CONTROL


4. Inspect mandrel using mandrel check fixture. If the major diameter of the mandrel slips through the fixture, the mandrel is worn beyond acceptable limits and should not be used.

QUALITY CONTROL


5. Slide the pre-lubricated split sleeve over the mandrel which is attached to the hydraulic puller unit. The pre-lubricated sleeve reduces the required pull force, protects the hole, and allows the mandrel to exert consistent radial forces.


6. Insert the mandrel and sleeve into the hole.

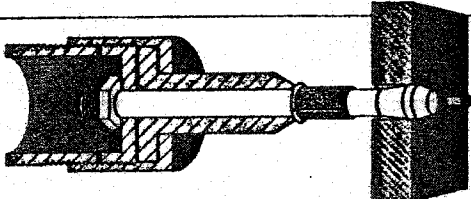
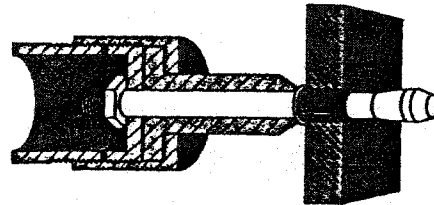
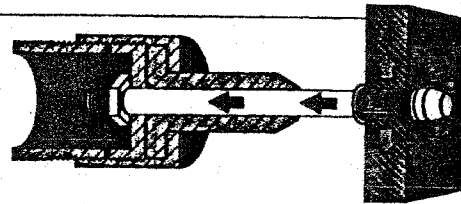


Figure 2.8 : Les différentes étapes de l'écrouissage industriel (FTI Inc, 1988)

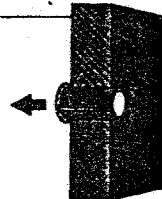
7. Once the mandrel and sleeve are in the hole, hold the noscap firmly against the workpiece to retain the sleeve in the hole during the cold working process.



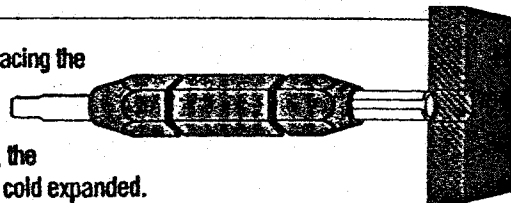
8. Actuate puller unit with the trigger (not shown), the mandrel is drawn through the sleeve. The combined thickness of the sleeve and major diameter of the mandrel radially expand the hole.



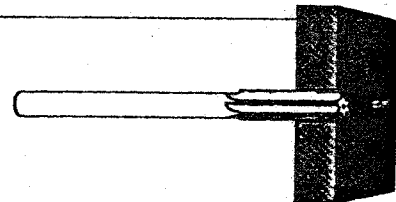
9. Once the mandrel has been pulled completely through the sleeve in the hole, remove the distorted sleeve and discard. Sleeves are not reusable.



10. QUALITY CONTROL Verify cold expansion by placing the round end of the combination gage in the hole. If the gage will not fit in the hole, the hole has not been properly cold expanded.



11. Finish ream the hole to the specified fastener diameter. If FTI's Cold Expansion to Size process is used, the hole has been sized by cold expansion therefore eliminating this reaming step.



12. Install the proper fastener in the cold worked hole.

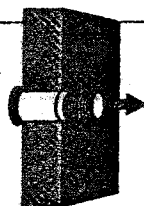


Figure 2.8(suite) : Les différentes étapes de l'écrouissage industriel (FTI Inc. 1988)

Les dimensions du trou aux différentes étapes d'écrouissage ainsi que celles des composants sont rapportées au tableau 2.3.

Tableau 2.3 : Dimensions des paramètres pour le procédé d'écrouissage

Paramètre	Dimension (mm)
Rayon initial du trou	2,9845
Épaisseur de la bague	0,2032
Rayon minimal du mandrin	$2,731 \pm 0,006$
Rayon maximal du mandrin	$2,921 + 0,003$ $- 0,008$
Rayon du trou après alésage	3,175

Deux classes d'échantillons ont été testées en fatigue :

- échantillons troués avec trois marges de bord mais non écrouis. Les échantillons ont directement été alésés à 6,35 mm de diamètre.

- échantillons troués avec trois marges de bord et écrouis. Le diamètre final du trou est également de 6,35 mm.

2.4 Usinage par électro – érosion

L'usinage par électroérosion permet de réaliser une pièce mécanique - à condition qu'elle soit conductrice ou une gravure sur celle-ci par enlèvement mesuré de métal. Le métal de la pièce servant d'anode pour une cellule d'électrolyse, est enlevé par le passage du courant électrique dans un intervalle étroit compris entre la pièce et un outil de forme convenable. La dissolution de l'anode (pièce en cours d'usinage) se produit par l'outil de forme qui concentre le courant sur les parties de la pièce où le métal doit être enlevé. Le taux d'enlèvement du métal en chaque point dépend de la densité du courant en ces points. Cette densité dépend non seulement de la conductance de l'électrolyse et de la tension appliquée, mais aussi de la forme de l'outil et de son écartement par rapport à la pièce. Le schéma de principe est donné à la figure 2.9.

Comparé avec les méthodes classiques d'usinage, l'électroérosion offre de plus grandes possibilités d'enlèvement de métal et une réalisation de formes à la fois complexes et de manière précise. La résistance du métal ne s'en trouve pas affectée. Cette technique a été utilisée dans le présent travail afin de réaliser une fissure sur le bord du trou des échantillons de fatigue, tel qu'illustré sur la figure 2.4.

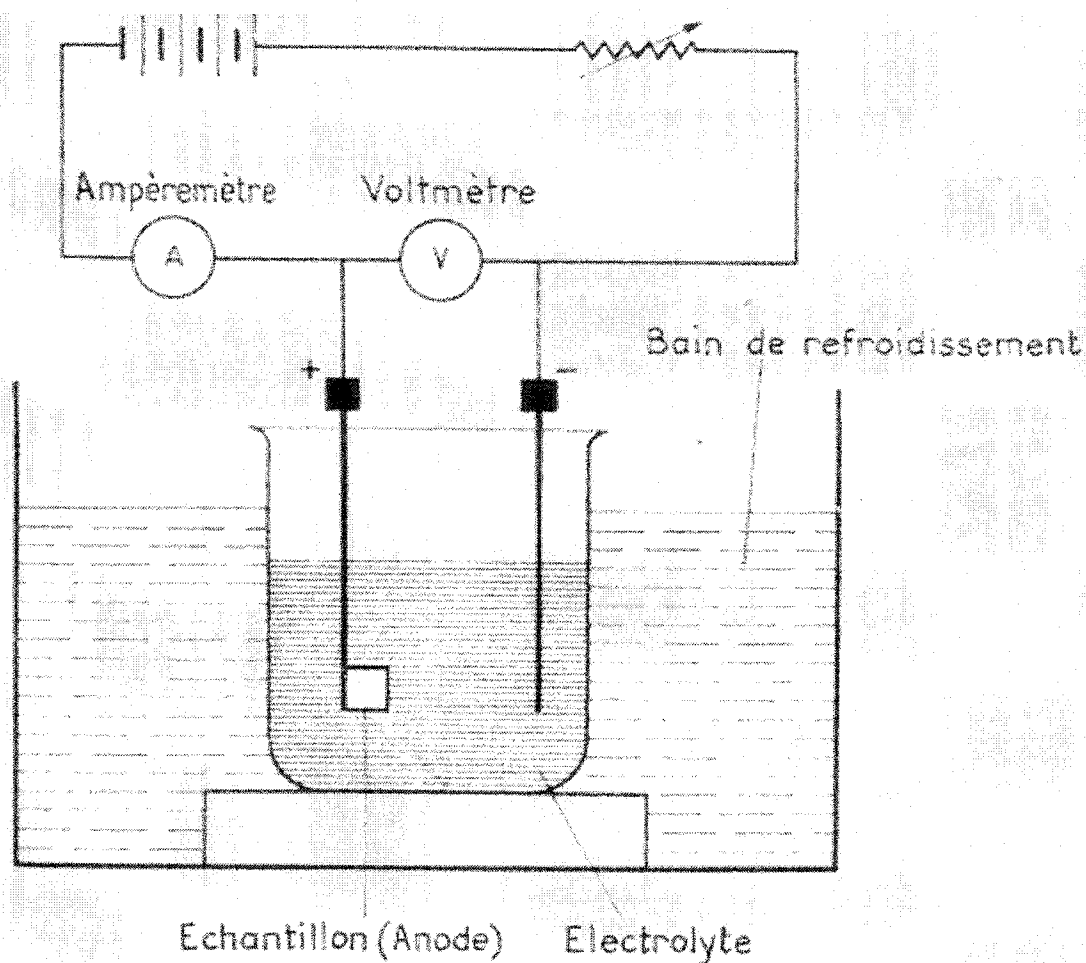


Figure 2.9 : Schéma de principe de l'usinage par électro-érosion.

2.5 Programme d'essai

Le programme d'essais a été réalisé pour étudier les vies en propagation de fissure coin émanant des trous sous chargement à amplitude constante. Le but est d'établir le niveau

d'amélioration de la vie en fatigue des trous écrouis par rapport à ceux non-écrouis, en considérant l'effet de différents niveaux d'excentricités du trou. L'effet des trois marges de bord $e/D=1,2;1,6$ et 2 pour le trou non écroui et le trou écroui, est étudié.

Les essais ont été effectués au laboratoire à température ambiante sur une machine MTS servo-hydraulique d'une capacité de 250 kN (figure 2.10). 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 5 Hz.

Pour chaque type d'échantillon, les tests ont été effectués sous chargement à amplitude constante pour trois niveaux différents de contrainte maximale nominale. La contrainte nominale S est calculée sur la section originale sans trou (figure 2.4), avec un rapport (S_{min}/S_{max}) égal à 0,05. Pour chaque condition d'essai, trois éprouvettes ont été testées dans le but d'obtenir une moyenne significative des résultats, ce qui correspond à un total de 54 échantillons. Le tableau 2.4 résume les conditions d'essais pour les trois niveaux de chargement.

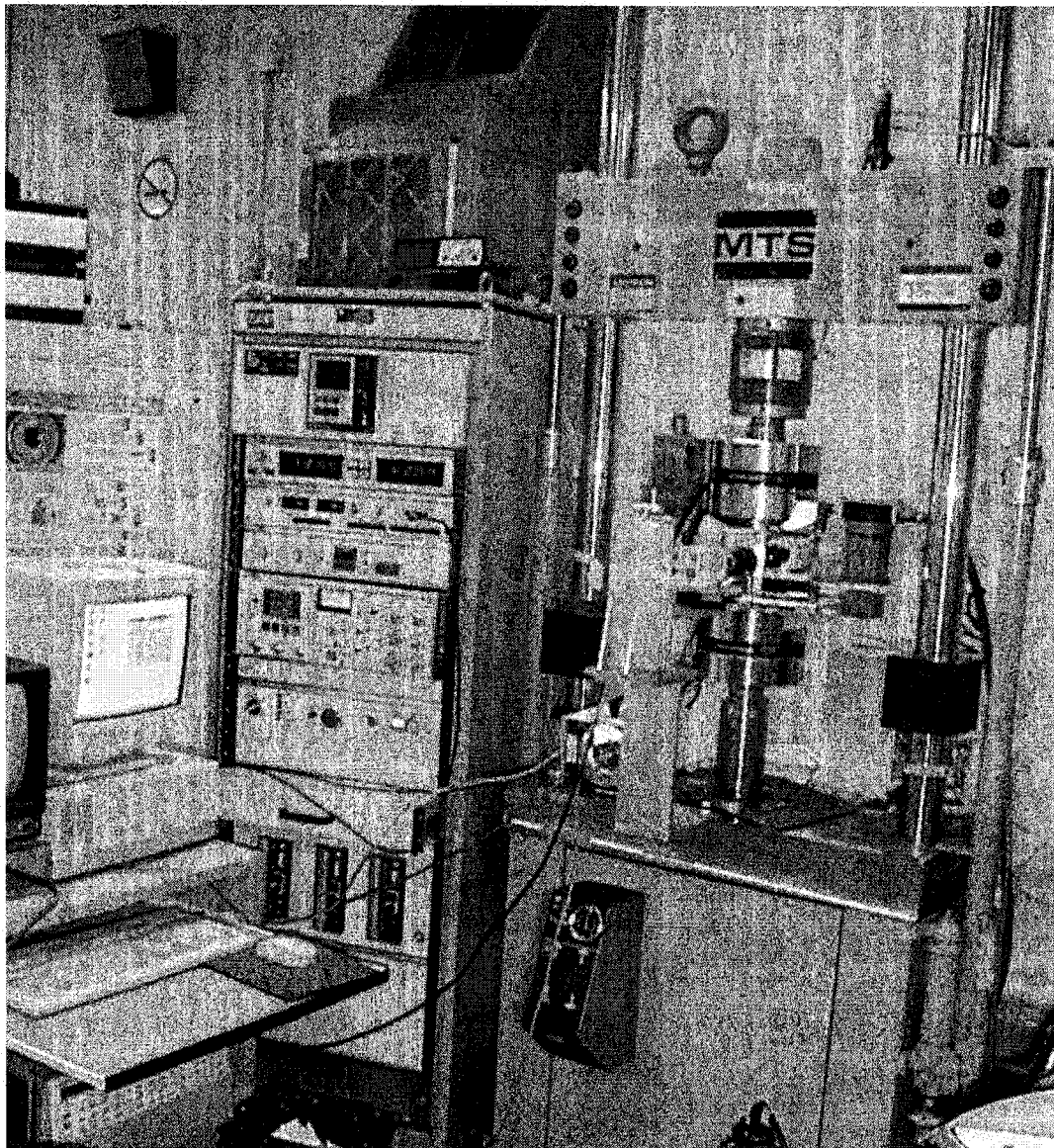


Figure 2.10 : Banc d'essai pour les tests en fatigue.

Tableau 2.4 : Paramètres du programme d'essais de fatigue.

Marge de bord	e/D = 1,2			e/D = 1,6			e/D=2		
Chargement (S_{max} , MPa)	137.8	110	68.9	137.8	110	68.9	137.8	110	68.9
No des échantillons avec trou non écroui	1-3	7-9	13-15	19-21	25-27	31-33	37-39	43-45	49-51
No des échantillons avec trou écroui	4-6	10-12	16-18	22-24	28-30	34-36	40-42	46-48	52-54

2.5 Suivi de fissures

Pour mesurer l'extension des fissures sur le bord du trou et en surface de l'échantillon, deux caméras sont installées sur le banc d'essais (figure 2.11). Ling et Zheng (1992) et Pell et al (1989) ont observé que sur des échantillons troués, écrouis et cyclés en fatigue, les fissures s'initient toujours sur la face d'entrée. Ceci est en accord avec les observations de Forgues et al. (1993), Ozdemir et al (1999) sur les contraintes résiduelles induites par l'écrouissage qui sont moins en compression sur la face d'entrée que sur la face de sortie. En conséquence, les échantillons sont installés sur le banc d'essai afin d'avoir leur face d'entrée vis-à-vis l'une des caméras, l'autre caméra permet de suivre la fissure sur le bord du trou, à travers l'épaisseur de l'échantillon.

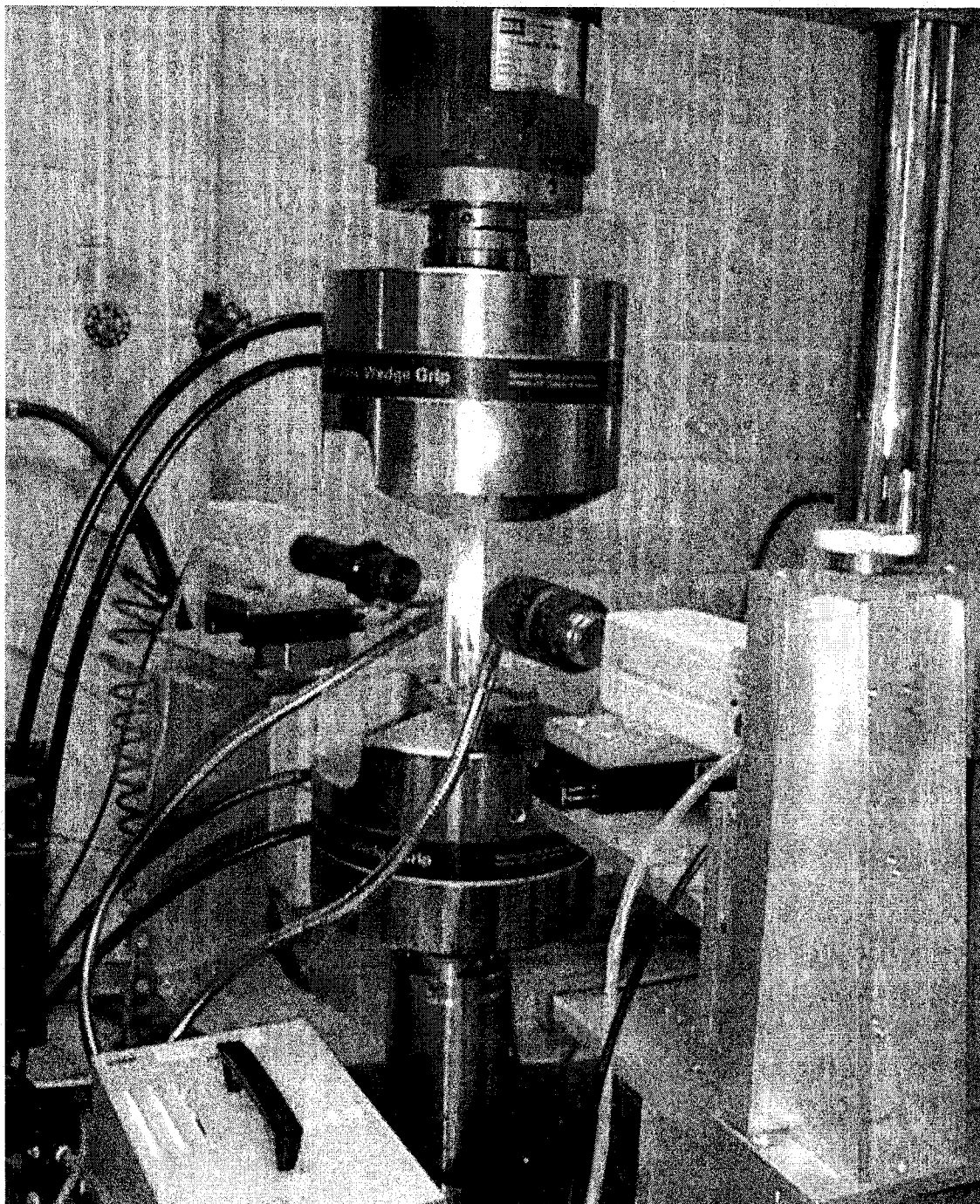


Figure 2.11 : Dispositif de suivi des fissures

Chaque caméra, munie d'un objectif grossissant 50 fois, est reliée à un ordinateur et à un écran vidéo permettant l'acquisition, puis l'analyse des images. Les caméras étant installées sur une base mobile à vernier, les fissures émanant des deux côtés du trou, peuvent être observées.

2.6 Conclusion

Les détails des procédures expérimentales concernant l'élaboration du matériau utilisé, la préparation des échantillons et l'usinage par électro-érosion, l'écrouissage du trou et les paramètres d'essais ont été présentés dans ce chapitre. Le dispositif de suivi de fissure est également décrit.

Dans le chapitre suivant, les champs de contraintes induits par écrouissage en considérant les différentes marges de bord seront analysés par éléments finis. La redistribution de ces contraintes lorsque le chargement est appliqué sera examinée.

CHAPITRE 3

ÉTUDE DES CHAMPS DE CONTRAINTE APRÈS ÉCROUISSAGE ET CHARGEMENT

La connaissance des champs de contraintes induites permet d'évaluer l'influence qu'exerce l'écroissage sur la vie en fatigue des joints rivetés. L'objectif du présent chapitre vise donc à établir la distribution des contraintes induites par le procédé d'écroissage et par le chargement cyclique en considérant trois marges de bord ($e/D=2$; 1,6 et 1,2). Dans la première partie de ce chapitre, les champs de contraintes résultant de l'application du procédé d'écroissage sont obtenus à l'aide d'un modèle d'éléments finis tridimensionnel, et dans la deuxième partie, ce modèle est appliqué pour évaluer l'effet du chargement.

3.1 Modélisation 3-D par éléments finis

Les modèles d'éléments finis élaborés dans le cadre de ce projet, permettent de calculer les contraintes résiduelles induites par l'écroissage à travers le ligament et l'épaisseur de la plaque dont la géométrie est illustrée à la figure 2.4. Chaque modèle consiste à simuler le procédé d'écroissage par le déplacement, pas à pas, d'un barreau axisymétrique rigide à travers le trou de la plaque. La géométrie de ce barreau est reproduite identiquement aux dimensions réelles du mandrin et de la bague fendue à la

Figure 3.1, où z est l'axe suivant l'épaisseur de l'échantillon. Afin d'éviter les problèmes de convergence imputables aux calculs de plusieurs corps se déformant mutuellement, 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 transmettre à la plaque les pressions associées au déplacement radial imposé par le mandrin, des éléments de contact simulant l'interface mandrin-trou sont définis entre le barreau et l'aire intérieure du trou; le coefficient de frottement entre ces deux surfaces est considéré infime ($\sim 0,0005$) en raison de la lubrification de la bague. La modélisation par éléments finis a été réalisée en utilisant le logiciel de calcul ABAQUS version 5.8 (Hibbit, Karlsson & Sorenson, Inc.). Le déplacement total du mandrin est modélisé en 10 pas successifs. L'incrément est choisie adéquatement afin d'obtenir la convergence. L'analyse de contraintes est réalisée dans le domaine élasto-plastique, en utilisant le critère d'écoulement de Von Mises. Pour tenir compte de l'écoulement en compression, le critère cinématique sur la condition de plasticité du matériau est considéré, ce qui représente le mieux le comportement réel dans le domaine élasto-plastique (Lemaître et Chaboche, 1988).

Les caractéristiques du matériau utilisé pour la plaque sont obtenues à l'aide des essais de traction (figure 2.4 et tableau 2.2) sur des échantillons en alliage d'aluminium 7475-T7351.

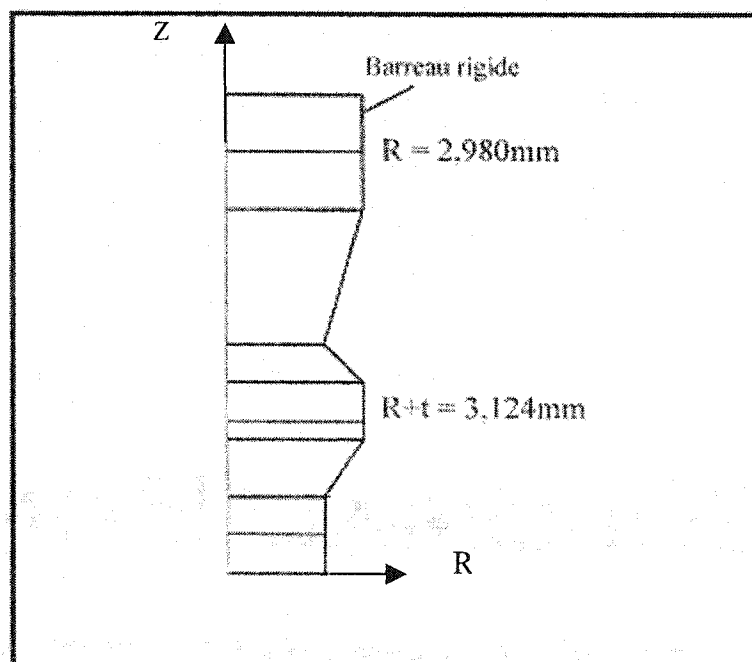


Figure 3.1: Géométrie du barreau ayant servi de mandrin pour le procédé d'écrouissage.

Le maillage du modèle est illustré à la figure 3.2a) pour un trou centré et à la figure 3.2b) pour un trou excentré. La plaque est modélisée par un maillage adaptée à chaque marge de bord, comprenant des éléments cubiques à vingt sept nœuds (C3D27R) Pour le trou centré, un modèle à l'aide d'éléments axisymétrique à huit nœuds a également été utilisé (non montré). Les éléments C3D27R permettent d'approximer un déplacement quadratique.

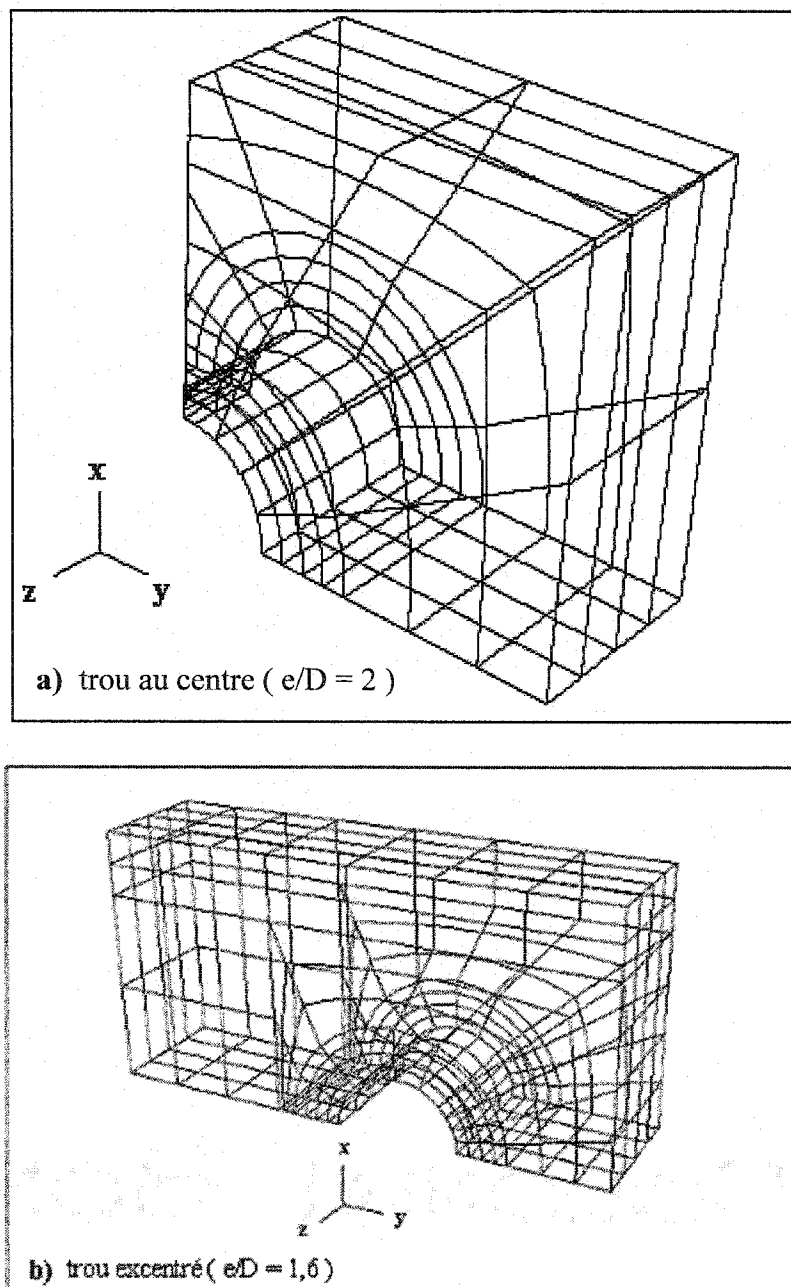


Figure 3.2: Maillages tridimensionnels d'une plaque trouée de 6,35 mm d'épaisseur pour les marges de bord (a) $e/D = 2$, (b) $e/D = 1,6$

Les résultats sont déterminés aux points de Gauss de l'élément et sont ensuite extrapolés à la position des nœuds afin de faciliter l'analyse. Le maillage a été raffiné près du bord du trou ainsi que près des surfaces d'entrée et de sortie afin d'augmenter la précision des résultats dans ces régions. Dans le cas du trou centré ($e/D=2$), à cause de la symétrie de la configuration de l'échantillon 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, alors que pour les marges de bord de 1,6 et 1,2, une demi- plaque a été modélisée car la géométrie n'est symétrique que par rapport à l'axe dirigé dans le sens de la largeur (selon l'axe y).

Les dimensions des modèles pour les trois marges de bord sont présentées au tableau 3.1. Dans le cas du trou centré (figure 3.2a), les nœuds situés sur le plan $x = 0$ et ceux situés sur le plan $y = 0$ ont été bloqués respectivement selon la direction x et y . Les nœuds situés dans le plan yz , sur la droite $x = 12,7$ mm ont été bloqués selon la direction z . Pour les deux marges de bord de 1,2 et 1,6, les nœuds situés sur le plan $y = 0$ ont été bloqués en translation selon la direction y et dans la direction z pour les nœuds du plan yz sur la droite $x = 12,7$ mm.

Tableau 3.1: Dimensions géométriques pour le modèle d'éléments finis

	e/D=1,2	e/D=1,6	e/D=2
Longueur de la plaque (mm)	12,7	12,7	12,7
largeur de la plaque (mm)	25,4	25,4	12,7
épaisseur de la plaque (mm)	6,350	6,350	6,350
rayon initial du trou (mm)	2,9845	2,9845	2,9845
rayon maximal du mandrin (mm)	3,124	3,124	3,124
rayon minimal du mandrin (mm)	2,9345	2,9345	2,9345
rayon du trou après alésage (mm)	3,175	3,175	3,175

3.1.1 Champs de déformations et de contraintes après écrouissage

Les modèles numériques développés ont permis d'effectuer le suivi du mouvement du mandrin et d'établir les déformations de la plaque qui en résultent. Pour un écrouissage de 4.68 % avec le trou au centre de la plaque, le changement du profil du trou après le retrait du mandrin est illustré à la figure 3.3. Le mandrin pénètre dans la plaque et impose un déplacement radial du matériau, en premier lieu à la face d'entrée, puis, au fur et à mesure de son avancée, à travers toute l'épaisseur de la plaque. Le profil final, après le retrait complet du mandrin, montre bien que ce procédé d'écrouissage ne donne pas un déplacement radial uniforme du bord du trou à travers l'épaisseur de la plaque.

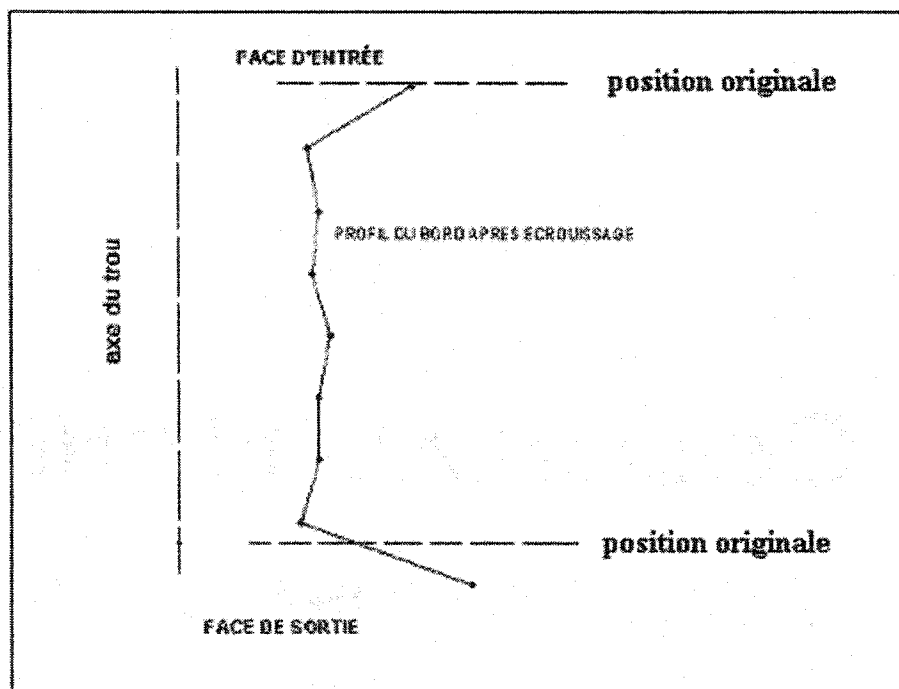


Figure 3.3 : Bord du trou déformé après écouissage à 4.68 % ($e/D = 2$)

Cela peut s'expliquer par le fait qu'au début de l'écrouissage, lorsque le mandrin pénètre dans le trou, le matériau n'est pas repoussé exclusivement dans la direction radiale, mais aussi suivant l'épaisseur : vers le milieu alors que la face de sortie n'a pas encore subi l'écrouissage et vers l'extérieur (face d'entrée). Lorsque le mandrin atteint la face de sortie, le matériau ne peut être repoussé que dans la direction radiale ou vers l'extérieur (face de sortie), puisque au milieu et vers la face d'entrée, le matériau est déjà fortement en compression, dû à l'écrouissage préalable.

D'après la figure 3.3, le diamètre du trou varie de façon non uniforme à travers l'épaisseur de la plaque; par exemple, le diamètre final pour le trou centré est de 6,18 mm à mi- épaisseur, 6,21 mm à la face d'entrée et de 6,23 mm à la face de sortie. Le

trou est ensuite réalésé à un diamètre de 6,35 mm afin d'obtenir un diamètre uniforme à travers l'épaisseur. Le réalésage peut provoquer une redistribution des contraintes résiduelles; cependant cette redistribution est négligeable à cause du peu de matériau enlevé, soit de 0,060 à 0,085 mm (Jost, 1988).

Les figures 3.4, 3.5 et 3.6 illustrent la distribution des contraintes tangentielles résiduelles (fonction de la distance radiale adimensionnelle, y/r , évaluée relativement au bord du trou) le long du ligament court d'une plaque ayant un trou écroui à 4,68%, pour des marges de bord de 2, 1,6 et 1,2 respectivement. Sur chacune des figures, les trois courbes représentent les distributions après écrouissage sur la face d'entrée, la face de sortie ainsi qu'à mi-épaisseur de la plaque.

a- Cas du trou au centre : $e/D = 2$

Comme le montre la figure 3.4, l'état de contraintes résultant de l'écrouissage du trou centré n'est pas uniforme à travers l'épaisseur de la plaque. A mi-épaisseur, on observe une contrainte résiduelle tangentielle maximale en compression de -522 MPa à 0,69 mm du bord du trou ($y/r = 0,22$), à la frontière de la zone de ré-écoulement en compression alors qu'au bord du trou, elle est égale à - 400 MPa seulement. Cette contrainte augmente graduellement pour atteindre la contrainte maximale en tension de 163 MPa à 2,71 mm du bord trou ($x/r = 0.92$), à la limite de la zone plastique. À partir de ce point, la contrainte diminue légèrement pour atteindre 96 MPa ($e/D = 2$) à la surface libre.

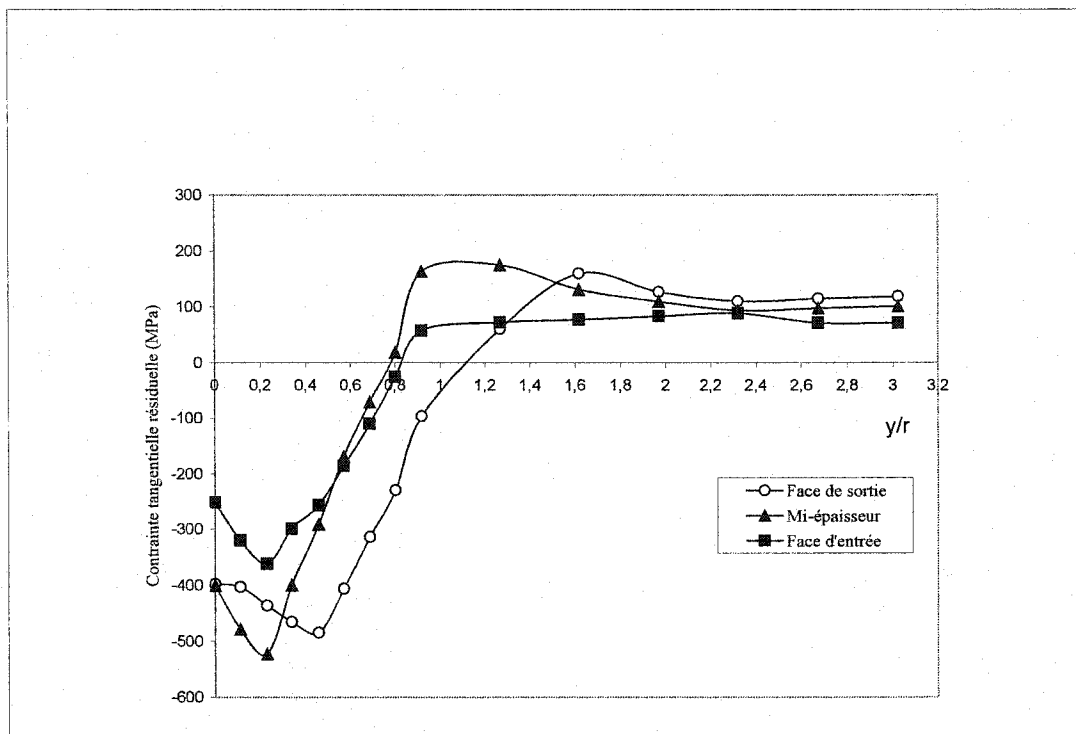


Figure 3.4: Distribution des contraintes résiduelles tangentielles pour un trou écroui à 4,68% et une marge de bord $e/D=2$

Sur la face de sortie, la contrainte tangentielle au voisinage du bord du trou est légèrement moins compressive que celle au milieu de la plaque; d'une valeur de -400 MPa au bord immédiat du trou, elle atteint une valeur minimale de -484 MPa à l'interface de la zone de ré-écoulement en compression dont la taille est de 1,41 mm ($y/r = 0,44$). La taille de la zone plastique est de 5,1 mm ($y/r = 1,6$) et la contrainte tangentielle à cette interface atteint un maximum de 159 MPa.

Sur la face d'entrée, la contrainte au bord du trou est moins compressive qu'au milieu de la plaque, soit -252 MPa, (comparativement à - 400 MPa); elle atteint une valeur minimale de -362 MPa à l'interface de la zone de ré-écoulement en compression dont la

taille est de 0,7 mm ($y/r = 0,2$). La taille de la zone plastique atteint 2,74 mm ($y/r = 0,9$) avec une contrainte maximale de 83 MPa.

On observe que la zone de ré-écoulement est la plus grande sur la face de sortie. La comparaison des distributions de contraintes obtenues par le présent modèle et celles obtenues par les travaux de Burlat (1993) et Larouche (1995), laisse voir des tendances de distribution qualitativement similaires. Cependant, une comparaison quantitative ne peut être faite vu que les échantillons n'ont pas les mêmes dimensions géométriques.

b- Cas du trou décentré $e/D = 1,6$

Dans le cas de la plaque ayant une marge de bord de 1,6, la figure 3.5 montre qu'à mi-épaisseur de la plaque, la contrainte résiduelle maximale en compression est de -529 MPa et elle se situe à 0,57 mm du bord du trou ($y/r = 0,2$), à l'interface de la zone de ré-écoulement en compression; la contrainte augmente régulièrement pour atteindre la contrainte maximale en tension de 193,8 MPa à 3,93 mm du bord du trou ($y/r = 1,2$), à la limite de la zone plastique. À partir de ce point, le ligament court reste en tension et la contrainte atteint une valeur de 203 MPa sur la surface libre.

Sur la face de sortie, la contrainte au bord du trou est légèrement plus compressive qu'au milieu de la plaque (-430 MPa comparativement à -400 MPa); la valeur minimale de -468 MPa est atteinte à l'interface de la zone de ré-écoulement en compression, dont la taille est de 1,17 mm ($y/r = 0,38$).

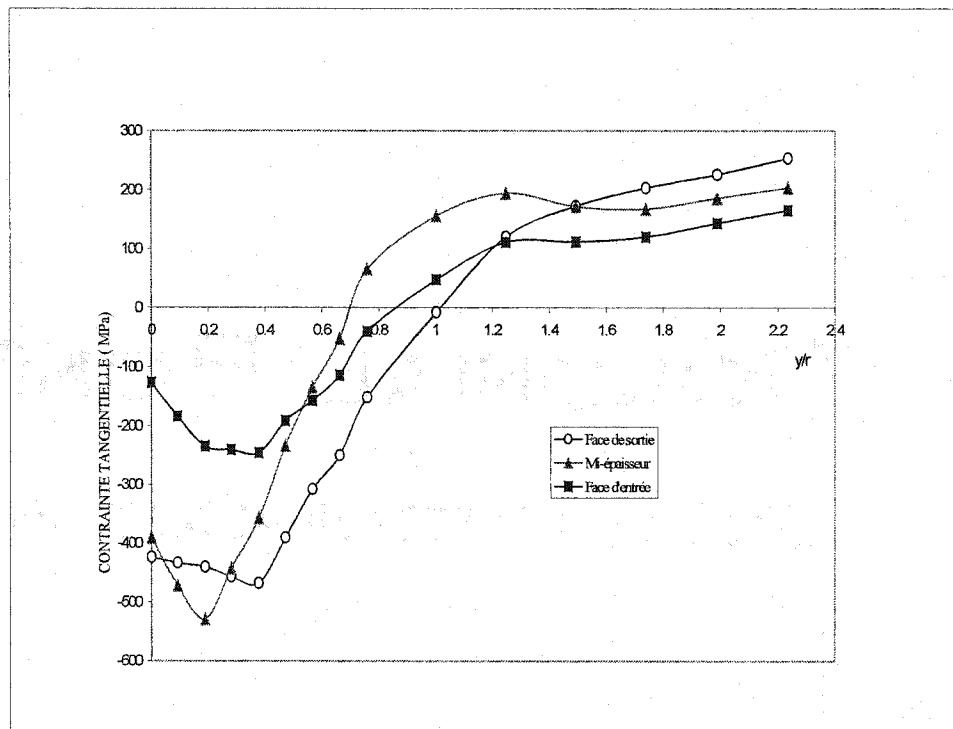


Figure 3.5: Distribution des contraintes résiduelles tangentielles pour un trou écroûi à 4,68 % et une marge de bord $e/D=1,6$

Sur la face d'entrée, la contrainte au bord du trou est moins compressive qu'au milieu de la plaque, soit $-126,7$ MPa; la contrainte atteint une valeur minimale de -240 MPa à l'interface de la zone de ré-écoulement en compression dont la taille est de $0,87$ mm ($y/r = 0,3$). Comme dans le cas du trou centré, la taille de la zone de ré-écoulement est la plus grande sur la face de sortie.

c- Cas du trou décentré $e/D = 1,2$

Les résultats de la figure 3.6 montrent que sur le bord du trou, la contrainte la plus élevée en compression est atteinte à mi- épaisseur où elle est d'environ -400 MPa; la valeur sur la face de sortie est de -370 MPa alors qu'elle n'atteint que -140 MPa sur la face d'entrée.

À mi-épaisseur, la contrainte maximale en compression est de -500 MPa alors que cette contrainte est moins compressive sur les faces d'entrée (-140 MPa) et de sortie (-370 MPa).

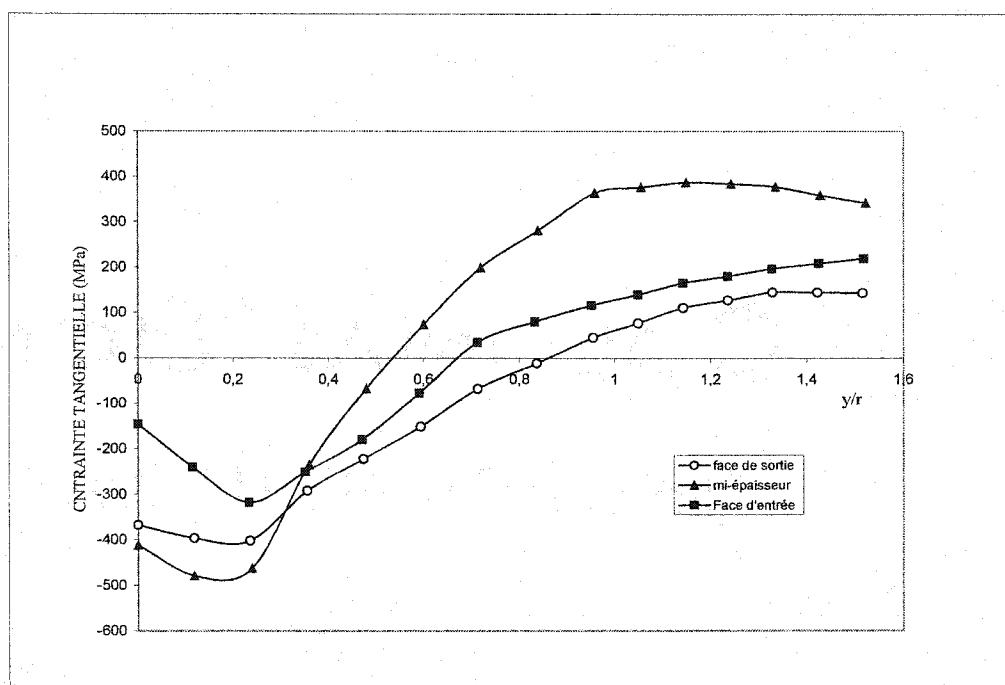


Figure 3.6: Distribution des contraintes résiduelles tangentiels pour un trou écroui à 4,68% et une marge de bord $e/D=1,2$

Pour cette marge de bord, le ligament court est complètement plastifié sur les faces d'entrée et de sortie. C'est à cet endroit que la contrainte en tension est la plus élevée, soit 205 MPa sur la face d'entrée et 150 MPa sur la face de sortie. Ces résultats sont en bon accord avec ceux rapportés par Larouche (1995) et Armen et al (1986) qui ont noté une plastification généralisée du ligament à partir de la marge de bord de 1,5 et 1,75, respectivement.

Commentaires

La modélisation par éléments finis a permis de montrer que pour chaque marge de bord, l'intensité des contraintes tangentielles résiduelles est plus grande sur la face de sortie que sur la face d'entrée. L'écart relatif est plus marqué pour les trous excentrés ($\sigma_{\text{sortie}} / \sigma_{\text{entrée}} = 2,5$) que pour le trou centré ($\sigma_{\text{sortie}} / \sigma_{\text{entrée}} = 2,5$). Ces résultats sont en parfait accord avec les travaux de Forgues(1993), Ozdemir(1996), Pavier et al (1996) et Lacarac (1999). En particulier, pour le cas du trou au centre, la distribution est qualitativement similaire à celle obtenue à l'aide des modèles axisymétriques effectuée par Burlat (1995) et par Ozdemir et al (1999) .

Les contraintes résiduelles immédiatement sur le bord du trou sont plus compressives pour un trou centré ($e/D=2$) que pour un trou excentré, notamment pour $e/D=1,2$. Cette différence est très marquée à la face d'entrée et elle s'atténue à mi-épaisseur (fig. 3.7) et à la face de sortie ; il en est de même pour la contrainte maximale en compression

localisée à la limite de la zone de ré-écoulement. Il y a cependant une différence notable entre les profils de distribution des contraintes en tension des trois marges de bord; dans le cas du trou décentré, les valeurs maximales en tension sont atteintes aux extrémités des ligaments et non à l'intérieur comme pour le cas du trou au centre. De plus, le niveau de la contrainte au bord libre est au moins deux fois plus élevé pour les trous excentrés que pour le trou centré. Une augmentation importante de la contrainte au bord de la plaque peut constituer un site de faible résistance qu'il faut considérer lors du chargement en tension.

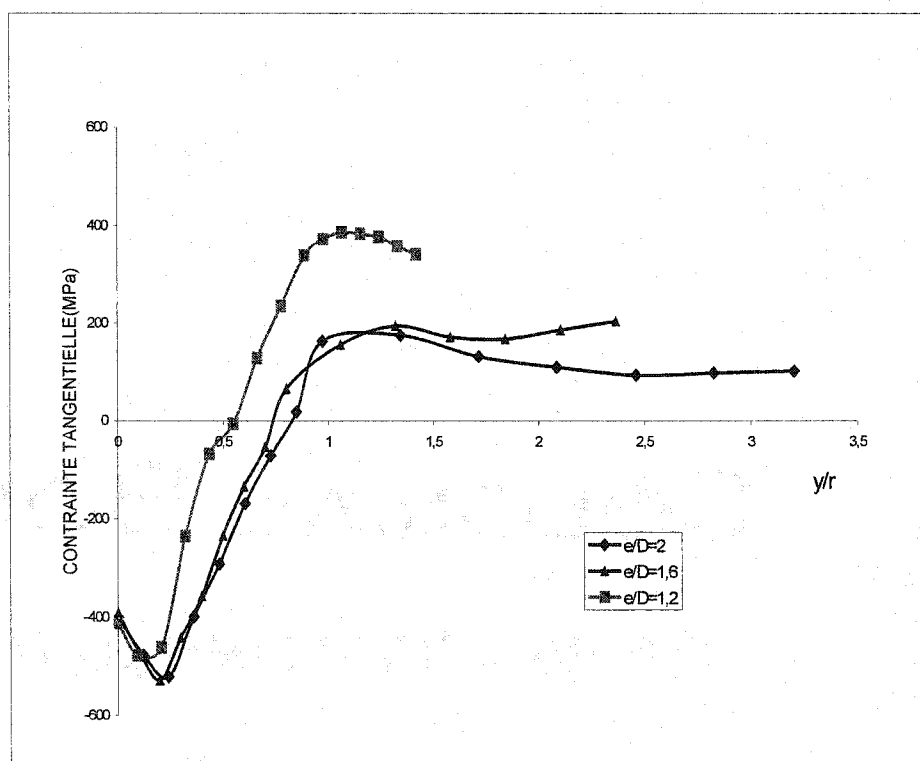


Figure 3.7: Distribution des contraintes résiduelles tangentielles à mi-épaisseur pour les trois marges de bord

La distribution des contraintes résiduelles à mi- épaisseur montrée à la figure 3.7 indique que la taille de la zone de ré-écoulement est presque identique pour les trois marges de bord. Il est à noter que la fissure usinée par électro-érosion à la face d'entrée après écrouissage n'est pas pris en compte ici, en terme de relaxation des contraintes résiduelles.

3.2 Distribution de contraintes sous chargement cyclique

Afin d'évaluer la résistance en fatigue des plaques trouées écrouies ou non, il est nécessaire de connaître les contraintes et les déformations le long du ligament pour un chargement cyclique appliqué loin du trou. La méthode analytique (Timoshenko, 1970) ne donnant des résultats que dans le domaine élastique, il est nécessaire d'effectuer les calculs à l'aide d'une méthode numérique. Nous utilisons ici la méthode des éléments finis pour effectuer les calculs des contraintes tangentielles dans le ligament court pour les marges de bord considérées.

3.2.1 Modèle d'éléments finis

Comme il a déjà été mentionné pour le trou excentré, il est nécessaire dans ce dernier cas de modéliser la moitié de la plaque impliquant le ligament court. Cependant, pour le cas du trou centré, le quart de la plaque suffit. Ainsi, les modèles géométriques déjà montrés à la figure 3.2 seront repris pour l'étude du chargement. Le maillage est plus

raffiné proche du bord trou, là où les variations des contraintes et des déformations sont importantes. Les déplacements dans la direction y et les rotations dans le plan yz sont imposés nuls pour les nœuds du plan de symétrie. La contrainte est appliquée sur les éléments localisés à l'extrémité supérieure de la plaque, selon deux pas de calcul au cours d'un cycle:

- le premier pas impose la contrainte maximale $S_{\max}$;
- le deuxième pas impose la contrainte minimale $S_{\min}$.

Le rapport de contrainte étant $S_{\min} / S_{\max} = 0,05$, ceci signifie que la contrainte appliquée $S_{\min}$ n'est qu'à peine en tension.

Les alliages d'aluminium ont un comportement métastable avec l'application d'un chargement cyclique et leur réponse contrainte / déformation peut-être altérée quand ils sont sujets à une déformation plastique répétée. Dépendant de l'état initial et des conditions de test, ces alliages peuvent avoir le comportement suivant, tel qu'illustré à la figure 3.8 :

- a) s'adoucir
- b) durcir
- c) rester stable
- d) avoir un comportement mixte cycliquement

L'alliage d'aluminium 7475-T7351 a un comportement mixte lors d'un chargement cyclique, comme le montre la figure 3.8. Cependant, afin de simplifier la procédure

d'analyse, les caractéristiques sous chargement statique du matériau seront considérées pour analyser le comportement de la plaque sous chargement cyclique.

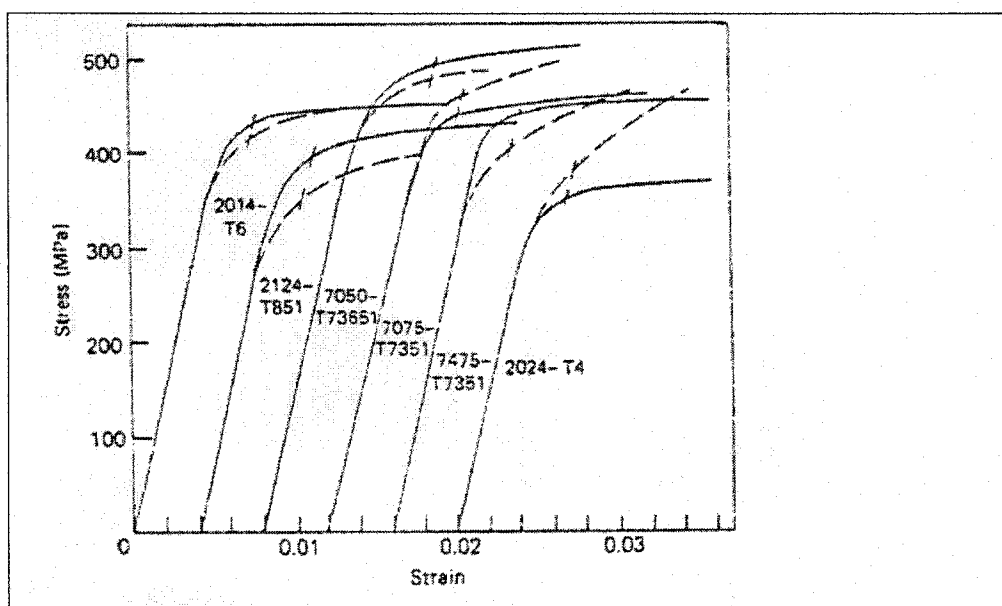


Figure 3.8 : Courbes contrainte- déformation monotones (trait plein) et cycliques (pointillés) pour différents alliages d'aluminium (Berkovits, 1978)

3.2.2 Chargement des plaques contenant un trou non écroui

Les modèles développés à l'aide des éléments finis ont permis d'évaluer les facteurs de concentration de contrainte pour différentes configurations du trou, pour une contrainte uniforme appliquée à l'extrémité de la plaque, typiquement pour un chargement de 137,8 MPa. La distribution de la contrainte tangentielle pour le cas du trou au centre est

montrée comme exemple (figure 3.9) et les résultats pour les autres marges de bord sont donnés à l'annexe II.

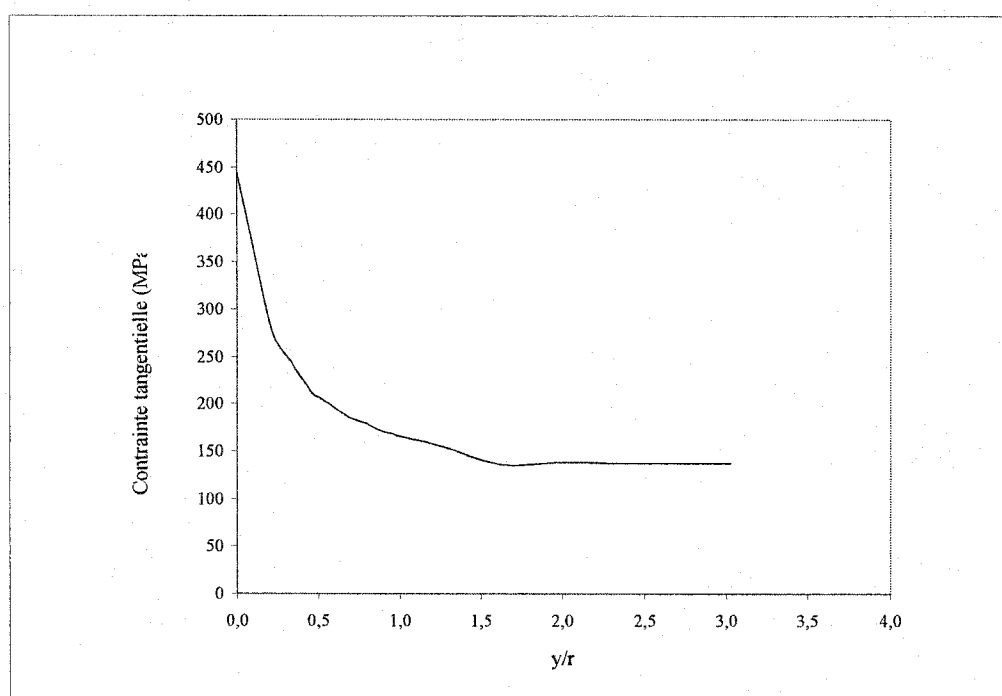


Figure 3.9: Champ de contraintes (chargement de 137,8 MPa) sur le ligament d'une plaque trouée non écrouie, de marge de bord $e/D=2$

Les facteurs de concentration de contrainte K_{tg} (K_{tg} étant défini comme le rapport entre la contrainte maximale au bord du trou et la contrainte nominale loin du trou) sont rapportés au tableau 3.2. La comparaison avec celles répertoriées par Peterson laisse voir des valeurs très proches.

Tableau 3.2 : Comparaison des valeurs du facteur de concentration de contraintes K_{tg} pour les différentes marges de bord.

	$e/D = 2$	$e/D = 1,6$	$e/D = 1,2$
K_{tg} (présent travail)	3,22	3,26	3,38
K_{tg} (Peterson)	3,24	3,25	3,4

3.2.3 Chargement de la plaque contenant un trou écroûi

Pour un trou écroûi, il est possible de déterminer les contraintes tangentielles résultant de l'écroûissage et du chargement à l'aide du modèle tridimensionnel utilisé pour le calcul des contraintes résiduelles dues à l'écroûissage seulement. Une fois l'écroûissage effectué par le déplacement du mandrin à travers le trou, le chargement cyclique est appliqué. Comme dans le cas du trou non écroûi, ce dernier est imposé en deux pas: soit l'un pour le chargement maximum et l'autre pour le chargement minimum. Pour les trois marges de bord, les résultats sont donnés aux figures 3.10, 3.11 et 3.12 pour le cas typique d'un écroûissage à 4,68% combiné au chargement maximal $S_{max} = 137,8$ MPa.

a) Pour le cas du trou centré ($e/D=2$) sous la charge maximale de 137,8 MPa, la figure 3.10 montre les distributions des contraintes sur les faces d'entrée, de sortie et à mi-épaisseur, et ce pour le chargement et le déchargement. La contrainte positive au bord du trou, atteignant 44 MPa à mi-épaisseur et à la face de sortie; cette contrainte est

plus élevée à la face d'entrée (195 MPa). De plus, la zone plastique s'étend à travers toute l'épaisseur, jusqu'à $x/r = 0,9$ à partir du bord du trou avec une contrainte en tension la plus élevée. Dans la zone élastique, la contrainte diminue graduellement, et prend une

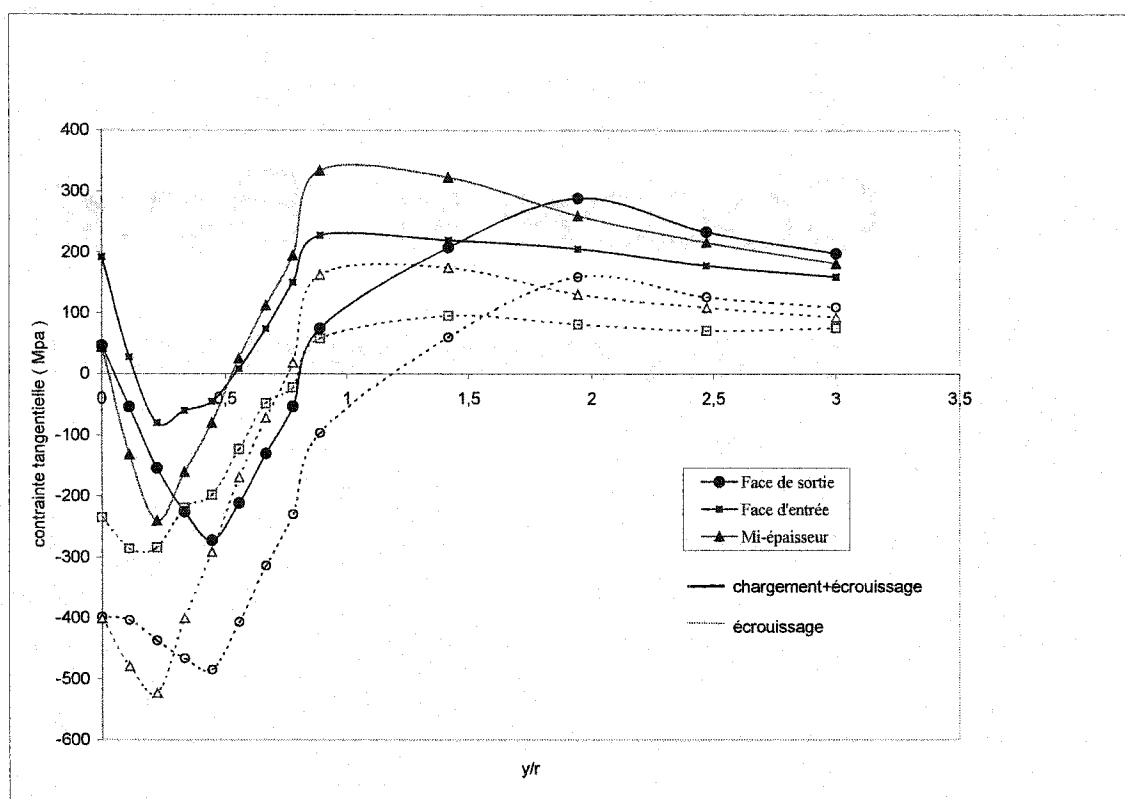


Figure 3.10: Champ de contraintes sur le ligament de la plaque ayant un trou écroui ($e/D=2$), sous un chargement de 137,8 MPa.

valeur de 145 MPa au bord de la plaque, légèrement plus grande que la contrainte appliquée. Lors du déchargement, on retrouve pratiquement des contraintes équivalentes aux contraintes induites par l'écrouissage.

b) Pour le cas de la marge de bord de 1,6 (figure 3.11), sous un chargement maximal de 137,8 MPa, à mi-épaisseur, la contrainte en tension atteint 58 MPa au bord du trou. La zone plastique s'étend jusqu'à $y/r = 1,32$ à partir du bord du trou, avec une

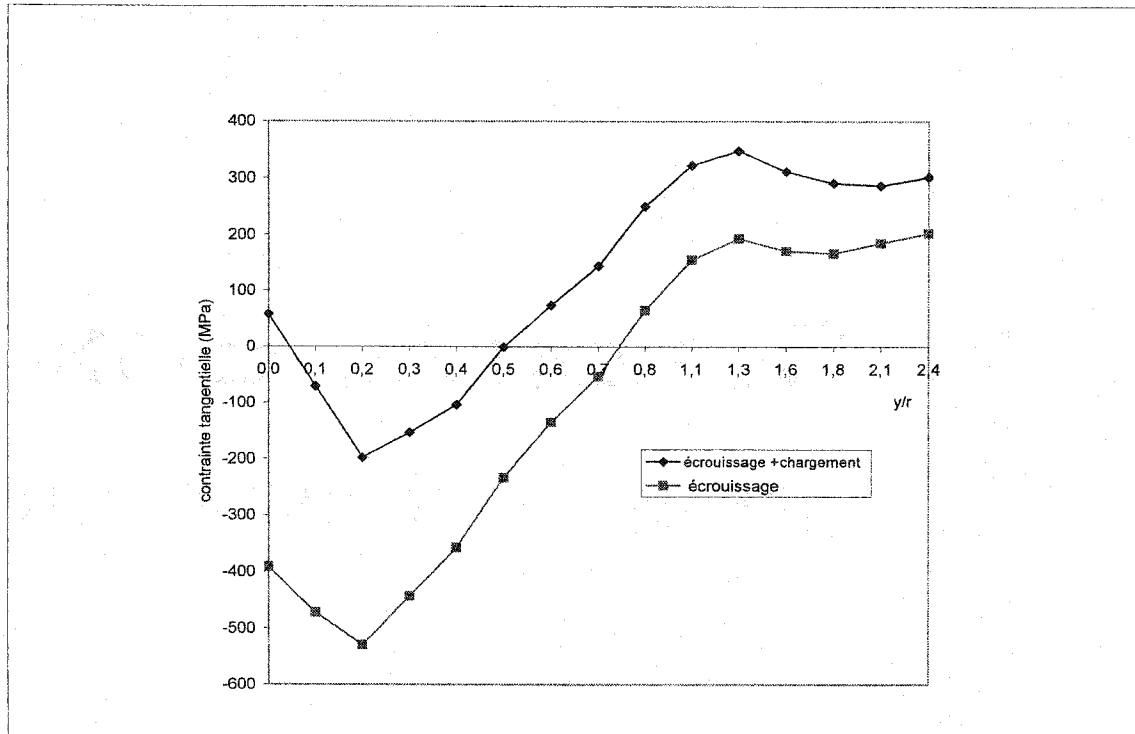


Figure 3.11: Champ de contraintes à mi-épaisseur du ligament de la plaque ayant un trou écroui ($e/D=1,6$), sous un chargement de 137,8MPa.

contrainte la plus élevée de 334 MPa. Dans la zone élastique la contrainte diminue de façon progressive pour atteindre 301 MPa au bord libre de la plaque.

Au déchargement, on observe un niveau plus élevé de la contrainte en tension au bord libre, comparativement au cas du trou centré.

c) Pour la marge de bord de 1,2, le degré de plastification est important à mi-épaisseur de la plaque après le chargement maximal de 137,8 Mpa. La plastification

touche presque la moitié du ligament. Les niveaux de contraintes en tension, assez élevés après écouissage du trou, ont favorisé cette plastification (figure 3.12). La contrainte en tension à mi-épaisseur atteint 56 MPa au bord du trou. La zone plastique s'étend

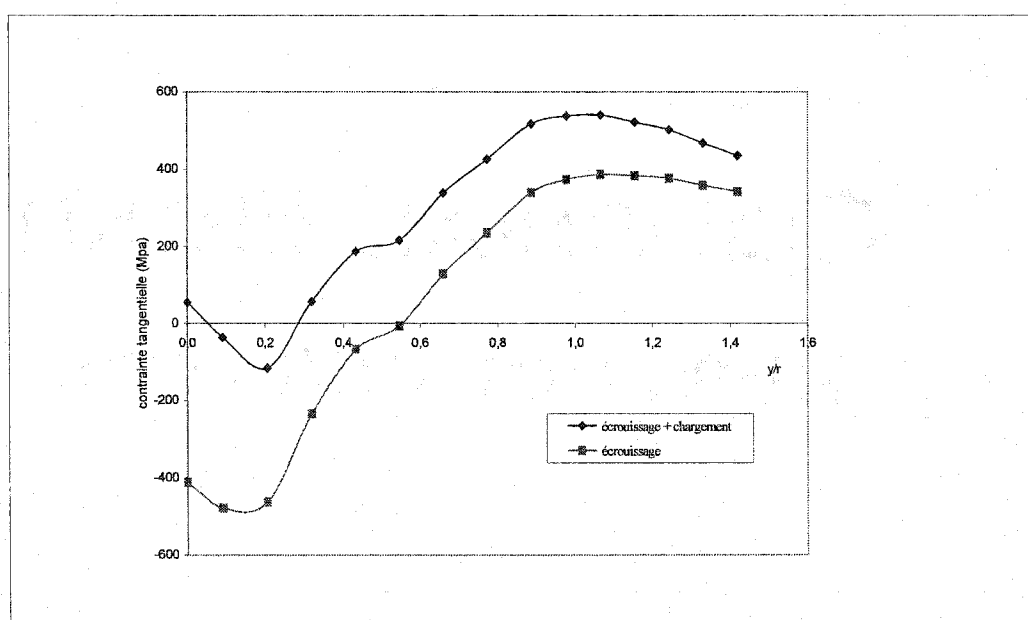


Figure 3.12 : Champ de contraintes à mi- épaisseur du ligament de la plaque ayant un trou écroui ($e/D=1,2$), sous un chargement de 137,8 MPa.

jusqu'à $y/r = 1,1$ à partir du bord du trou, avec une contrainte la plus élevée de 538 MPa. Dans la zone élastique la contrainte diminue de façon progressive pour atteindre 435 MPa. Dans cette partie du ligament, les contraintes au déchargement sont également très élevées.

Les autres cas de chargement pour les différentes marges de bord étudiées sont donnés à l'annexe III.

L'effet bénéfique du procédé d'écrouissage vient surtout du fait que sous chargement cyclique, la contrainte moyenne σ_{moy} est en compression au bord du trou. De plus, l'amplitude de contraintes est diminuée sur tout le ligament comparativement au cas du trou non écroui pour toutes les marges de bord considérées.

Le niveau de la contrainte en tension sur tout le ligament est plus important pour les trous excentrés relativement au cas du trou au centre. La contrainte en tension la plus élevée est atteinte pour la marge de bord la plus faible. De plus la valeur maximale de cette contrainte en tension est atteinte aux extrémités des ligaments pour les cas de marge de bord 1,6 et 1,2. Ces extrémités deviennent des sites de faiblesse supplémentaires pour le trou excentré; ce qui peut expliquer la faible résistance comparativement au cas du trou au centre.

3.3 Conclusion

Pour des valeurs de la marge de bord de 2, 1,6 et 1,2, des modèles d'éléments finis tridimensionnels ont été développés pour établir les distributions de contraintes induites par le procédé d'écrouissage de 4,68%, et les contraintes résultantes après le chargement

cyclique. Ces résultats serviront dans le chapitre suivant pour l'évaluation des vies en propagation des plaques en comparaison avec les données expérimentales.

CHAPITRE 4

RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX ET PRÉDICTIONS DE VIE EN FATIGUE

Dans ce chapitre, les résultats des essais expérimentaux décrits au chapitre 2 sont compilés, ce qui correspond à la vie en fatigue- propagation des plaques d'aluminium trouées et écrouies ayant trois marges de bord, sous différents niveaux de chargement à la température ambiante. Les résultats expérimentaux sont ensuite analysés et discutés en mettant l'emphase sur l'influence de l'écrouissage et de la marge de bord sur la vie en fatigue propagation. Finalement, une comparaison sera faite entre les résultats expérimentaux et les prévisions de vie calculées, à l'aide des champs de contraintes résiduelles obtenus par éléments finis et de l'équation de Paris modifiée.

4.1 Évolution de la longueur de la fissure

4.1.1 Caractéristiques de l'évolution de la fissure

Afin de connaître l'influence de l'écrouissage des trous d'attache et de leur excentricité sur la vie en fatigue, des tests ont été effectués sur l'alliage 7475-T735 pour des niveaux de contraintes maximales 137,8; 110 et 68,9 MPa, d'abord sur les échantillons ayant des trous non écrouis, puis sur les échantillons ayant des trous écrouis; ces échantillons ont différentes marges de bord, soit 2, 1,6 et 1,2. Vu qu'à la contrainte de 137,8 MPa les

échantillons à trou centré n'ont pas brisé; les niveaux de contraintes 170,8 et 190,8 MPa ont été aussi expérimentés.

À l'aide d'un système de deux caméras à grossissement de 50X, le suivi et la mesure de la longueur de la fissure en surface sur le ligament court et également sur le bord du trou ont été effectués comme le montre la figure 4.1. Le montage a été expliqué au chapitre 2. La figure 4.1 montre un faciès de rupture typique pour un trou décentré et écroui. Sur le ligament où la prefissure a été introduite par électroérosion (EDM), le front de fissure a la forme d'un quart de cercle. Sur l'autre ligament, la fissure s'est propagée plus rapidement sur la face d'entrée mais le front de fissure traverse complètement l'épaisseur de l'échantillon.

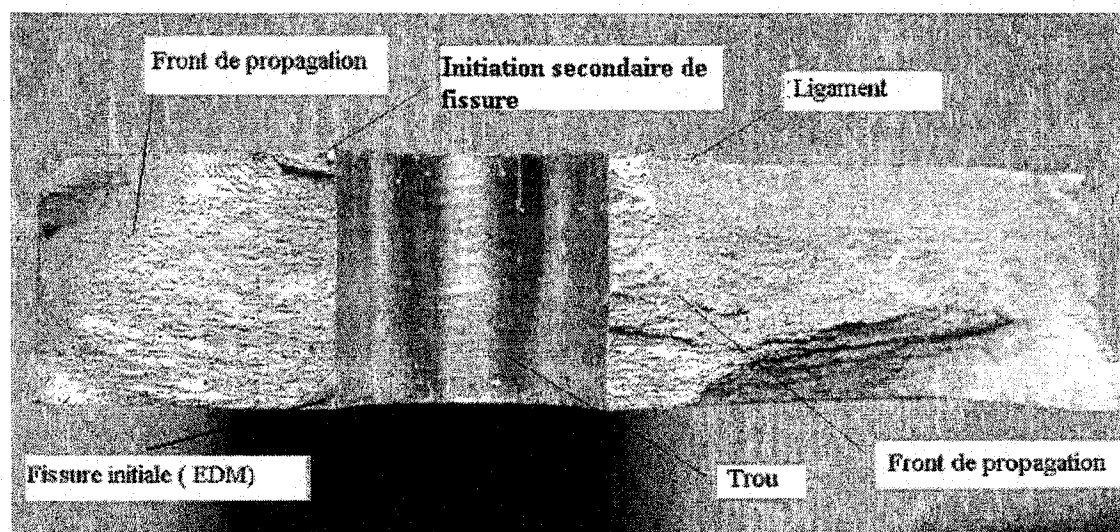


Figure 4.1 : Faciès de rupture observé sur une plaque ayant un trou écroui avec

$$S_{\max} = 170,8 \text{ MPa et } e/D = 1,2$$

La mesure de la longueur de fissure est effectuée à partir du bord du trou selon deux directions perpendiculaires comme le montre la figure 4.2. Les longueurs mesurées a et c représentent respectivement la longueur de la fissure en surface et sur le bord du trou sur le ligament de la plaque.

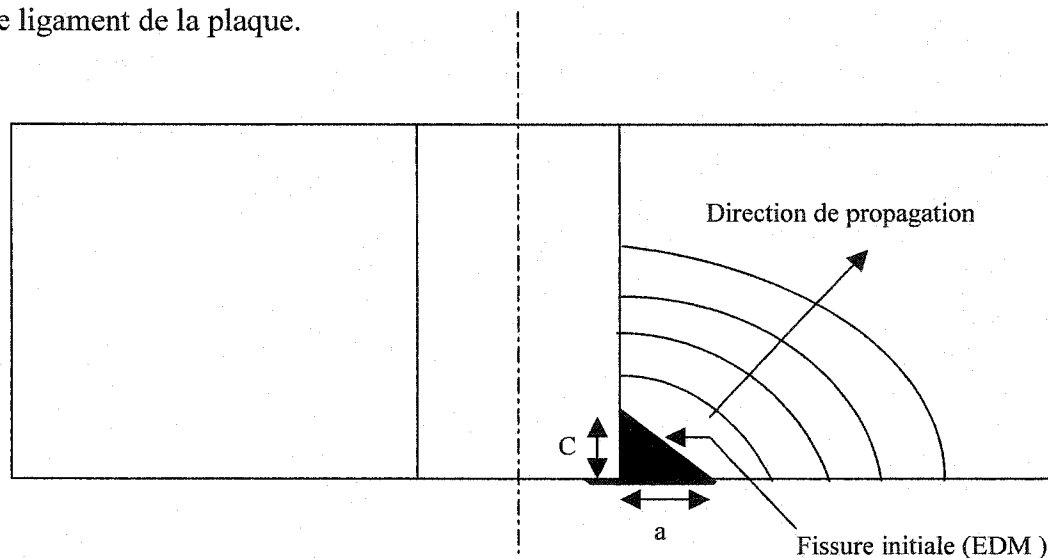


Figure 4.2 : Identification des longueurs mesurées lors de la propagation de la fissure

Pour les échantillons non écrouis, les fissures se propagent simultanément sur le bord du trou et à la surface d'entrée. Cependant, pour les échantillons écrouis, la fissure se propage d'abord sur le bord du trou et elle coalesce d'autres fissures qui s'initient soit sur la face de sortie du mandrin, soit à mi-épaisseur du trou.

Le suivi de la fissure sur le bord du trou à travers l'épaisseur est illustré typiquement à la figure 4.3 pour un échantillon écroui et ayant un trou centré.

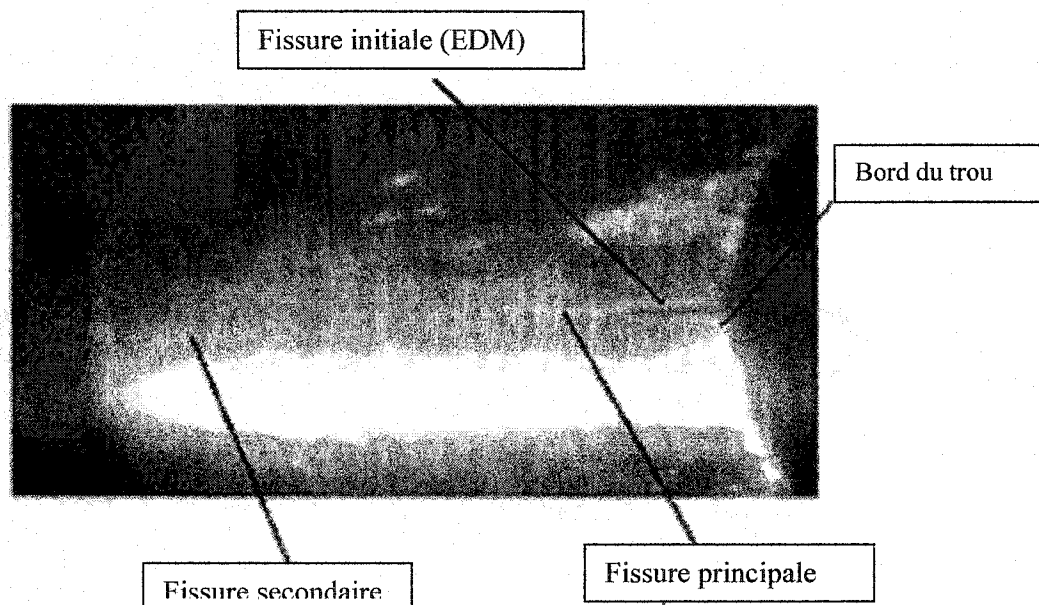


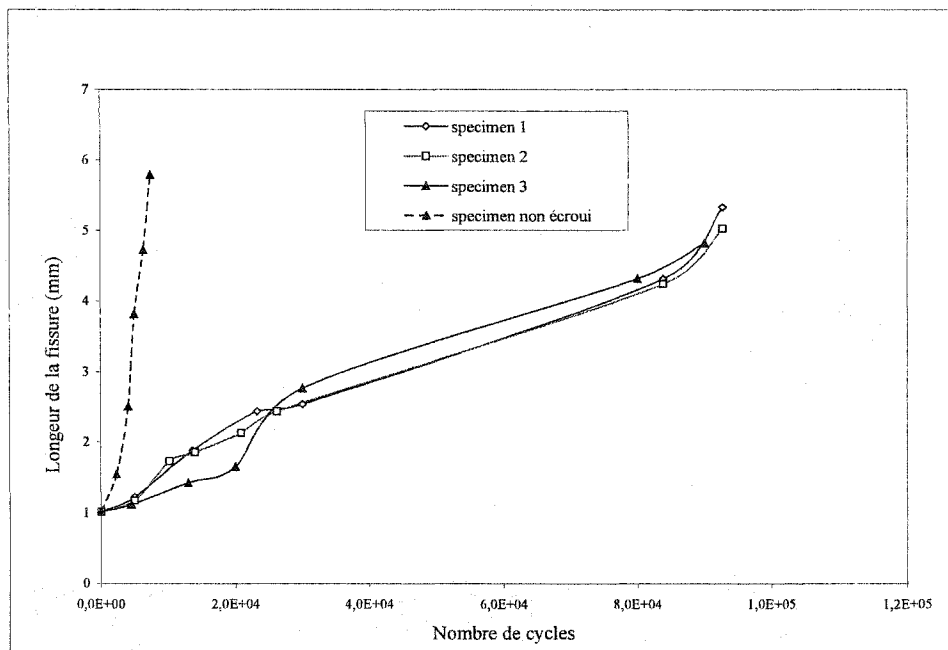
Figure 4.3 : Propagation de deux fissures sur le bord trou écroui centré avec $S_{\max} = 170,8 \text{ MPa}$.

Sur cette figure, la présence d'une fissure secondaire initiée à la face de sortie du mandrin et se propageant le long du bord du trou est notée. Après 92600 cycles, la fissure principale émanant de l'entaille EDM et la fissure secondaire coalescent en une seule qui devient la fissure dominante. Pour cet échantillon, il est observé qu'une troisième fissure prenait naissance d'un site sur la face de sortie et se propageait suivant un plan parallèle à celui de la fissure principale. Pour un autre échantillon ayant un trou écroui et centré, soumis à une contrainte cyclique maximale de 170,8 MPa, deux fissures secondaires se sont initiées sur la surface de sortie et se sont propagées sur le bord du trou suivant un plan parallèle au plan de la fissure initiale obtenue par EDM. La plus

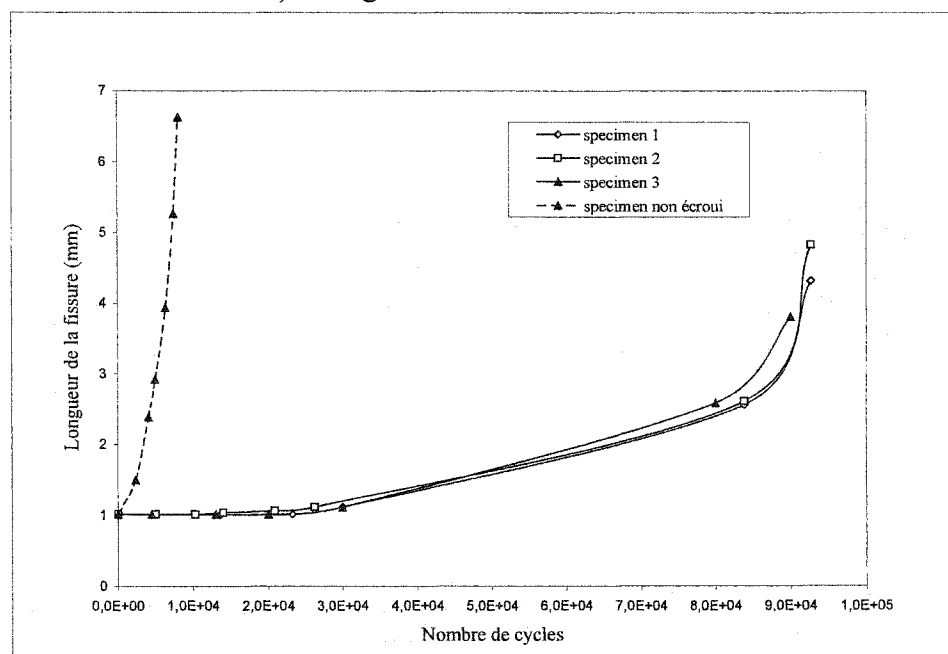
importante des deux fissures secondaires a atteint une longueur de 2,12 mm dans le trou après 82600 pour coalescer ensuite avec la fissure émanant de la fissure EDM. Il faut souligner que dans ces deux cas, lorsque la fissure s'initiant sur la face de sortie est visible, elle est déjà en phase de propagation.

4.1.2 Résultats des mesures de longueurs de fissures

Pour les trois marges de bord étudiées, les figures 4.4, 4.5 et 4.6 montrent les résultats des mesures des longueurs des fissures sur le bord du trou et en surface en fonction du nombre de cycles appliqués, pour les plaques ayant un trou non écroui et celles ayant un trou écroui, soumises au chargement maximal de 170,8 MPa. Pour une marge de bord spécifiée, on peut remarquer la faible dispersion des valeurs mesurées des longueurs de fissures en fonction du nombre de cycles appliqués. Ceci démontre que la procédure expérimentale appliquée sur les échantillons est bien contrôlée tant au niveau de l'écrouissage qu'à celui du chargement cyclique. Cette reproductibilité facilitera l'analyse des résultats expérimentaux. Les résultats mettent bien en évidence que l'écrouissage réduit considérablement la vitesse de fissuration, tant à la surface, que sur le bord du trou; cependant, l'effet est le plus marqué pour les marges de bord égales à 2 et 1,6.

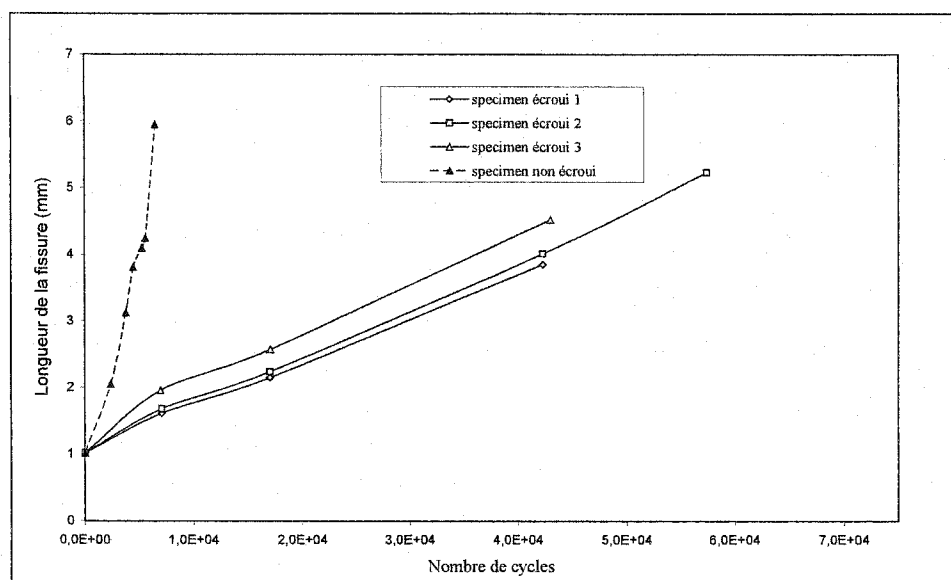


a) Longueur de la fissure sur le bord du trou

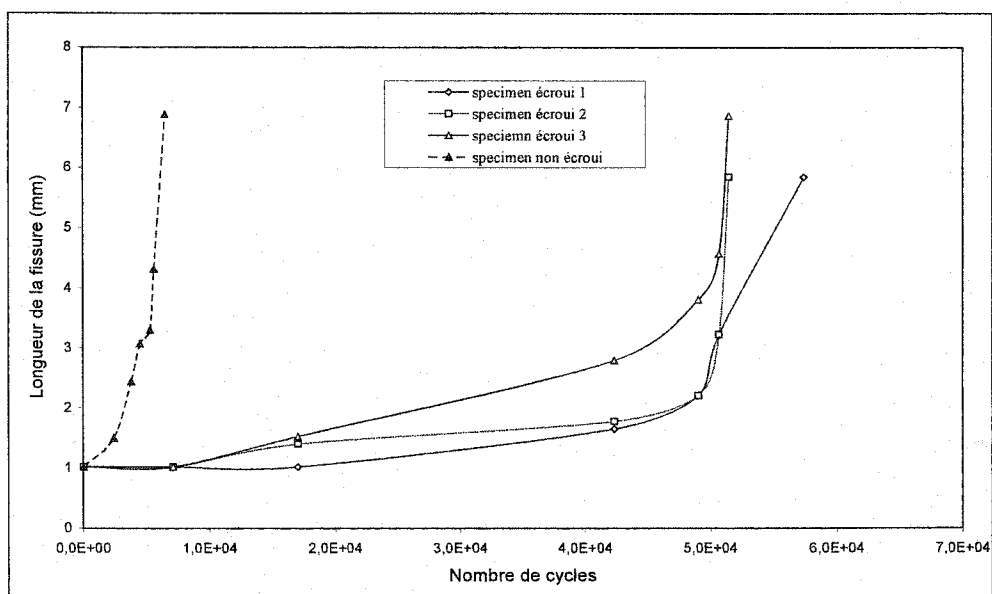


b) Longueur de la fissure en surface

Figure 4.4 : Longueur de la fissure sur le bord du trou éroui et en surface, en fonction du nombre de cycles, $e/D = 2$ et $S_{\max} = 170,8$ MPa.



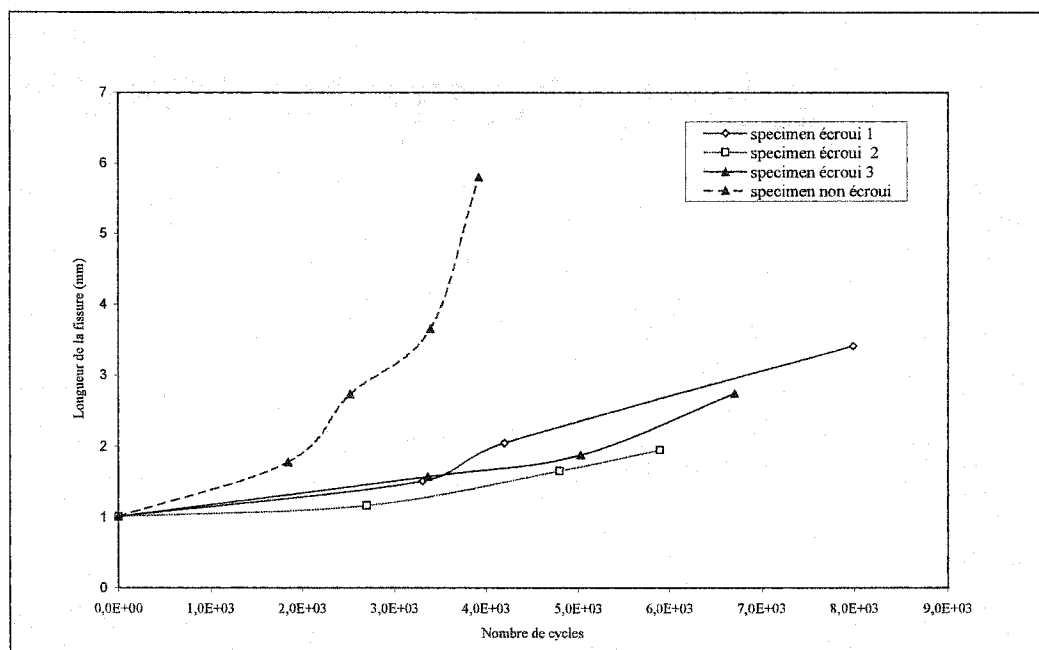
a) Longueur de la fissure sur le bord du trou



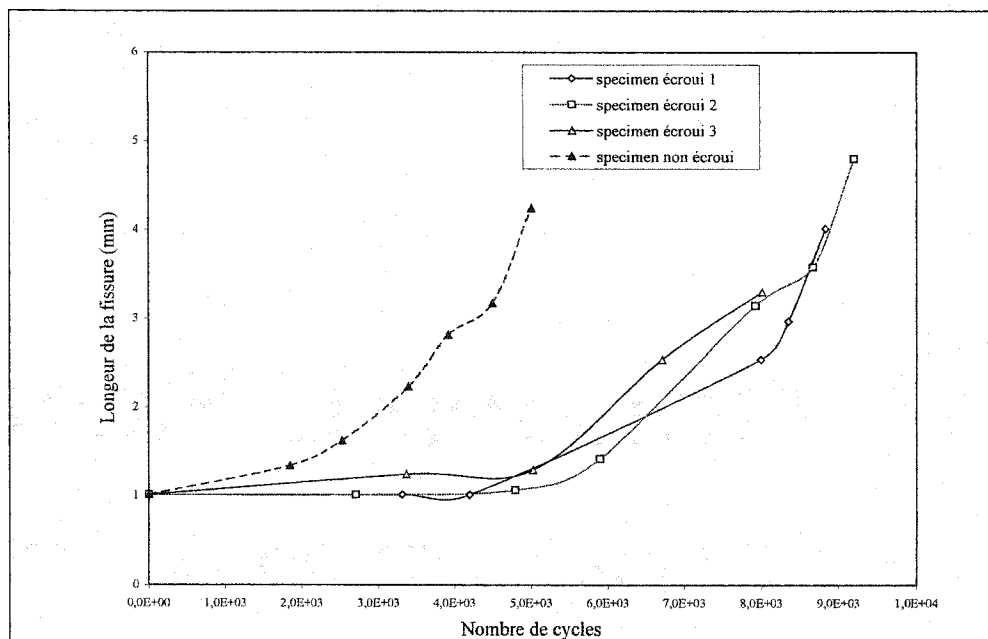
b) Longueur de la fissure en surface

Figure 4.5 : Longueur de la fissure, en surface et sur le bord du trou, en fonction du nombre de cycle pour $e/D=1,6$ et $S_{max}=170,8$ MPa.

Prenons, par exemple, une fissure évoluant dans une plaque trouée ($e/D=1,2$) et écrouie à 4,68% sollicitée sous un chargement cyclique de 170,8 MPa et dont le comportement est montré à la figure 4.6a et 4.6b.



a) Longueur de la fissure sur le bord du trou



b) Longueur de la fissure en surface

Figure 4.6 : Longueur de la fissure sur le bord du trou et en surface du trou, en fonction du nombre de cycles, $e/D=1,2$ et $S_{\max}=170,8$ MPa.

Lors de ces essais, la longueur de la fissure a pu être mesurée entre 1,01 et 4,68 mm en surface, et entre 1,016 et 3,13 mm sur le bord du trou. À 3307 cycles, la longueur mesurée de la fissure est de 1,5 mm (sur le bord du trou) et de 1,01 mm (sur la face d'entrée). À 8347 cycles, elle est égale à 4,04 mm (dans le trou) et à 2,97 mm (sur la face d'entrée). Ces résultats montrent que la fissure progresse, tout au long de la vie, de manière aussi importante en surface que sur le bord du trou.

L'effet de la marge de bord sur la propagation est montré à la figure 4.7a pour une fissure se propageant sur le bord du trou et à la figure 4.7b pour une fissure en surface.

En surface comme sur le bord du trou, la vitesse de propagation augmente, pour le trou écroûi, lorsque la longueur du ligament diminue, c'est à dire lorsque la marge de bord diminue. Cela conduit à une propagation relativement rapide pour le cas $e/D=1,2$.

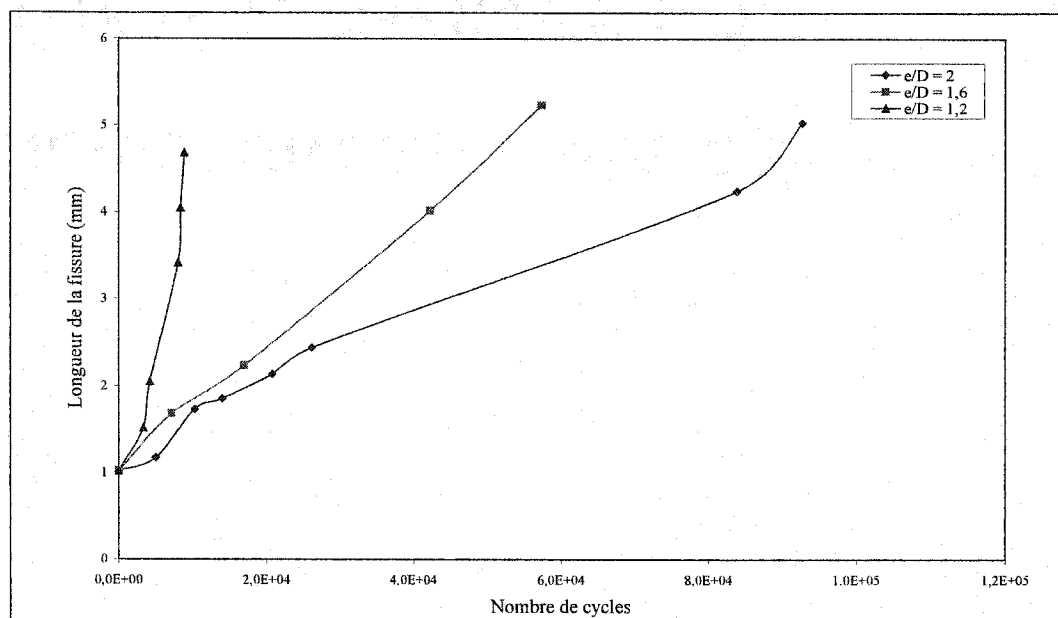


Figure 4.7a : Évolution de la longueur de la fissure sur le bord du trou écroûi pour les différentes marges de bord, avec $S_{\max} = 170,8$ MPa.

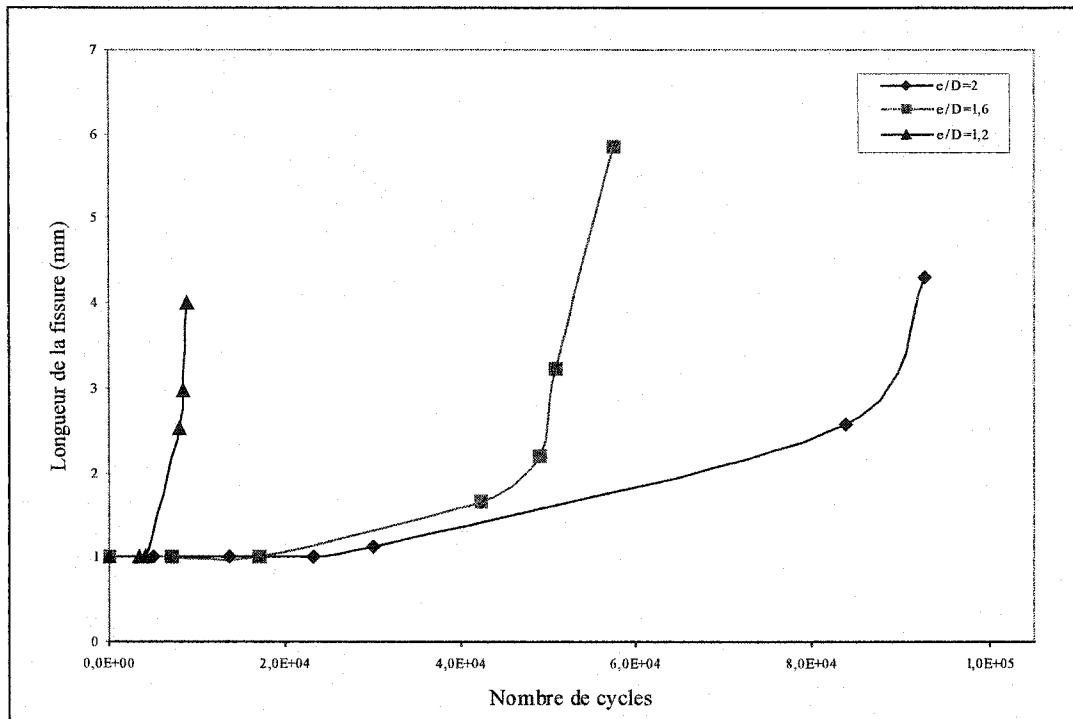


Figure 4.7b : Évolution de la longueur de la fissure en surface pour le trou écroui pour les différentes marges de bord, avec $S_{\max} = 170,8$ MPa.

Par exemple, pour la fissure se propageant sur le bord du trou, le taux moyen de propagation est de 45×10^{-5} mm/cycle pour la marge de bord de 1,2 par rapport à $1,1 \times 10^{-5}$ mm/cycle pour la marge de bord égale à 2. Cette augmentation de vitesse de propagation quand la marge de bord diminue donne une vie inférieure, comparativement au cas de la plaque ayant un trou au centre, d'autant plus que la largeur du ligament diminue.

Pour la fissure se propageant sur la surface, le taux de propagation est apparemment plus faible quand la fissure est courte, puis il augmente avec la longueur de la fissure. Le

taux moyen de propagation est de 42×10^{-5} mm/cycle pour la marge de bord de 1,2 par rapport à celui de $e/D = 2$ qui est de 26×10^{-6} mm/cycle.

4.2 Vies en propagation

4.2.1 Effet de l'écrouissage

Dans cette section, les résultats expérimentaux reliés à la propagation de la fissure seront utilisés pour déterminer le facteur d'amélioration de la vie en fatigue sous l'effet de différents paramètres étudiés. L'amélioration de vie sera évaluée en se basant sur les résultats présentés sous forme de diagramme de contrainte maximale en fonction du nombre de cycles à la rupture.

a- Marge de bord $e/D = 2$

La figure 4.8 montre les résultats, pour la marge de bord $e/D=2$. D'une part, on remarque que le procédé d'écrouissage améliore substantiellement la résistance en fatigue-propagation pour tous les niveaux de chargement effectués. Par exemple, le facteur d'amélioration dû à l'écrouissage atteint une valeur de 14 pour la contrainte cyclique maximale de 170,8 MPa; il est substantiellement plus élevée pour une contrainte plus faible.

Pour le niveau de chargement cyclique maximal de 137,8 MPa, les essais sur les deux plaques ayant un trou écroui ont été arrêtés après un nombre de cycle de $1,67 \times 10^6$ et $1,45 \times 10^6$ cycles (10 jours d'essai). À ce niveau de contrainte, la plaque ayant un trou non écroui a une vie de propagation de $1,3 \times 10^4$ cycles. Les essais sous des niveaux de contrainte plus faibles n'ont donc pas été poursuivis pour le cas du trou écroui et la marge de bord de 2.

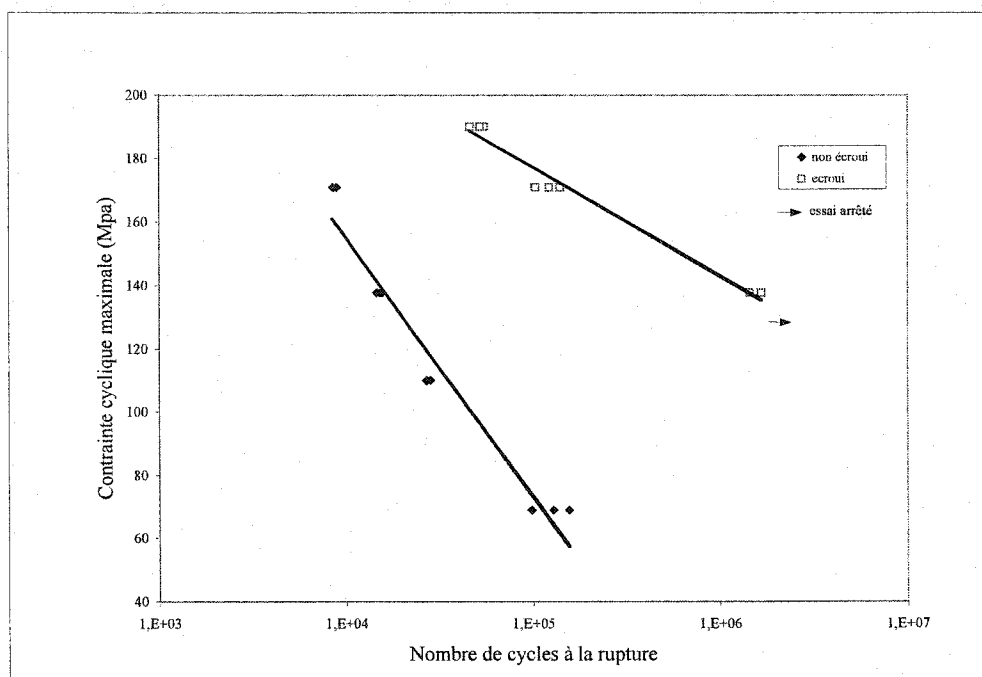


Figure 4.8 : Vies en propagation pour les plaques ayant un trou non écroui ou écroui ($e/D=2$) en fonction de la contrainte maximale

b- Marge de bord $e/D=1,6$.

Pour des échantillons ayant une marge de bord $e/D=1,6$, les résultats expérimentaux présentées à la figure 4.9 montrent que le procédé d'écrouissage améliore la résistance en

fatigue-propagation de manière similaire au cas du trou centré. Le facteur d'amélioration dépend également du niveau de chargement; il prend une valeur environ égale à 10 pour $S_{\max} = 170,8$ MPa et il est égal à 5,7 pour $S_{\max} = 190$ MPa. Cette amélioration devient plus élevée pour les faibles niveaux de contrainte, mais à une proportion apparemment moins importante que celle correspondant à l'échantillon ayant un trou centré. Ceci est expliqué par le fait qu'une diminution de la marge de bord a pour effet d'augmenter la concentration de contrainte au bord du trou et réduire, par conséquent, l'effet bénéfique des contraintes résiduelles.

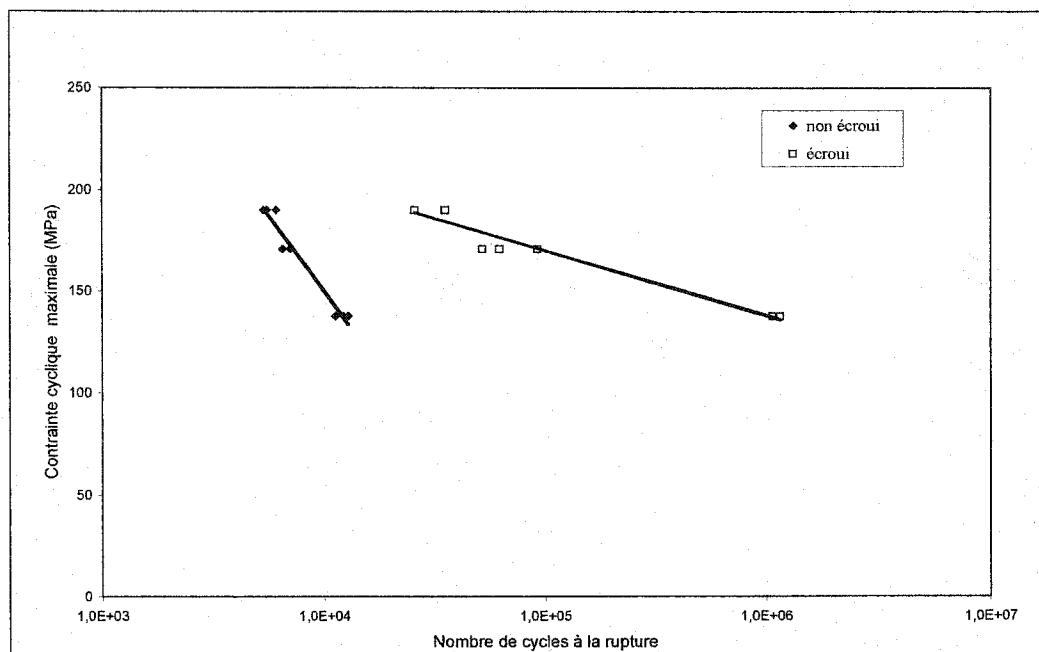


Figure 4.9 : Vies en propagation des plaques ayant un trou non écaillé ou écaillé ($e/D=1,6$) en fonction de la contrainte cyclique maximale

c- Marge de bord $e/D=1,2$.

Les résultats des essais correspondant à $e/D=1,2$ sont montrés à la figure 4.10; la position relative des courbes de fatigue en propagation des trous écrouis et des trous non écrouis est similaire à celle des cas vus précédemment. Le facteur d'amélioration de vie se situe autour de 4 pour la contrainte cyclique maximale de 137,8 MPa et n'est que de 1,8 pour la contrainte maximale de 190 MPa. Il est à noter que pour une faible la marge de bord ($e/D = 1,2$), l'écrouissage et, par la suite, le chargement induisent des déformations plastiques importantes sur le ligament court, tel que discuté au chapitre 3. Dans ces conditions, Burlat (1994) a mentionné que des défauts superficiels peuvent se produire au bord du trou, et ont pour effet de réduire la vie en fatigue initiation.

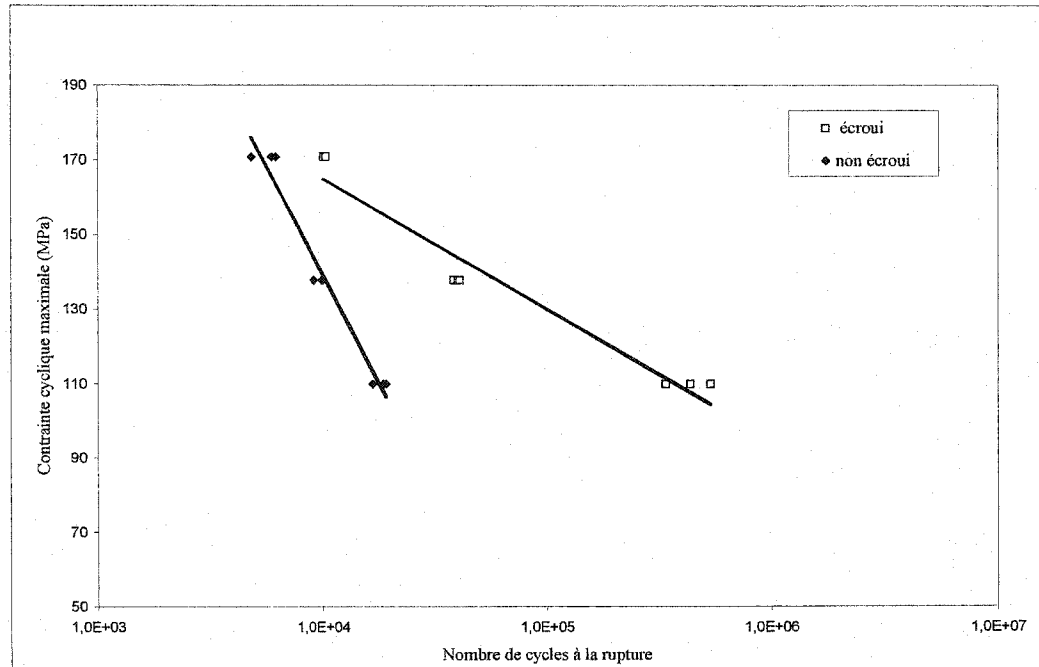


Figure 4.10 : Vies en propagation des plaques ayant un trou non écroui ou écroui ($e/D=1,2$) en fonction de la contrainte cyclique maximale

Au tableau 4.1 le facteur d'amélioration de la vie en propagation est indiqué pour toutes les conditions d'essai. le facteur d'amélioration est défini par le rapport du nombre de cycles à la rupture de l'échantillon écroui par le nombre de cycles à la rupture de l'échantillon non écroui.

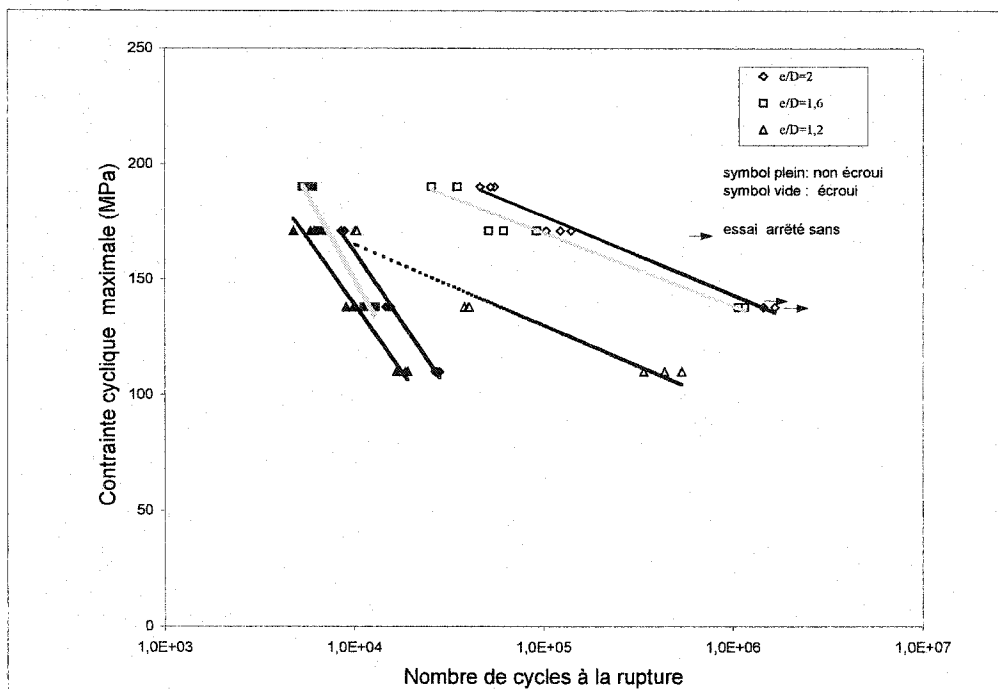


Figure 4.11 : Vies en propagation des plaques ayant un trou écroui ou non écroui en fonction de la contrainte cyclique pour différentes marges de bord

Tableau 4.1 : Facteur d'amélioration de la vie en propagation associé au procédé d'écrouissage.

Chargement cyclique (MPa)	Marge de bord	TROU NON ÉCROUI	TROU ÉCR
110	1,2	1	24,4
137,8	2	1	> 100 *
	1,6	1	91
	1,2	1	4,09
170,8	2	1	14
	1,6	1	10,13
190	1,6	1	5,69
	1,2	1	1,8

* : essais arrêtés sans rupture

D'après les résultats du tableau 4.1, on remarque que le procédé d'écrouissage a un effet bénéfique pour toutes les marges de bord, mais à des degrés différents comme mentionné précédemment. En général, cette amélioration est plus marquée pour un faible niveau de chargement combiné à une marge de bord élevée.

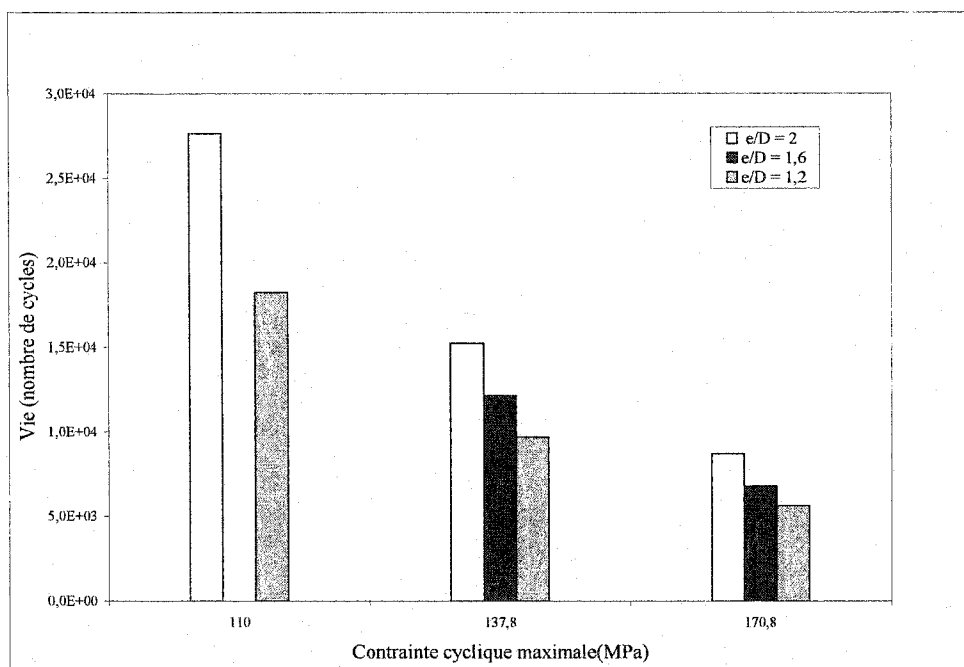
En particulier, pour un faible niveau de chargement ($c/D = 2$ et $S_{\max} = 137,8$ MPa), la fissure initiale se trouve dans le régime quasi-stationnaire, ce qui conduit à une vie relativement élevée, probablement dans la région de la limite d'endurance du matériau.

4.2.2 Effet de la marge de bord

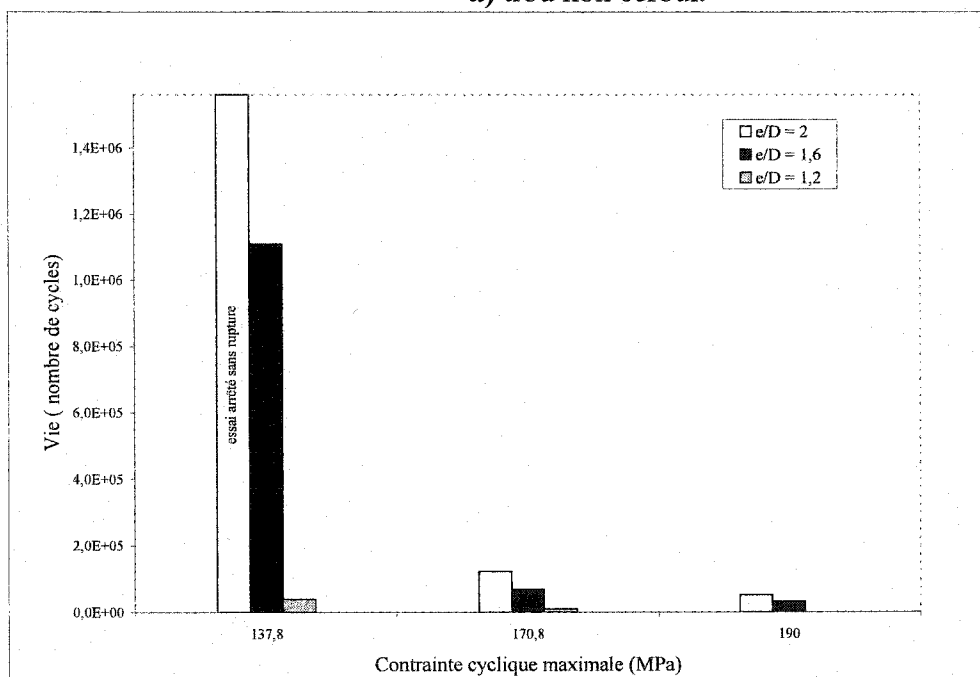
La figure 4.11 regroupe les vies en fatigue propagation des plaques, ayant un trou écroui ou non écroui, avec les différentes marges de bord étudiées. Les essais interrompus sans rupture, sont indiqués à l'aide de petites flèches. Les positions relatives des courbes montrent clairement l'effet d'amélioration de vie par écrouissage.

Les résultats rapportés à la figure 4.11 sont celles illustrés sous une autre forme aux figures 4.12a et b et mettent en évidence l'influence de la marge de bord sur la résistance en fatigue propagation des plaques ayant un trou écroui ou non écroui. Il en ressort que la diminution de la marge de bord de 2 à 1,2 a un effet négatif sur la vie en propagation avec ou sans écrouissage du trou, et par conséquent, sur la vie totale.

En effet, l'étude présentée au chapitre trois a montré que les contraintes résiduelles tangentielles en compression résultant de l'écrouissage sont moins importantes au bord du trou pour les faibles marges de bord, notamment pour la marge de bord de 1,2, que pour le trou au centre. De plus, les contraintes en tension sont relativement plus élevées sur le ligament court des plaques ayant une faible marge de bord par rapport au trou au centre.



a) trou non écroui.



b) trou écroui.

Figure 4.12 : Effet de la marge de bord sur la vie en propagation versus le chargement pour le trou écroui et non écroui.

Afin d'apprécier l'effet de la marge de bord sur la vie en propagation pour les échantillons sollicités sous différents chargements cycliques, les facteurs de réduction de vie F_{nm} (pour le trou non écroui) et F_{em} (pour le trou écroui) ont été définis comme suit : $F_{nm} = N_{nm} / N_{nc}$ et $F_{em} = N_{em} / N_{ec}$, où N_{nm} et N_{em} sont les vies en fatigue de l'échantillon non écroui et écroui, respectivement, pour une marge de bord considérée(m) sous une contrainte cyclique spécifiée. N_{nc} et N_{ec} représentent les vies en fatigue des échantillons ayant un trou centré, non écroui ou écroui, respectivement. Ces facteurs de reduction sont montrés au tableau 4.2.

Pour le cas des trous non écrouis et une marge de bord $e/D=1,6$, la vie en fatigue est réduite par un facteur moyen de 1,25 par rapport au cas du trou centré. Cette réduction est légèrement plus accentuée pour les échantillons ayant une marge de bord $e/D = 1,2$, et atteint un facteur de 1,51

Cependant, l'effet bénéfique du procédé d'écrouissage est plus sensible au paramètre qui définit la marge de bord. En effet, le facteur de réduction dans le cas du trou écroui et un chargement cyclique de 170,8 MPa, passe de 1,77 pour la marge de bord de $e/D = 1,6$ à un facteur 11,92 pour $e/D = 1,2$.

Tableau 4.2 : Facteur de réduction de la vie en propagation associé à la marge de bord

Chargement cyclique (MPa)	Marge de bord	TROU NON ÉCROUI Fnm	TROU ÉCROUI Fem
110	1,6	-	-
	1,2	1,51	-
137,8	1,6	1,25	> 1,4
	1,2	1,51	> 40
170,8	1,6	1,28	1,77
	1,2	1,54	11,91
190	1,6	-	1,60
	1,2	-	-

- : non disponible

4.3 Calculs des vies en fatigue propagation

4.3.1 Méthode de calcul

La vie en fatigue comprend deux stades: l'initiation et la propagation de la fissure. L'introduction d'une fissure artificielle initiale (fissure coin de 1 mm de côté) par electro-érosion suppose alors que l'initiation est déjà complétée. Seul le stade de la vie en propagation sera alors considéré dans cette section.

Les approches utilisées pour la prédiction de vie en fatigue – propagation, déjà présentées au premier chapitre, sont basées sur la détermination des champs de contraintes dues à l'écrouissage et aux chargements extérieurs à l'aide de la technique

des éléments finis (chapitre trois). Ensuite, la relation décrite par Paris et combinée à celle d'Elber permet de relier la vitesse de propagation d'une fissure à l'amplitude du facteur d'intensité de contraintes Δk ($= K_{I \max} - K_{I \min}$) et au rapport de charge R . La vitesse de propagation des fissures est calculée à partir des courbes Δk_{eff} en fonction de da/dN et des caractéristiques du matériau tel que montré à l'aide de la relation 1.21 :

$$da/dN = 4,67 \cdot 10^{-7} (\Delta k_{\text{eff}})^{2,972} \quad (4.1)$$

avec da/dN en mm/cycle et Δk_{eff} en $\text{MPa} \sqrt{\text{m}}$.

À partir de la ténacité du matériau, K_{IC} ($K_{IC} = 52,7 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$ pour l'alliage Al 7475-T7351), la longueur critique de la fissure est calculée et par la suite, il est possible d'établir le nombre de cycles à la rupture.

Les vies en propagation sont évaluées pour les trous écrouis et non écrouis ayant trois marges de bord, sous différents chargements cycliques, à l'aide du logiciel AFGROW version 4.0005. La loi de propagation ainsi que les caractéristiques du matériau, tels que la ténacité, le module élastique et la limite d'écoulement sont fournies au logiciel sous forme de base de données. Les dimensions des modèles géométriques des échantillons sont choisies de manière identiques aux dimensions réelles et le calcul est fait sur une fissure se propageant en quart d'ellipse. Ensuite, les contraintes résiduelles sont fournies

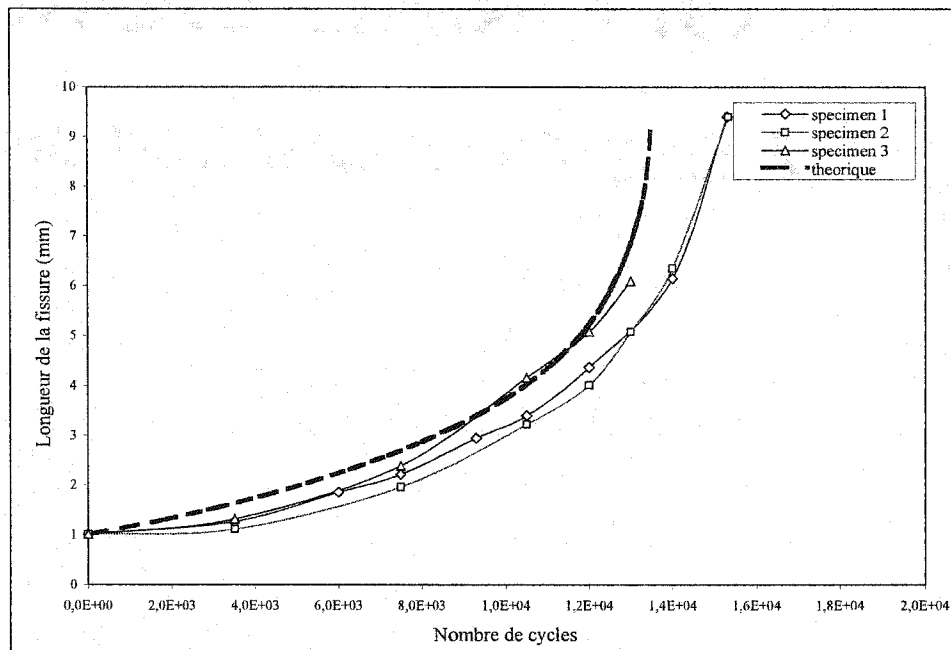
sous forme de tableau en fonction des coordonnées des points considérées sur le ligament court de la plaque. Vue que les contraintes résiduelles les plus faibles se trouvent à la face d'entrée, ce sont eux qui vont contrôler la propagation de la fissure et sont considérées pour calculer la vie à la rupture.

Dans la section suivante, les vies estimées seront comparées aux résultats expérimentaux.

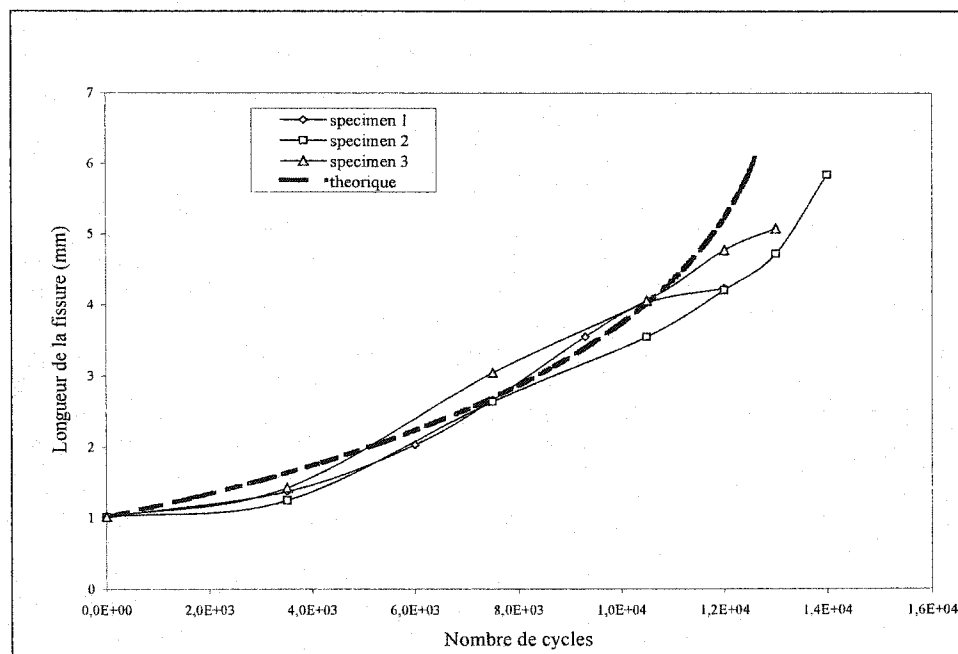
4.3.2 Comparaison des estimations de vie en propagation avec les résultats expérimentaux

a- Plaques ayant un trou non écroui

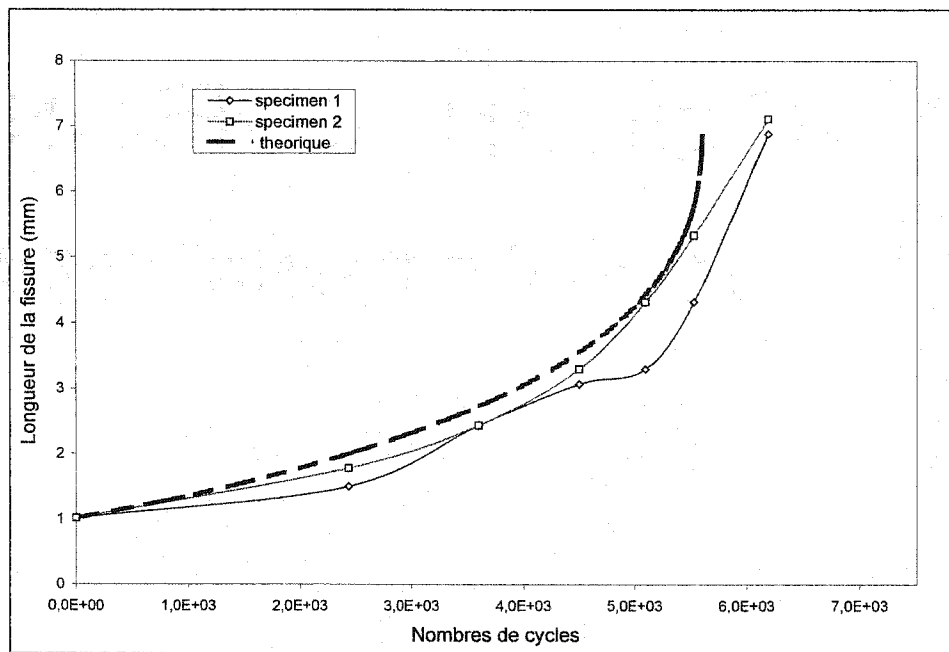
Les résultats expérimentaux présentés précédemment ont permis de dégager des observations importantes sur la forme des fissures en propagation dans les échantillons ayant un trou non écroui. De plus, vue la faible épaisseur des plaques, la variation des contraintes cycliques à travers l'épaisseur est faible, la fissure se propage de manière continue à partir de la face d'entrée. Aux figures 4.13 à 4.15, les courbes représentent les courbes théoriques et expérimentales de la longueur de fissure en fonction du nombre de cycles pour les trois marges de bord 2; 1,6; et 1,2 sont illustrées. Les tendances théoriques et expérimentales sont en très bonne concordance, et les vies estimées sont très proches de celles mesurées.



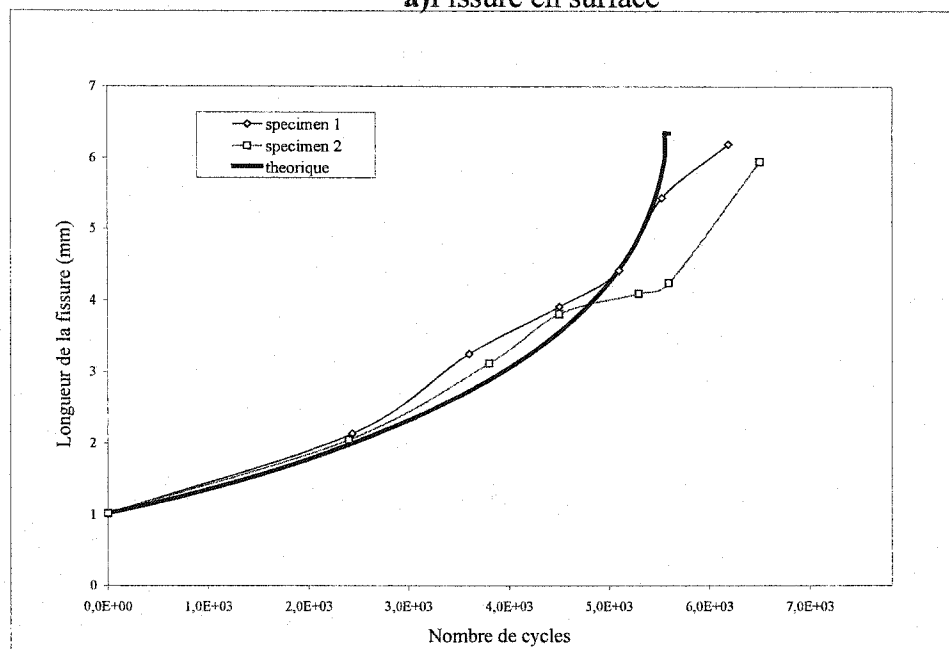
a) Fissure en surface

**Figure 4.13 :** Propagation de la fissure dans une plaque ayant un trou non écroui,

$$e/D = 2 \text{ et } S_{\max} = 37,8 \text{ MPa}$$

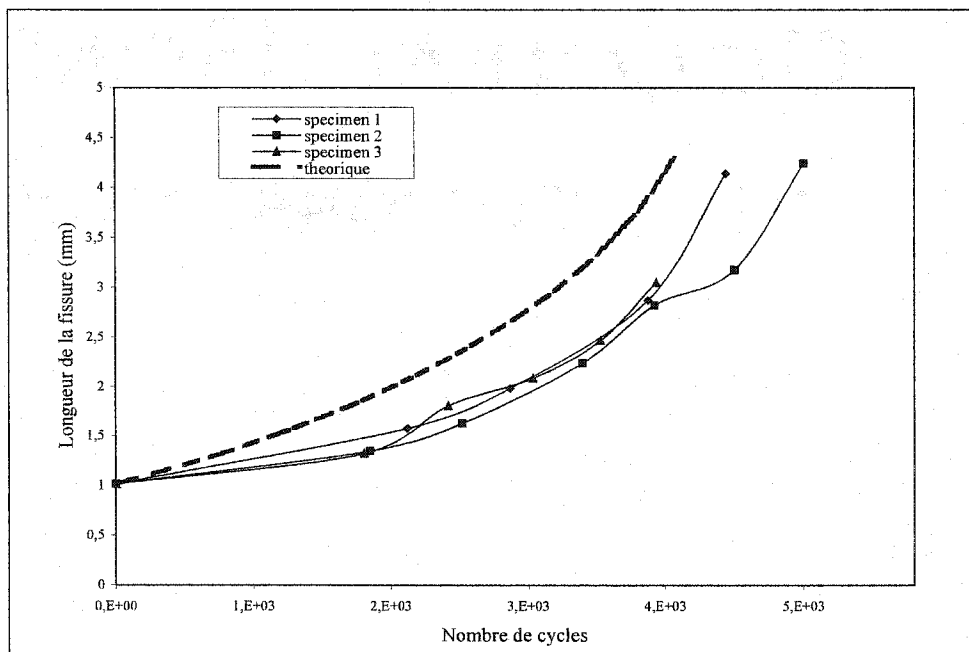


a) Fissure en surface

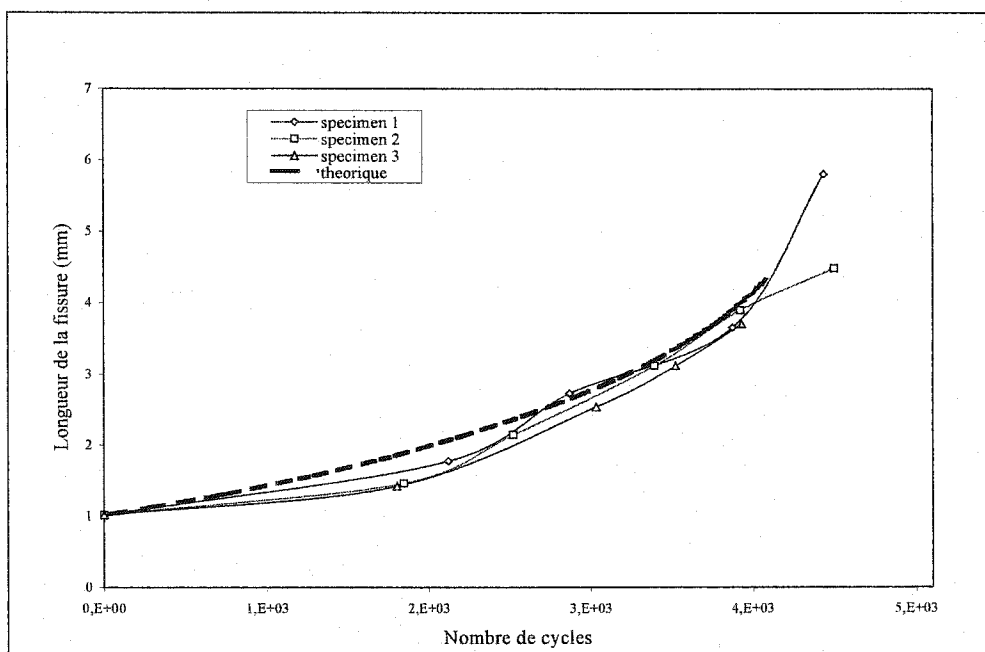


b) Fissure sur le bord du trou

Figure 4.14 : Propagation de la fissure dans une plaque ayant un trou non écroûi, $e/D = 1,6$ et $S_{\max} = 170,8$ MPa



a) Fissure en surface



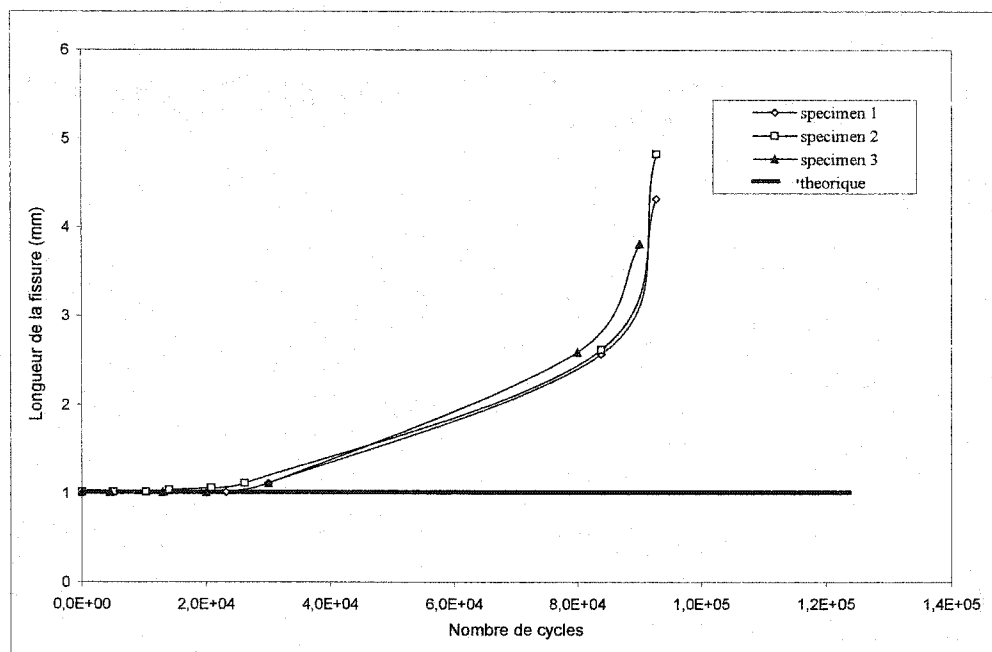
b) Fissure sur le bord du trou

Figure 4.15 : Propagation de la fissure dans une plaque ayant un trou non écroui,
 $e/D=1,2$ et $S_{\max}=170,8$ MPa

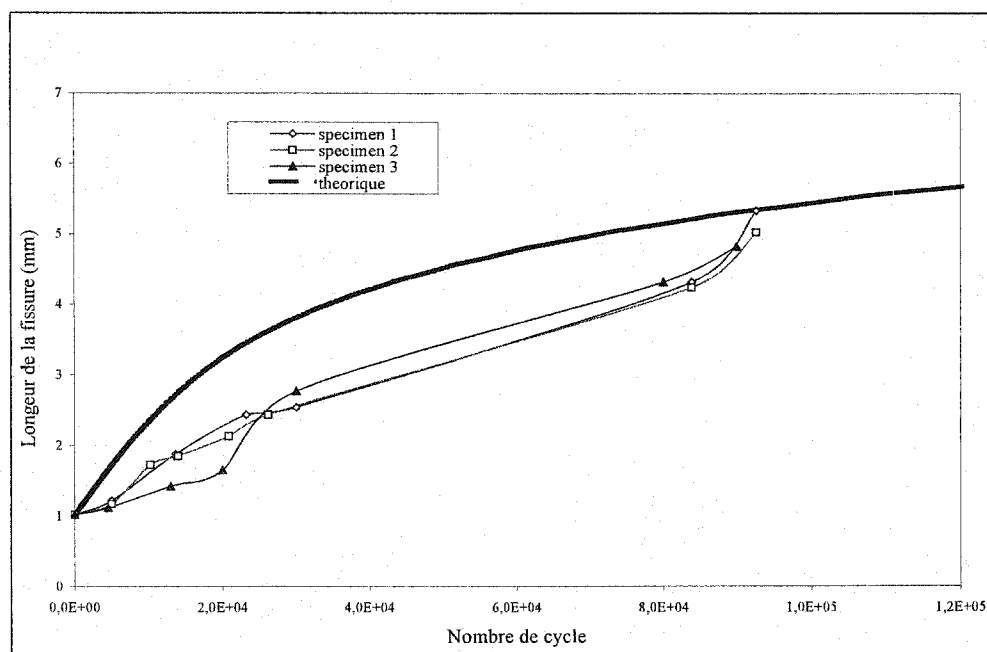
a- plaques ayant un trou écroui

Les figures 4.16 à 4.18 montrent les valeurs calculées concernant l'évolution des longueurs des fissures en comparaison avec les données expérimentales pour les plaques ayant un trou écroui avec différentes marges de bord.

Pour le cas $e/D = 2$ et $S_{\max} = 170,8$ MPa, on remarque que les longueurs prédites de la fissure sur la face d'entrée du mandrin correspondent bien à celles mesurées jusqu'à 3×10^4 cycles, ensuite la courbe théorique s'écarte des données expérimentales (figure 4.16a). Pour la fissure sur le bord du trou, les courbes expérimentales et la courbes théorique semblent avoir la même évolution avec un écart significatif jusqu'à 90×10^3 cycles (figure 4.17b). La vie calculée est plus importante ($2,5 \times 10^5$ cycles) par rapport à celle mesurée ($1,2 \times 10^5$ cycles). Cette surestimation peut s'expliquer par le fait qu'il y a une relaxation importante des contraintes résiduelles lors de la propagation de la fissure alors que le modèle d'éléments finis n'en tient pas compte. De plus, le modèle de propagation ne suppose qu'une seule fissure active, alors que nous avons observé, en plus de la fissure principale, des fissures secondaires également initiées au bord du trou et à la face de sortie du mandrin. La valeur calculée pour une fissure unique représente la valeur maximale pour une vie en propagation.



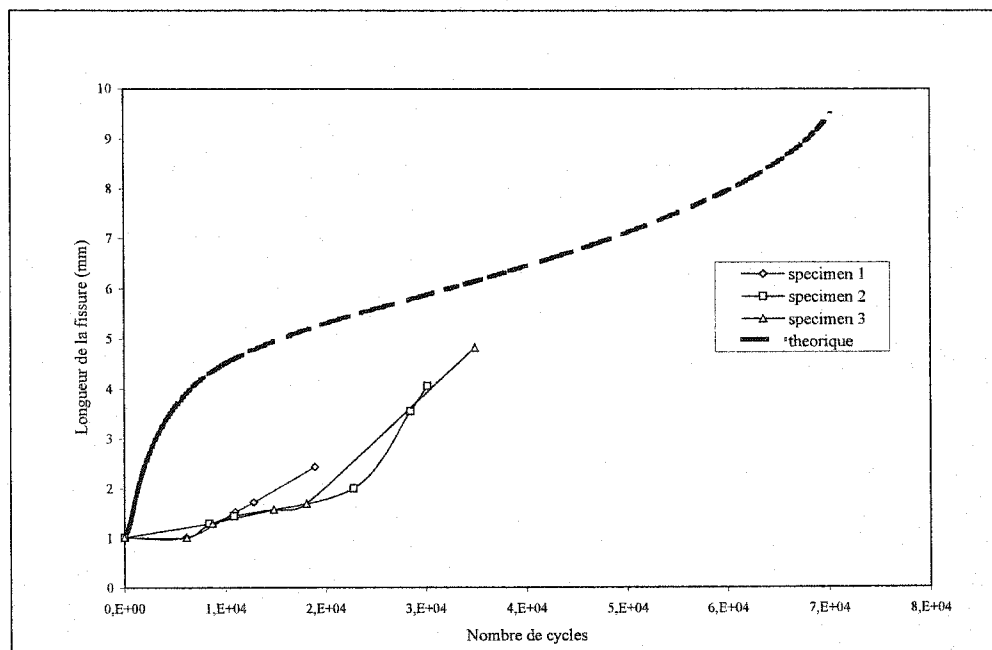
a) Fissure en surface



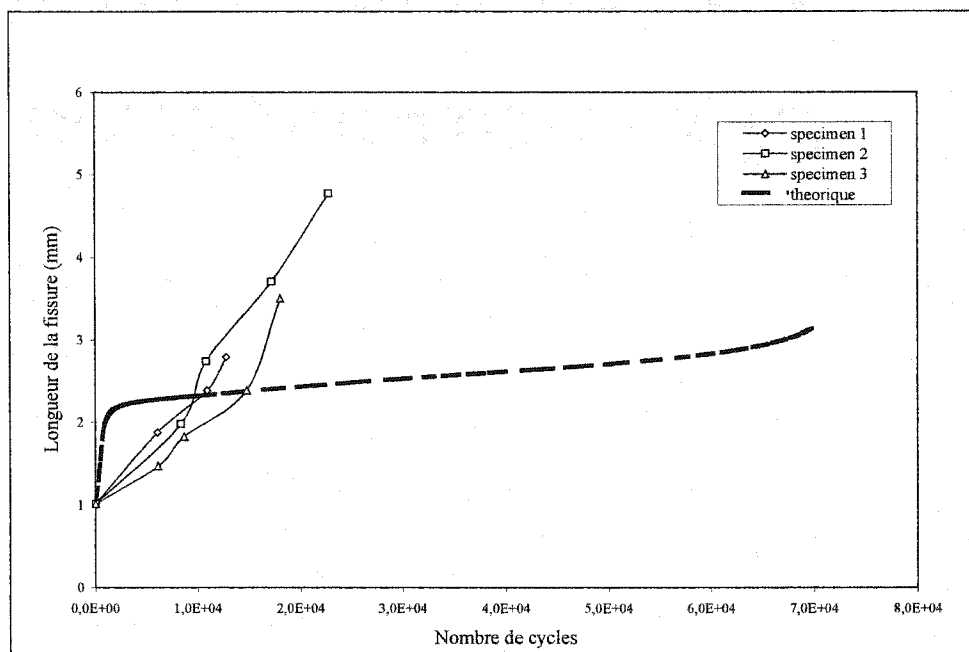
b) Fissure sur le bord du trou

Figure 4.16 : Propagation de la fissure dans une plaque ayant un trou écroui, $e/D=2$ et $S_{\max}=170,8$ MPa

Pour les marges de bord de $e/D = 1,6$ ($S_{\max} = 190$ MPa) et $e/D = 1,2$ ($S_{\max} = 170,8$ MPa), les tendances théoriques et expérimentales sont qualitativement similaires pour l'évolution de la fissure sur la face d'entrée du mandrin (figure 4.18a et 4.19a). Cependant, sur les bords du trou, la longueur mesurée de la fissure à la phase terminale est relativement courte par rapport à celle calculée (figure 4.16b et 4.18b). Les vies calculées pour la marge de bord de 1,6 et 1,2 sont de 53400 et 13300 cycles, respectivement, alors que les vies mesurées ne sont que de 32000 et 10000 cycles, respectivement. Cette surestimation peut être expliquée par les mêmes raisons que celles du cas des plaques ayant un trou centré.

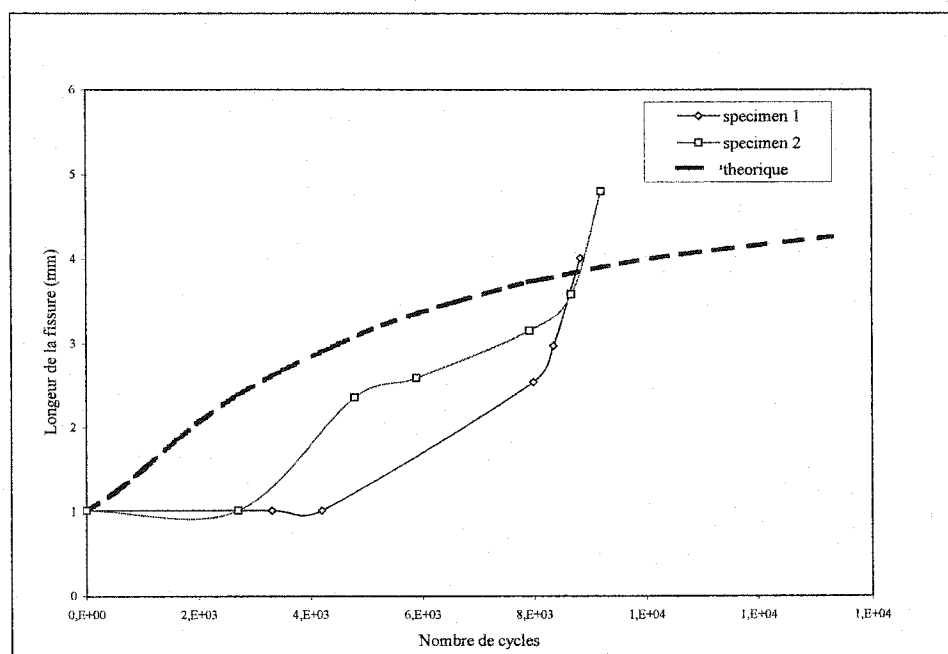


a) Fissure en surface

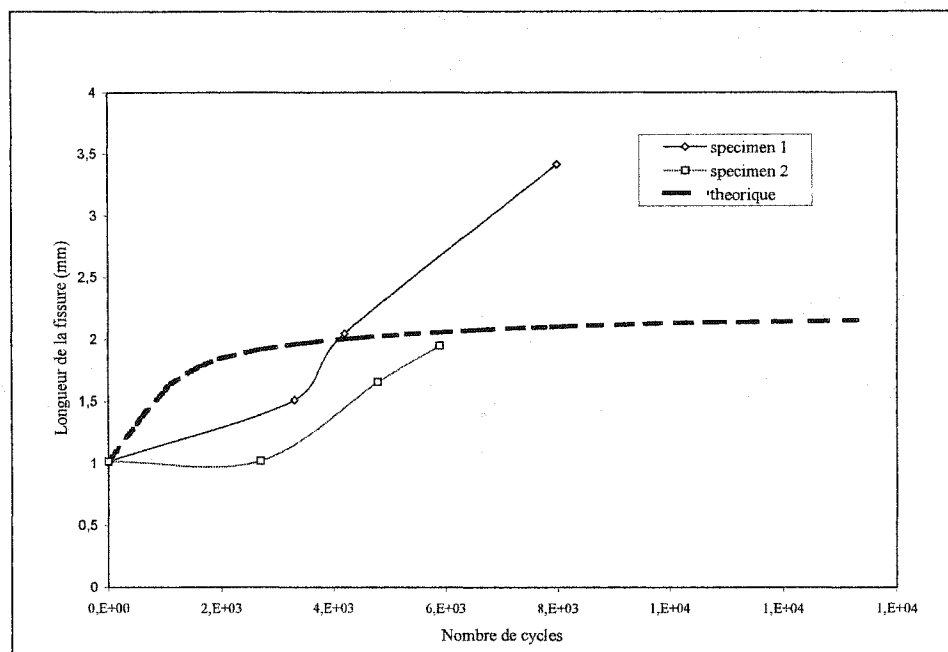


b) Fissure sur le bord du trou

Figure 4.17 : Propagation dans la plaque ayant un trou écroui, $e/D = 1,6$ et $S_{\max} = 190$ MPa



a) Fissure en surface



b) Fissure sur le bord du trou

Figure 4.18 : Propagation dans la plaque ayant un trou écroui, $e/D = 1,2$ et $S_{max} = 170,8$ MPa

Les valeurs calculées et expérimentales des vies en propagation pour les échantillons ayant un trou non écroui ou écroui à 4,68% sont présentées à la figure 4.19 à 4.24. À titre de comparaison, nous remarquons que les résultats théoriques sont conservateurs et bien représentatifs en ce qui concerne les trous non écrouis, avec des différences de l'ordre de 4 à 20 % par rapport aux vies expérimentales moyennes (figure 4.19 à 4.21). En effet, les modèles théoriques sont plus proches de la réalité car ils ne considèrent que la propagation d'une fissure à la fois ce qui concorde avec les observations expérimentales.

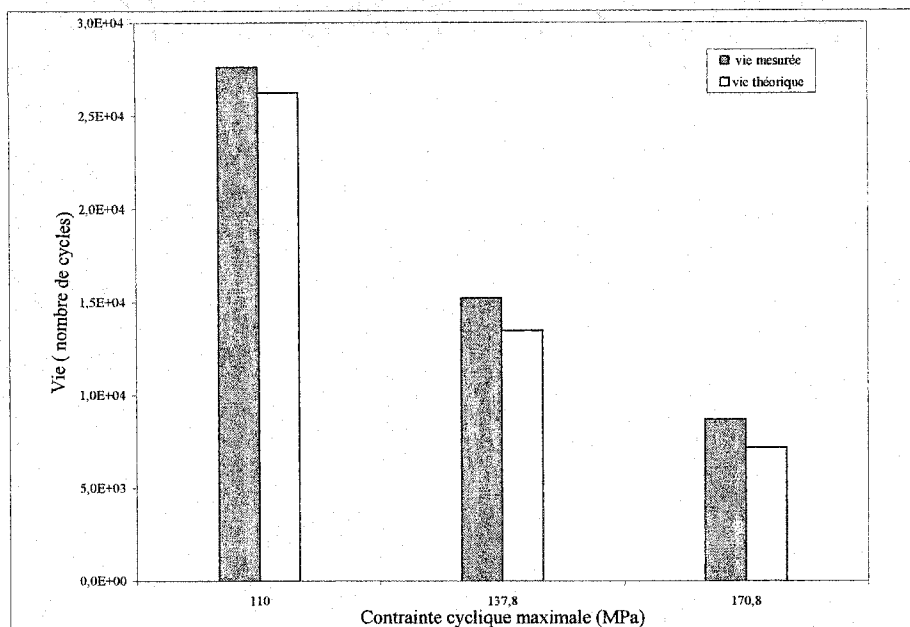


Figure 4.19 : Vies prévues en fatigue- propagation versus vies observées, pour le trou non écroui et la marge de bord $e/D = 2$

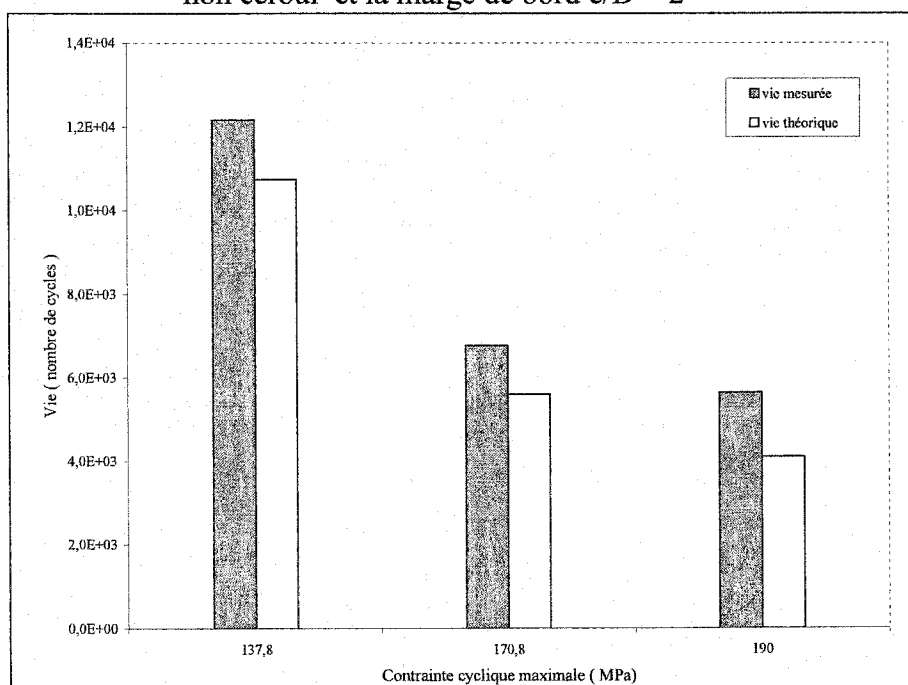


Figure 4.20 : Vies prévues en fatigue- propagation versus vies observées, pour le trou non écroui et la marge de bord $e/D = 1,6$

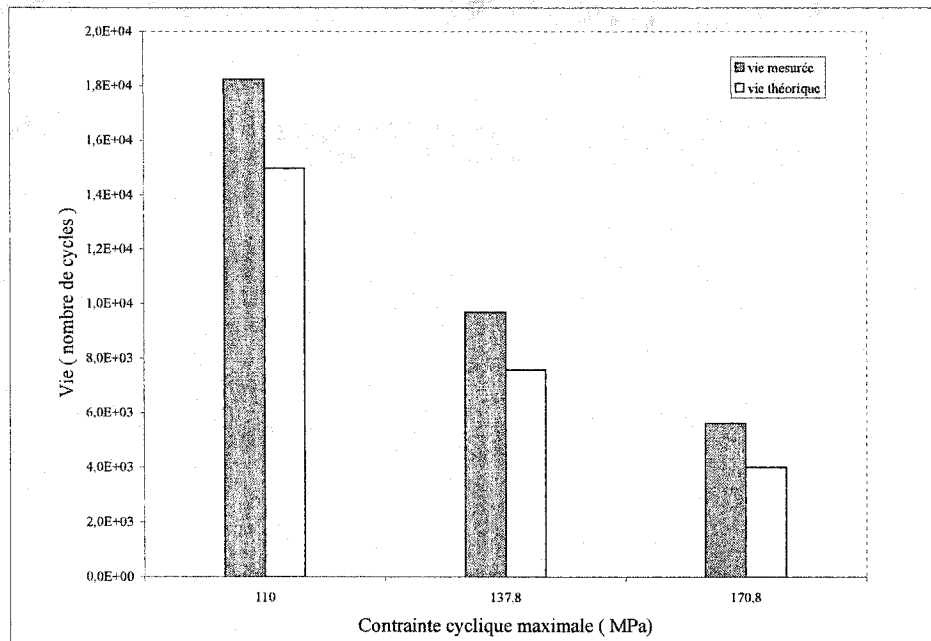


Figure 4.21 : Vies prévues en fatigue- propagation versus vies observées, pour le trou non écroui et la marge de bord $e/D = 1,2$

Par contre, pour les trous écrouis, bien que les calculs théoriques soient représentatifs des résultats expérimentaux, ils sont non conservateurs (figure 4.22 à 4.24). Cet écart vient du fait que la méthode de calcul ne considère que la propagation de la fissure principale alors que les observations expérimentales ont indiqué que plusieurs fissures contribuent à la progression rapide de la première. D'autre part, le modèle de propagation ne peut être considéré que comme une idéalisation du processus de propagation. Si les méthodes de calcul des vies, tant à l'initiation qu'à la propagation, sont bien connues, les résultats rapportés par les auteurs ne sont pas toujours en accord avec les données expérimentales car les effets de plusieurs facteurs importants ne sont

pas bien modélisés. Les sources d'erreur peuvent provenir des hypothèses simplificatrices utilisées dans les modèles de calcul de la distribution des contraintes résiduelles et également des difficultés rencontrées lors de la mesure les longueurs de fissures.

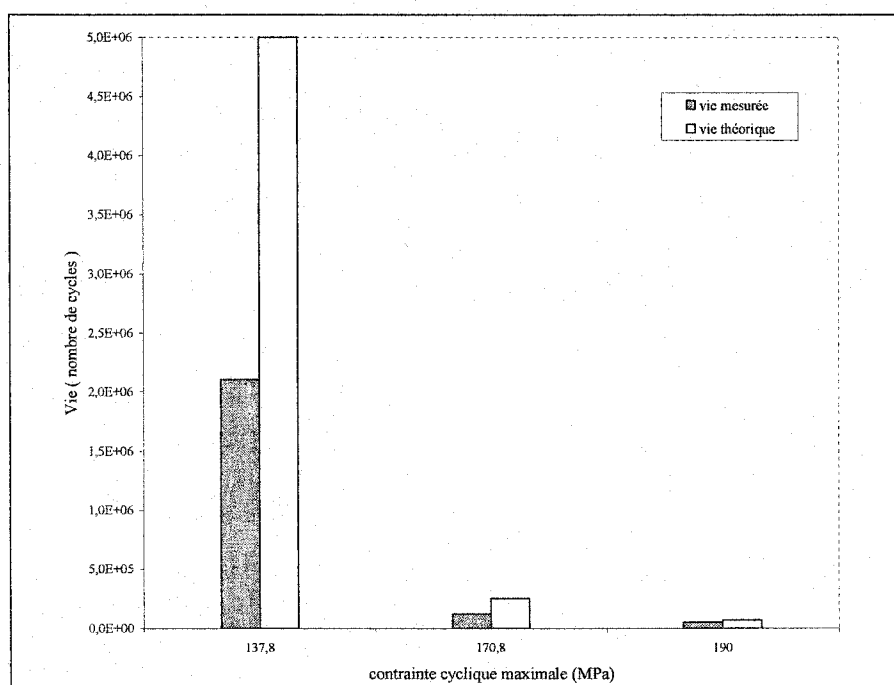


Figure 4.22 : Vies prévues en fatigue- propagation versus vies observées, pour le trou écroûi et la marge de bord $e/D = 2$

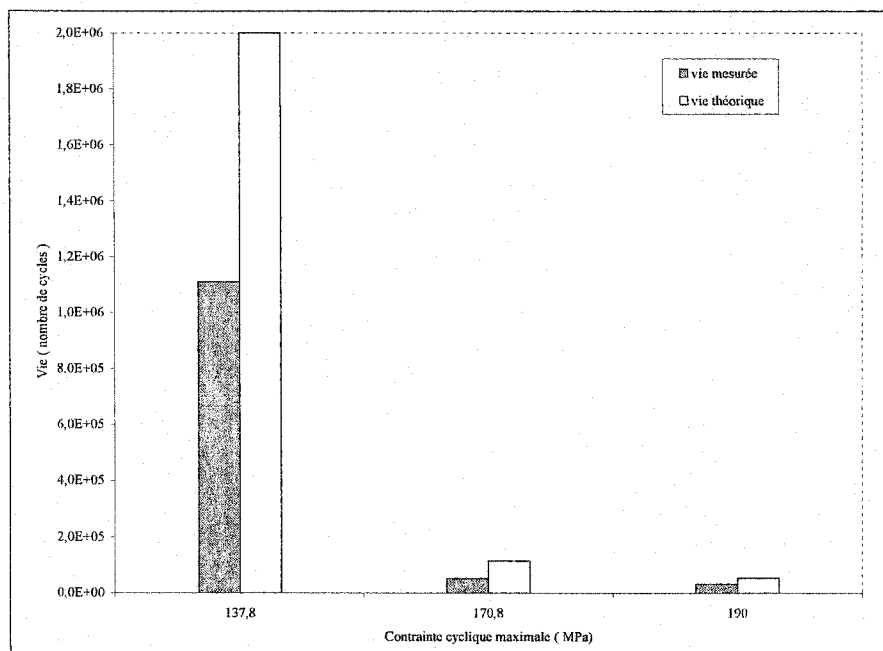


Figure 4.23 : Vies prévues en fatigue- propagation versus vies observées, pour le trou écroûi et la marge de bord $e/D = 1,6$

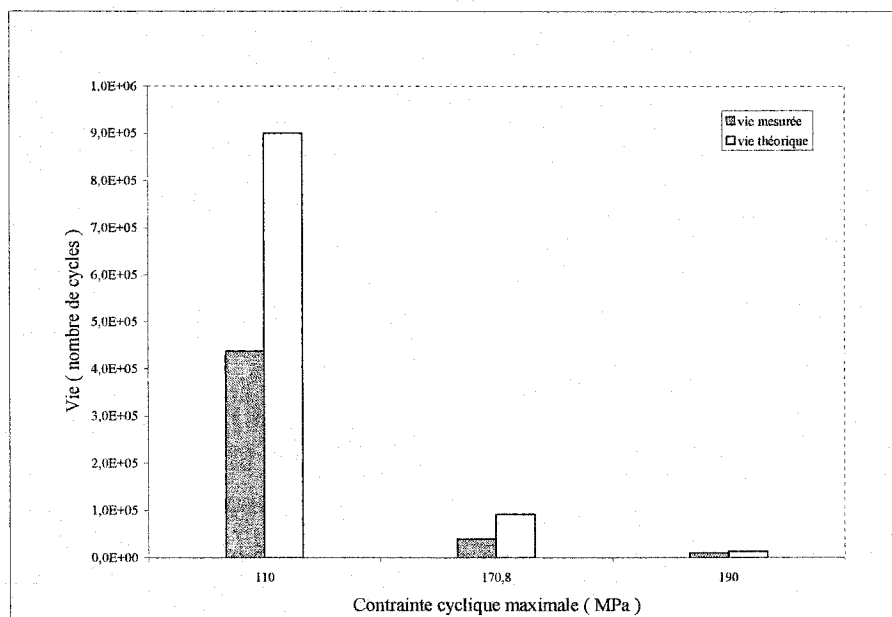


Figure 4.24 : Vies prévues en fatigue- propagation versus vies observées, pour le trou écroûi et la marge de bord $e/D = 1,2$

4.4 Conclusion

Les essais en fatigue ont été réalisés pour étudier l'influence du procédé d'écrouissage sur l'amélioration de la vie en fatigue. L'effet de la marge de bord a été aussi analysé, pour les rapports $e/D = 2; 1,6$ et $1,2$. Les résultats des essais et des calculs théoriques effectués pour différents niveaux de chargements cycliques avec un rapport de contrainte de $0,05$ permettent de dégager les observations suivantes :

- 1- La propagation des fissures se fait simultanément en surface et sur le bord du trou non écroui; elle commence d'abord sur le bord du trou pour les échantillons écrouis.
- 2- Pour la gamme des paramètres étudiés (contrainte cyclique et marge de bord), la vie en fatigue est substantiellement améliorée par le procédé d'écrouissage.
- 3- L'effet bénéfique du procédé d'écrouissage dépend de la marge de bord et du niveau de chargement appliqué. En effet la vitesse de propagation augmente lorsque la valeur de la marge de bord diminue et le niveau de chargement augmente.
- 4- À cause de la difficulté rencontrée à suivre l'évolution de la fissure dans le trou, il devient difficile d'analyser les résultats de manière fiable.

5- Les prédictions de vies pour les plaques ayant un trou non écroui sont très proches des vies mesurées du côté sécuritaire. Pour les plaques ayant un trou écroui, les vies estimées ne sont pas conservatrices et la fiabilité des prédictions est limitée par les hypothèses des modèles éléments finis et ceux des modèles de propagations limités à une seule fissure.

CONCLUSIONS

L'influence du procédé d'écrouissage et l'effet d'excentricité des trous d'attache sur la vie en fatigue propagation des joints rivetés en alliage al 7475-T7351 ont été évalué à l'aide des résultats expérimentaux. Les essais ont été effectués sur des plaques ayant un trou écroui soit centré soit excentré.

Les résultats ont montré que le degré d'écrouissage de 4,68% a un effet bénéfique sur l'amélioration de la vie en propagation pour toutes les marges de bord, et que cet effet, caractérisé par un facteur d'amélioration, dépend du niveau du chargement considéré. Par ailleurs, l'effet de la marge qui n'a pas été examiné que peu dans le passé, a été caractérisé par un facteur de réduction de vie. Ainsi, la réduction de vie la plus importante est obtenue pour la marge de bord la plus faible et au niveau de chargement maximal le plus élevé.

Les champs de contraintes produits par l'application du procédé d'écrouissage aux différentes conditions géométriques du trou, ont été déterminés à l'aide d'une modélisation tridimensionnelle par éléments finis. La simulation a montré que la distribution des contraintes résiduelles n'est pas uniforme à travers l'épaisseur des plaques, et que l'intensité des contraintes en compression est plus importante sur la face de sortie du mandrin que sur la face d'entrée. De plus, l'intensité des contraintes

tangentielles en compression est plus élevée au bord du trou pour les plaques ayant un trou au centre que pour les plaques ayant un trou excentré.

Les calculs portant sur les vies prévues en propagation ont montré des résultats se rapprochant des vies obtenues expérimentalement. Les vies obtenues pour les plaques ayant un trou non écroui, pour les marges de bord et les chargements cycliques considérés, sont conservatrices. L'évolution théorique des longueurs de fissures au cours du cyclage, représente adéquatement la tendance expérimentale pour toutes les marges de bord. Cependant, la période de propagations des fissures obtenues par calcul pour les plaques ayant un trou écroui est plus longues que celles observées expérimentalement surtout pour les niveaux de chargement élevés. Cette déviation peut s'expliquer en partie par le fait que le calcul de propagation a été effectué sur une seule fissure principale; alors que durant les essais au laboratoire des fissures secondaires se sont également initiées sur le bord du trou à mi- épaisseur et sur la face de sortie du mandrin.

Les résultats de cette étude ont permis de tirer une conclusion sur l'effet positif de l'écrouissage des trous d'attache des plaques rivetées. Cependant, l'effet de la marge a été obtenu à l'aide d'un nombre restreints des essais. Il serait intéressant d'effectuer des mesures expérimentales des contraintes résiduelles qui peuvent être utilisées comme un paramètre important pour expliquer la tendance des résultats obtenus dans la présente étude.

D'autre part, il n'a été considéré dans cette étude que des essais avec un rapport de contrainte maximale et minimale cyclique positif. Cependant, pour un rapport négatif de contrainte, la contrainte tangentielle au bord d'un trou écroûi étant en compression lors du déchargement cyclique, occasionnerait une relaxation des contraintes résiduelles. L'effet de la marge de bord devrait réduire davantage l'effet de l'écroûissage et il est intéressant d'en évaluer son degré.

RÉFÉRENCES

- ABAQUS/STANDARD (2000), User's Manual, version 5.8, Hibbit, Karlson & Sorensen, inc
- ADLER, W.F and DUPREE, D (1974), "Stress analysis of cold worked fastener holes" Technical report A.F.M.L-TR 74-44
- AFGROW (2002), version 4, AFRL/VASM
- ALIABADI, M.H, ROOKE, D.P (1991), "*Numerical Fracture Mechanics*", Computational Mechanics Publeshers, Southampton, UK, 276p.
- BERNARD, M. (1999), " Mécanique de la rupture", *notes de cours MEC6414*, École polytechnique, Université de Montreal.
- BOWIE, O.L., and GRAND, J.R. (1956), "Analysis of an infinite plate containing radial cracks originating from the boundary of an internal circular hole", *J. Math.and Phys.*,35, pp. 60-71
- BROEK, D. (1989), "*The Practical Use of Fracture Mechanics*", Kluwer Academic Publishers, Dordrecht, Hollande, pp.138-139
- BURLAT, M. (1994), "Effet et optimisation de l'écroutissage des trous des plaques d'assemblage sur le comportement en fatigue", *Mémoire de Maîtrise ès- science Appliquées*, École polytechnique, Université de Montréal.
- CARON, J. (1997), "Étude d'une fissure elliptique en coin par la méthode des fonctions de poids", *PFE*, Ecole Polytechnique, Université de Montréal.

CATHEY, W AND GRANDT T.A, (1980) "Fracture mechanics consideration of residual stress introduced by coldworking fasteners holes" *Journal of engineering Technology*

CHAMPOUX, R.L , (1986) "*An overview of cold expansion methods in fatigue and prevention design*" edited by J.T BARNBY

CLOUD, G. and PALEEBUT, S. (1982), "*Three dimensional nature of strain field near coldworked holes*", *Air Forces Materials Lab*, WRIGHT-PATTERSON AFB, Ohio, Tech.Rep

CONLON , J and REID, C, (1984), "*The effect of cold expanded holes on the fatigue properties of aluminium alloy 6082*", Fatigue 84, EMAS, London.

CREWS, H. 91974), "An elastoplastic analysis of a uniaxially loaded sheet with an interference fit bolt", Langley Research Center, Virginia, NASA Technical Note TN-D7748.

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

FATIGUE TECHNOLOGY INC. (1988), *Tooling catalogue cold Expansion systems*.

FATIGUE TECHNOLOGY INC. (1992), *The Split Sleeve Cold Expansion Process (Cx)*

FAWAZ, S.A. and al. (1997), "Fatigue crack growth in riveted joint", Fatigue New And Ageing Aircraft, pp. 2-16

FINNEY, M.E., CONNOR, Z.M., ACHCENBACH, J.D. (1995), "A study of cracks in riveted joints using acoustic, electron and optical microscopy", *Int.Journal of Fatigue*, pp. 2527-2532

FORGUES, S. (1993), "Effet des contraintes résiduelles induites par écrouissage sur le comportement en fatigue des trous d'assemblage", *Mémoire de Maîtrise ès- science Appliquées*, École polytechnique, Université de Montréal.

GLINKA, G. and MAFTAKHAR, A.A. (1992), "calculation of stress intensity factors by efficient integration of Weight Functions", *Engineering Fracture Mechanics*, pp. 749-761.

GRANDT, J.A.F and GALLAGHER, J.P (1974), "Proposed fracture mechanics criteria to select mechanical fasteners for long service lives", *Fracture Toughness and slow stable cracking*, ASME. Series E, pp 474-476

GRANDT, J.A.F and al. (1979), "*An analysis of residual stress and displacements due to radial expansion of fasteners holes*", Air Force Mterial Lab., Ohio, Tech.Rep. AFLM-TR 79-4048

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- science Appliquées*, École polytechnique, Université de Montréal.

HERMAN, A. and al. (1999), "The effect of secondary bending on the fatigue strength of Alclad 2024-T3", National Aerospace Laboratory NLR

HSU, Y.C and FORMAN, R.G. (1975), "Elastic- plastic analysis of an infinite sheet having a circular hole under pressure", *J.Appl.Mech, Trans.ASME. Series E*, 42(2), pp. 347-352

JOST, G.S., (1981), "Stress and strain analysis in a cold worked annulus", Australian Dep. of Def., Aeronautical Research Laboratory, Tech.Rep.ARL-STRUC-R-434

LANDY, M.A., ARMEN , J.H. and EIDNOFF, H.L. (1986), "Enhanced stop-drill repair procedure for cracked structures", *Fatigue in Mechanically Fastened Composite and Metallic Joints*, ASTM STP 927, *American Society for Testing and Materials*, Philadelphia, pp. 190-220

LACARAC, V and al. (1996), "Fatigue crack growth from plain and cold expanded holes", *International Journal of fatigue*.

LAROUCHE, S. (1995), "Influence des techniques d'assemblage et de la géométrie sur la vie en fatigue des joints rivetés", *Mémoire de Maîtrise ès- science Appliquées*, École polytechnique, Université de Montréal.

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

MANNY, J.Y and JOST, G.S (1983), "Stress fields associated with fitted and cold expanded holes", *Metal Forum*

Mil-Handbook 5H (1998), AMS 4202

ORANGE, T.W. (1972), "Crack shape and stress intensity factors for edge-cracked specimens", *Stress Analysis and Growth of Cracks, Proc. 1971 Nat.Symp. on Fracture Mech., Part 1, ASTM STP 513*, American Society for Testing and Materials, pp. 71-78

OZDEMIR, A and EDWARDS, R., (1996), "Measurement of the three dimensionnal residual stress distribution around split sleeve cold expanded holes", *Journal of strain analysis*, pp. 45-53

OZELTON, M.W. and CCOYLE, T.G (1986), "Fatigue life improvement by cold working fasteners holes in 7075 aluminium", *Fatigue in Mechanically Fastened Composite and Metallic Joints, ASTM STP 927*, John M. Potter , Ed., *American Society For Testing And Materials*, pp. 53-71

PAVIER, M., POUSSARD, C. (1995), "Analytical and finite element predictions of residual-stress in cold working", *J. Strain Analysis*

PETERSON, R.E. (1974), "Stress concentration factors", John Wiley and Sons, New York, ch. 4.

POTTER, R.M., TING, T.W. (1975), "An analysis of residual stresses and displacements due to radial expansion of fastener holes", Air Force Materials Laboratory, Tech.Rep. AFML-TR-79-4048.

REGALBUTO, J.A and WHEELER, O.E. (1969), "Stress distributions from interference fits and uniaxial tension", *Experimental Mechanics*, pp. 274-280

RICH, D.L. and IMPELLIZERI, L.F. (1977), "Fatigue analysis of cold worked and interference fit fastener holes", *Cyclic Stress And Plastic Deformation Aspects Of Fatigue Crack Growth, ASTM STP637*

ROBIDOUX, S. (1998), "Influence des techniques d'assemblage sur la vie en fatigues des joints rivetés soumis à des charges variables", *Mémoire de Maîtrise ès- science Appliquées*, École polytechnique, Université de Montréal.

SHEN , G. and GLINKA, G., (1990), Weight functions for the surface point of semi-elliptical surface crack in a finite thickness plate, *Int. J. Fract. Mech.*, University of Waterloo

SILIVA and al. (1999), "Multiple site damage in riveted lap joint specimens", Int.FAA/DOD/NASA PP. 2-16

SHARPE, W.N.J. (1976), "Measurement of residual strain around coldworked fastener holes", *Int.J.Fatigue*, 5, No.2, pp. 105-111

SANDFORD, R.J. and al. (1986), "The mechanic of cold expanded fasteners holes in 7075-T651 Aluminium", University of Mryland Department of Mechanical Engineering Photomechanics Laboratory Report.

TIMOSHENKO, S. and GOODIER, J.N. (1970), *Theory of elastcity McGraw-Hill*, 3^{ème} Ed. New York, pp. 90-98

WARD-CLOSE, C.M., BLOM, A.E and RITCHIE, R.O. (1989), "Mechanisms associated with transient fatigue crack growyh under variable amplitude loading : An experimental and Numerical study", *Int.J.Fract.Mech.*, 32(4), pp. 613-638.

ZHANG, S. and al. (1987), "Crack propagation studies on Al 7475 on the basis of constant amplitude and delective variable amplitude loadind histories", *Fatigue Fract. Engng Mater. Stru.*, pp. 315-332

ANNEXE I : FONCTION DE POIDS DE GLINKA POUR UNE FISSURE SEMI-ELLIPTIQUE DANS UNE PLAQUE DE LARGEUR INFINIE ET D'ÉPAISSEUR t

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

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

$$M_{1A} = \pi / (2Q)^{-1/2} (4Y_0 - 6Y_1) - 24/5$$

$$M_{2A} = 3$$

$$M_{3A} = 2 [\pi / (2Q)^{-1/2} Y_0 - M_{1A} - 4]$$

$$Y_0 = B_0 + B_1(a/t)^2 + B_2(a/t)^4$$

$$Y_1 = A_0 + A_1(a/t)^2 + A_2(a/t)^4$$

$$B_0 = 1,10190 - 0,019863 (a/c) - 0,043588 (a/c)^2$$

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

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

$$A_0 = 0,456128 - 0,114206 (a/c) - 0,046523 (a/c)^2$$

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

**ANNEXE II : DETERMINATIONS DES FACTEURS DE CONCENTRATION
DE CONTRAINTES POUR LES DIFFERENTES MARGES DE
BORD**

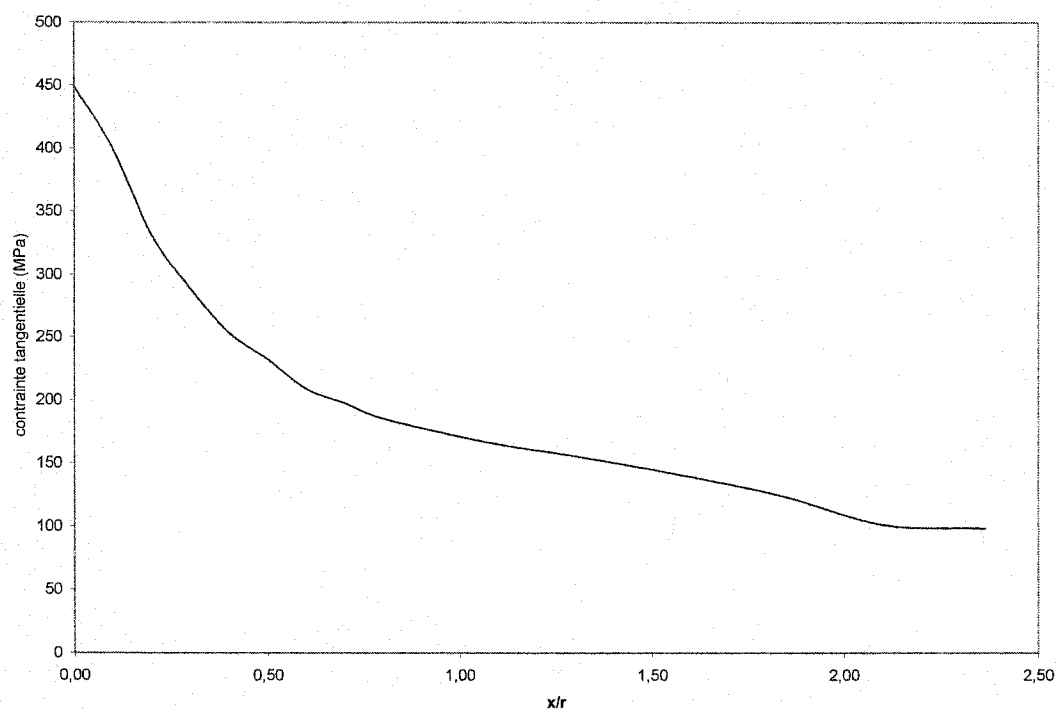


Figure 1 : Distribution des contraintes tangentielles après chargement ($e/D=1.6$),
 $K_{tg}=3,258$

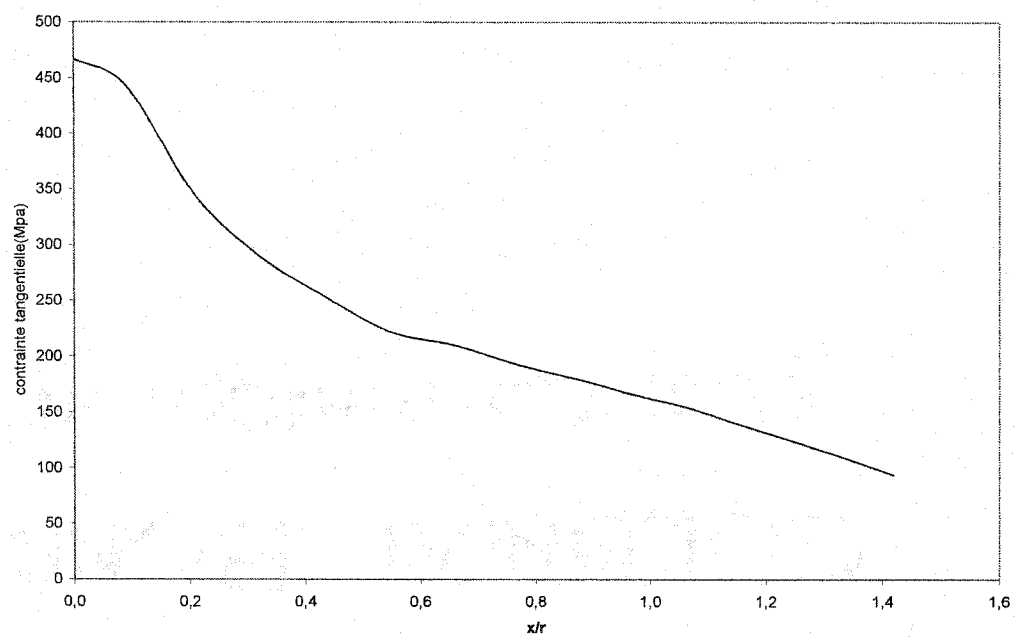


Figure 2 : Distribution des contraintes tangentielles après chargement ($e/D=1.2$),
 $K_{tg}=3,38$

ANNEXE III : CHARGEMENT-DÉCHARGEMENT DES PLAQUES ÉCROUIES POUR LES DIFFÉRENTES MARGES DE BORD

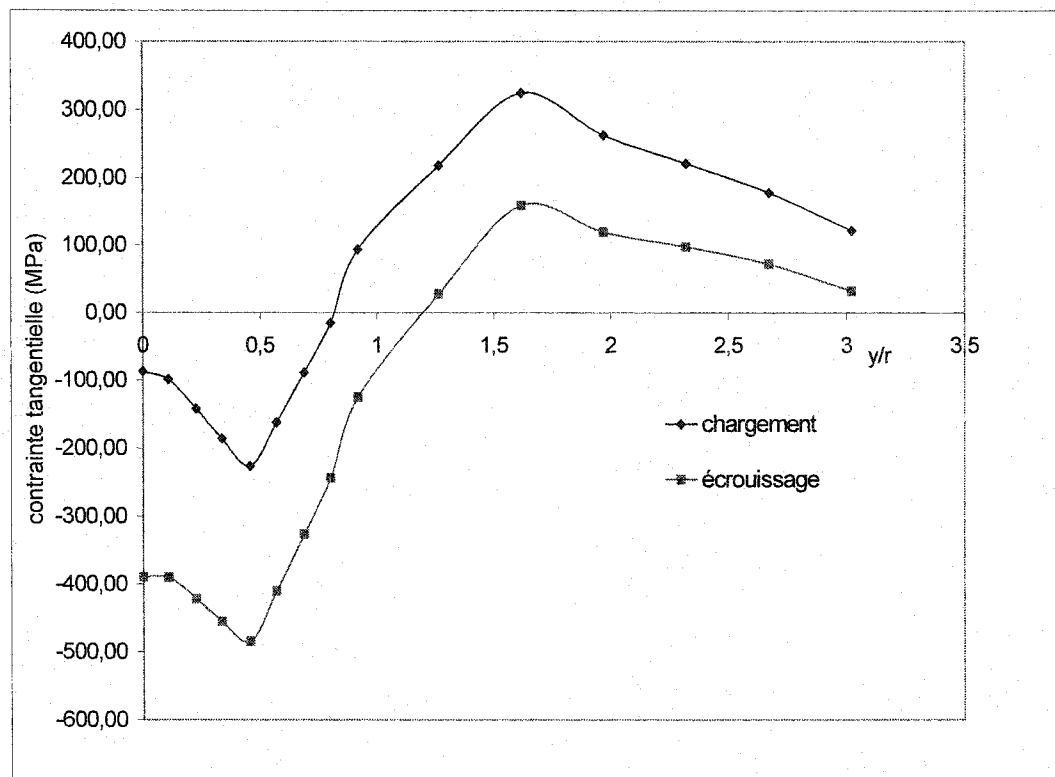


Figure 1 : Distribution des contraintes tangentielles sur le ligament court à mi-épaisseur, $e/D=2$ et $S_{\max} = 110$ MPa

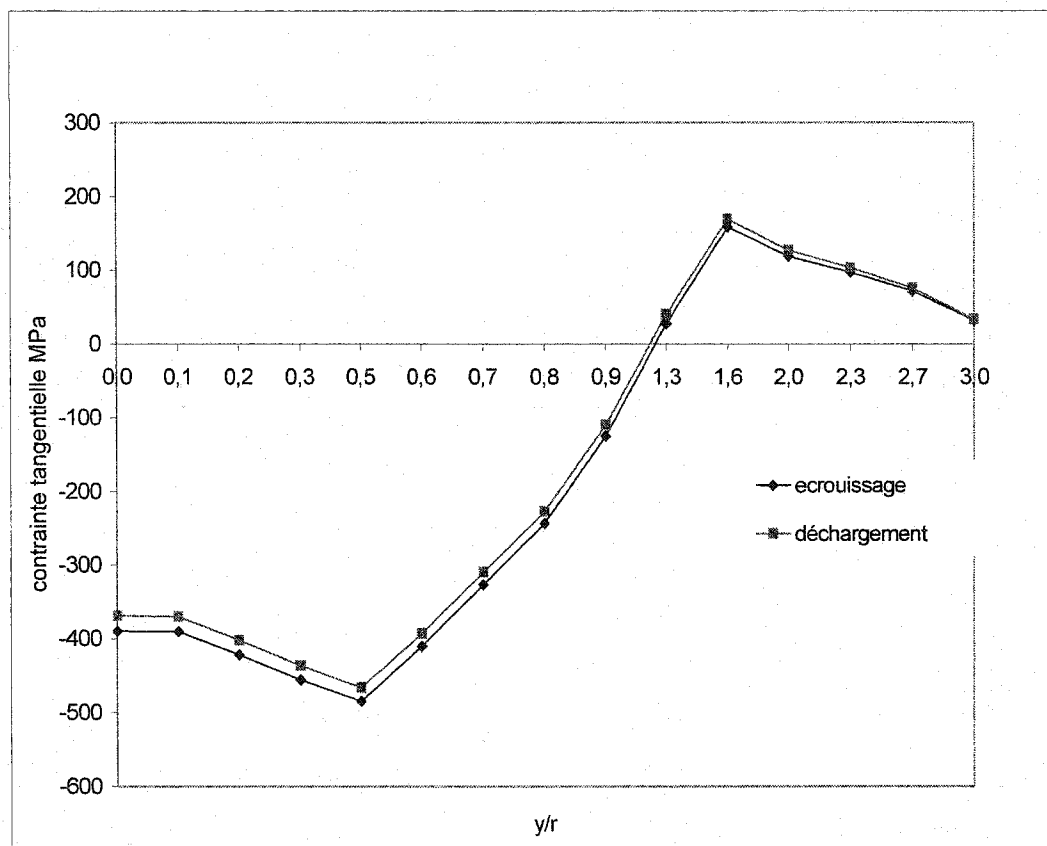


Figure 2 : Distribution des contraintes tangentielles sur le ligament court à mi-épaisseur de la plaque, $e/D=2$ et $S_{min} = 6,8$ MPa

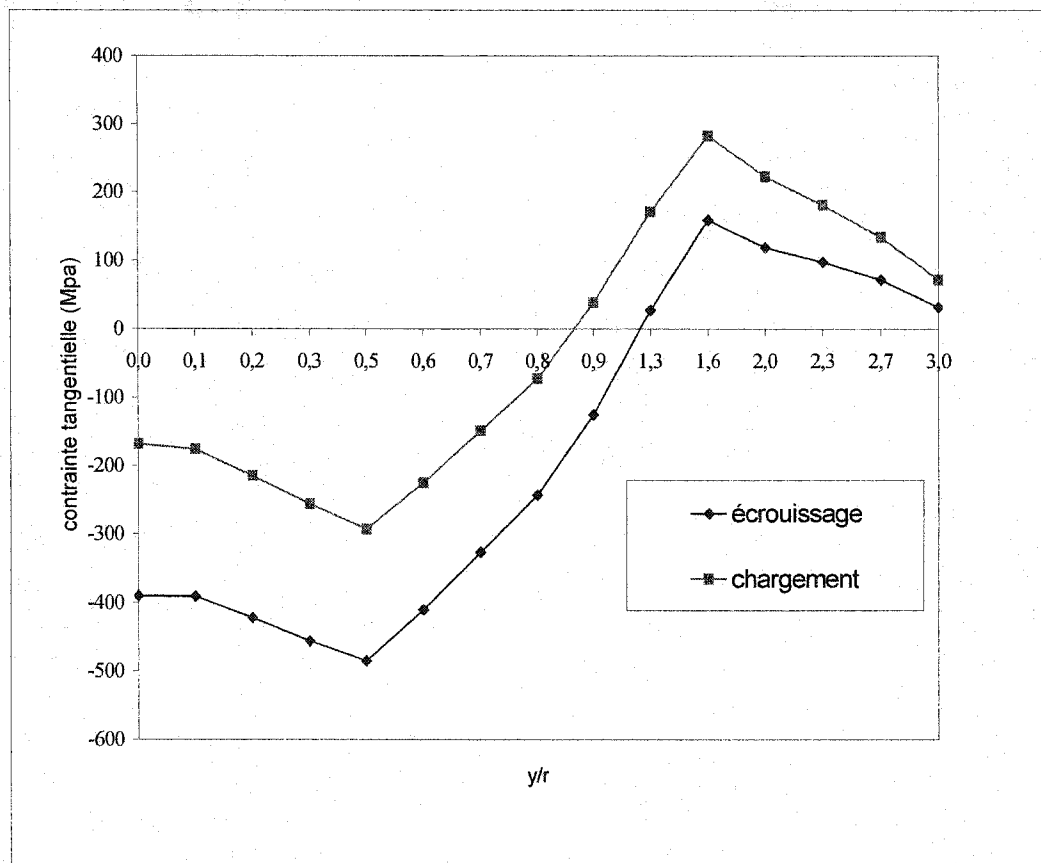


Figure 3 : Distribution des contraintes tangentielles sur le ligament court à mi-épaisseur de la plaque, $e/D=2$, $S_{max} = 68,9$ MPa

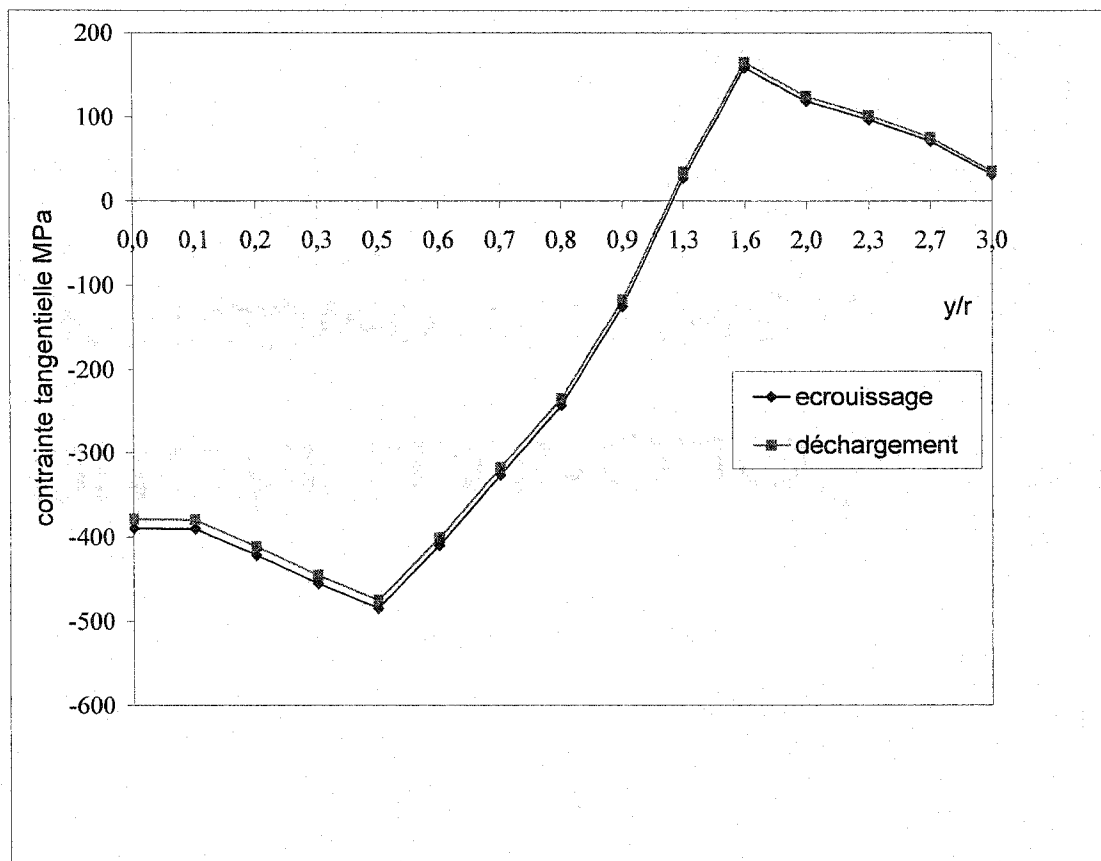


Figure 4 : Distribution des contraintes tangentielles sur le ligament court à mi-épaisseur, $e/D=2$ et $S_{min} = 3,45$ MPa

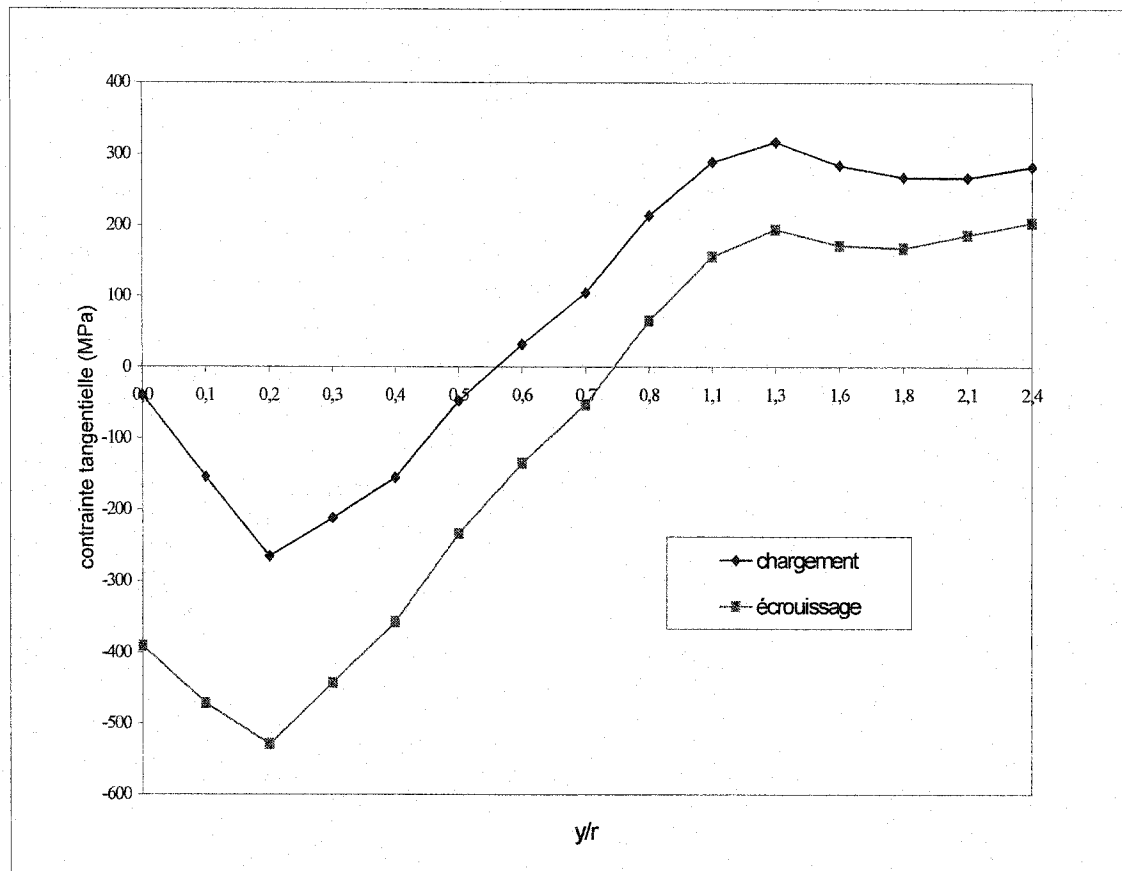


Figure 5 : Distribution des contraintes tangentielles sur le ligament court à mi épaisseur, $e/D = 1,6$ et $S_{max} = 110$ MPa

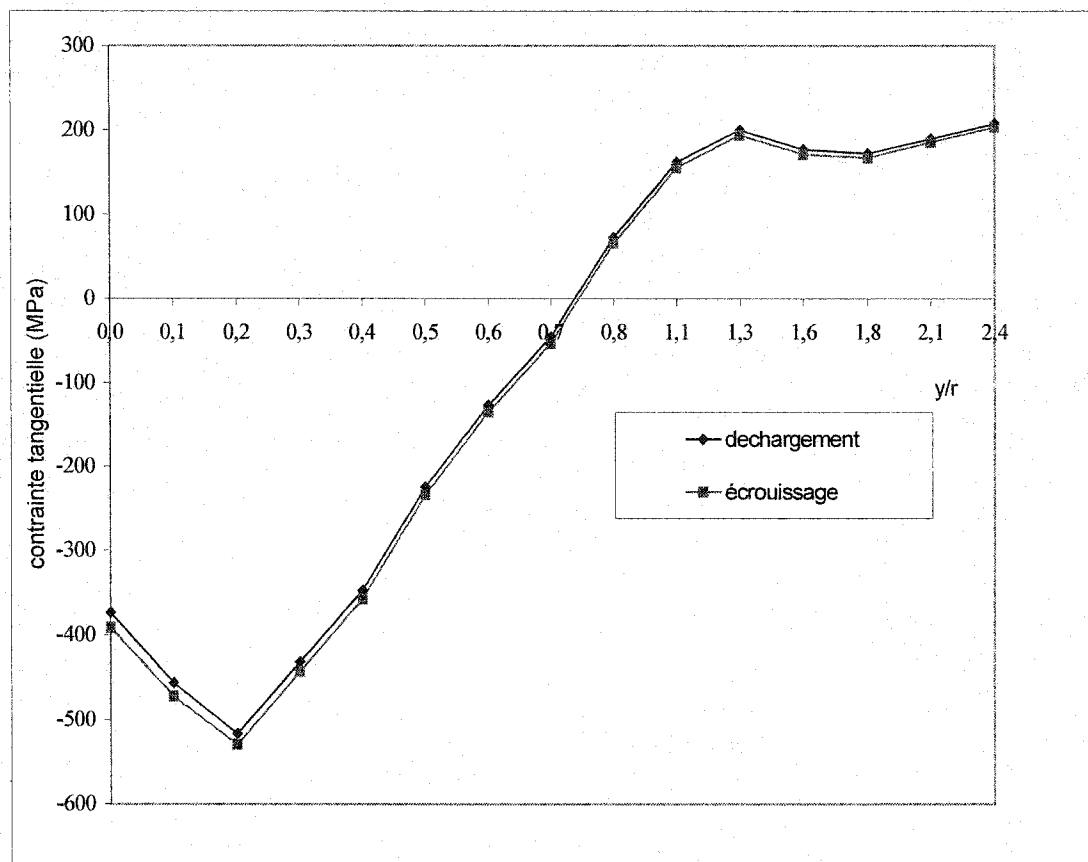


Figure 6 : Distribution des contraintes tangentielles sur le ligament court à mi-épaisseur, $e/D=1,6$ et $S_{min} = 5,5$ MPa

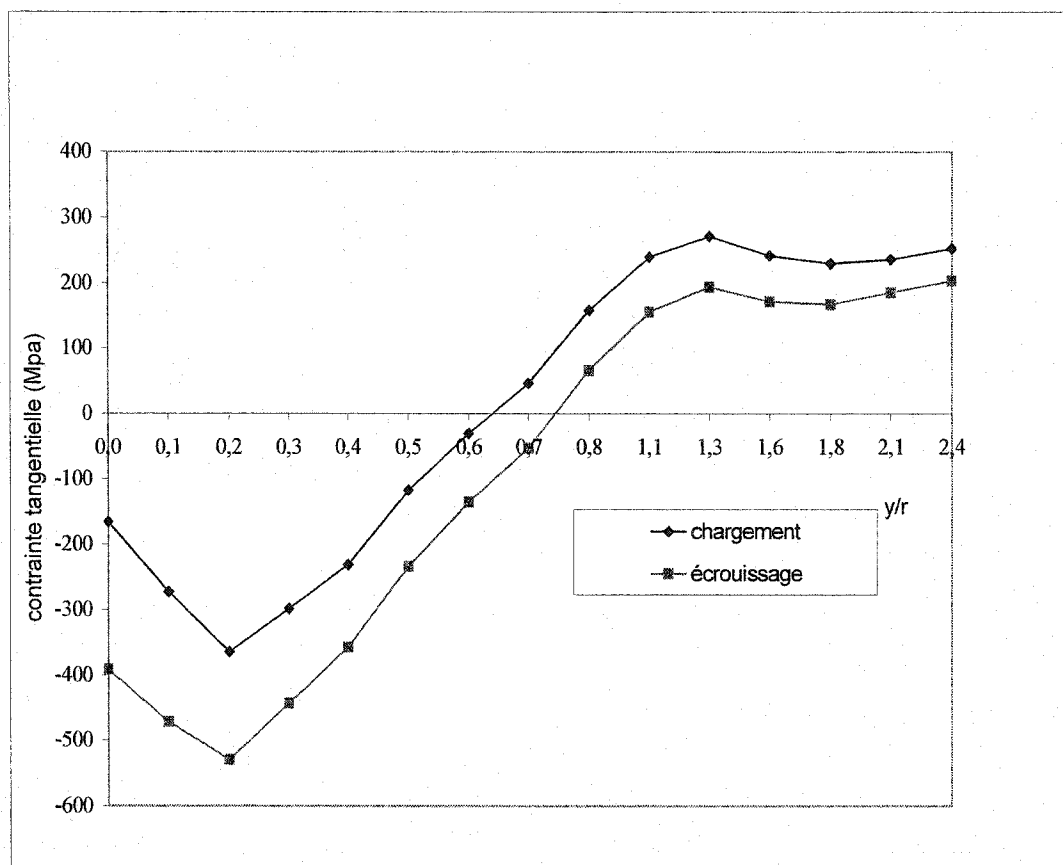


Figure 7 : Distribution des contraintes tangentielles sur le ligament court à mi-épaisseur, $e/D=1,6$ et $S_{max} = 68,9$ MPa

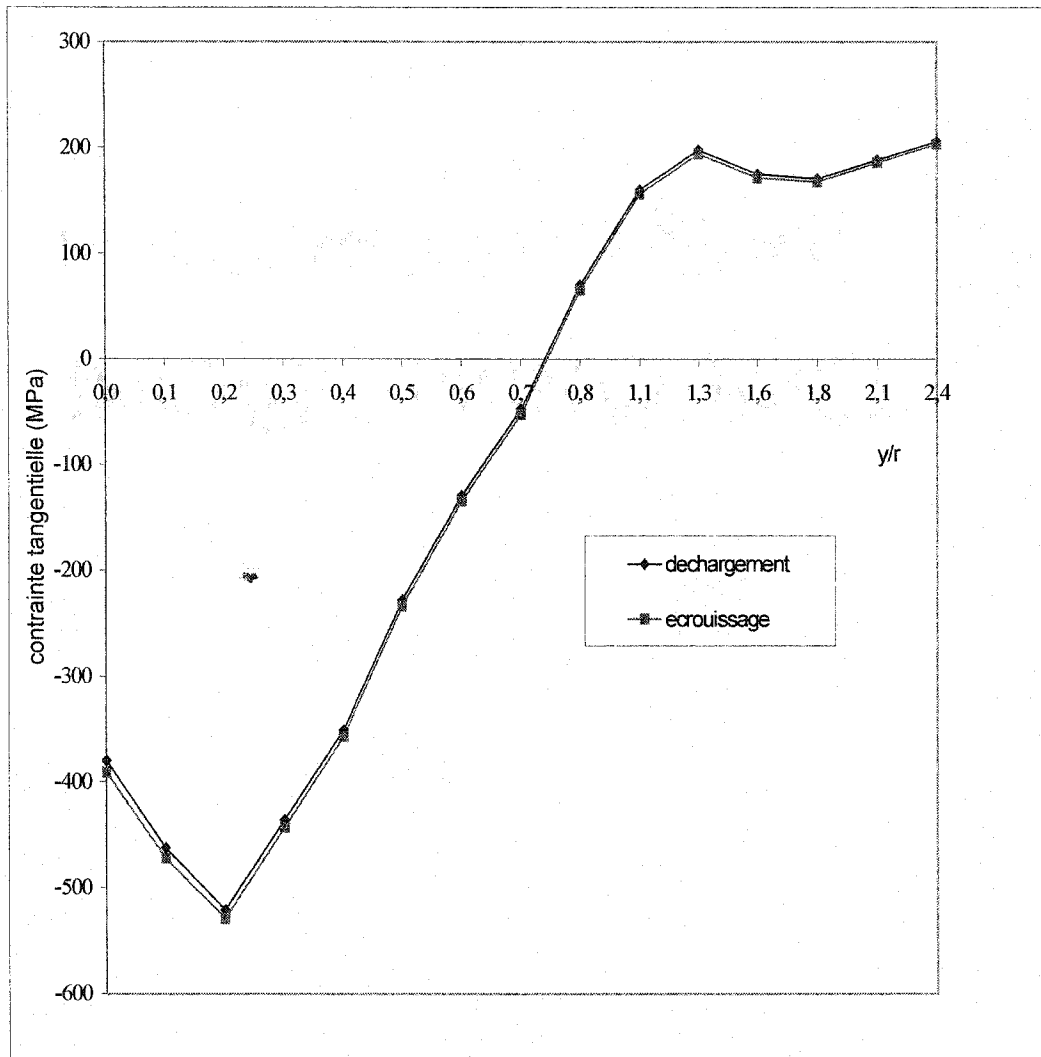


Figure 8 : Distribution des contraintes tangentielles sur le ligament court à mi-épaisseur, $e/D=1,6$ et $S_{min} = 3,45$

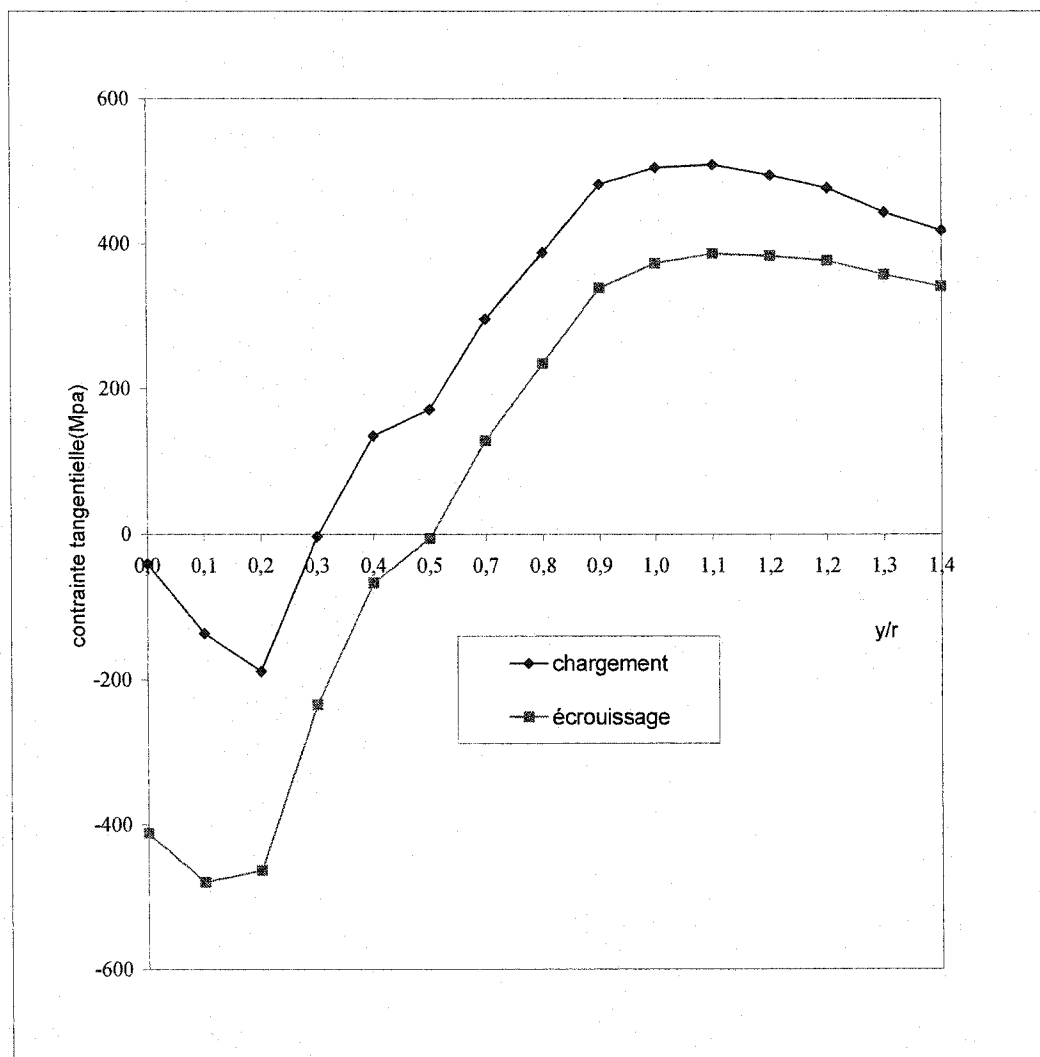


Figure 9 : Distribution des contraintes tangentiels sur le ligament court à mi-épaisseur, $e/D=1,2$ et $S_{max} = 110$ MPa

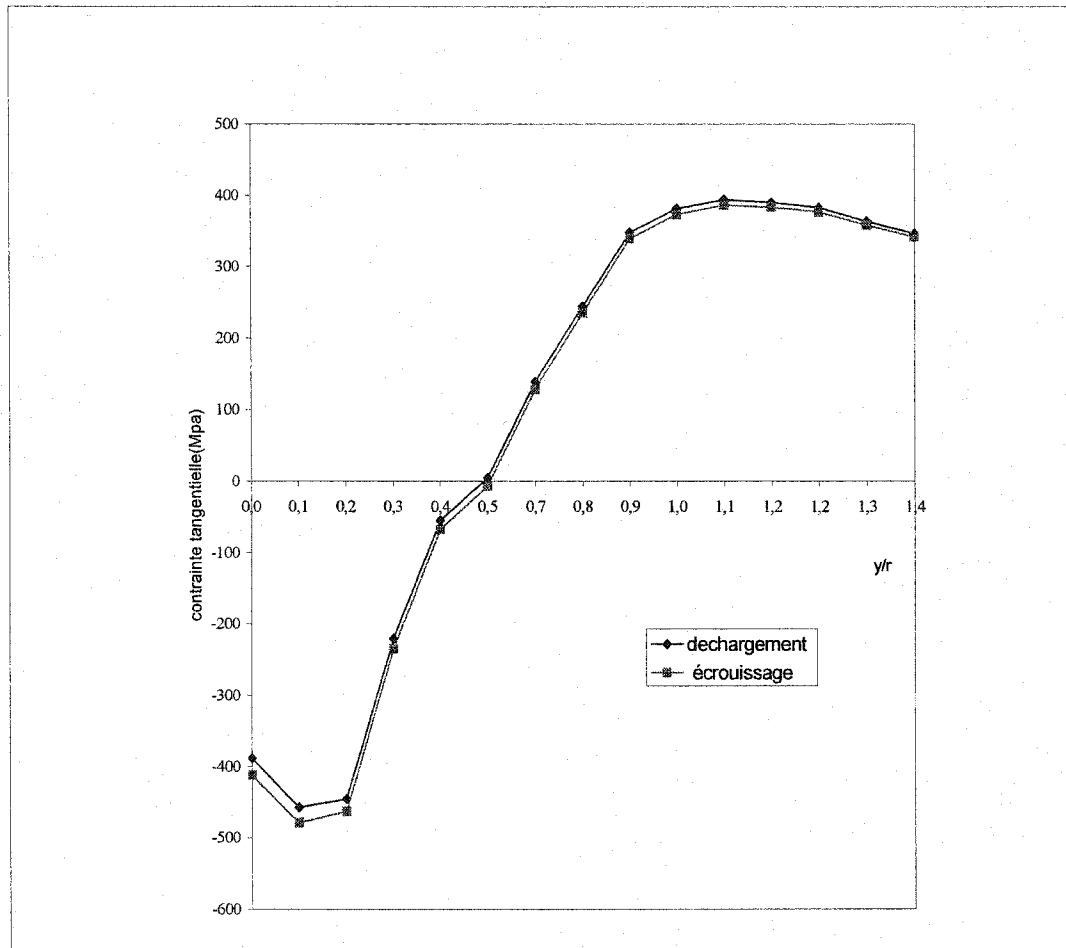


Figure 10: Distribution des contraintes tangentielles sur le ligament court à mi-épaisseur, $e/D=1,2$ et $S_{min} = 6,89$ MPa

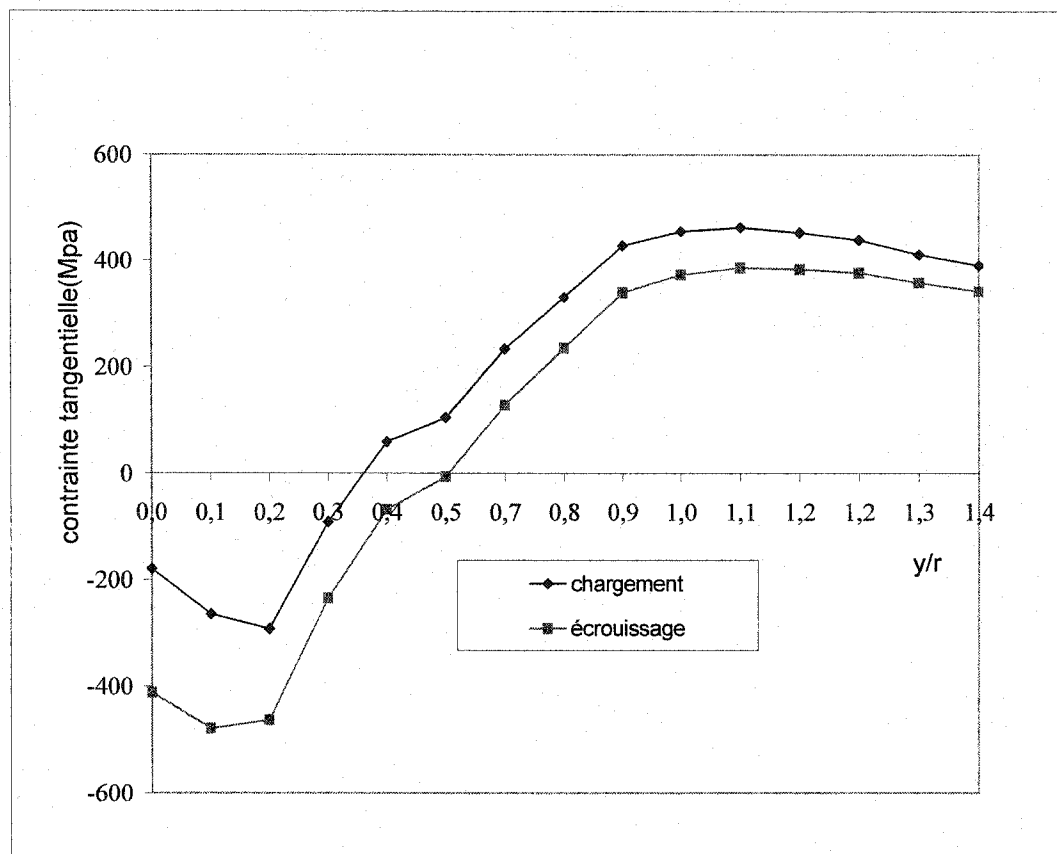


Figure 11: Distribution des contraintes tangentielles sur le ligament court à mi-épaisseur, $e/D=1,2$ et $S_{\max} = 68,9$ MPa

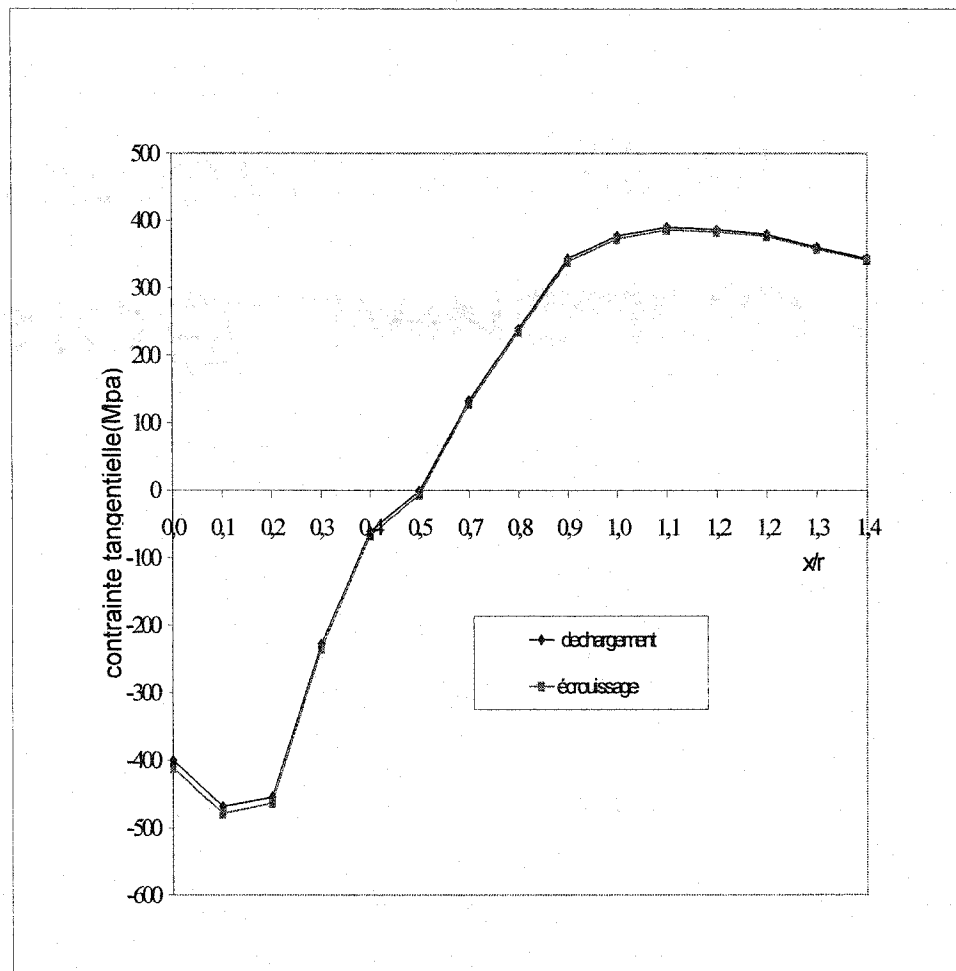


Figure 12: Distribution des contraintes tangentielles sur le ligament court à mi-épaisseur, $e/D=$ et $S_{min} = 3,45$ MPa

ANNEXE IV : PROPAGATION DES FISSURES POUR DIFFÉRENTES CONDITIONS ET MARGE DE BORD

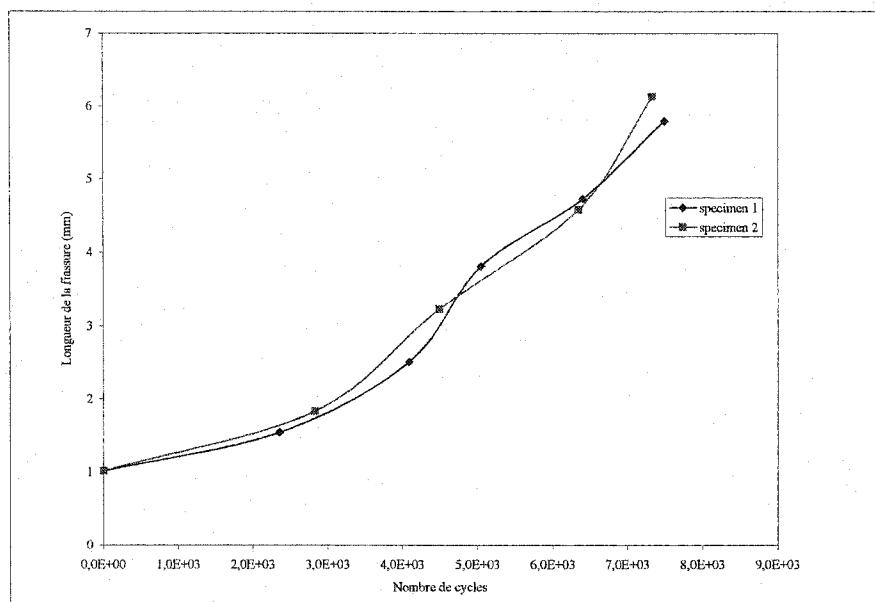


Figure 1 : Propagation de fissures sur le bord du trou non écroui, $e/D = 2$ et $S_{max} = 170,8\text{MPa}$

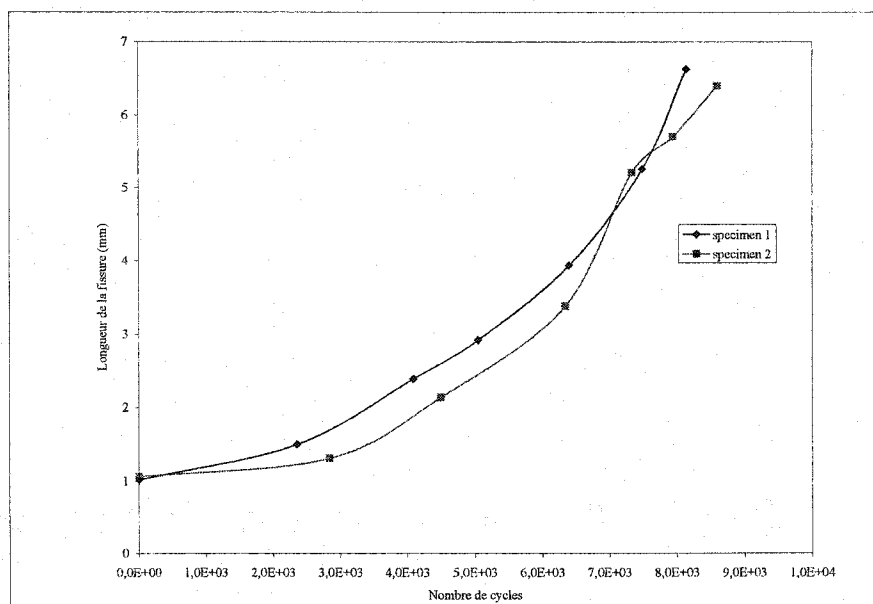


Figure 2 : Propagation de fissures en surface pour le trou non écroui, $e/D = 2$ et $S_{max} = 170,8\text{MPa}$

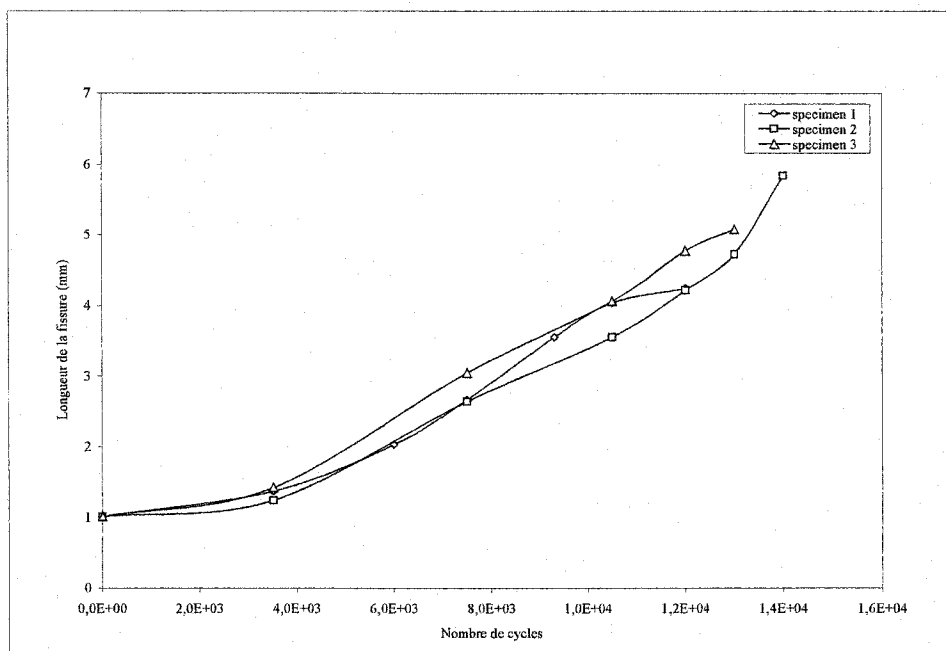


Figure 3 : Propagation de fissures sur le bord du trou non écroui, $e/D = 2$ et $S_{max} = 137,8\text{MPa}$

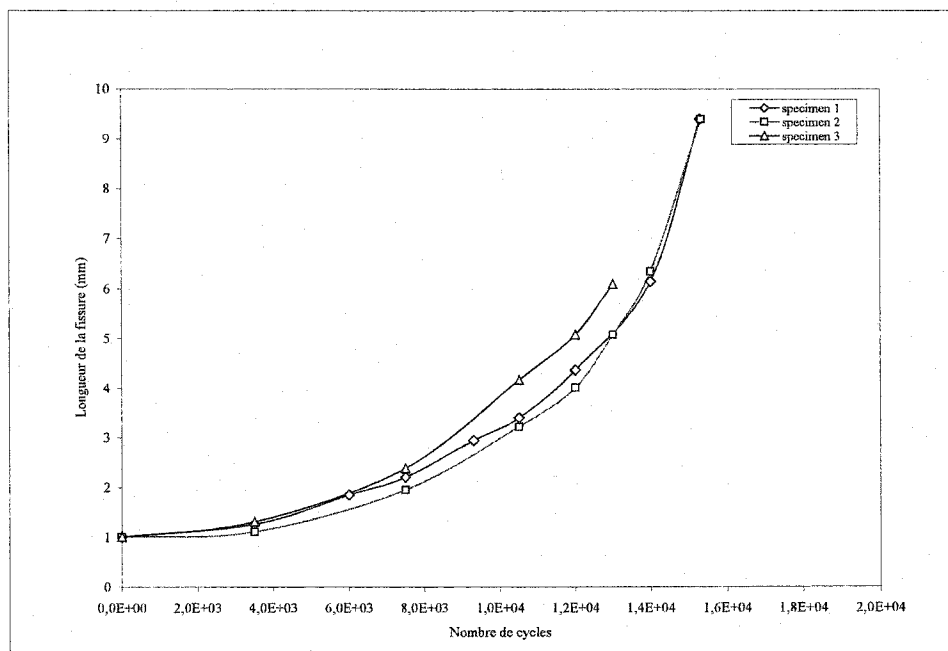


Figure 4 : Propagation de fissures en surface pour le trou non écroui, $e/D = 2$ et $S_{max} = 137,8\text{MPa}$

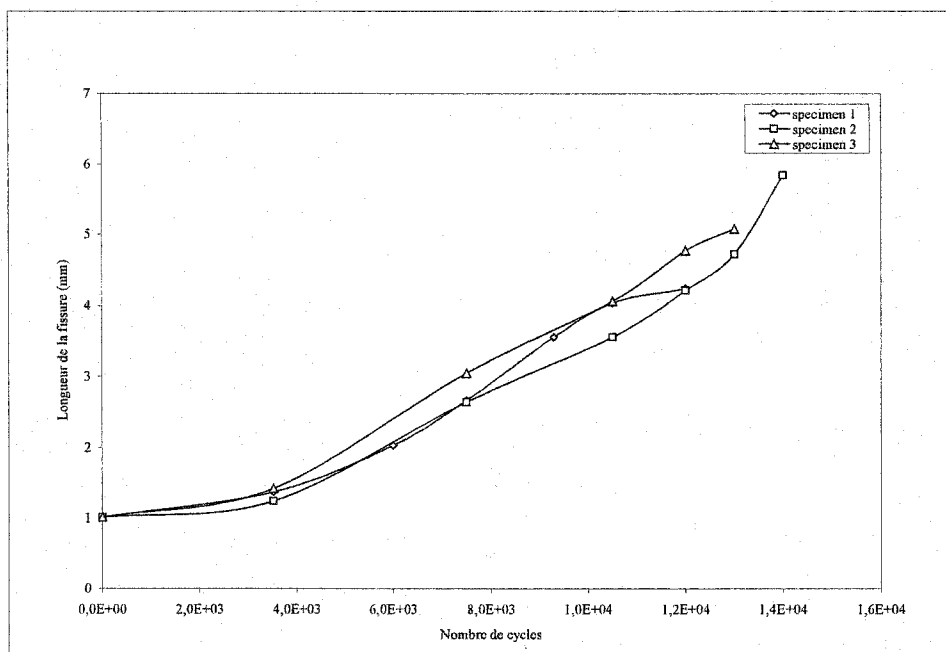


Figure 5 : Propagation de fissures sur le bord du trou non écroui, $e/D = 2$ et $S_{max} = 110\text{MPa}$

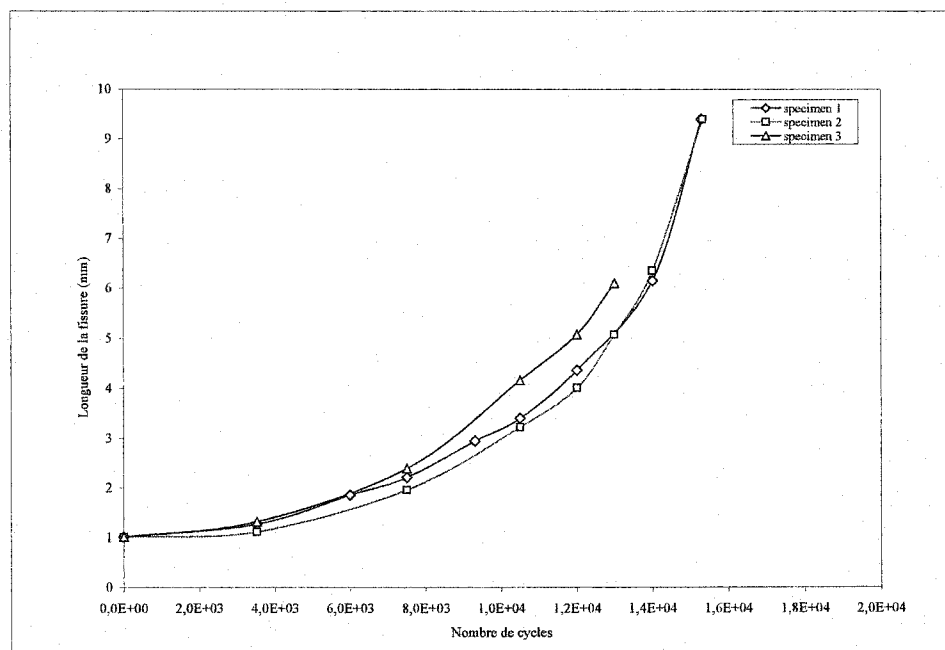


Figure 6 : Propagation de fissures en surface pour le trou non écroui, $e/D = 2$ et $S_{max} = 110\text{MPa}$

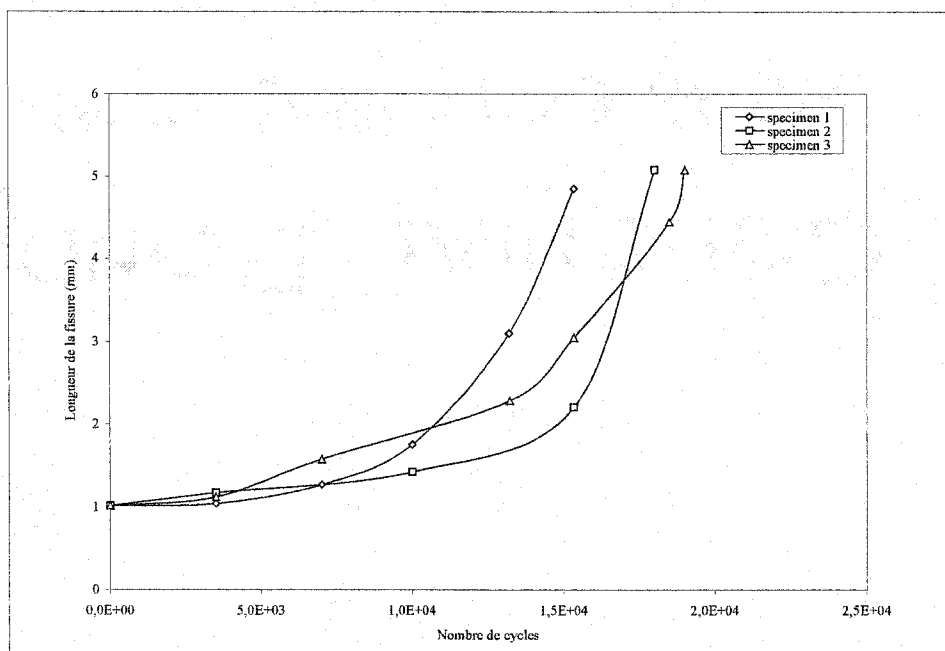


Figure 7 : Propagation de fissures sur le bord du trou non écroui, $e/D = 2$ et $S_{max} = 68,9\text{MPa}$

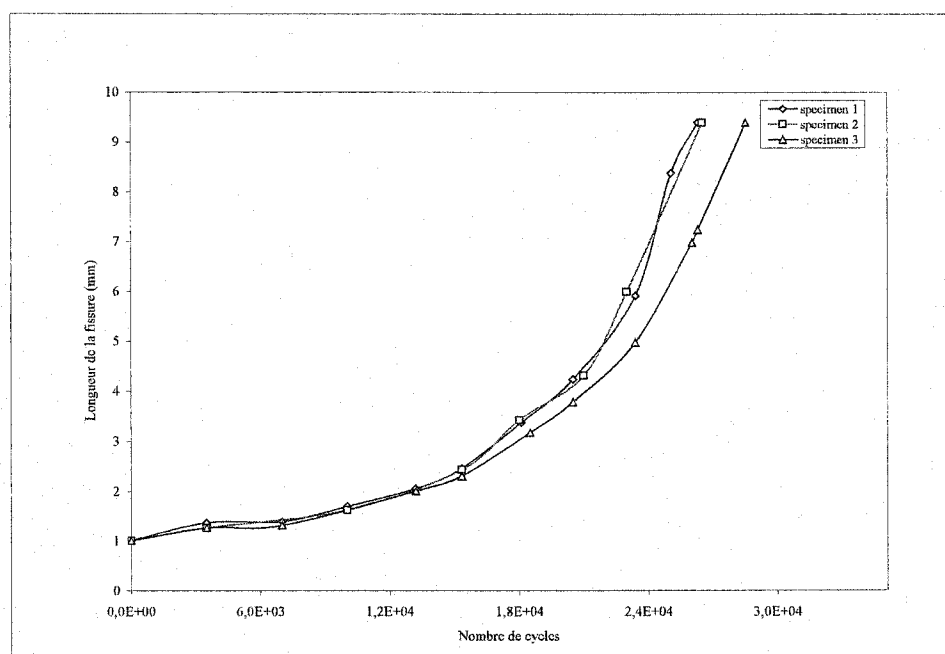


Figure 8 : Propagation de fissures en surface pour le trou écroui, $e/D = 1,6$ et $S_{max} = 68,9\text{MPa}$

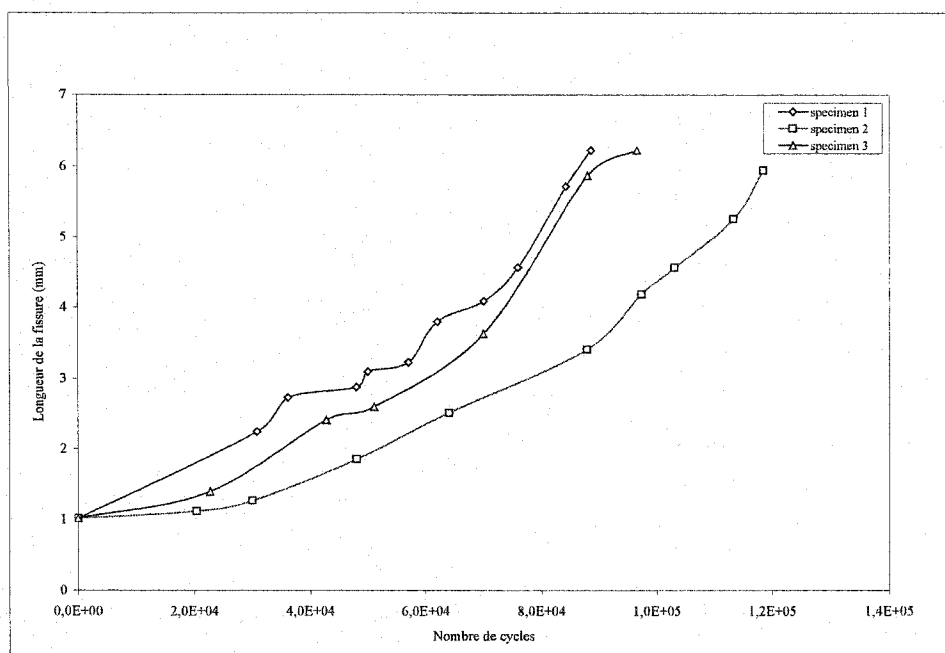


Figure 9 : Propagation de fissures sur le bord du trou écroui, $e/D = 2$ et $S_{max} = 190\text{MPa}$

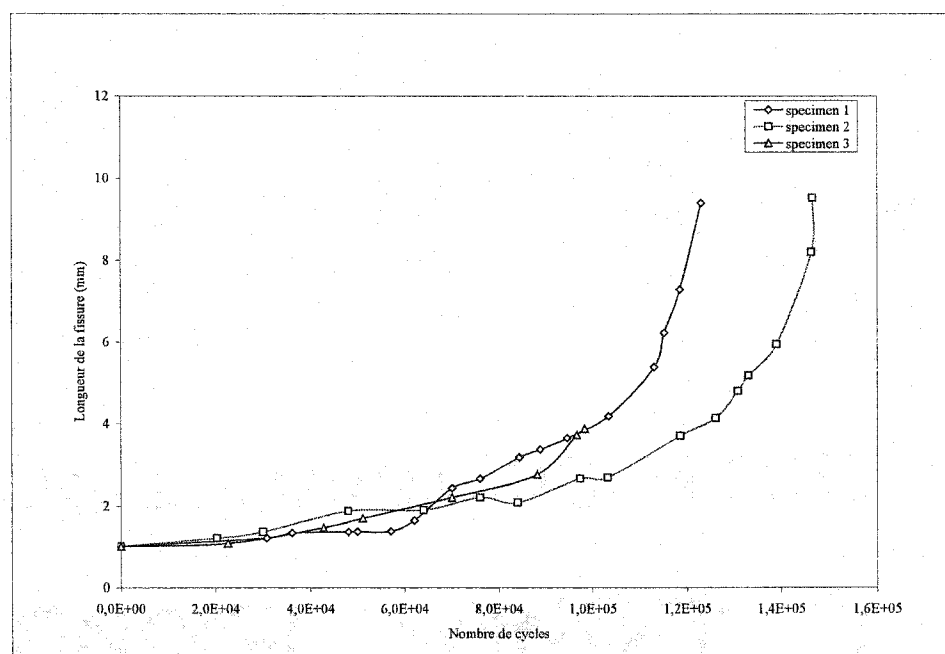


Figure 10 : Propagation de fissures en surface pour le trou écroui, $e/D = 2$ et $S_{max} = 190\text{MPa}$

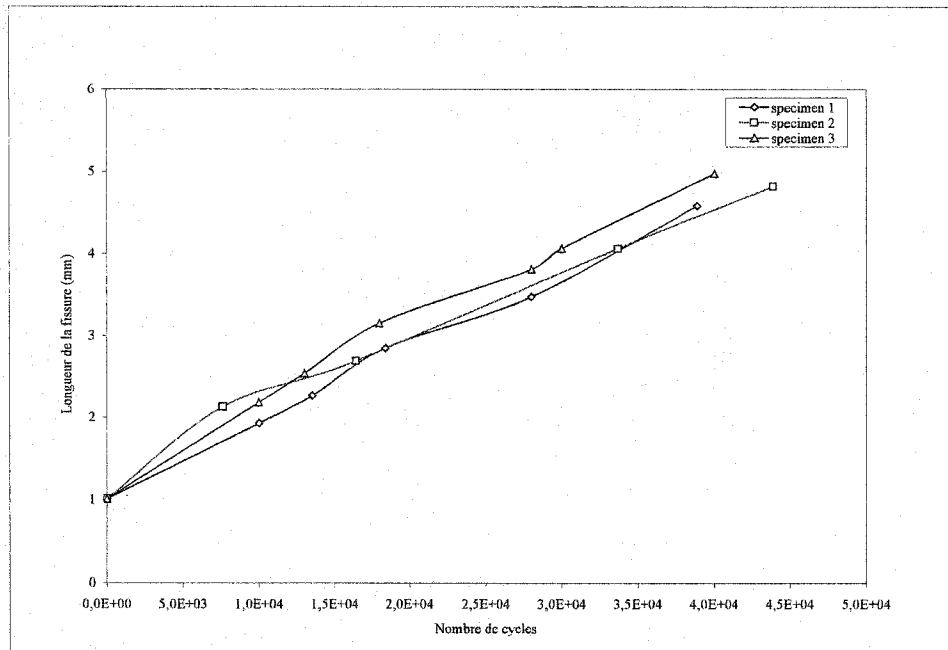


Figure 11 : Propagation de fissures sur le bord du trou écroui, $e/D = 2$ et $S_{max} = 170,8 \text{ MPa}$

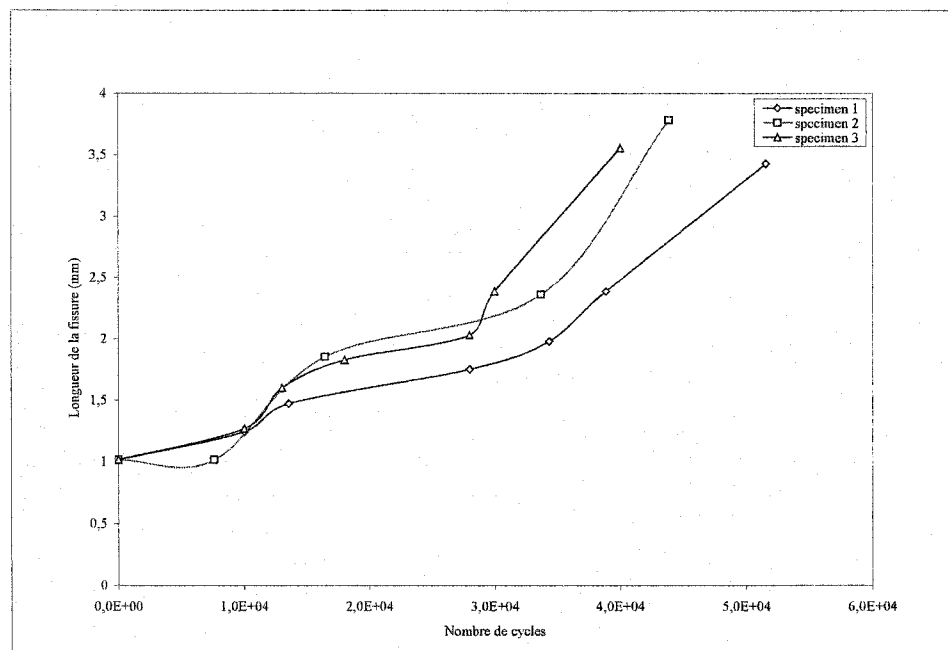


Figure 12 : Propagation de fissures en surface pour le trou écroui, $e/D = 2$ et $S_{max} = 170, \text{ MPa}$

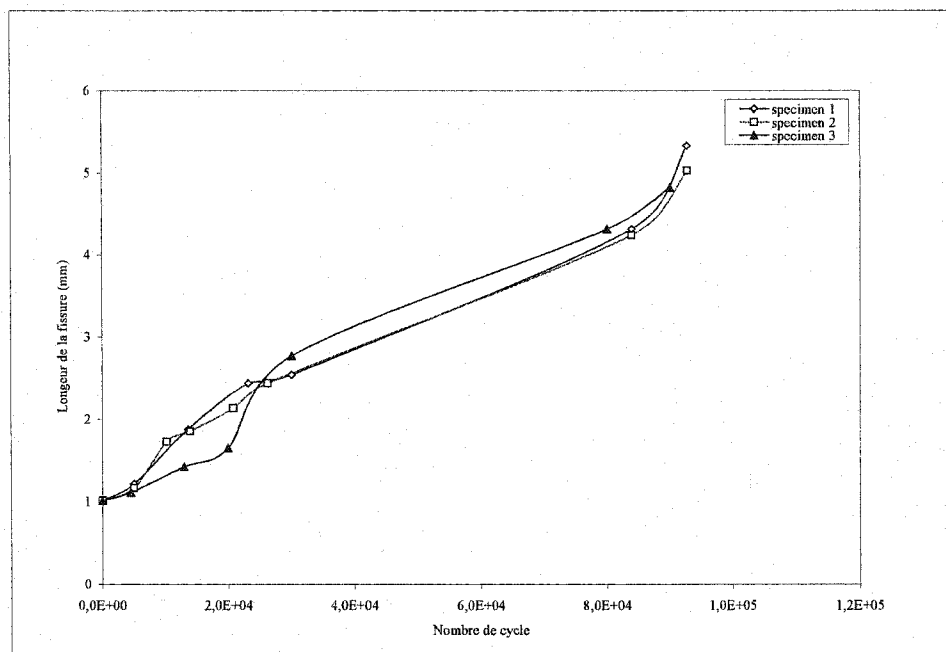


Figure 13 : Propagation de fissures sur le bord du trou écroui, $e/D = 2$ et $S_{max}=137,8\text{MPa}$

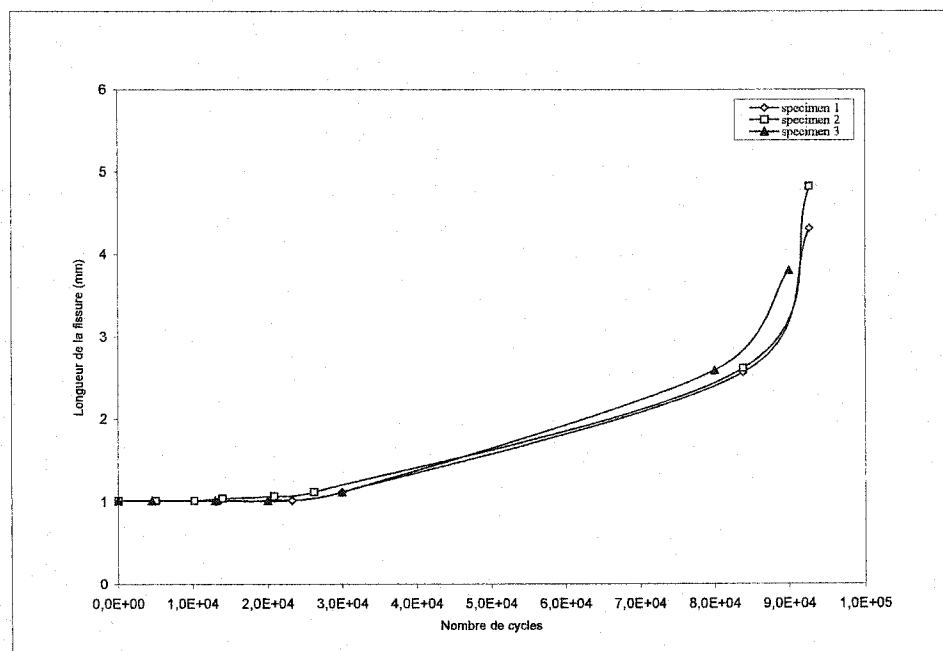


Figure 14 : Propagation de fissures en surface pour le trou non écroui, $e/D = 2$ et $S_{max} = 137,8\text{MPa}$

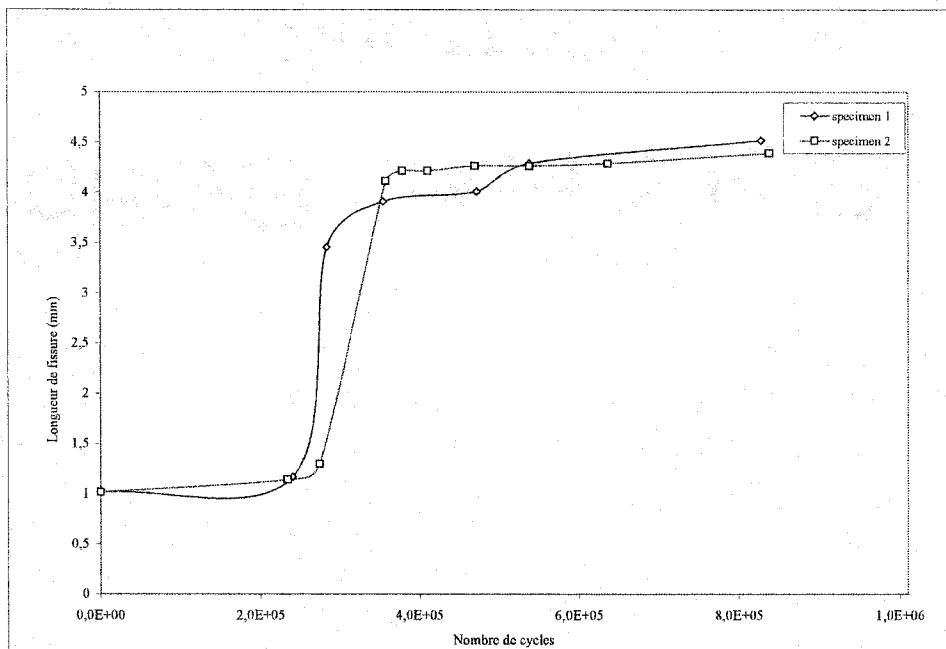


Figure 15 : Propagation de fissures sur le bord du trou non écroui, $e/D = 1,6$ et $S_{max}=190\text{MPa}$

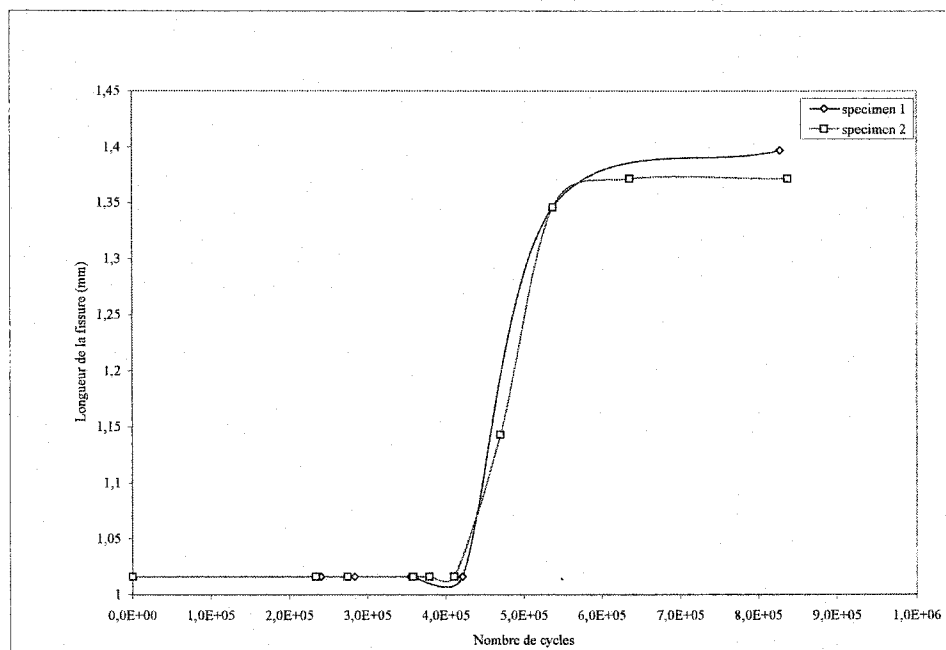


Figure 16 : Propagation de fissures en surface pour le trou non écroui, $e/D = 1,6$ et $S_{max} = 190\text{MPa}$

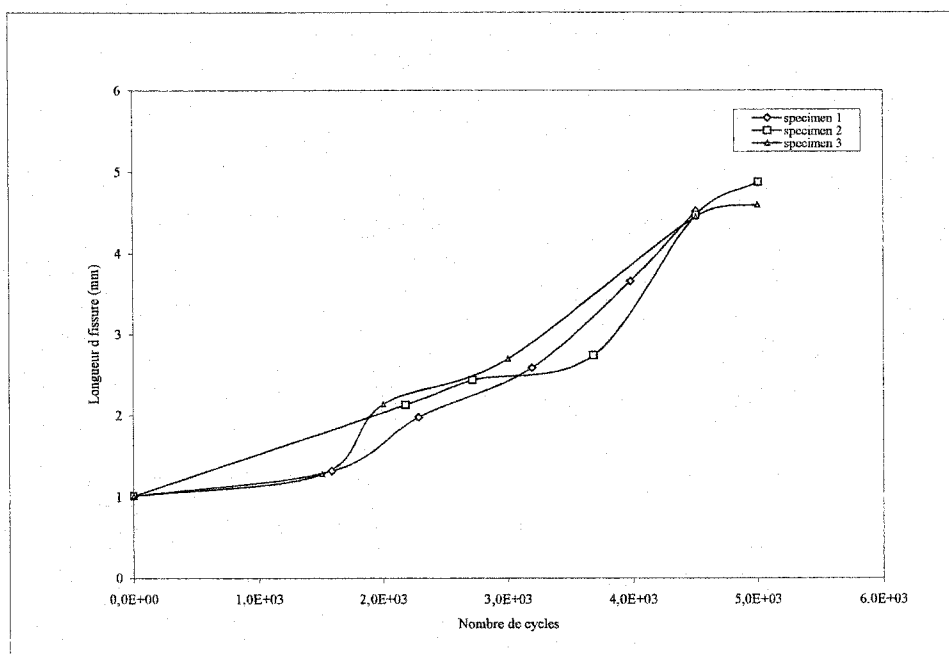


Figure 17 : Propagation de fissures sur le bord du trou non écroui, $e/D = 1,6$ et $S_{max} = 170,8 \text{ MPa}$

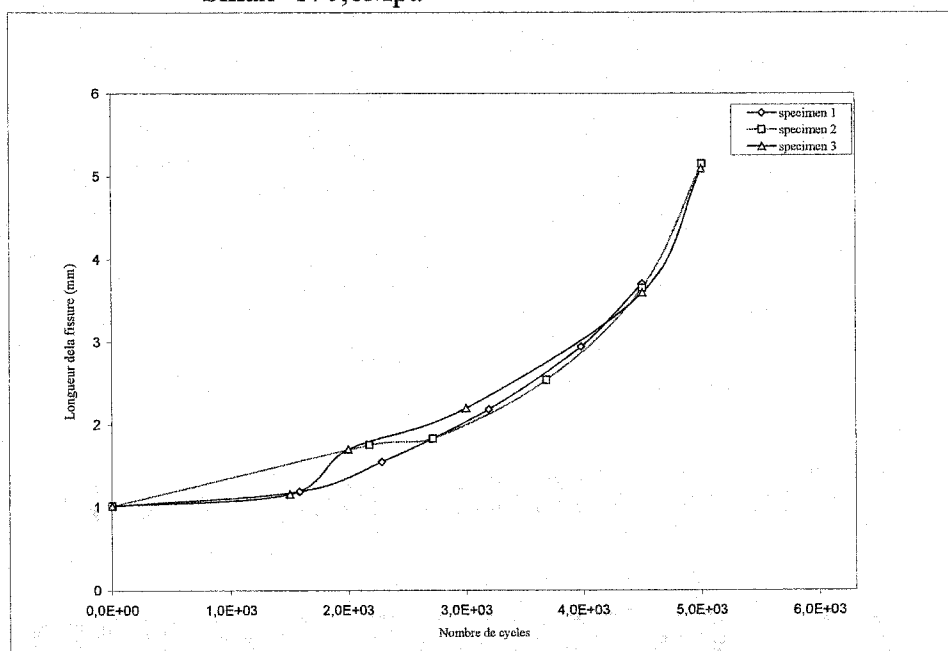


Figure 18 : Propagation de fissures en surface pour le trou non écroui, $e/D = 1,6$ et $S_{max} = 170,8 \text{ MPa}$

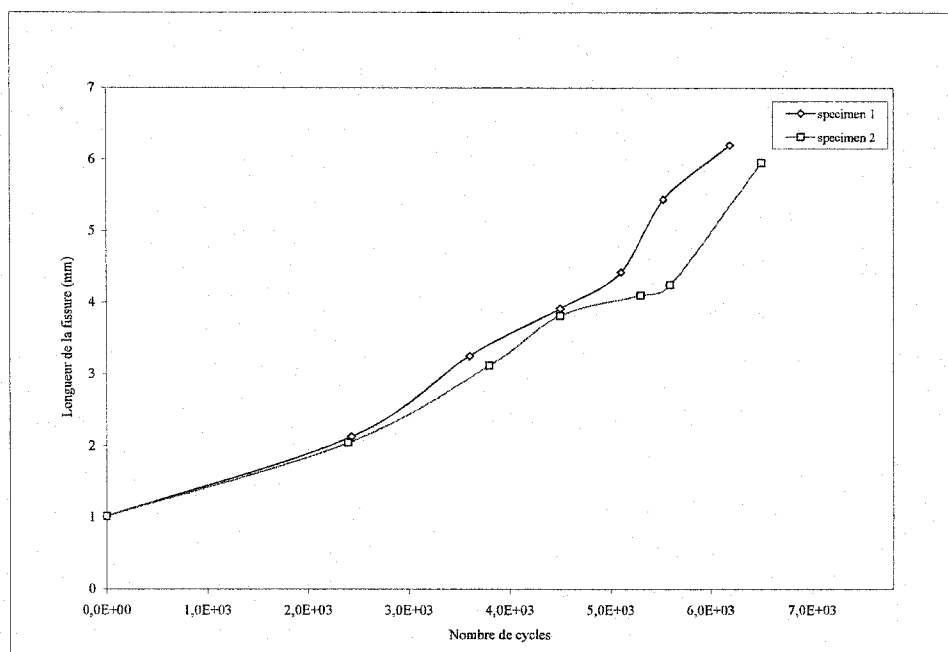


Figure 19 : Propagation de fissures sur le bord du trou non écroui, $e/D = 1,6$ et $S_{max} = 137,8\text{MPa}$

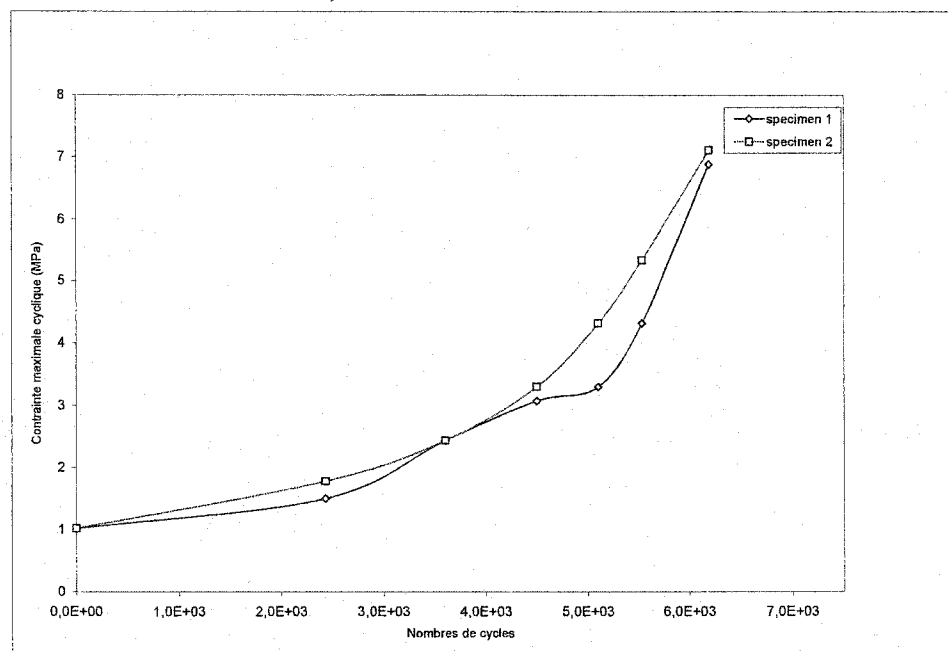


Figure 20 : Propagation de fissures en surface pour le trou non écroui, $e/D = 1,6$ et $S_{max} = 137,8\text{MPa}$

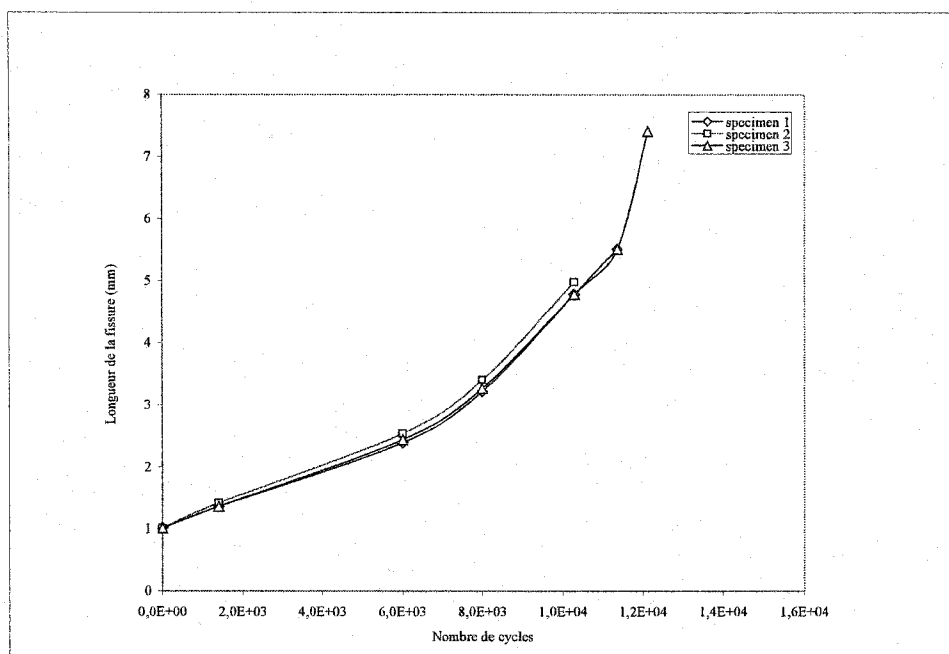


Figure 21 : Propagation de fissures sur le bord du trou écroui, $e/D = 1,6$ et $S_{max}=190\text{MPa}$

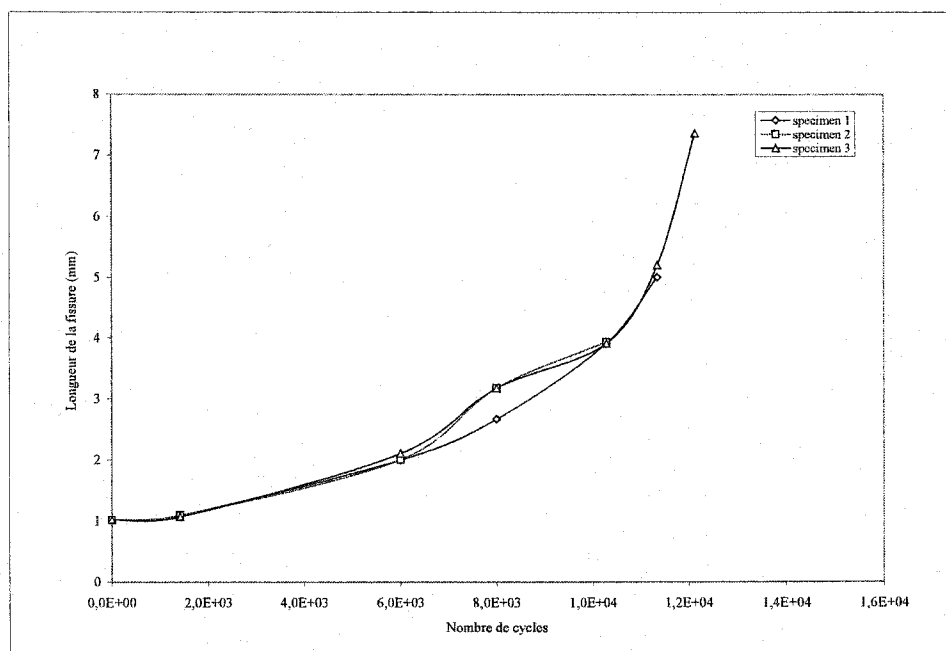


Figure 22 : Propagation de fissures en surface pour le trou écroui, $e/D=1,6$ et $S_{max}=190\text{MPa}$

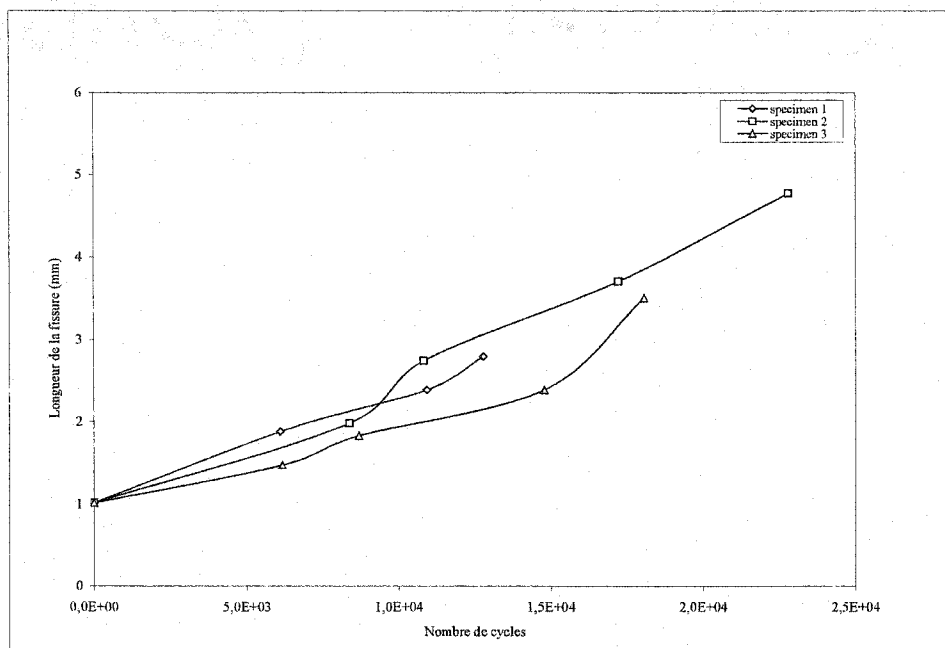


Figure 23 : Propagation de fissures sur le bord du trou écroûi, $e/D=1,6$ et $S_{max}=170,8$ MPa

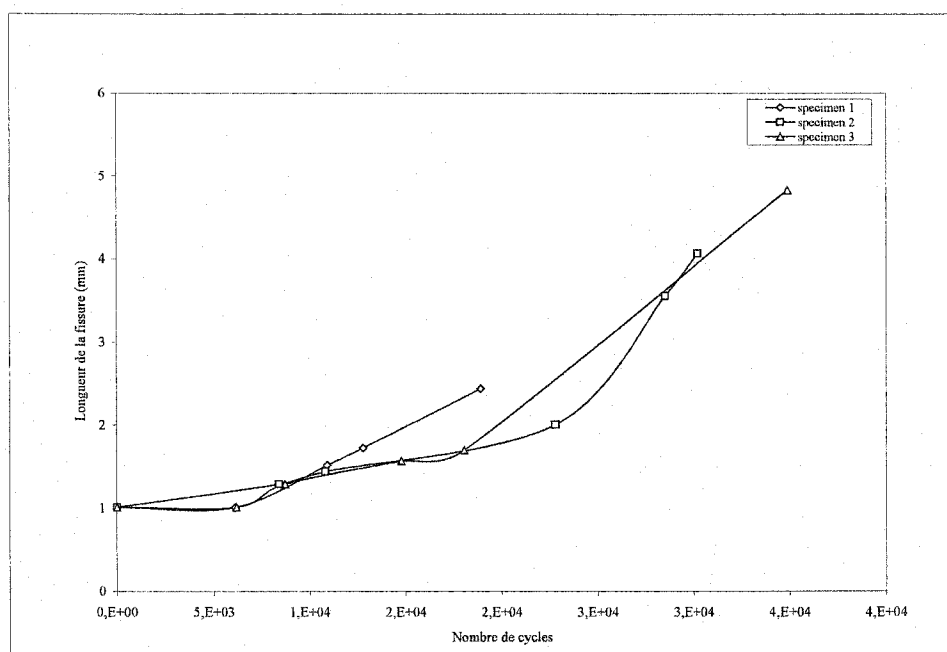


Figure 24 : Propagation de fissures en surface pour le trou écroûi, $e/D=1,6$ et $S_{max}=170,8$ MPa

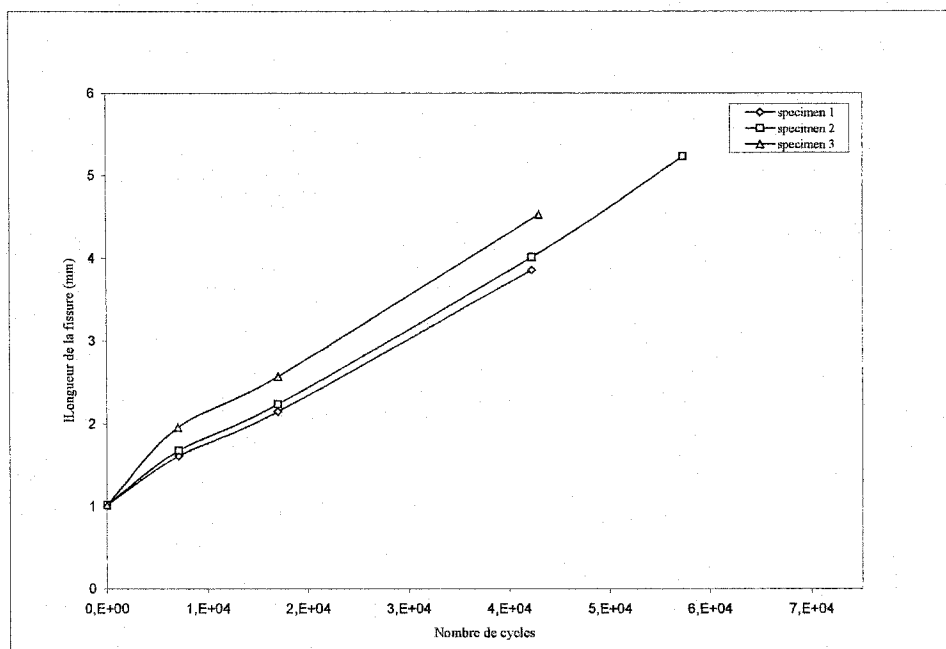


Figure 25 : Propagation de fissures sur le bord du trou écroui, $e/D=1,6$ et $S_{max}=137,8$ MPa

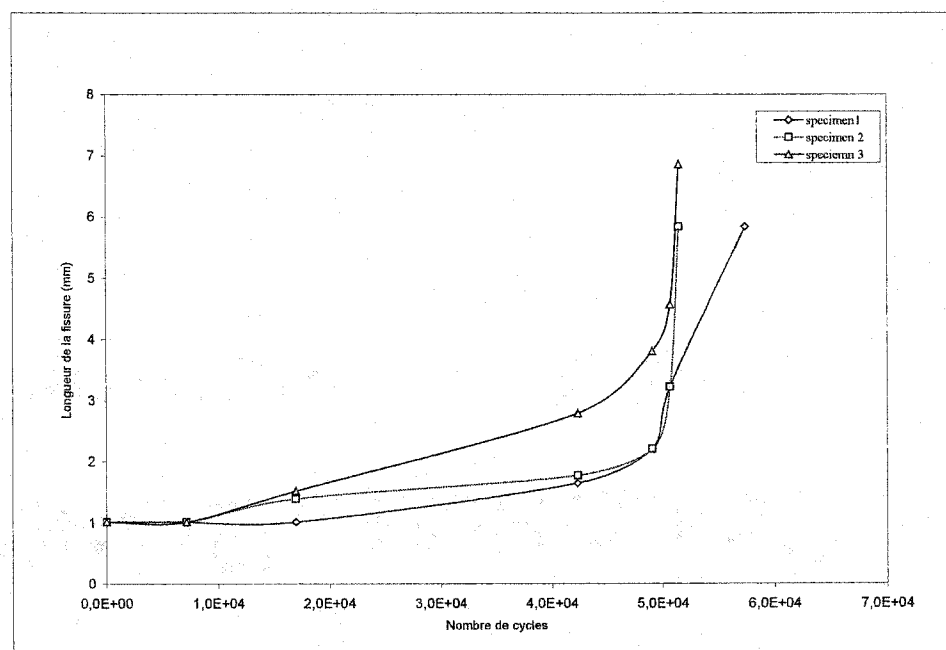


Figure 26 : Propagation de fissures en surface pour le trou écroui, $e/D=1,6$ et $S_{max}=137,8$ MPa

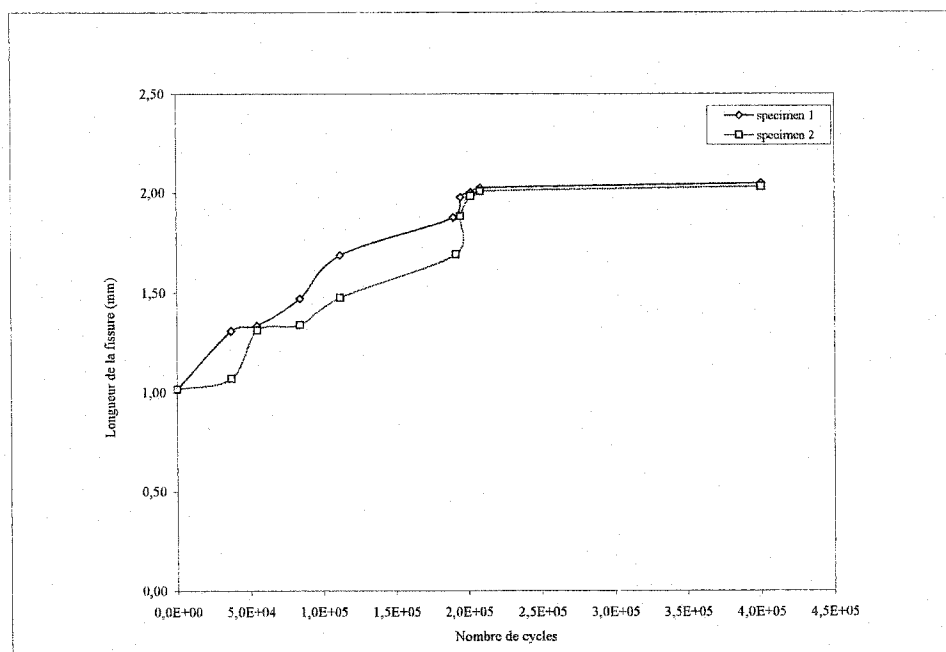


Figure 27 : Propagation de fissures sur le bord du trou non écroui, $e/D=1,2$ et $S_{max}=170\text{MPa}$

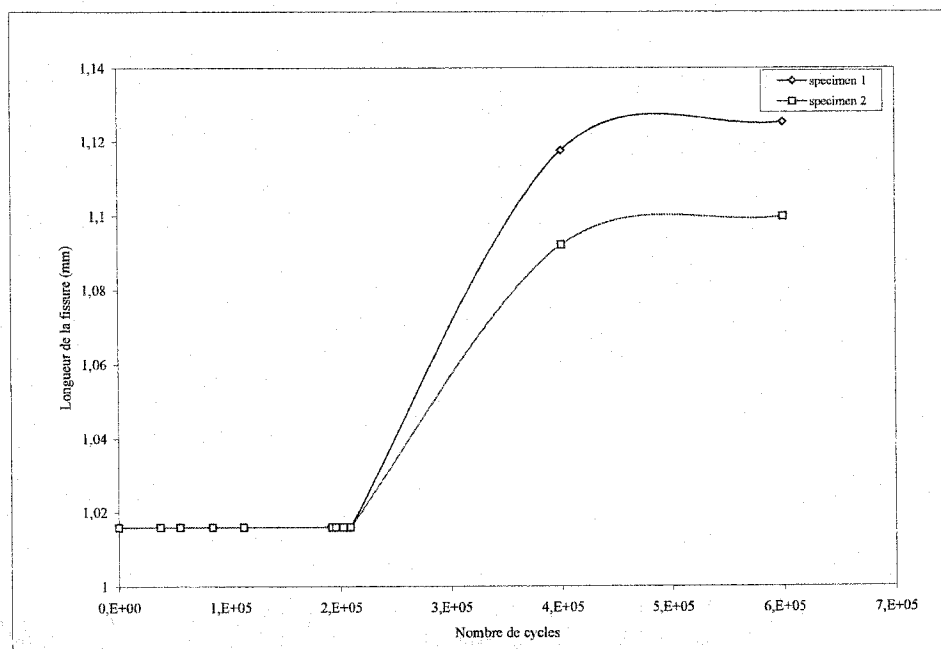


Figure 28 : Propagation de fissures en surface pour le trou non écroui, $e/D=1,2$ et $S_{max}=170,8\text{MPa}$

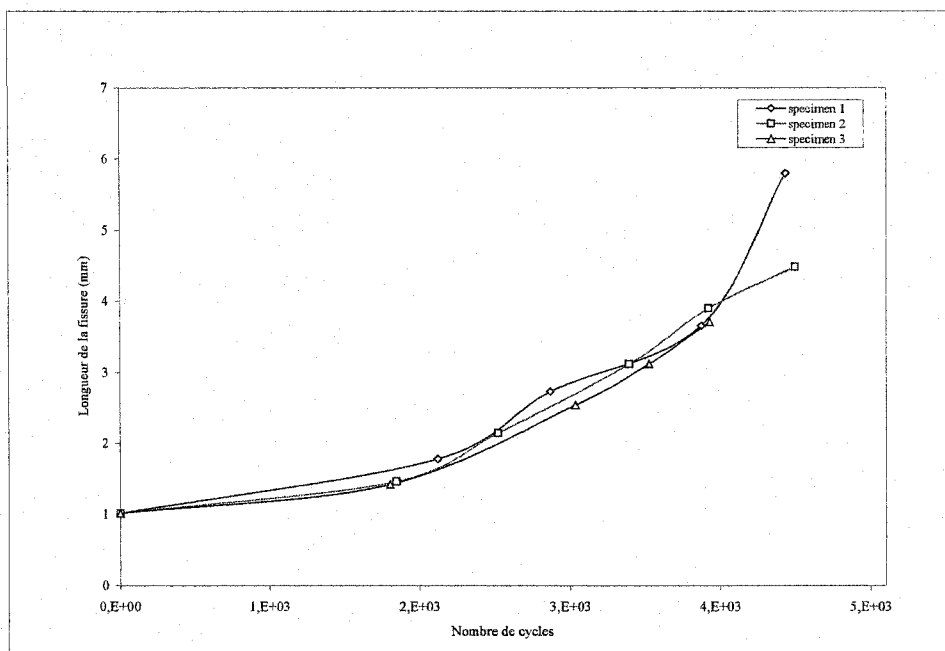


Figure 29 : Propagation de fissure sur le bord du trou non écroui, $e/D=1,2$ et $S_{max}=137,8$ MPa

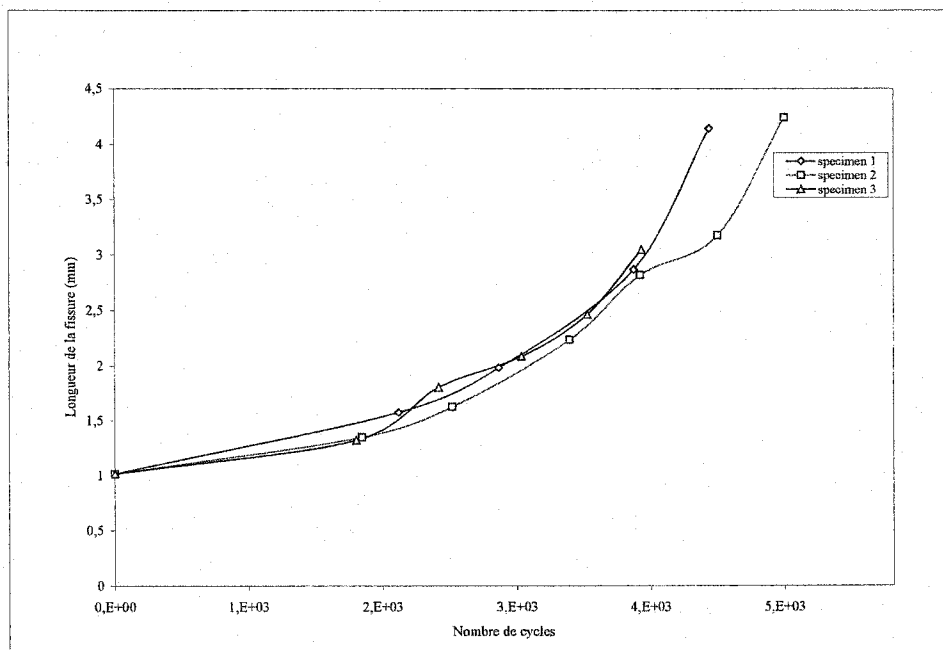


Figure 30 : Propagation de fissure en surface pour dans le trou non écroui, $e/D=1,2$ et $S_{max}=137,8$ MPa

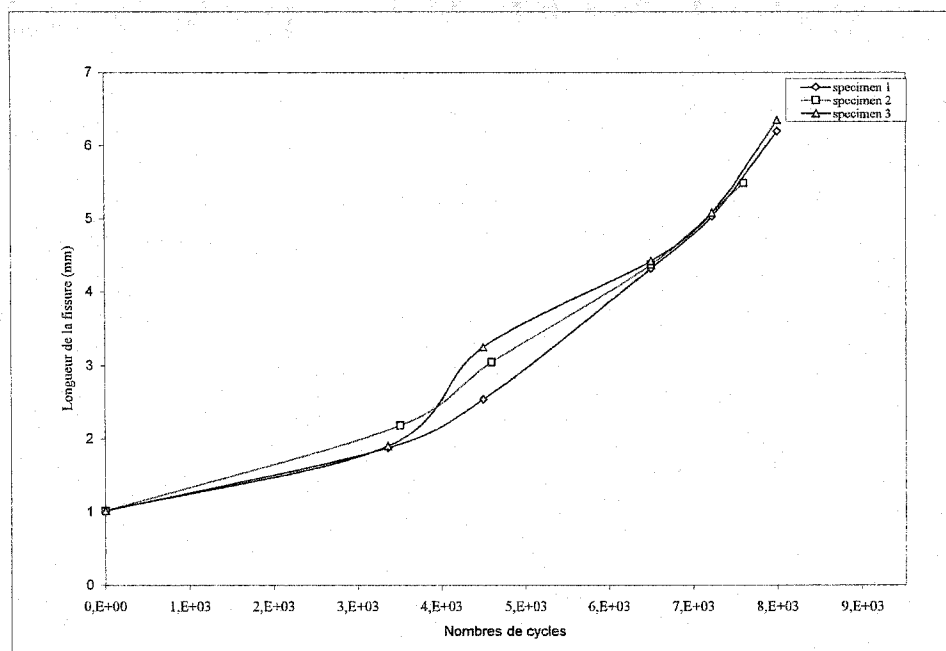


Figure 31 : Propagation de fissures sur le bord du trou non écroui, $e/D=1,2$ et $S_{max} = 110\text{Mpa}$

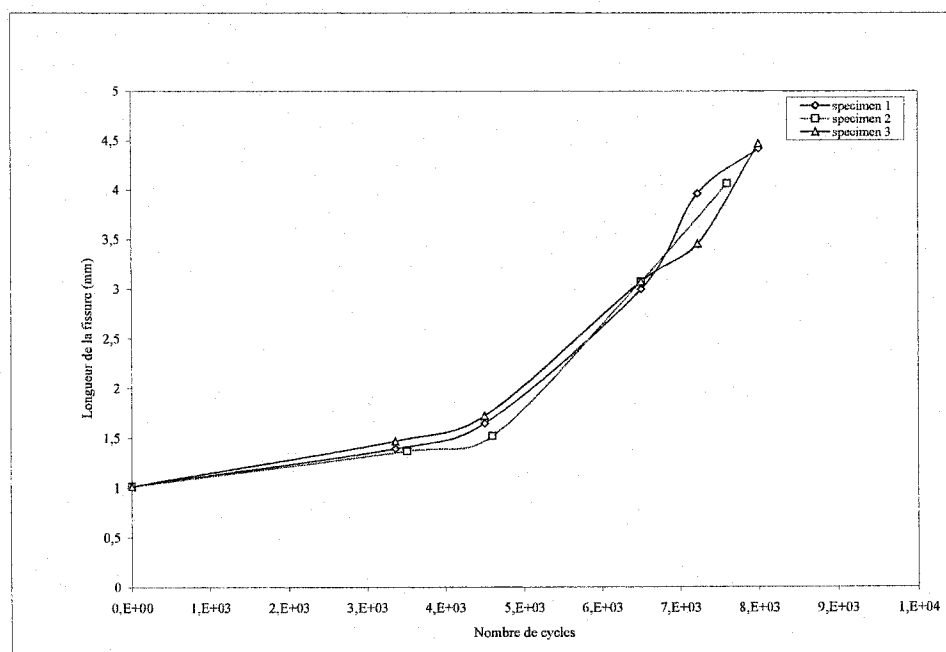


Figure 32 : Propagation de fissures en surface pour le trou non écroui, $e/D = 1,2$ et $S_{max} = 110\text{ MPa}$

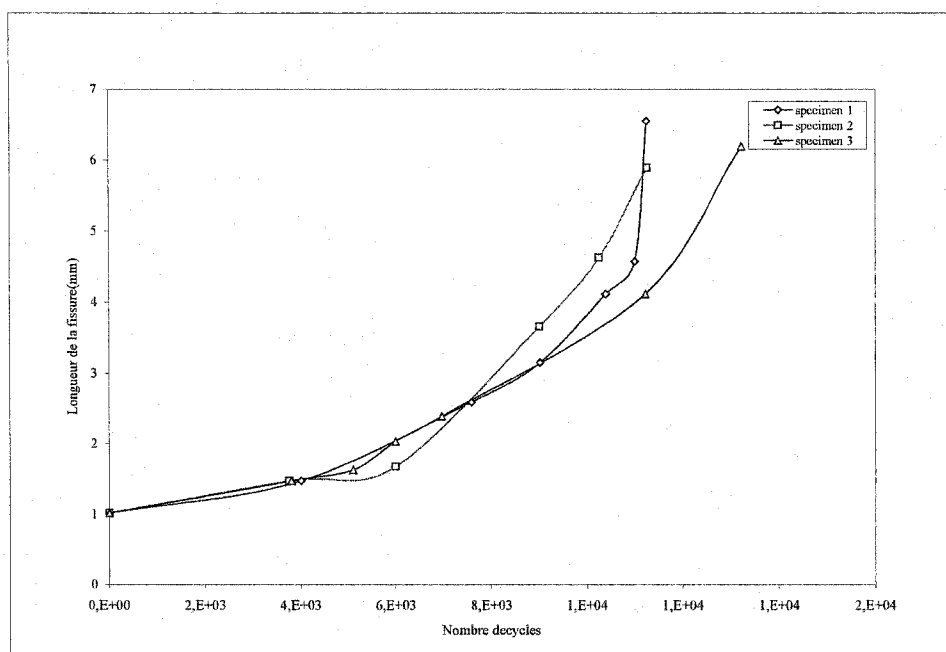


Figure 33 : Propagation de fissures sur le bord du trou écroûi, $e/D=1,2$ et $S_{max}=170,8\text{MPa}$

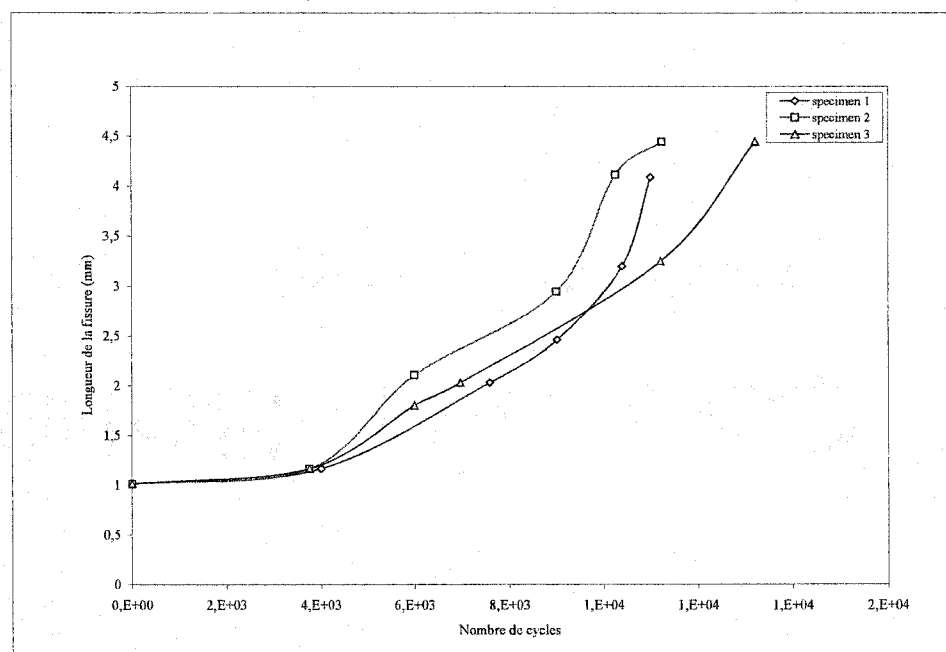


Figure 34 : Propagation de fissures en surface pour le trou écroûi, $e/D = 1,2$ et $S_{max} = 170,8\text{ MPa}$

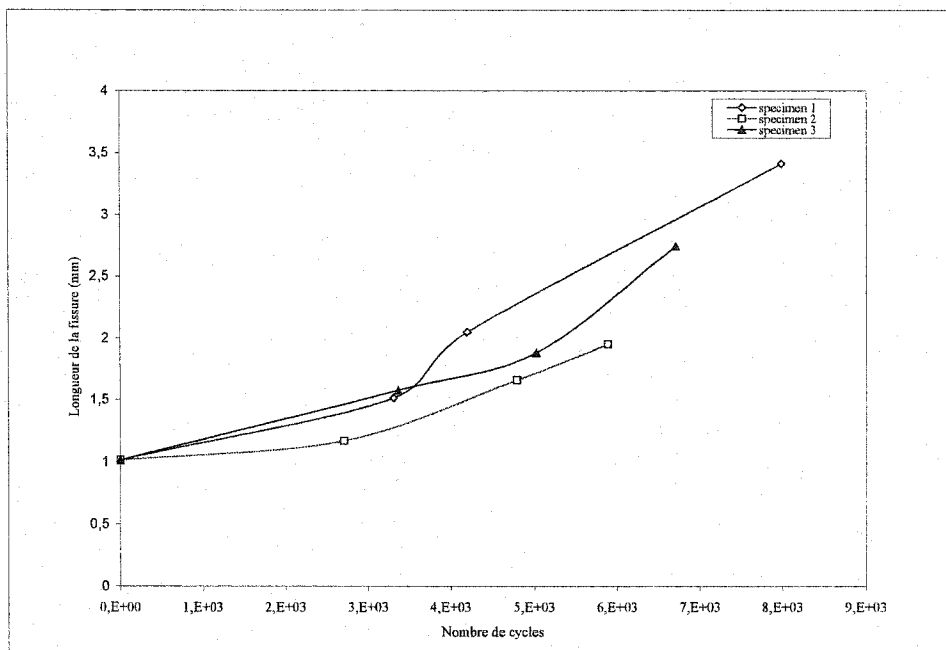


Figure 35 : Propagation de fissures sur le bord du trou écroui, $e/D=1,2$ et $S_{max}=137,8$ MPa

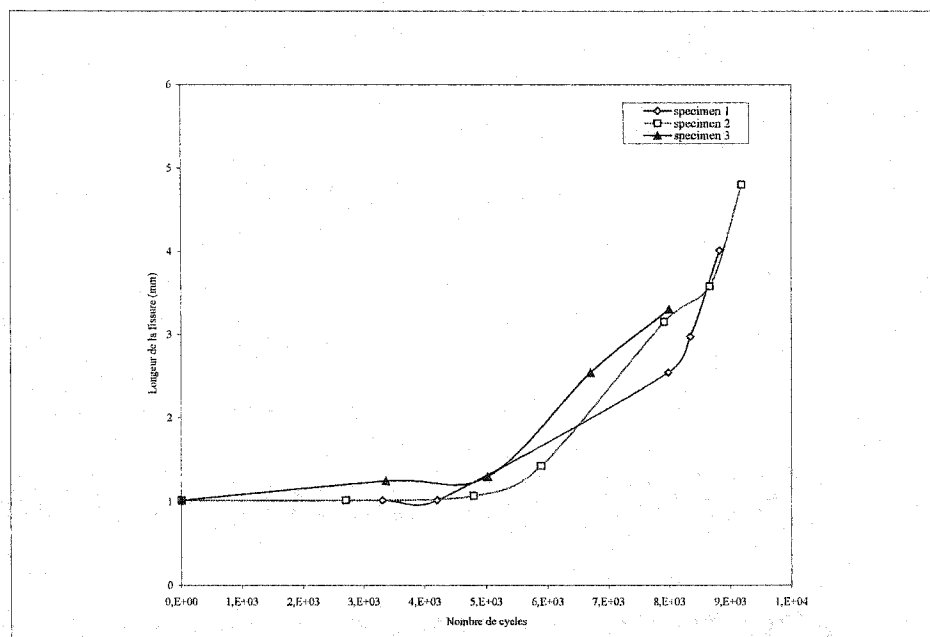


Figure 36 : Propagation de fissures en surface pour le trou écroui, $e/D = 1,2$ et $S_{max} = 137,8$ Mpa

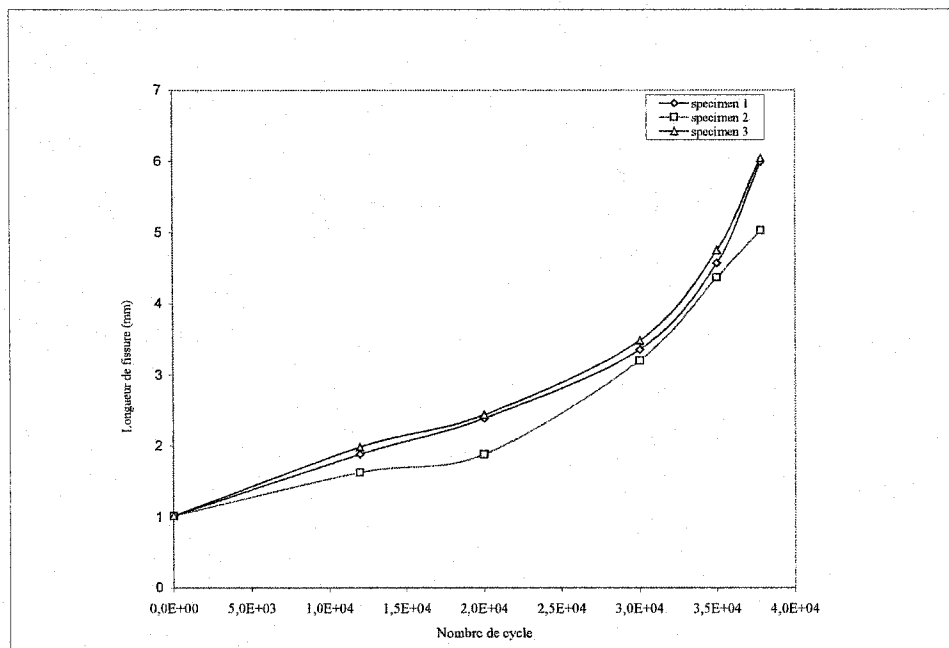


Figure 37 : Propagation de fissures sur le bord du trou écroûi, $e/D=1,2$ et $S_{max}=110$ MPa

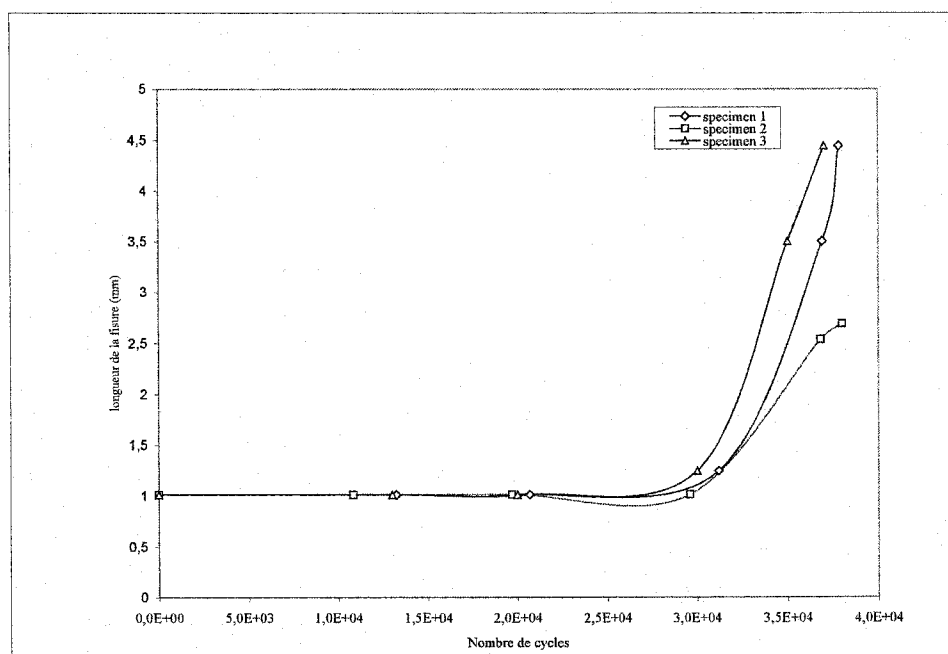


Figure 38 : Propagation de fissures en surface pour le trou écroûi, $e/D = 1,2$ et $S_{max} = 110$ Mpa