N° d'ordre : H 592

UNIVERSITE DES SCIENCES ET TECHNOLOGIES DE LILLE
LABORATOIRE DE MECANIQUE DE LILLE U.M.R. C.N.R.S. 8107

Mémoire

D'HABILITATION A DIRIGER DES RECHERCHES
Sciences Mathématiques, spécialité Mécanique

Par Abdelwaheb AMROUCHE
Maître de Conférences à l'IUFM Nord Pas de Calais

CONTRIBUTION A L'ETUDE DE LA PREDICTION ET DE L'OPTIMISATION DES DUREES DE VIE DES STRUCTURES EN FATIGUE SOUS CHARGEMENT UNIAXIAL ET MULTIAXIAL : INFLUENCE DES PARAMETRES OPERATIONNELS

Présenté le 05 décembre 2007 devant le jury composé de :

Président :	**S. CALLOCH**	*Prof. E.N.S.I.E.T.A. Brest*
Rapporteurs :	**G.PLUVINAGE**	*Prof. Université de Metz*
	J.L. ROBERT	*Prof. I.U.T. Montluçon Clermont Ferrand*
	M. NAIT ABDELAZIZ	*Prof. Polytech-Lille (U.S.T.L) Lille*
Examinateurs :	**G. MESMACQUE**	*Prof. I.U.T. A (U.S.T.L) Lille*
	T. PALIN LUC	*MdC- HDR. E.N.S.A.M. Bordeaux*

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

A la mémoire de mon père

A ma mère

A Sophia, Merwan, Inès

A mon épouse Dominique

Et les amis

© 2008 Tous droits réservés.

SOMMAIRE

Introduction générale……5

Thème1

Prévision de la durée de vie en fatigue des structures fissurées et réparées par la méthode du trou avec et sans expansion sous sollicitations à amplitude constante.

Introduction……...13

I-1. Présentation de la méthode…….13

I-1.1. Perçage sans expansion……13

I-1.2. Perçage avec expansion……...13

I-2. Influence du diamètre du trou, de l'amplitude du chargement sur la durée de vie à l'amorçage……14

I-2.1. Modèle d'estimation du nombre de cycles à l'amorçage avec perçage sans expansion…….15

I-3. Conditions opératoires de l'expansion du trou …….17

I-4. Influence du rayon du trou et du degré d'expansion sur le réamorçage de la fissure……....17

I-5. Modélisation numérique 3-D……..20

I-5.1.Modèle par éléments finis…….20

I-5.2. Evolution des contraintes au cours du processus d'expansion……...22

I-5.3. Influence du degré d'expansion (DE) sur la contrainte résiduelle circonférentielle maximale de compression ($\sigma_{\theta \max}$)……...25

I-5.4. Influence du Degré d'Expansion (DE) sur la taille de L_{ZCRC} et de L_{ZDP}…….……...26

I-5.5. Modélisation de la double expansion……...27

I-5.6. Influence des caractéristiques mécaniques…….....29

I-5.7. Optimum du degré d'expansion…….....30

I-6. Application de la méthode sur pièce réelle…….31

I-7. Conclusions ……...……34

© 2008 Tous droits réservés.

http://www.univ-lille1.fr/bustl

Thème2

Application d'un nouvel indicateur de dommage en fatigue uniaxiale et multiaxiale sous chargement à amplitude constante et aléatoire.

Introduction……...37

II-1. Algorithme et description du modèle de la contrainte endommagée……37

II-2. Modélisation de la courbe S-N…….40

II-3. Validation du modèle ……..……..41

II-4. Comportement du modèle suivant les sollicitations..……44

II-5. Essai de Fatigue uniaxiale avec chargement variable……...46

II-6. Essais de fatigue en traction biaxiale……48

II-7. Conclusions……. …….56

Thème 3

Nocivité de l'endommagement préalable sur les propriétés mécaniques statiques et dynamiques.

Introduction……...60

III- 1. Nocivité de l'endommagement en fatigue sur les propriétés de traction statiques et dynamiques……..……60

III- 1.1 Essais de traction statique après endommagement de fatigue en pilotage de déformations et de contraintes …….…….60

III- 1.2. Evolution des propriétés mécaniques en traction statique……...61

III- 1.3. Evolution des propriétés mécaniques en traction dynamique……..61

III- 2. Nocivité de la fatigue sur les propriétés de ténacité……...63

III-3. Conclusions…… ……65

Conclusions - Perspectives ……..…… .68

Références bibliographiques ……72

Notice individuelle – curriculum vitae ……..……78

Activités de recherche ……..……..……79

Activités d'enseignement, responsabilités administratives…….86

Annexe 1…….……..89

Annexe 2…….……106

© 2008 Tous droits réservés.

http://www.univ-lille1.fr/bustl

INTRODUCTION GENERALE

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

INTRODUCTION GENERALE

Le présent mémoire est consacré à la synthèse de mes travaux de recherche depuis ma nomination (année 1992) en tant que maître de conférences à l'Institut Universitaire de Formation des Maîtres (IUFM) du Nord-Pas-de-Calais.

Ces travaux de recherche ont été effectués au Laboratoire de Mécanique de Lille L.M.L. (UMR CNRS 8107) au sein de l'équipe mécanique et matériaux de l'IUT A, dirigée par le Pr Gérard Mesmacque.

Dès mon arrivée, j'ai participé au travail mené sur la rupture des joints soudés, thème qui s'inscrivait dans le cadre d'une collaboration tripartite entre EDF, Centre de Recherches les Renardières, l'école HEI de Lille et le laboratoire(L.M.L). Ce travail portait sur l'étude de la déchirure ductile d'un joint soudé basée sur une approche globale et locale de la mécanique de la rupture. Cette étude réactivée en 1992, faisait suite aux travaux de ma thèse soutenue en octobre 1987 sur le thème *« étude de la déchirure ductile : application aux joints soudés »* et d'une autre thèse soutenue en 1989 sous la direction du professeur Gérard Mesmacque. Les travaux de ce thème ont été mentionnés et développés dans les rapports d'habilitations à diriger les recherches de Pr Nait (1997) et Pr Imad (2000).

Dans le cadre de ce mémoire, je présente les travaux de ces dix dernières années qui coïncident avec mon orientation sur les aspects de la fatigue à grand nombre de cycle. Ces travaux traitent de **l'endommagement et de la fatigue des matériaux et des structures** en termes de prévision de la durée de vie et de l'amélioration de celle ci en présence d'un défaut (fissure). Cette thématique est soutenue par le G.R.R.T (Groupe Régional de Recherche sur les Transports) et est menée en collaboration avec des partenaires industriels (ALSTOM, S.N.C.F, GENERAL TRELLERS). Elle s'articule autour des thèmes suivants :

Thème 1 : Prévision de la durée de vie en fatigue des structures fissurées et réparées par la méthode du trou avec et sans expansion sous sollicitations à amplitude constante.

Thème 2 : Application d'un nouvel indicateur de dommage en fatigue uniaxiale et multiaxiale sous chargement d'amplitude constante ou variable.

Thème 3 : Nocivité de l'endommagement sur les propriétés mécaniques statiques et dynamiques

Ces trois thèmes sont conduits selon un aspect expérimental et une modélisation numérique par éléments finis.

Le thème 1 répond à des préoccupations industrielles concernant les techniques de réparation et d'accroissement de la durée de vie d'une structure endommagée (fissurée). Il

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

s'agit, dans un premier temps, d'assurer la sécurité au niveau du fonctionnement de la structure endommagée, et ensuite, d'augmenter sa durée de vie afin de diminuer les coûts de la maintenance en réduisant considérablement la fréquence d'inspection de ces structures.

Dans le cadre d'une collaboration avec (ALSTOM et GENERAL TRELLERS), une étude exploratoire dans une Z.A.T. de deux alliages d'aluminium de la série 6000 et sur deux aciers HLE avait été menée par deux étudiants de D.E.A. dans le cadre de leur stage en 1995.

Les questions soulevées par cette étude exploratoire et les perspectives envisagées nous ont permis de démarrer une thèse en 1997.

Cette thèse avait pour objectif la maîtrise des conditions opératoires et des mécanismes d'arrêt et/ou de retard de la propagation d'une fissure occasionnés par la méthode d'expansion en fond de fissure.

Des essais de fatigue sur des éprouvettes de laboratoire avec différents diamètres de perçage et différents taux d'expansion au fond d'une fissure de fatigue sous un chargement à amplitude constante ont été réalisés. Les résultats montrent que l'augmentation des diamètres du trou contribue à un accroissement de la durée de vie (effet de l'acuité d'entaille). De même, l'augmentation du taux d'expansion améliore considérablement la durée de vie (présence des contraintes résiduelles de compression). L'augmentation de la durée de vie dépend de plusieurs facteurs notamment du chargement, du rayon de perçage, du taux d'expansion et du niveau des contraintes résiduelles de compression. Nous nous sommes penchés sur une modélisation de la durée de vie en tenant compte de ces paramètres ainsi que leur dépendance. **« Thèse de Rachid GHFIRI soutenue en novembre 2000 »**

Dans ce thème, nous nous sommes aussi intéressés à l'influence d'autres paramètres tels que le niveau des contraintes résiduelles de compression, les tailles des zones affectées par l'expansion du trou sur les durées de vie. **« Thèse de Man SU soutenue le 21 octobre 2005 »**

Les résultats issus de l'analyse par éléments finis montrent que le degré d'expansion n'a pas d'influence sur les contraintes résiduelles maximales de compression. Par contre, il a une influence significative sur la taille des zones plastiques et la taille de la zone des contraintes résiduelles de compression. Afin d'analyser quantitativement l'influence des contraintes résiduelles de compression sur le réamorçage et la propagation de la fissure, des essais de relaxation des contraintes résiduelles par traitement thermique ainsi que des mesures de contraintes résiduelles par diffraction des rayons X au cours du chargement à différents nombres de cycles ont été réalisés. Les résultats montrent que la relaxation des contraintes résiduelles par traitement thermique conduit à des durées de vie similaires à une structure

© 2008 Tous droits réservés.

ayant subi une réparation (perçage sans expansion). Les mesures des contraintes résiduelles montrent qu'il n'y a pas de relaxation des contraintes résiduelles au cours du cyclage à un niveau de chargement donné. Dans le cadre de la technique de réparation des fissures de fatigue par expansion à froid, sur des éprouvettes en alliage d'aluminium et en acier HLE (matériau très largement employé dans le domaine du transport), nous avons déterminé la valeur optimale du degré d'expansion. Celui-ci dépend de l'apparition du seuil de l'instabilité plastique.

Ce travail a donné lieu à une collaboration avec la SNCF pour une validation de l'étude sur un acier au Chrome-Molybdène, les tôles étudiées présentant d'autres épaisseurs. La maîtrise d'un tel process donnera la possibilité d'agir rapidement en cas d'avarie, permettant ainsi de temporiser et de réfléchir à un mode de réparation plus approprié. Les résultats des tests sur la pièce réelle (un support de brosse du TGV) sont en assez bon accord avec ceux sur éprouvettes de laboratoire.

Dans le thème 2, nous nous sommes intéressés au problème de cumul du dommage sur des structures vierges et sur des structures endommagées, réparées par la méthode du trou expansé sous des sollicitations à amplitude constante **« Thèse de J.S.GARCIA MIRANDA soutenue en juillet 2003 ».** Dans cette thèse, nous proposons une loi de cumul de dommage tenant compte de l'histoire du chargement avec un nombre très limité de paramètres (uniquement la courbe de Wöhler (courbe (S-N) totale ou partielle dans la zone de chargement). L'application de cet indicateur (loi de la contrainte endommagée) a donné des résultats prometteurs, qui présentent des écarts moindres par rapport à la loi de Miner qui est la plus utilisée.

Dans la réalité, les structures sont soumises à des états de contrainte multiaxiaux d'amplitude variables, c'est pour cette raison que, dans la thèse de « **Abdelkrim AID, thèse de Doctorat ALGERIE boursier CMEP (18 mois) soutenue le 25 juin 2006 Université de Djillali Liabes Sidi Bel-abbes en Algérie**) nous nous sommes penchés sur la validité de cet indicateur dans le cas des sollicitations multiaxiales d'amplitude variable. Une étude expérimentale ainsi que des développements informatiques ont été menées. Le problème étant double :

- Le chargement aléatoire nécessite l'utilisation d'une méthode de comptage.
- Le chargement multiaxial nécessite de choisir une contrainte équivalente uniaxiale.

Ainsi, les résultats montrent que la prise en compte de la contrainte équivalente de Von Mises pour représenter la sollicitation donne des résultats très éloignés par rapport à l'expérience,

© 2008 Tous droits réservés.

par contre, la contrainte équivalente de Sines ou Crossland donne des résultats assez prometteurs.
Quelques critères en contraintes répondent assez favorablement. Cette étude nous donne la possibilité de suivre cet indicateur en temps réel sur des structures en service moyennant un enregistrement des cycles de chargement. Ceci va nous permettre de coupler cet indicateur sur des codes de calcul existant et de proposer par la suite une démarche de prévision du cumul de dommage.

Le thème 3, traite de la nocivité de l'endommagement (fatigue) sur les propriétés mécaniques, il faut noter que les matériaux sont utilisés dans des conditions (vitesse de sollicitation, température, environnement) pouvant varier fortement au cours de leur utilisation. Les calculs et les dimensionnements se basent sur les propriétés du matériau à l'état initial sans tenir compte de leur évolution durant leur utilisation. Ce thème a été débuté en 2004 pour étudier l'influence de l'endommagement sur les propriétés mécanique du matériau à travers deux thèses:

La thèse en co-tutelle avec le CIDESI-CONACYT Mexique (équivalent CNRS France), de « **Sanchez Ulises à soutenir fin novembre 2007**. », traitant de l'influence de l'endommagement en fatigue avec pilotage en déformation et en contrainte sur les propriétés de traction statiques et dynamiques d'un acier au Chrome – Molybdène et d'un alliage d'aluminium de la série 6000.

La thèse de « **Pedro Cadenas soutenance prévue fin 2008** » traitant de l'influence de l'endommagement en fatigue endurance sur les propriétés de traction statiques et les propriétés de ténacité d'un alliage d'aluminium de la série 6000. Cette thèse a débuté durant l'année universitaire 2005-2006.

Les résultats obtenus montrent que les propriétés mécaniques de traction statique n'évoluent pas ou peu en fonction du dommage et du matériau. Par contre, les propriétés de ténacité évoluent en fonction de l'endommagement. Une diminution considérable des propriétés mécaniques en traction statique et dynamique a été observée en fonction d'endommagement de fatigue en pilotage de déformation. Ces phénomènes sont à relier à la densité et aux dimensions de microfissures ainsi qu'à leur coalescence durant la fatigue endurance, et à la création et le mouvement des dislocations dans le cadre de la fatigue avec déformation plastique irréversible.

© 2008 Tous droits réservés.

Le présent rapport s'appuie sur une synthèse des résultats expérimentaux et de modélisation par éléments finis des trois thèmes cités précédemment.
La première partie est consacrée à la méthode de réparation par perçage avec ou sans expansion d'un trou au fond de la fissure. Cette technique est largement employée dans l'aéronautique. Une description de la méthode et une approche de la prédiction de la durée de vie sont présentées. L'influence des conditions opératoires et des propriétés des matériaux sur les champs des contraintes résiduelles induites par la méthode est présentée. La maîtrise de la double expansion et la détermination de la valeur optimale du degré d'expansion présentent une avancée significative pour la prévision de la durée de vie des structures fissurées. Une application sur structure réelle (brosse de TGV) ainsi que les principales conclusions sont données à la fin de cette partie.

La deuxième partie porte sur la prédiction de la durée de vie utilisant un nouvel indicateur d'endommagement qui tient compte de l'histoire de chargement. Cet indicateur en contraintes s'appuie uniquement sur la courbe de Wöhler. Une description du modèle, sa validation et sa comparaison avec la loi de Miner avec des blocs de chargement à amplitude constante (Bas-Haut, Haut-Bas et blocs aléatoires) sont présentées. Les résultats de prévision avec des chargements uniaxiaux et multiaxiaux d'amplitude variable sont montrés et comparés aux prévisions de la loi de Miner.

Dans la troisième partie, sont exposés brièvement quelques résultats traitant de la nocivité de l'endommagement en fatigue sur les propriétés mécaniques de traction statiques et dynamiques dans le cas de l'acier et sur les propriétés de ténacité dans le cas de l'alliage d'aluminium.

Une conclusion générale présentant un bilan des trois thèmes abordés ainsi que les futures orientations de mes recherches sont résumées.

Une quatrième partie résume les activités de recherche, et d'enseignement ainsi que les responsabilités administratives. Elle contient un curriculum vitae, la liste des travaux publiés, les encadrements de thèses et de D.E.A. ainsi que les participations aux jurys de thèses.

Ces quatre parties sont suivies d'annexes présentant certains travaux publiés rentrant dans le cadre des deux premiers thèmes.

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

THEME 1

Prévision de la durée de vie en fatigue des structures fissurées et réparées par la méthode du trou avec et sans expansion sous sollicitations à amplitude constante.

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

THEME 1

Prévision de la durée de vie en fatigue des structures fissurées et réparées par la méthode du trou avec et sans expansion sous sollicitations à amplitude constante.

Résumé

Cette étude porte sur la maîtrise des mécanismes de retard et/ou d'arrêt de la propagation d'une fissure réparée par la méthode du trou avec et sans expansion. Elle a été conduite dans le cadre de la thèse effectuée par Rachid Ghfiri soutenue en Novembre 2000. Cette thèse à forte proportion expérimentale, a permis au laboratoire, d'acquérir une base de données intéressante. Les conditions opératoires (diamètre du trou, degré d'expansion), les conditions de chargement ont permis de proposer une modélisation de la prédiction de la durée de vie.

L'effet des contraintes résiduelles de compression a été traité d'un point de vue expérimental en analysant l'ouverture de la fissure après expansion et leur relaxation par traitement thermique.

Nous avons poursuivi ces investigations dans le cadre de la thèse de Man Su, soutenue en Octobre 2005. Cette étude à dominante modélisation numérique par éléments finis, a permis d'analyser l'influence des conditions opératoires sur les champs des contraintes résiduelles. Cette étude a minimisé les essais expérimentaux, en proposant une démarche de détermination de la valeur optimale du degré d'expansion. La double expansion a été traitée pour remédier à l'initiation asymétrique de la fissure.

Ces travaux ont fait l'objet de 4 publications dans les revues (Fatigue and Fractures of Engineering Materials Science, International Journal of fatigue, Computational Materials Science et Journal of Material Processing Technology) et de 11 communications internationales.

© 2008 Tous droits réservés.

Introduction

Dans cette partie, une synthèse de l'ensemble des résultats expérimentaux et de la simulation numérique concernant la méthode du trou percé en fond de fissure avec et sans expansion est présentée. Le but de cette méthode est de prolonger la durée de vie des structures mécaniques fissurées soumises à des chargements en fatigue. La durée de vie correspondant au réamorçage est prédominante par rapport à la durée de vie correspondant à la propagation de la fissure.

Les résultats présentés sont limités à un seul matériau pour n'afficher que les principales tendances. L'analyse développée pourra s'appuyer, le cas échéant, sur des résultats obtenus pour d'autres matériaux.

I-1. Présentation de la méthode

I-1.1. Perçage sans expansion

Depuis plusieurs décennies, le perçage en fond de la fissure de fatigue est utilisé comme méthode de réparation dans le domaine de l'aéronautique [1-3]

Un perçage est effectué en fond de la fissure comme le montre le schéma de la figure (I.1). Dans cette position, le perçage supprime la singularité et diminue le coefficient de concentration de contrainte K_t [4-6]. Le diamètre final du perçage est obtenu par un alésage. Cette procédure est nécessaire afin de supprimer tous les défauts causés par le foret qui peuvent accélérer le réamorçage de la fissure. Le perçage du trou est effectué de façon à avoir une longueur de fissure $a_t = a_0 + \rho = 27{,}5$ mm.

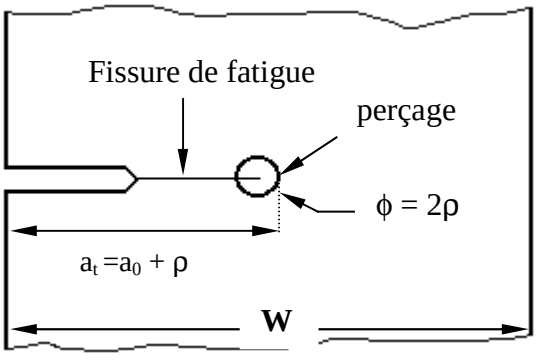


Figure I.1 : Perçage en fond de la fissure

I-1.2. Perçage avec expansion

L'expansion du trou en fond de la fissure est un processus mécanique utilisé pour améliorer l'effet bénéfique du perçage sur le réamorçage et sur la propagation de la fissure [7,8].

© 2008 Tous droits réservés.

Cette expansion est obtenue par le passage d'une bille en acier à haute limite d'élasticité suivant l'axe du perçage. Cette bille a un diamètre D supérieur au diamètre initial du trou d_0 comme indiqué sur la figure (I.2). Le passage de la bille est réalisé par une machine hydraulique. La bille est lubrifiée à l'huile dans le but de réduire les frottements entre la bille et le matériau et de protéger le bord du trou percé d'un dommage durant l'expansion.

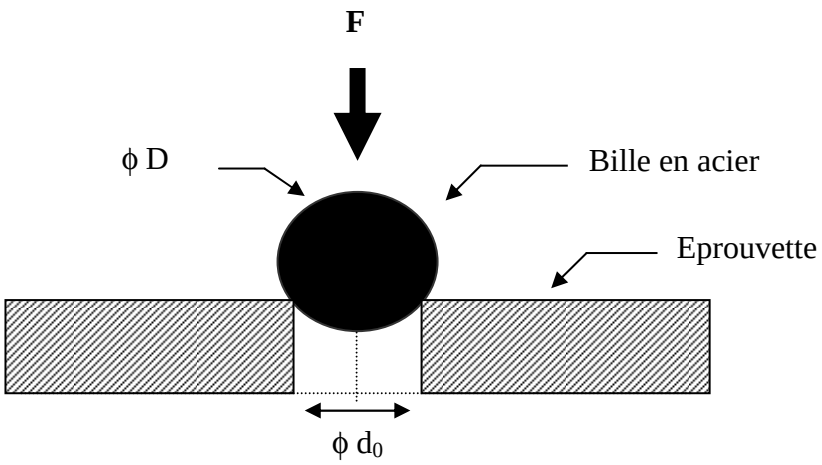


Figure I.2 : Principe de l'expansion du perçage

I-2. Influence du diamètre du trou, de l'amplitude du chargement sur la durée de vie à l'amorçage

La figure I.3., présente l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte ΔK_ρ en fonction du nombre de cycles au réamorçage N_a pour les différents rayons étudiés. Nous constatons que le nombre de cycles correspondant au réamorçage N_a augmente quand l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte diminue. Lorsque cette amplitude atteint une valeur seuil, correspondant à 2.10^6 cycles, aucun réamorçage de fissure n'est observé.

Il est à noter que l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte seuil $(\Delta K_\rho)_{seuil}$ dépend du rayon du trou et du matériau. En effet, plus le rayon augmente plus $(\Delta K_\rho)_{seuil}$ augmente (figure (I.3)) [10,11]. Par contre, quand le chargement est très élevé, le nombre de cycles au réamorçage est faible quel que soit le rayon du trou. Cette constatation est valable dans l'intervalle de N_a inférieur à 5.10^5 cycles. Ces informations sont nécessaires pour définir l'intervalle de ΔK_ρ où la réparation d'une fissure par la méthode du trou peut prolonger considérablement la durée de vie. Au-delà de cet intervalle, la réparation n'a pas d'effets bénéfiques marqués.

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

R. Ghfiri [9], dans sa thèse, a mené un travail expérimental conséquent sur deux alliages d'aluminium de la série 6000. Il a proposé une approche phénoménologique simplifiée de prévision de la durée de vie des structures fissurées ayant subi une réparation par la méthode. Cette approche est développée dans la section suivante.

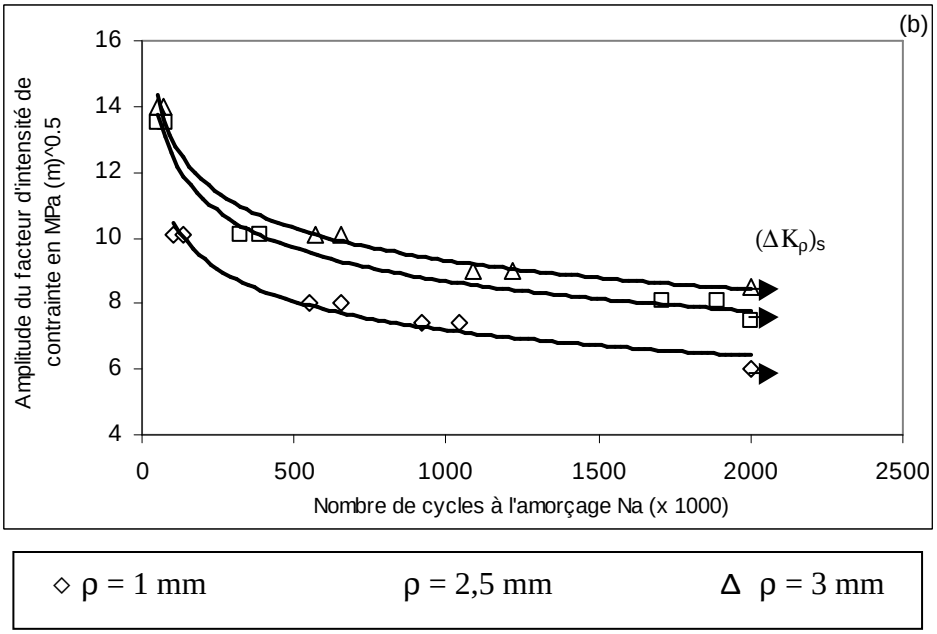


Figure I.3 : Evolution de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte en fonction du nombre de cycles à l'amorçage

I-2.1. Modèle d'estimation du nombre de cycles à l'amorçage avec perçage sans expansion

Pour chaque valeur du rayon du trou ρ et chaque amplitude du facteur d'intensité de contrainte ΔK_ρ, l'amplitude de contrainte maximum $\Delta\sigma_{max}$ atteinte au bord du trou a été calculée à partir de l'équation (I.1) proposée par TANAKA et al [12]:

$$\Delta\sigma_{max} = \frac{2\Delta K_\rho}{\sqrt{\pi\rho}} \qquad (I.1)$$

La figure (I.4) illustre l'évolution de $\Delta\sigma_{max}$ en fonction du nombre de cycles à l'amorçage N_a. Cette représentation montre l'existence d'une corrélation entre $\Delta\sigma_{max}$ et N_a sous forme d'une fonction puissance du type $\Delta\sigma_{max} = C\,(N_a)^n$. Dans le cas de l'alliage 6082 T6, l'équation suivante a été obtenue:

$$\Delta\sigma_{max} = 1741.(N_a)^{-0,15} \qquad (I.2)$$

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

Les courbes de la figure (I.3) conduisent aussi à la détermination du seuil de l'amplitude de contrainte maximum $(\Delta\sigma_{max})_s$ qui correspond à une durée de vie $N_a = 2.10^6$ cycles. La valeur $(\Delta\sigma_{max})_s$ peut être considérée comme la limite de fatigue du matériau qui est égale à 198 MPa dans le cas de cet alliage.

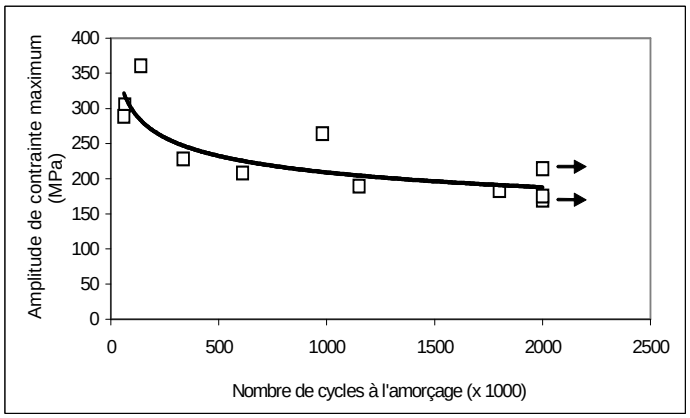


Figure I.4 : Evolution de l'amplitude de contrainte maximale en fonction du nombre de cycles à l'amorçage

La figure (I.5) présente l'évolution du nombre de cycles à l'amorçage en fonction du rapport d'amplitude de contrainte maximale sur l'amplitude de contrainte seuil $R_\sigma = [(\Delta\sigma_{max}) / (\Delta\sigma_{max})_s]$. Cette évolution peut s'écrire sous la forme d'une fonction puissance donnée par l'expression suivante :

$$N_a = N_0 \times \left(\frac{\Delta\sigma_{max}}{(\Delta\sigma_{max})_s} \right)^m \qquad \text{(I.3)}$$

Avec $N_0 = 2.10^6$ cycles

m = -4,31 dans le cas de l'alliage 6082 T6

Cette équation permet d'estimer la durée de vie correspondant à l'amorçage exprimée par N_a. Elle nécessite la connaissance de la valeur de $(\Delta\sigma_{max})_s$ correspondant à une durée de vie $N_a = 2.10^6$ cycles.

Dans une première approximation, la valeur de $(\Delta\sigma_{max})_s$ peut être estimée en utilisant l'équation I.1.

© 2008 Tous droits réservés.

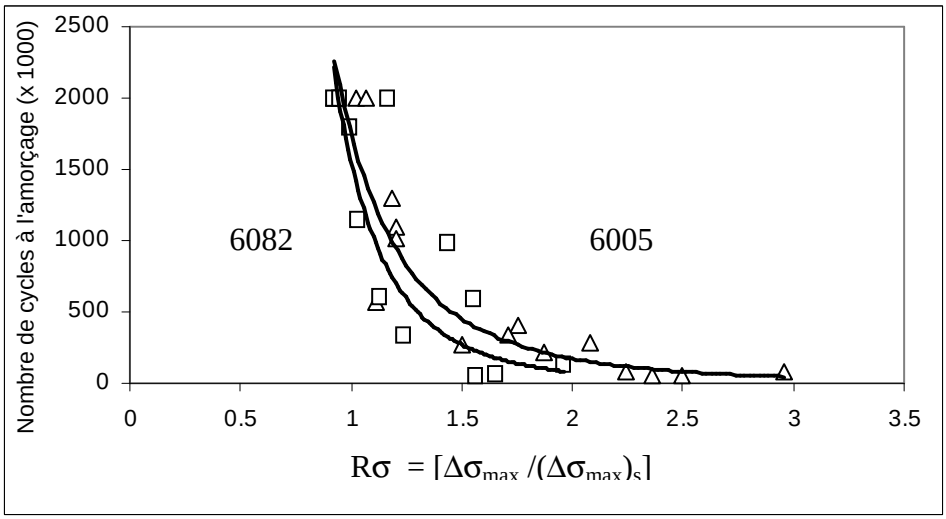


Figure 1.5 : Evolution du nombre de cycles à l'amorçage en fonction du rapport

I-3. Conditions opératoires de l'expansion du trou

L'expansion d'un trou est un processus mécanique utilisé pour améliorer l'effet bénéfique du trou percé au fond d'une fissure de fatigue. Le degré d'expansion DE est déterminé avec la formule suivante :

$$DE = \frac{D - d_0}{d_0} x100 \qquad (I.4)$$

Les trois degrés d'expansion, DE = 1,7 ; 3,4 et 4,3 %, sont obtenus en perçant trois trous de diamètres initiaux d_0 = 5,9 ; 5,8 et 5,75 mm respectivement et en utilisant une bille de diamètre D = 6 mm. Le cas du degré d'expansion DE = 0 % correspond au perçage d'un trou non expansé de diamètre 6 mm.

I-4. Influence du rayon du trou et du degré d'expansion sur le réamorçage de la fissure

La figure I.6, présente les courbes de propagation illustrant l'évolution de la longueur de la fissure **a** en fonction du nombre de cycles **N** pour un chargement **ΔK_ρ = 10,1 MPa.√m**, pour les différents rayons (ρ = 1 ; 2,5 et 3 mm) et pour les différents degrés d'expansion (DE= 1,7 ; 3,4 et 4.3 %) avec un diamètre final du trou de 6 mm. Ces courbes indiquent le point de réamorçage de la fissure après perçage avec ou sans expansion qui correspond au nombre de cycles au réamorçage N_a. Ce paramètre constitue une donnée importante permettant de mesurer la majeure partie du bénéfice en termes de durée de vie, apportée par la méthode.

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

Ces courbes montrent que le nombre de cycles au réamorçage N_a augmente quand le rayon du trou augmente. Il est connu que l'augmentation du rayon en fond de fissure se traduit par une diminution de la concentration de contrainte. Beaucoup de travaux [13-14] ont été menés sur l'influence de l'acuité d'entaille.

Les résultats de la figure I.6, confirment les résultats de la littérature [15-17] à savoir que le nombre de cycles au réamorçage N_a augmente après expansion. Cette amélioration de la durée de vie s'explique par l'introduction des contraintes résiduelles locales de compression, lors de l'expansion du trou, qui réduisent le niveau des contraintes sous chargement et de ce fait diminuent la force motrice de propagation au fond du trou. Il faut noter que l'expansion donne naissance à une zone plastifiée autour du trou dont la taille tend à augmenter avec le degré d'expansion [18,19]. (Pour l'estimation de la durée de vie dans le cas de l'expansion ; Cf annexe 1).

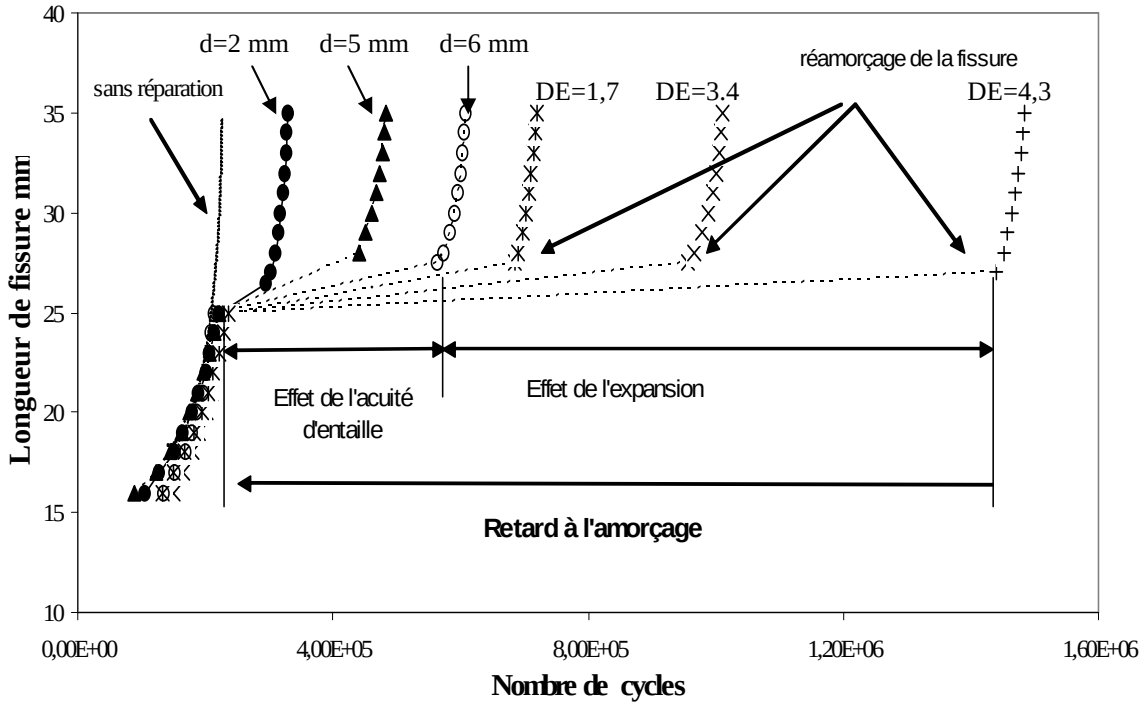


Figure I.6 : Courbes de propagation avec différents diametres de perçage et degré d'expansion

On constate que le nombre de cycles au réamorçage dépend du degré d'expansion avec un diamètre final de 6 mm. En effet le nombre de cycles au réamorçage N_a croît quand le degré d'expansion augmente jusqu'à une certaine limite ». Selon certains auteurs [20-23], *ce phénomène peut être expliqué par un accroissement du niveau des contraintes résiduelles de*

© 2008 Tous droits réservés.

compression lors de l'augmentation du degré d'expansion ce qui conduit à réduire les contraintes effectives.

Afin d'analyser l'influence du degré d'expansion sur les contraintes résiduelles de compression, des mesures de l'ouverture de la fissure, à l'aide d'un capteur à lames, sont effectuées juste après la réparation (aucun cycle après réparation) pour les quatre degrés d'expansion DE : 0 ; 1,7 ; 3,4 et 4,3 %. L'ouverture de la fissure est mesurée pendant un cycle «charge-décharge».

La figure (I.7) illustre les courbes donnant la charge par unité d'épaisseur (P/B) en fonction de l'ouverture de la fissure. Globalement, ces résultats montrent que l'ouverture de la fissure, à charge constante diminue si le degré d'expansion augmente. Ce phénomène peut être expliqué par la présence des contraintes résiduelles de compression au bord du trou qui ont tendance à fermer davantage la fissure.

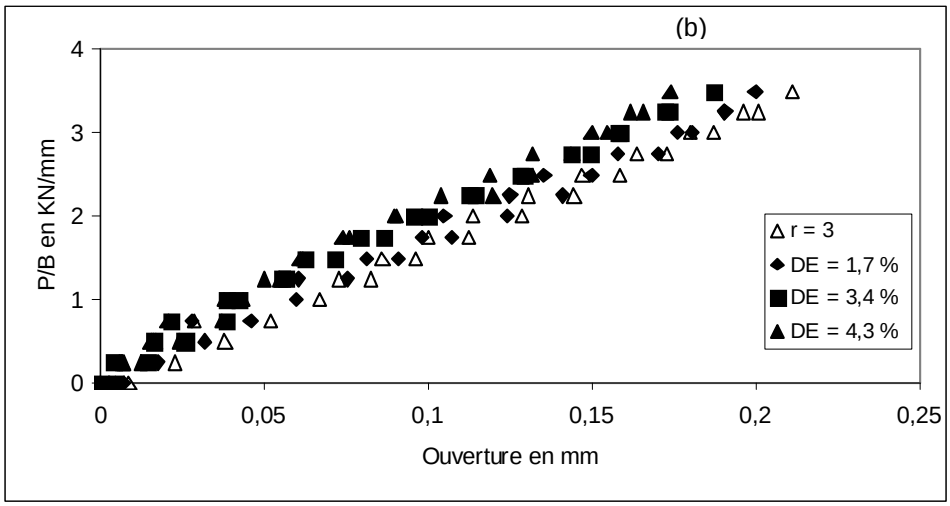


Figure I.7: Evolution du rapport P/B en kN/mm en fonction de l'ouverture de la fissure pour l'alliage 6082 T6

Si ce constat ne nous permet pas de tirer des conclusions quantitatives sur le niveau des contraintes résiduelles, il nous renseigne par contre sur l'effet des contraintes résiduelles au niveau de l'ouverture de la fissure. Ceci nous a amenés à étudier l'influence du degré d'expansion sur les contraintes résiduelles par simulation numérique. Ce travail a fait l'objet de la thèse de Man Su soutenue en Octobre 2005 [24].

Les questions qui restaient ouvertes après le travail de R. Ghfiri [9] concernaient :

- L'identification des facteurs jouant un rôle important dans ce gain de la durée de vie.
- L'influence du degré d'expansion sur le niveau des contraintes résiduelles de compression.

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

- L'identification de la part de l'effet géométrique (concentration de contraintes) et de la part de l'effet mécanique (introduction des contraintes résiduelles) sur la prévision de la durée de vie.

Les travaux menés dans la thèse de Man Su ont apporté des éléments de réponse assez prometteurs quant à la maîtrise de cette technique de réparation, dont les résultats essentiels sont synthétisés dans la section suivante.

L'objectif de la simulation par éléments finis est d'étudier l'influence des facteurs opératoires (le diamètre du trou, le degré d'expansion) et des propriétés du matériau (la limite élastique, le module de Young et le coefficient d'écrouissage) sur le niveau et l'étendue des champs de contraintes résiduelles et de déformations plastiques au bord d'un trou expansé. Cette simulation numérique a aussi pour objectif de minimiser le nombre d'essais de fatigue, coûteux et long.

I-5. Modélisation numérique 3-D

I-5.1.Modèle par éléments finis

La simulation numérique est réalisée avec un modèle 3D sur une plaque fissurée comportant un trou en fond de fissure. Nous avons choisi un modèle élastoplastique avec écrouissage cinématique. La bille est supposée infiniment rigide.

En raison de la symétrie par rapport au plan X-Z, la moitié de l'éprouvette et de la bille est considérée. Le maillage est illustré par la figure (I.8).

La bille est mise, initialement, en contact avec le trou au-dessus de la face d'entrée de l'éprouvette. Un déplacement dans la direction Z est appliqué à la bille, de la face d'entrée à la face de sortie, pour simuler le processus d'expansion. Le processus est réalisé en 100 pas.

Les éléments structuraux à 8-nœuds sont utilisés. La prise en charge du problème de contact est effectuée en utilisant des éléments spéciaux.

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

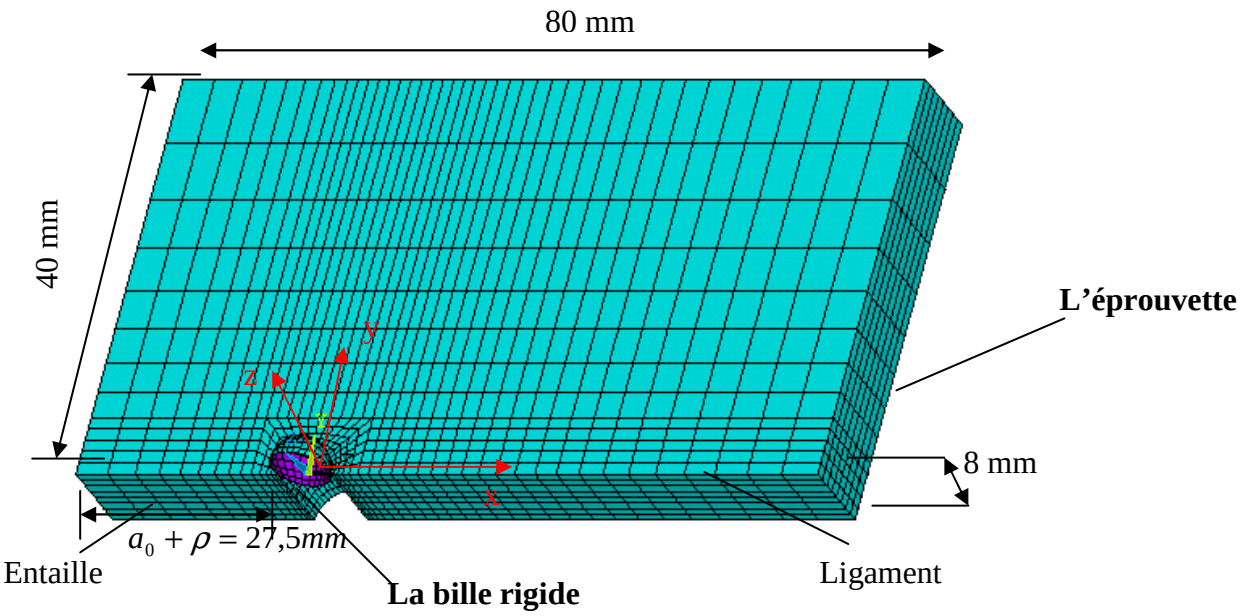


Figure I.8 : Maillage du modèle (a) entier (b) au voisinage du trou

Par ailleurs, T.N CHAKHERLOU [25] et P PAPANIKOS [26], ont montré que le frottement est très bénéfique à l'effet d'expansion. Ils ont également montré que la variation du coefficient de frottement n'a pas beaucoup d'influence sur les champs des déformations plastiques. Pour vérifier l'effet du frottement dans la modélisation numérique, les calculs avec et sans coefficient de frottement ont été réalisés. En accord avec la littérature [25,26], les résultats montrent que le niveau des contraintes résiduelles circonférentielles de compression est plus élevé en considérant le frottement entre la bille et le trou. Cependant, pour éviter les problèmes de convergence numérique, le frottement entre la bille et le trou n'est pas pris en compte, celui-ci est plutôt favorable et allant dans le sens de la sécurité.

Afin d'étudier l'influence du degré d'expansion sur les champs de contraintes résiduelles dans l'épaisseur des éprouvettes, nous identifions sur la courbe d'évolution des contraintes résiduelles circonférentielles les paramètres suivants (Figure (I.9)) :

La contrainte résiduelle maximale de compression.

La taille (longueur) de la zone où les contraintes résiduelles circonférentielles sont de compression **(L_{ZCRC})** .

La taille (longueur) entre le bord du trou et la position où les contraintes résiduelles maximales sont de traction **(L_{ZDP})**.

© 2008 Tous droits réservés.

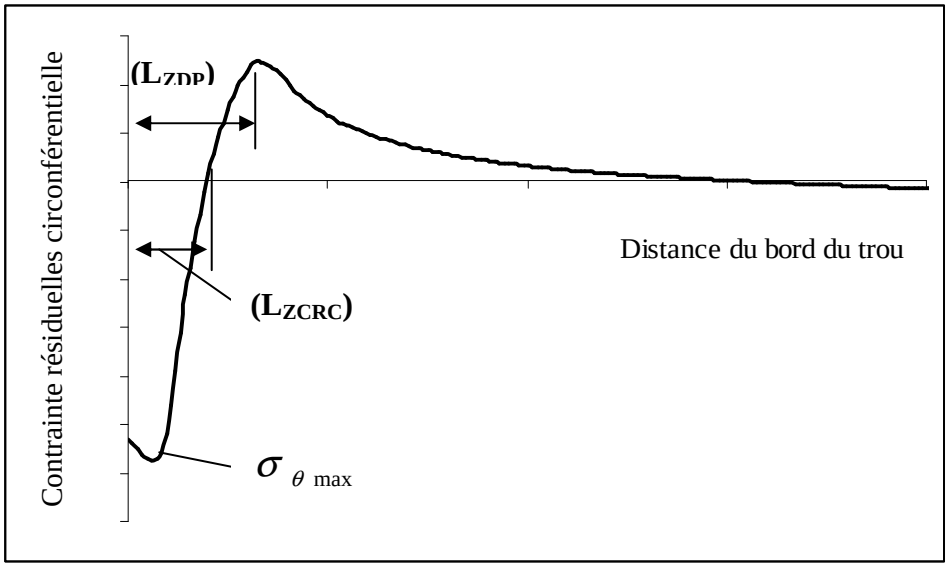


Figure I.9: Définitions des longueurs L_{ZCRC} et de L_{ZDP}

I-5.2. Evolution des contraintes au cours du processus d'expansion

La simulation numérique 3D a été réalisée pour six degrés d'expansion successifs : 1,7 ; 3,4 ; 4,3 ; 5 ; 6 et 8 % (afin de se rapprocher des conditions expérimentales). La figure (I.10) montre l'évolution des contraintes résiduelles circonférentielles durant le processus de l'expansion à 25 %, 75 % et 100 % de pénétration de la bille avec un degré d'expansion DE égale à 3,4 %.

A 25 % du processus d'expansion, les contraintes sont en majorité de traction et de faible niveau (environ 30 MPa) sauf là où il y a contact. La contrainte maximale circonférentielle de traction est d'environ 300 MPa.

A 75 %, les contraintes sont de compression, la valeur maximale est de – 350 MPa et se trouve au milieu de la plaque. En face d'entrée, la contrainte de compression est la plus faible (-100 MPa). Dans le reste de l'épaisseur où la bille n'a pas encore pénétré, les contraintes sont de traction et en face de sortie la contrainte de traction est de 200 MPa.

A 100 %, soit après le passage de la bille, sur toute l'épaisseur de l'éprouvette, les contraintes sont de compression, la zone proche du milieu a les contraintes les plus importantes (- 280 MPa). A ce stade, la contrainte en face de sortie est de compression.

© 2008 Tous droits réservés.

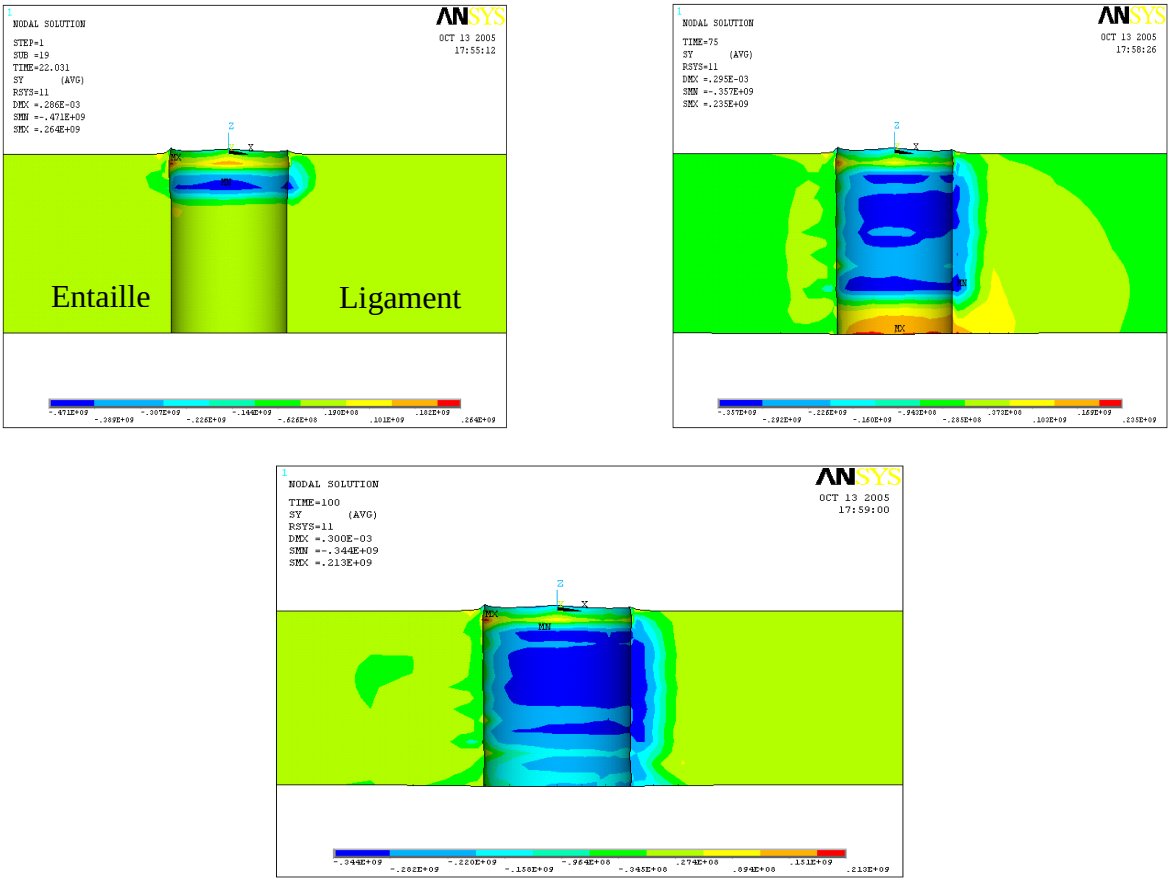


Figure I.10 : Evolution des contraintes résiduelles circonférentielles au cours du processus d'expansion à 25, 75 et 100 % pour un DE = 3,4 %

Pour comparer la distribution des contraintes résiduelles circonférentielles au bord du trou à travers l'épaisseur, trois plans ont été considérés (sur la face d'entrée, au milieu et sur la face de sortie) (Figure (I.11)). Cette figure montre l'évolution des contraintes résiduelles en fonction de la distance au bord du trou pour les six degrés d'expansion: 1,7 ; 3,4 ; 4,3 ; 5; 6 et 8 %.

Dans la zone proche du trou, les contraintes résiduelles circonférentielles sont de compression. Mais les contraintes résiduelles circonférentielles ne sont pas uniformes en profondeur (dans le sens de l'épaisseur). Le niveau des contraintes résiduelles de compression en face d'entrée est beaucoup plus faible que celui au milieu et en face de sortie. Ceci va dans le même sens que les travaux de X. Zhang [27] et M.J. Pavier [28]. Ces auteurs trouvent que l'amplitude du facteur d'intensité de contraintes de la fissure en face d'entrée est plus importante que celui de la fissure en face de sortie et peut se mettre sous la forme ci-dessous :

$$K_{eff} = K_{appl} + K_{res} \qquad (I.6)$$

© 2008 Tous droits réservés.

Où K_{eff} est le facteur d'intensité de contraintes effectif, K_{appl} est le facteur d'intensité de contraintes correspondant à la charge appliquée, et K_{res} est le facteur d'intensité de contrainte correspondant aux contraintes résiduelles. Ceci conduit à l'amorçage asymétrique de la fissure en face d'entrée. Ce constat nous a amenés à explorer l'effet d'une double expansion afin de remédier à cet inconvénient.

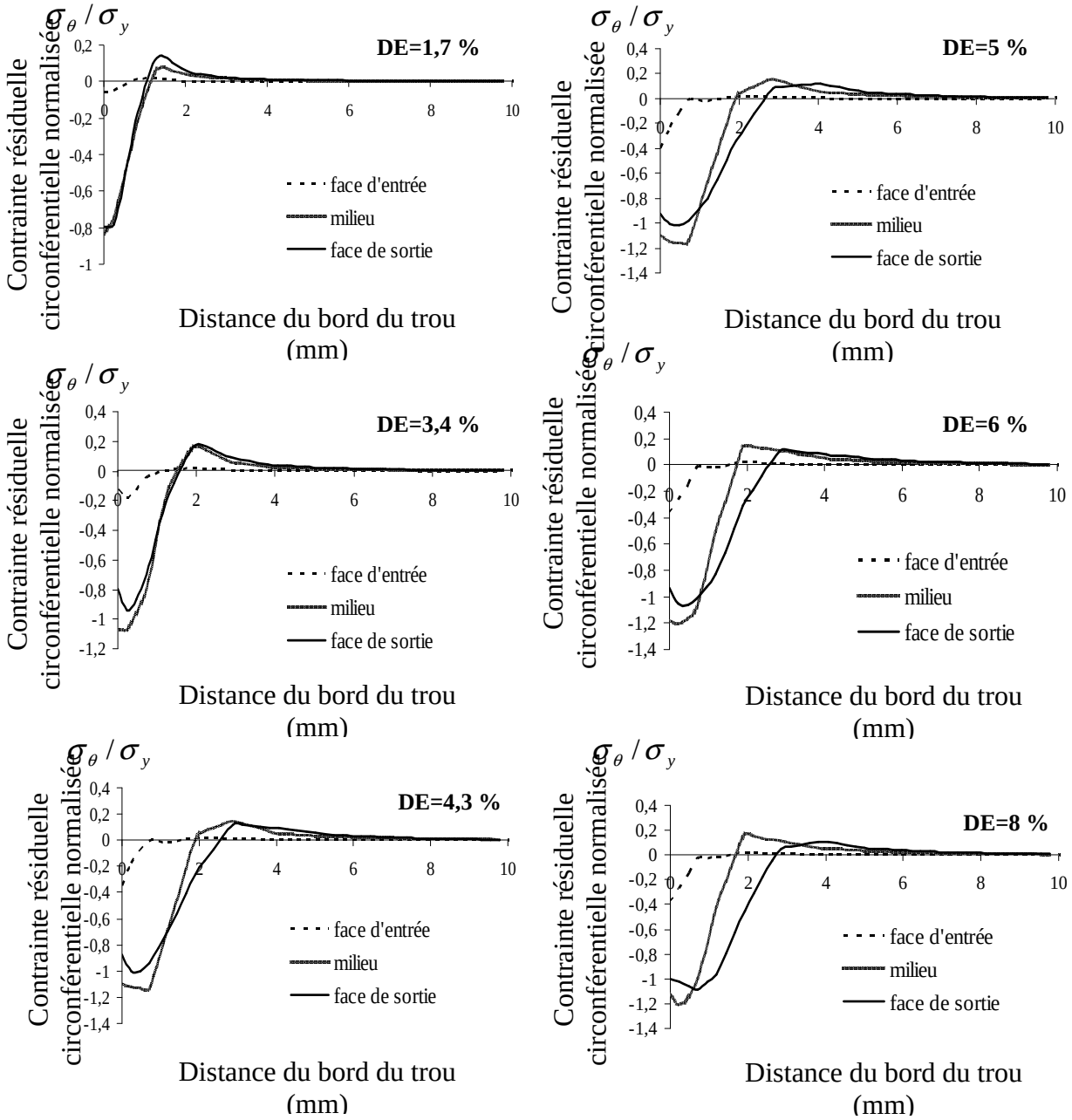


Figure I.11 : Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles sur les trois faces pour les six degrés d'expansion (alliage d'aluminium 6082)

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

I-5.3. Influence du degré d'expansion (DE) sur la contrainte résiduelle circonférentielle maximale de compression ($\sigma_{\theta \max}$)

Plusieurs auteurs ont étudié l'influence du degré d'expansion sur les champs des contraintes résiduelles [29-32]. L'intérêt, ici est d'analyser l'évolution des contraintes résiduelles circonférentielles maximales de compression en fonction du degré d'expansion (DE), en face d'entrée et de sortie. En observant les figures (I.12. a et b) nous pouvons noter que la contrainte $\sigma_{\theta \max}$ est minimale en face d'entrée, maximale en face de sortie (de l'ordre de la limite élastique) et ce pour les trois matériaux. La contrainte résiduelle circonférentielle maximale de compression en face d'entrée augmente avec les DE compris entre 1,7 et 3,4 %. Cependant, en face de sortie les contraintes résiduelles circonférentielles maximales de compression ne varient pas ou peu avec l'augmentation du degré d'expansion.

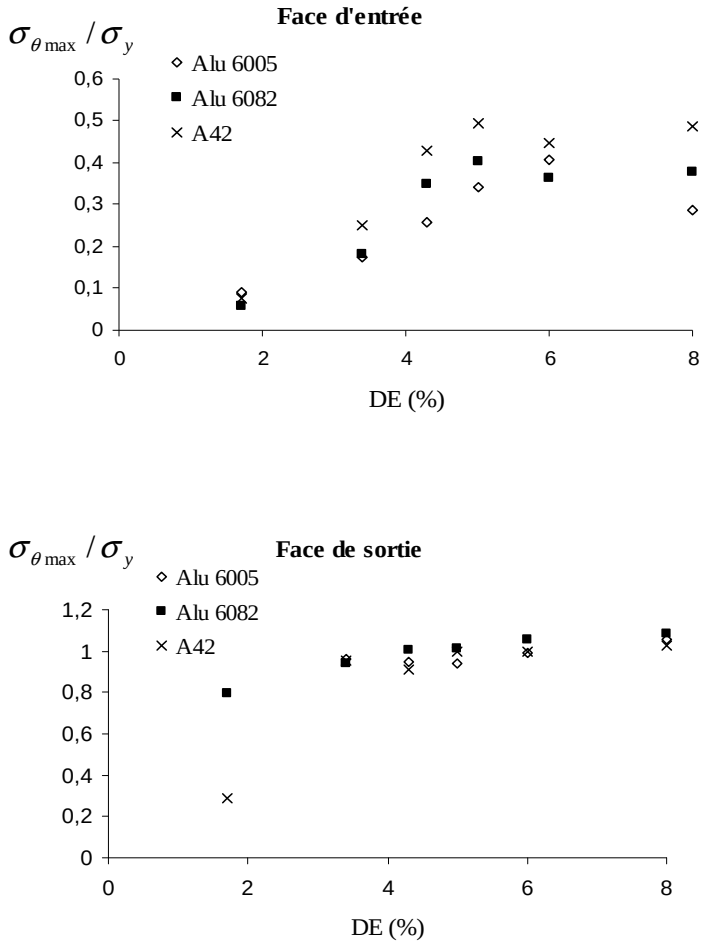


Figure I.12 : Evolution des contraintes maximales résiduelles circonférentielles de compression en fonction du DE sur les deux faces.

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

I-5.4. Influence du Degré d'Expansion (DE) sur la taille de L_{ZCRC} et de L_{ZDP}.

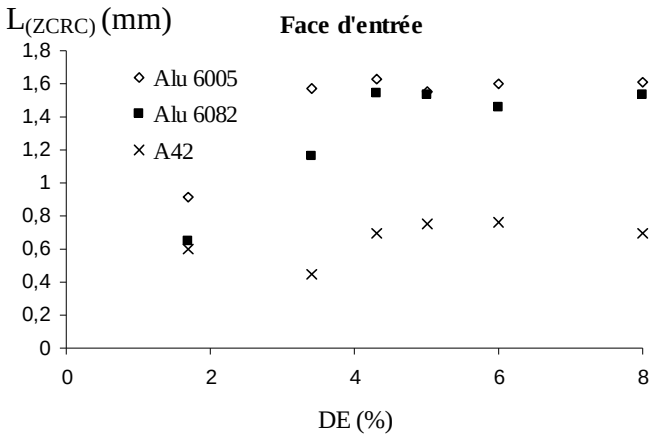
La figure (I.13) et la figure (I.14) montrent les variations de longueur de la zone de contrainte résiduelle circonférentielle de compression L_{ZCRC} et de la longueur de la zone de la déformation plastique L_{ZDP} respectivement avec l'augmentation du degré d'expansion DE en face d'entrée et de sortie pour les trois matériaux dont les limites élastiques et le module de Young sont donnés sur le tableau I.1.

Matériaux	Re (MPa)	E (GPa)
6005 T6	220	68
6082 T6	255	68
Acier A42	440	211

Tableau I.1 : Limite élastique et module de Young des trois matériaux

Les tailles de L_{ZCRC} et de L_{ZDP} augmentent avec les faibles valeurs de DE (1,7 ; 3,4 %) sur les deux faces. Les valeurs de L_{ZCRC} et de L_{ZDP} en face de sortie sont d'environ 2 fois plus grandes que celles en face d'entrée. Ce constat (variation de L_{ZCRC}, de L_{ZDP} et de $\sigma_{\theta \max}$) confirme les observations d'un réamorçage précoce en face d'entrée.

Ces tailles n'évoluent pas à partir degré d'expansion supérieur à 5 % pour les trois matériaux et sur toutes les faces considérées. Ceci semble résulter probablement de la difficulté de convergence du calcul 3D. La simulation 2D permet d'analyser l'influence du degré d'expansion sur les tailles de L_{ZCRC} et de L_{ZDP} plus facilement.



© 2008 Tous droits réservés.

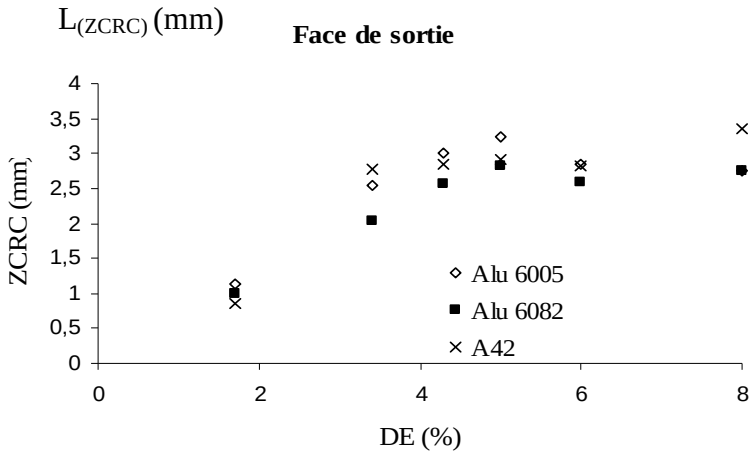


Figure I.13 : Variation de la taille de L_{ZCRC} *en fonction du degré d'expansion DE.*

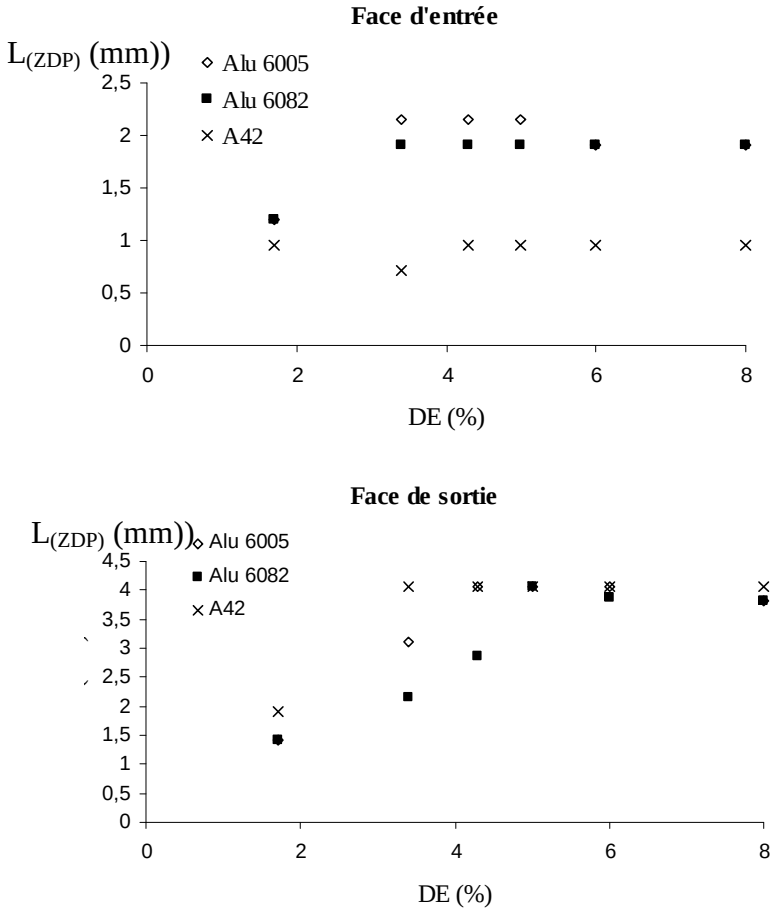


Figure I.14 : Variation de la L_{ZDP} *en fonction du degré d'expansion DE.*

I-5.5. Modélisation de la double expansion

Les résultats précédents montrent des variations des contraintes résiduelles de compression, des tailles de L_{ZCRC} et de L_{ZDP} entre la face d'entrée et de sortie. Ce phénomène conduit à l'amorçage de la fissure en face d'entrée.

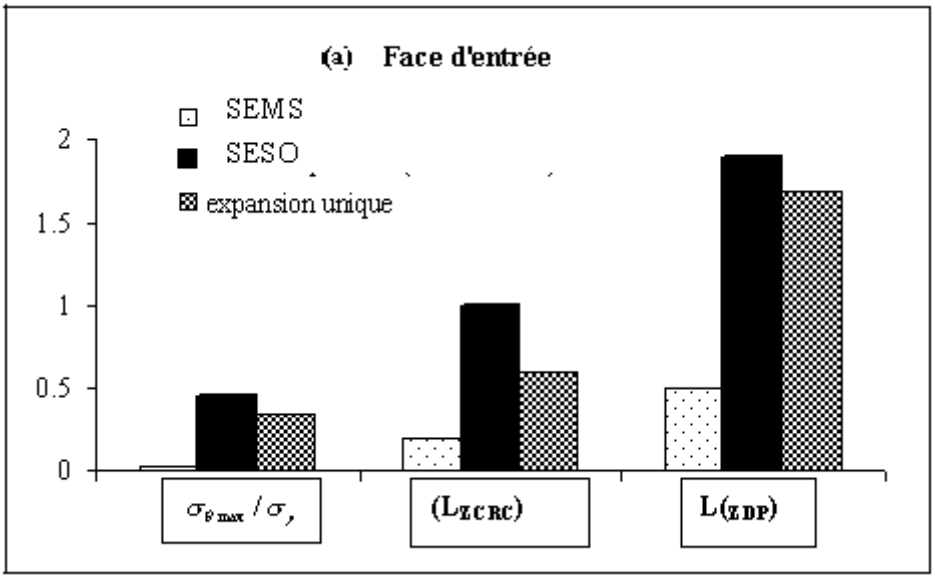
© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

Afin de remédier à l'hétérogénéité des champs des contraintes résiduelles dans l'épaisseur, une simulation de la double expansion avec deux configurations a été réalisée :

Une double expansion (2x DE=1,7%) dans le même sens que la première expansion (SEMS).

Une double expansion (2x DE=1,7%) dans le sens opposé à la première expansion (SESO)

Les résultats de la double expansion avec les deux configurations ont été comparés aux résultats de l'expansion unique avec le même degré d'expansion à savoir DE=3,4%. Ces résultats montrent que la double expansion (SESO) améliore le niveau des contraintes résiduelles, les longueurs L_{ZCRC} et L_{ZDP} en face d'entrée (Figure I.15). Ceci va dans le sens de l'augmentation de la durée de vie des structures fissurées ayant subi une réparation par la méthode du trou expansé (pour plus de détails Cf annexe1).



© 2008 Tous droits réservés.

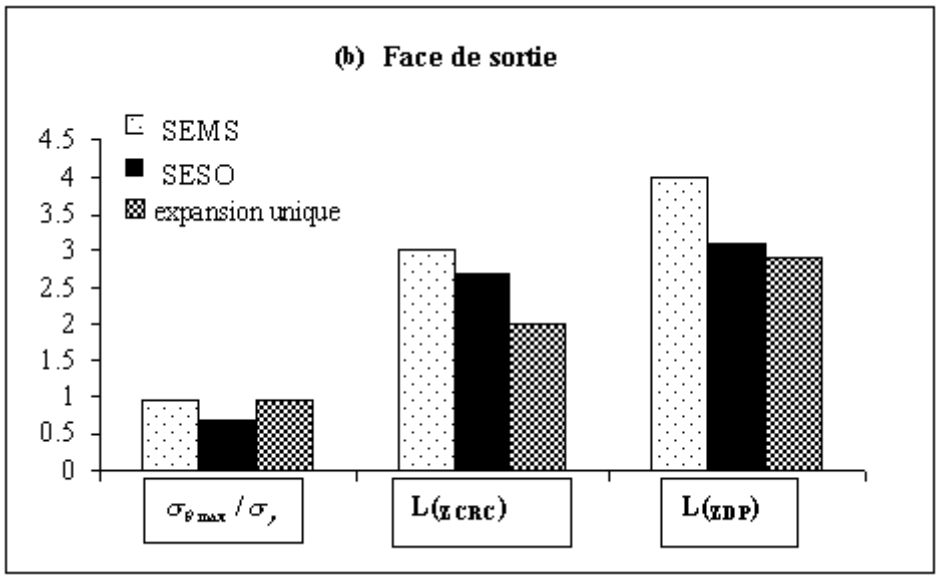


Figure I.15 : Comparaison de la double expansion (2x DE=1,7%) et l'expansion unique (DE=3,4%).(a) face d'entrée, (b) face de sortie

I-5.6. Influence des caractéristiques mécaniques

La figure I.16, montre les résultats de la simulation numérique de l'influence des caractéristiques mécaniques (module de Young, limite d'élasticité et le coefficient d'écrouissage) sur la répartition des contraintes résiduelles. Les aspects marquants sont résumés ci après :

Pour un module de Young E et un coefficient d'écrouissage *n* donné, la valeur maximale des contraintes résiduelles circonférentielles de compression $\sigma_{\theta \max}$ est d'autant plus grande que la limite d'élasticité σ_y est élevée.

Pour une limite élastique σ_y et un coefficient d'écrouissage *n* donné, les longueurs L_{ZCRC} et L_{ZDP} sont d'autant plus importantes que le module de Young est élevé. La contrainte maximale résiduelle circonférentielle de compression n'est pas influencée par le module de Young.

Pour une limite élastique σ_y et un module de Young E donné, le coefficient d'écrouissage *n* a peu d'influence sur la répartition des contraintes résiduelles circonférentielles.

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

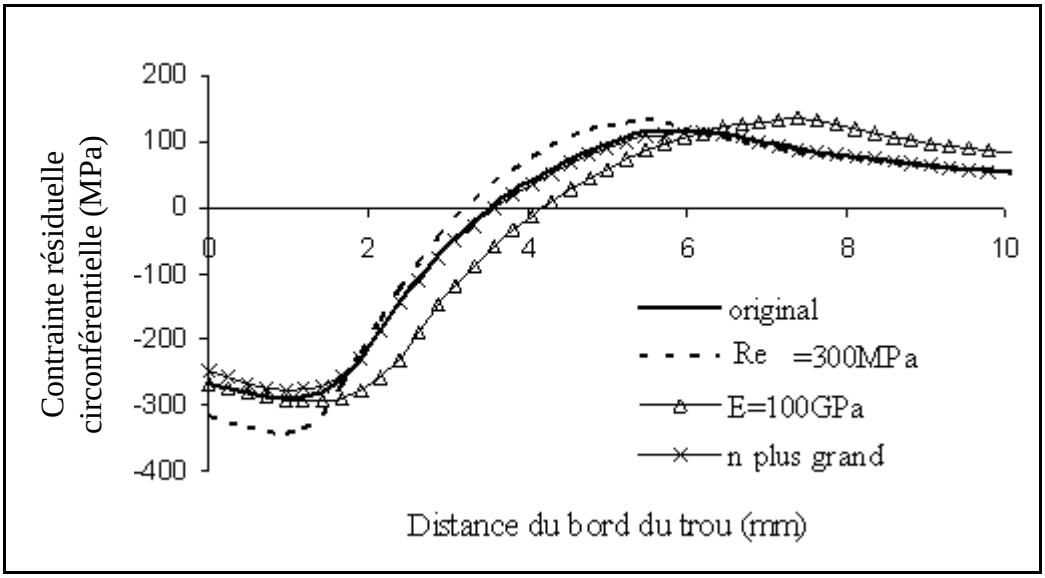


Figure I.16 : Répartition des contraintes résiduelles circonférentielles pour les différentes valeurs des paramètres E, σ_y, n.

Les résultats expérimentaux [4] montrent que pour le même diamètre du trou et le même chargement, le retard à l'amorçage de la fissure de fatigue est toujours plus important dans le cas de l'alliage 6082-T6 (Re=255 MPa) que dans celui de l'alliage 6005A-T6 (Re=220 MPa).

I-5.7. Optimum du degré d'expansion

Afin de vérifier les limites de cette technique de réparation sur l'alliage d'aluminium, des degrés d'expansion plus élevés (DE = 7,1 et 9 %) ont été testés tout en conservant le diamètre final de 6 mm, ainsi que les mêmes conditions de chargement.

Il faut noter ici, une chute de la performance de cette technique à partir du degré DE = 7.1 % pour l'alliage d'aluminium. En effet la durée de vie est alors plus faible que dans le cas d'une réparation avec un trou sans expansion de même diamètre. Cette vérification montre l'existence d'une valeur optimale du degré d'expansion permettant un gain considérable au niveau de la durée de vie. Au-delà de cette valeur, l'expansion introduit un endommagement local important au voisinage du trou qui conduit manifestement à favoriser le réamorçage. A partir de ces constatations, il convenait d'estimer la limite supérieure du degré d'expansion au-delà de laquelle, l'expansion devient préjudiciable à la tenue de la structure.

L'approche proposée par Man Su [24,33] est basée sur la détermination de la contrainte locale maximale lors de la simulation de l'expansion. Cette contrainte locale ne doit pas

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

dépasser la résistance maximale de traction (la contrainte à l'instabilité plastique). Les résultats de la simulation numérique ont affiné la valeur optimale du degré d'expansion dans le cas de l'alliage d'aluminium comme montré sur la figure I.17. En effet la valeur de cet optimum était comprise entre 4,5 et 6,5 % selon les résultats expérimentaux. La simulation numérique par éléments finis donne une valeur optimale comprise entre 4,4 et 5,4 % (pour plus de détails Cf. Annexe 1).

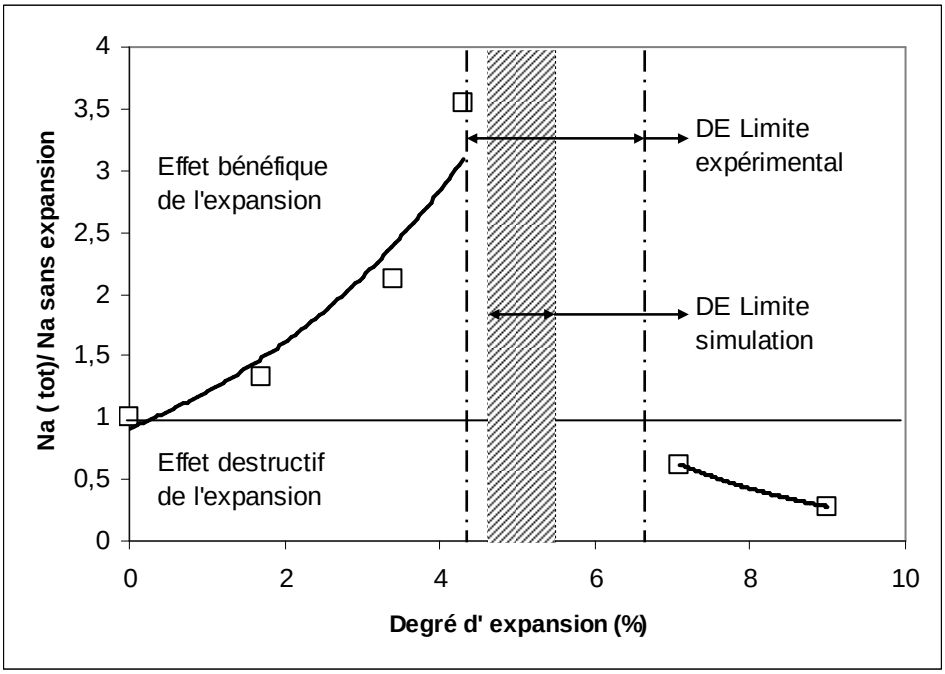


Figure I.17 : Optimisation de la réparation par trou expansé en fond de fissure.

I-6. Application de la méthode sur pièce réelle

La méthode a été testée sur trois supports de brosse fissurés de TGV en service. Un exemple de support avec la localisation de la fissure est donné sur la figure (I.18)

© 2008 Tous droits réservés.

Figure I.18 : Support de brosse fissuré de TGV

La réparation a été réalisée avec un diamètre final de 6 mm et un degré d'expansion de 4.3 % (paramètres opératoires définis sur éprouvettes de laboratoire) comme indiqué sur la figure (I.19).

Figure I. 19 : Perçage et expansion du trou en fond de fissure

Le niveau de sollicitation a été défini à partir de mesures par des jauges de déformation effectuées en service sur une rame TGV en un point de la pièce (jauge J3). Fig (I.20). Les supports de brosse ont été soumis à des sollicitations en fatigue (avec un chargement enregistré en service). Le montage de la pièce sur le banc est présenté sur la figure (I.21).

© 2008 Tous droits réservés.

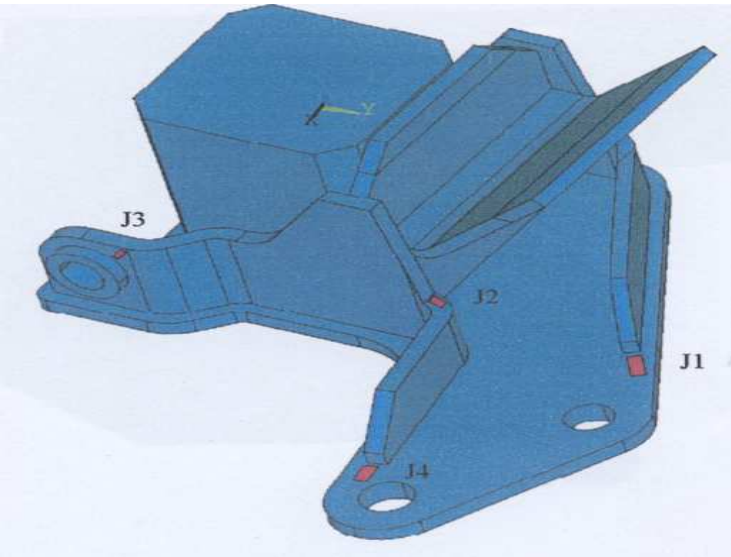


Figure I.20 : Localisation des jauges de déformation sur le support de brosse.

Figure (I.21) : Dispositif d'essai de fatigue de support de brosse.

© 2008 Tous droits réservés.

Le gain apporté est relativement faible pour le cas de chargement testé. Ceci est lié au niveau de la sollicitation qui correspond aux valeurs extrêmes mesurées sur la jauge J3. Nous avons rappelé dans le paragraphe I.2 que le gain apporté par la méthode de réparation est très faible dans le cas des chargements élevés. Les résultats obtenus lors de cette campagne d'essais sur pièces réelles sont à pondérer par le choix du niveau de sollicitation. Des essais complémentaires sur des pièces réelles avec des chargements plus faibles que les premiers tests sont programmés afin d'affiner le gain obtenu.

I-7. Conclusions

Les principaux paramètres analysés dans cette première partie sont le diamètre du trou, le degré d'expansion, le niveau des contraintes résiduelles circonférentielles de compression $\sigma_{\theta \max}$, la longueur de la zone des contraintes résiduelles circonférentielles de compression L_{ZCRC}, et celle de la zone des déformations plastiques L_{ZDP}. Ces paramètres ont une influence sur le nombre de cycles au réamorçage.

Une modélisation phénoménologique a été proposée dans le but d'estimer la durée de vie correspondant au réamorçage d'une fissure.

La distribution des contraintes résiduelles circonférentielles au bord du trou n'est pas uniforme dans l'épaisseur, le niveau des contraintes résiduelles circonférentielles en face d'entrée est beaucoup plus faible que celui en face de sortie. Les longueurs L_{ZCRC} et L_{ZDP} sont maximales en face de sortie et minimales en face d'entrée. Elles permettent d'expliquer l'amorçage de la fissure du côté de la face d'entrée.

Sur la face de sortie, la double expansion d'un trou a créé des zones L_{ZCRC} et L_{ZDP} plus grandes par rapport à celles induites par expansion unique avec le même niveau d'expansion, mais elle n'a pas d'influence sur le niveau des contraintes résiduelles.

La deuxième expansion dans le sens opposé (SESO) à la première expansion présente des zones plus grandes en face d'entrée. Cette deuxième expansion est bénéfique à la face d'entrée et par conséquent atténuera les risques d'amorçage précoce du côté de cette face.

L'optimisation du degré d'expansion permet de minimiser le nombre d'essais et de prolonger la durée de vie des structures fissurées dans des conditions de fiabilité accrue.

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

THEME 2

Proposition et application d'un nouvel indicateur de dommage en fatigue uniaxiale et multiaxiale sous chargement d'amplitude variable.

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

Thème2

Proposition et application d'un nouvel indicateur de dommage en fatigue uniaxiale et multiaxiale sous chargement d'amplitude variable.

Résumé

Cette étude présente un nouvel indicateur non linéaire de dommage qui tient compte de l'histoire de chargement. Elle a été conduite dans le cadre de la thèse de Santos Garcia Miranda soutenue en juillet 2003. Cet indicateur ne nécessite que la connaissance de la courbe de Wöhler (totale ou partielle), et la résistance maximale en traction (Rm) du point de vue des propriétés du matériau. Des essais de chargement par blocs d'amplitude croissante et décroissante ont été réalisés. Les prévisions de cet indicateur réalisées pour des données issues d'essais réalisés au laboratoire ou tirées de la bibliographie sont proches des résultats expérimentaux.

Dans le cadre de la thèse d'Abdelkrim Aid soutenue en juin 2006, nous avons étudié cet indicateur dans le cas de chargements à 4 blocs dans des configurations d'amplitudes croissantes, décroissantes ou quelconques. Les prévisions sont proches des résultats expérimentaux, et présentent des écarts inférieurs à ceux de loi linéaire de Miner. Des essais sous chargement d'amplitude variable ont été réalisés au laboratoire pour valider cet indicateur dans ces conditions particulières de chargement.

Les structures réelles sont soumises à des sollicitations multiaxiales sous chargement d'amplitude constante ou variable, les résultats de l'application de cet indicateur dans ces conditions de chargement sont prometteurs.

Ces travaux ont fait l'objet de 2 publications dans l'International Journal of Fatigue, et de 5 communications internationales.

© 2008 Tous droits réservés.

Introduction

L'endommagement par fatigue des matériaux est une altération progressive due aux sollicitations variables au cours du temps. Il est responsable de beaucoup de cas de défaillance des systèmes mécaniques. Son évolution quantitative est liée à la définition de la variable identifiée pour représenter ce phénomène. Il existe en général deux types de méthodes d'évaluation du dommage :

- Celles qui utilisent l'évolution d'une propriété du matériau engendrée par l'endommagement,
- Celles qui s'intéressent aux conséquences physiques de l'endommagement telles que la densité de microfissures, la fissure principale, les microfissures, les bandes de glissement, etc.....

La plupart de ces méthodes sont mises en œuvre dans le cadre de la fatigue oligocyclique. Les déformations plastiques sont effectivement plus importantes et les perturbations de la microstructure sont beaucoup plus facilement observables et quantifiables que celles engendrées par des essais en fatigue à grand nombre de cycles [33-34].

Actuellement, le modèle le plus utilisé, vu sa simplicité pour le cumul de dommage est la loi de Miner [35], cette loi est une loi linéaire qui ne prend pas en compte l'histoire du chargement. Les autres théories [36-40] sont des lois non linéaires dont l'utilisation nécessite la connaissance de plusieurs paramètres qui rendent difficile leur usage.

Dans cette partie, un nouvel indicateur de cumul de l'endommagement en fatigue endurance est présenté [41,42], la loi proposée est une loi non linéaire qui prend en compte l'histoire du chargement et est appelée modèle de la contrainte endommagée. Cette loi nécessite la connaissance de la courbe de Wöhler (ou courbe S-N) du matériau.

II-1. Algorithme et description du modèle de la contrainte endommagée

L'hypothèse retenue pour cet indicateur est que l'état physique de l'endommagement est le même. Donc la durée de vie ne dépend que des conditions de chargement, et est représentée par la courbe de Wöhler [43]. Nous transposons ce concept simple, après **n** cycles de chargement (pour un chargement à amplitude constante ou **1** cycle dans le cas du chargement variable). Au niveau de contrainte σ_i, correspond une durée de vie N_i, après l'application de n_i cycles, la durée de vie résiduelle est de $(N_i–n_i)$. Sur la courbe de Wöhler, cette durée de vie $(N_i–n_i)$ correspond à une contrainte admissible $\sigma(N_i–n_i)$. Nous appelons $\sigma(N_i–n_i)$ la contrainte endommagée (σ_{ed}) au niveau σ_i après n_i cycles de chargement. Nous

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

faisons l'hypothèse que ceci reste vrai quel que soit le niveau de chargement. Nous introduisons une variable d'endommagement D_i définie par :.

$$D_i = \frac{\sigma_{ed} - \sigma_i}{\sigma_u - \sigma_i} \qquad \text{(II-1)}$$

σ_{ed} : contrainte endommagée.

σ_i : contrainte appliquée au niveau i.

σ_u: contrainte ultime du matériau (Rm).

Au premier cycle ($D_i = 0$), la contrainte endommagée est bien égale à la contrainte appliquée et au dernier cycle ($D_i = 1$) la contrainte endommagée est égale à la contrainte ultime σ_u. L'indicateur est bien "normalisé" à 1 à la rupture (figure II.1).

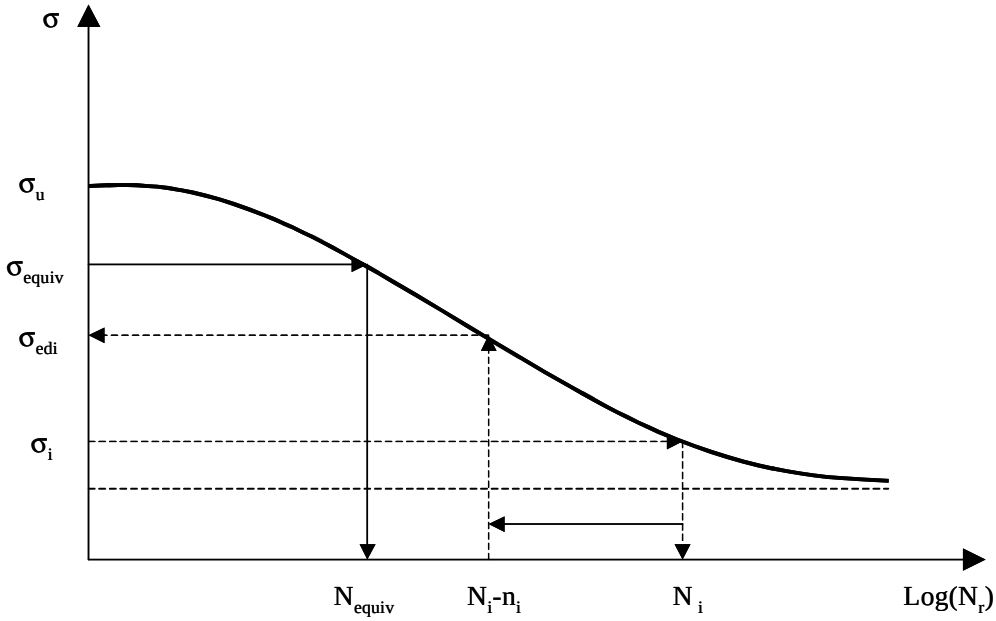


Figure II.1 : Définition des paramètres utilisés dans le modèle de la contrainte endommagée.

Le dommage se transpose aisément au niveau σ_{i+1} par la relation :

$$D_i = \frac{\sigma_{ed} - \sigma_i}{\sigma_u - \sigma_i} = \frac{\sigma_{equiv} - \sigma_{i+1}}{\sigma_u - \sigma_{i+1}} \qquad \text{(II-2)}$$

σ_{equiv} : Contrainte équivalente endommagée au niveau i+1.

σ_{i+1} : Contrainte au niveau i+1.

On peut alors déterminer à partir de l'équation de la courbe de Wöhler le nombre de cycles (N_{equiv}) équivalent au niveau i+1 de n_i cycles au niveau i. Le nombre de cycles au niveau i+1 sera majoré de N_{equiv}.

© 2008 Tous droits réservés.

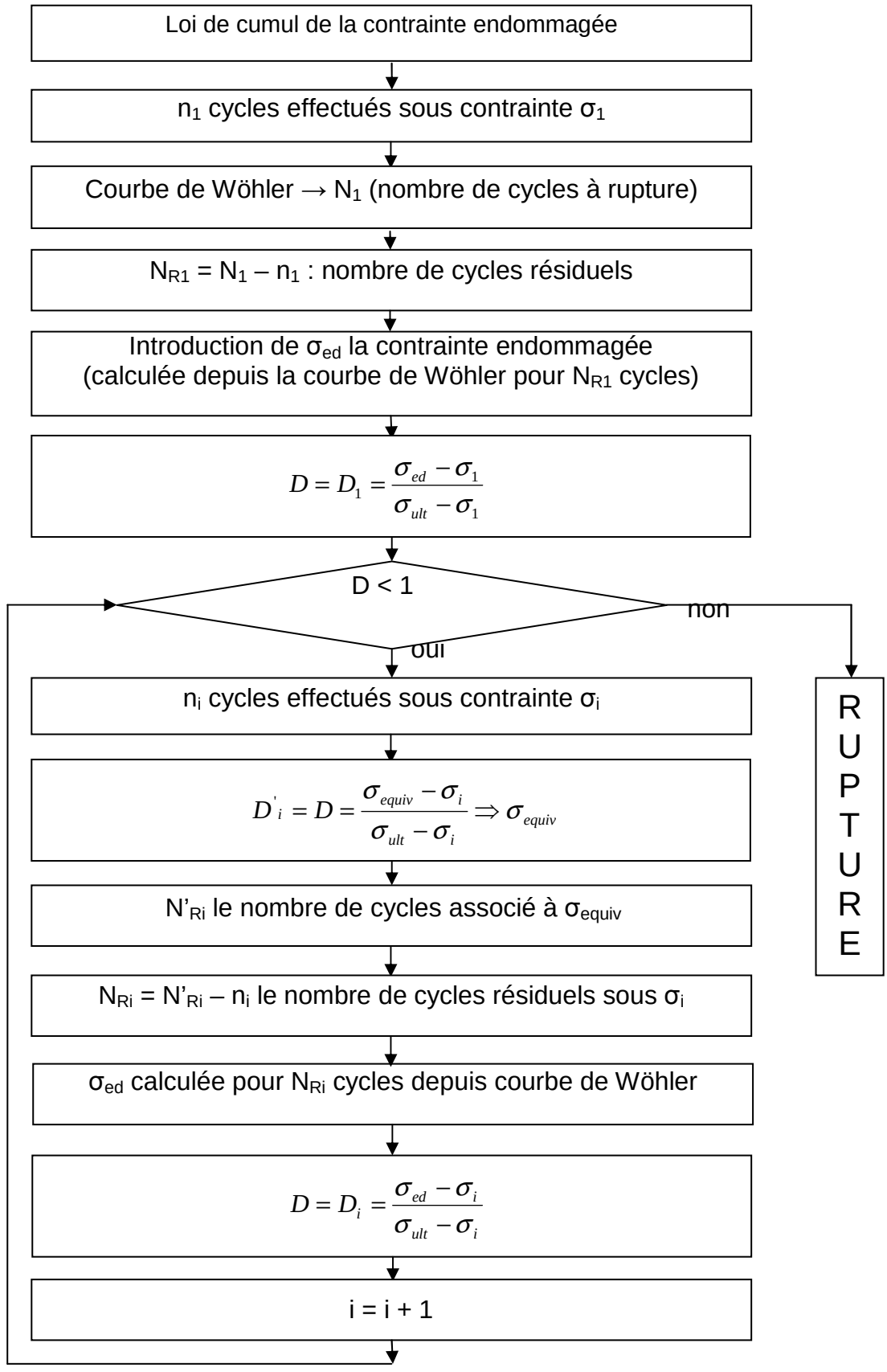


Figure II.2: Procédure de calcul de l'indicateur de dommage de la contrainte endommagée.

© 2008 Tous droits réservés.

Il s'agit d'une loi non linéaire relativement simple pour l'application en prédiction de la durée de vie et le cumul du dommage en utilisant la courbe de Wöhler et la contrainte ultime en traction. Son utilisation est aussi simple que celle de la loi de Miner (le modèle le plus utilisé). Cet indicateur tient compte de l'histoire de chargement, aspect négligé par la règle de Miner, et notamment l'ordre dans lequel les différentes contraintes ont pu être appliquées [44,45]. L'algorithme de la loi est représenté sur la figure II.2.

II-2. Modélisation de la courbe S-N

La loi proposée suppose que l'on connaisse l'intégralité ou une partie de la courbe de Wöhler (domaine où la structure est sollicitée). Deux modèles ont été comparés :

(a) le modèle de Basquin [46]

(b) le modèle de Kohout & Vêchet [47] (figure II.3).

L'étude a montré que le choix de la modélisation de la courbe de Wöhler n'entraînait pas de grandes modifications en fatigue à grand nombre de cycles. L'écart sur un nombre de cycles entre les deux modélisations n'est que de 1 %.

II-2.1. Fonction de Basquin :

La fonction de Basquin décrit seulement la partie linéaire de la courbe (figure II.3)

$$\sigma(N) = a\ N^{b} \qquad \text{(II-3)}$$

où :

σ(N) : contrainte appliquée. .

b : paramètre de Basquin (pente de la droite dans une échelle log-log).

a : paramètre de Basquin (valeur extrapolée de la fonction ou de la tangente au point d'inflexion).

N : nombre de cycles.

II-2.2. Fonction de Kohout & Vêchet

Pour décrire la totalité de la courbe (S-N) nous utilisons la fonction de Kohout & Vêchet [37]. Cette fonction a l'avantage de décrire toute la courbe de fatigue (figure II.3).

$$\sigma(N) = \sigma_{D}\left[\frac{N+B}{N+C}\right]^{b} \qquad \text{(II-4)}$$

où :

b : pente dans une échelle log-log.

© 2008 Tous droits réservés.

http://www.univ-lille1.fr/bustl

B, C : paramètres (le nombre de cycles où la pente est égale à b/2 dans une échelle log-log voir figure II.3).

N : nombre de cycles.

σ_D : limite d'endurance.

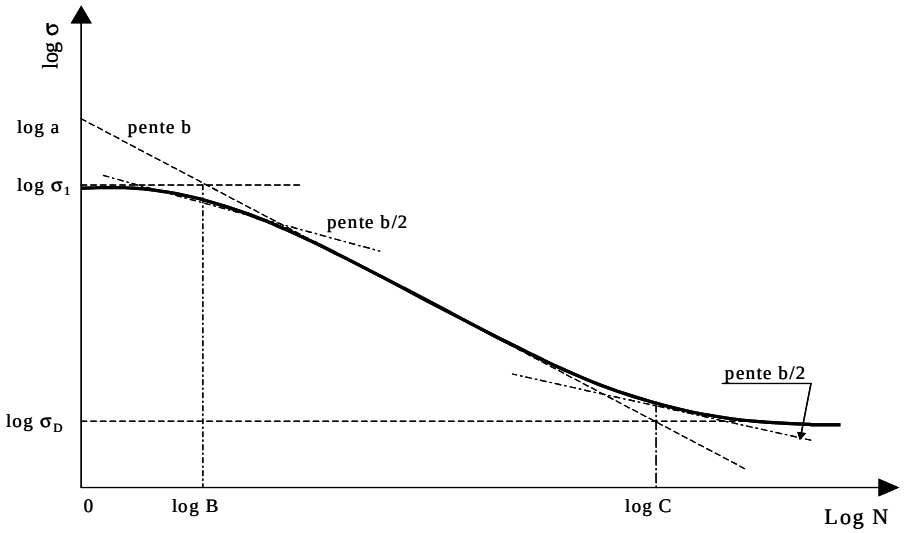


Figure II.3 : Paramètres pour les fonctions de Basquin et de Kohout & Vêchet.

II-3. Validation du modèle

II-3.1. Résultats de D.G. Pavlou

Le matériau étudié par l'auteur [48] est un alliage d'aluminium Al-2024-T42. La courbe de Wöhler est modélisée par l'équation de Basquin, $\sigma(N) = a\ N^b$, dont les paramètres sont : b=-0,273 ; a = 5187,39 et la contrainte ultime du matériau est σ_u = 470 MPa.

Les durées de vie correspondantes à des niveaux de contraintes de σ_1 = 150 MPa et de σ_2=200 MPa sont N_1 = 430000 cycles et N_2 = 150000 cycles.

La figure II.5 montre les conditions de chargement appliquées au matériau.

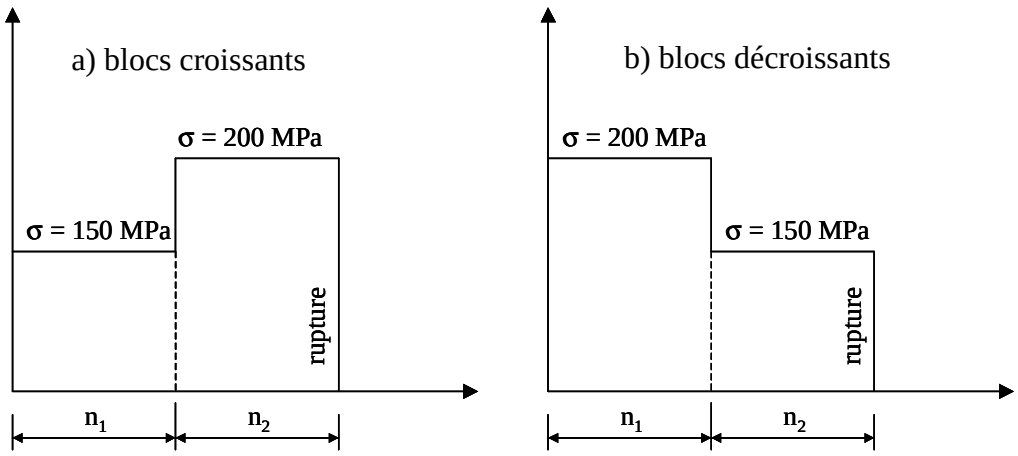


Figure II.4 : Conditions de chargement de Pavlou [48].

© 2008 Tous droits réservés.

Le tableau II.1 représente les résultats de durée de vie résiduelle au deuxième niveau de chargement : a) expérimentale, b) calculée avec la loi de Miner et par le modèle de la contrainte endommagée.

Blocs croissants				**Blocs décroissants**			
σ_1 = 150 MPa	σ_2 = 200 MPa n_2 (vie résiduelle)			σ_1 = 200 MPa	σ_2 = 150 MPa n_2 (vie résiduelle)		
n_1*	Résultats expérimentaux	Résultats Miner	Résultats Modèle	n_1*	Résultats expérimentaux	Résultats Miner	Résulats Modèle
86000	138000	120000	123485	30000	259100	344000	297557
	147000				233400		
	148500				193500		
172000	138000	90000	101187	60000	90300	258000	191065
	139500				98250		
	123000				114600		
258000	89000	60000	75275	90000	86000	172000	104020
	81000				42300		
	75000				99800		

*(cycles appliqués au premier niveau)

Tableau II.1. : Résultats expérimentaux de Pavlou.

La figure II.5 a, montre les résultats des essais de fatigue avec deux blocs de chargement. La prévision de durée de durée de vie est donnée par le modèle de Miner et le modèle proposé (modèle de la contrainte endommagée) par rapport aux résultats expérimentaux (chargements croissants). Les deux modèles sous-estiment la durée de vie résiduelle au deuxième niveau de chargement et présentent un aspect conservatif. Nous remarquons que le modèle proposé est plus proche des résultats expérimentaux figure II.5 a.

Sur la figure II.5 b où les résultats de chargement décroissant de deux blocs sont présentés, on observe que les prévisions données par les deux modèles surestiment la durée de vie résiduelle (non conservatif) par rapport aux résultats expérimentaux. Dans ce cas, le modèle proposé (modèle de la contrainte endommagée) donne un écart entre les valeurs du modèle et les valeurs expérimentales inférieur à celui déterminé par le modèle de Miner.

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

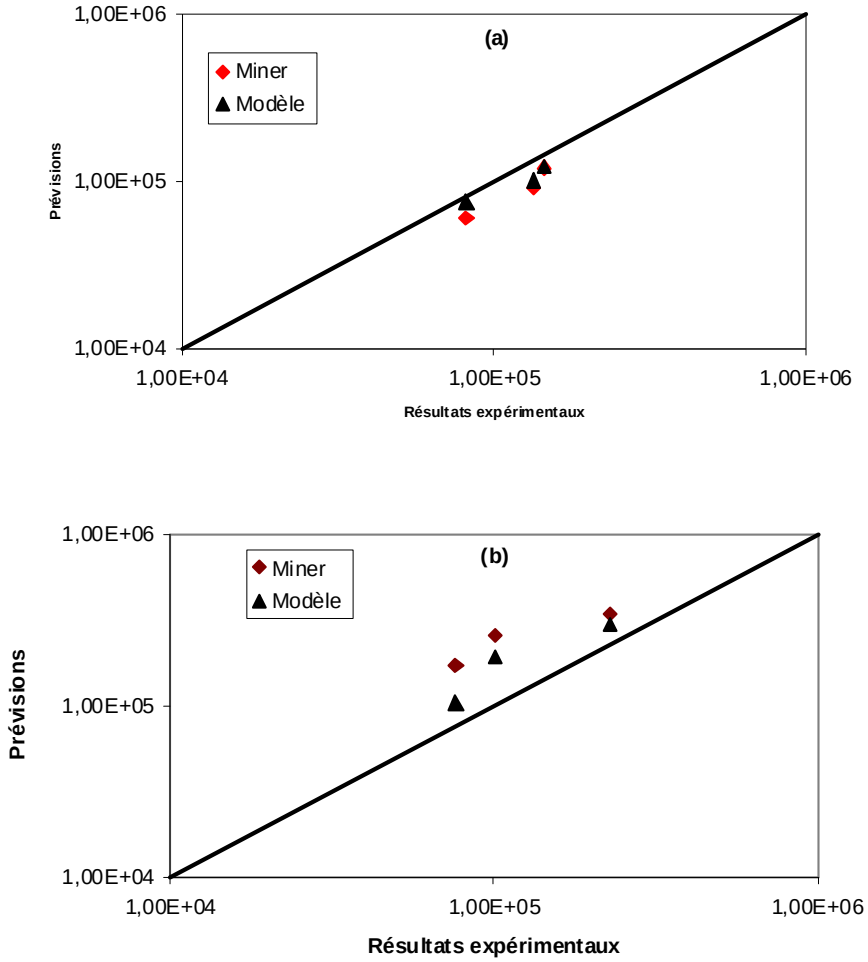


Figure II.5: Comparaison entre les prévisions théoriques et les résultats expérimentaux pour les chargements croissants.

II-3.2. Essai de fatigue avec des blocs de chargement à amplitude constante

Ces essais sont réalisés au laboratoire sur l'alliage d'aluminium 6082 T6 avec 4 blocs de chargement sous différentes configurations avec un rapport de charge de 0,1. La modélisation de la courbe de Wöhler par la loi de Basquin donne a = 898 et b = -0.1024.

Le tableau II.2 donne les conditions de chargement

	Numéro des blocs			
	1	2	3	4
σ_{max} [MPa]	240	260	280	305
N_{Ri}	412000	105035	77708	43800

Tableau II.2. Conditions de chargement

Les résultats des essais de fatigue avec les trois configurations des blocs sont donnés sur le tableau II.3. et sur la figure II.6.

© 2008 Tous droits réservés.

01	**Blocs croissants**								
σ max	240	260	280	**305***			Variation (%)		
Nbe cycles	103000	26258	19427	Exp.	Miner	Modèle	Miner	Modéle	
				16800	**14140**	**19550**	**15,8**	**16,3**	
02	**blocs décroissants**								
σ max	305	280	260	**240***			Variation (%)		
Nbre cycles	10950	19427	26258	Exp.	Miner	Modèle	Miner	Modèle	
				52500	**136050**	**51500**	**159**	**2**	
03	**blocs aléatoires**								
σ max	280	305	260	**240***			Variation (%)		
Nbre cycles	19427	10950	26258	Exp.	Miner	Modèle	Miner	Modèle	
				43400	**136050**	**61310**	**213,4**	**41,3**	

Tableau II.3. Résultats des essais avec les trois configurations (croissant, décroissant et quelconque)

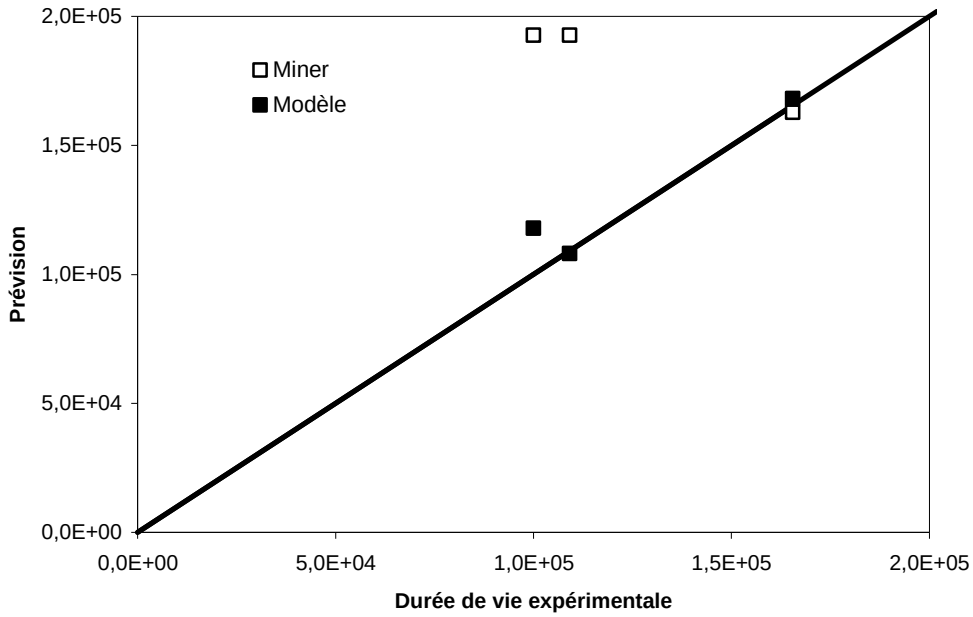


Figure II.6 : Comparaison des résultats expérimentaux et les prévisions du modèle proposé et de la loi de Miner

II-4. Comportement du modèle suivant le type de sollicitations

Les résultats traités sont issus de la bibliographie [49,50] sur une fonte à graphite sphéroïdal (GS61). Les sollicitations sont la flexion plane, la torsion, la traction. La sensibilité du modèle

© 2008 Tous droits réservés.

est analysée en termes de durée de vie du second chargement (n_2) et de la somme des fractions de durée de vie $\Sigma\beta i$ avec le modèle proposé et la loi de Miner. Les résultats sont donnés sur le tableau II.4. et la figure II.7.

Blocs	Sollici-tations	σ_1 MPa	n_1 cycles	$\beta 1$	σ_2 MPa	n_2								
						Exp	β_2	$\Sigma\beta i$	Miner	β_2	$\Sigma\beta$	Modèle	β_2	$\Sigma\beta i$
↗	Flexion Plane	320	110000	0.341	352	82830	0.734	1.075	74202	0.658	1	78907	0.699	1.04
		303	160000	0.272	352	116650	1.03	1.30	81995	0.727	1	87911	0.779	1.05
↘		352	50000	0.443	320	130510	0.405	0.848	179060	0.556	1	162010	0.503	0.946
		352	50000	0.443	303	205040	0.349	0.792	326443	0.556	1	277816	0.473	0.916
↗	Traction	150	86000	0.2	200	144500	0.963	1.16	120000	0.8	1	123485	0.823	1.02
			172000	0.4		133500	0.89	1.29	90000	0.6	1	101187	0.674	1.07
			258000	0.6		81700	0.544	1.14	60000	0.4	1	75175	0.501	1.1
↘		200	30000	0.2	150	228700	0.531	0.731	344000	0.8	1	297550	0.691	0.891
			60000	0.4		109050	0.235	0.635	258000	0.6	1	19106	0.04	0.44
			90000	0.6		76050	0.01	0.61	172000	0.4	1	10402	0.024	0.624
↗	Torsion	233	160000	0.535	249	46310	0.386	0.921	55727	0.464	1	55731	0.464	1
↘		249	50000	0.417	233	154270	0.516	0.933	174277	0.582	1	158635	0.530	0.947

Tableau II. 4. : Durée de vie expérimentales et les prévisions données par le modèle proposé et par la loi de Miner avec différentes sollicitations.

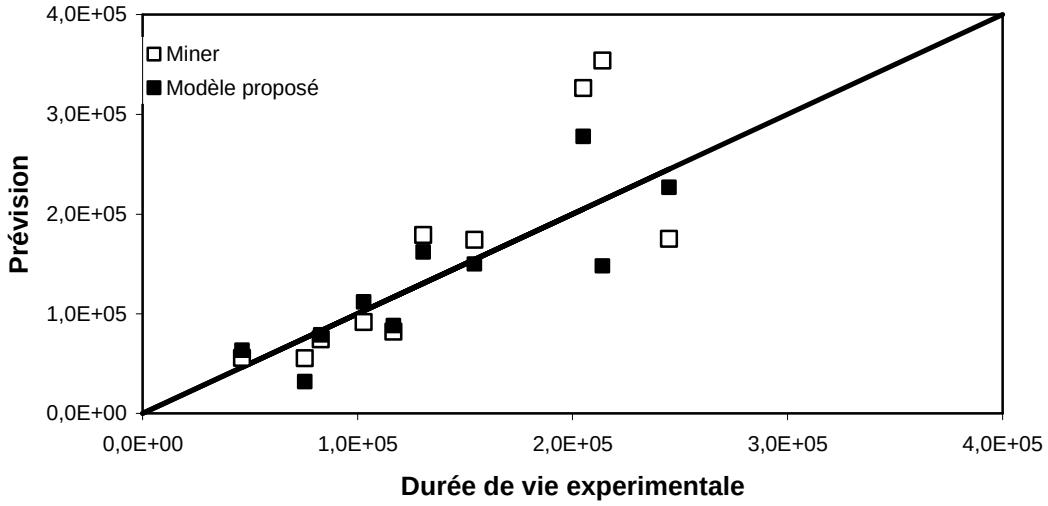


Figure II.7 : Comparaison des durées de vie expérimentales et les prévisions selon le modèle proposé et loi de Miner pour des configurations Haut-Bas et Bas-Haut avec différentes sollicitations.

Les résultats montrent que les prévisions données par le modèle sont proches des résultats expérimentaux quelque soit la sollicitation. L'écart est inférieur à celui de la loi de Miner.

© 2008 Tous droits réservés.

II-5. Essai de fatigue uniaxiale avec chargement d'amplitude variable

L'objectif ici est de décrire un algorithme permettant d'obtenir en temps réel l'évolution de l'indicateur de dommage proposé afin de pouvoir mieux connaître l'état d'endommagement dans la structure.

Ce programme nous permet de suivre l'évolution de l'indicateur proposé et de pouvoir le comparer à chaque instant à l'indicateur le plus utilisé celui de Miner.

D'un point de vue expérimental, la réalisation des essais de fatigue aléatoire nécessite une méthode particulière de pilotage de la machine. Ce pilotage est réalisé en fournissant à la machine un fichier de pics et valets définis au préalable. Ainsi, nous pouvons choisir d'appliquer le type de distribution à laquelle nous allons soumettre les éprouvettes. Lorsque tous les points de ce fichier auront été utilisés, une boucle permettra de réutiliser le fichier aléatoire en le reprenant depuis le début. Cette opération est répétée jusqu'à la rupture de l'éprouvette.

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

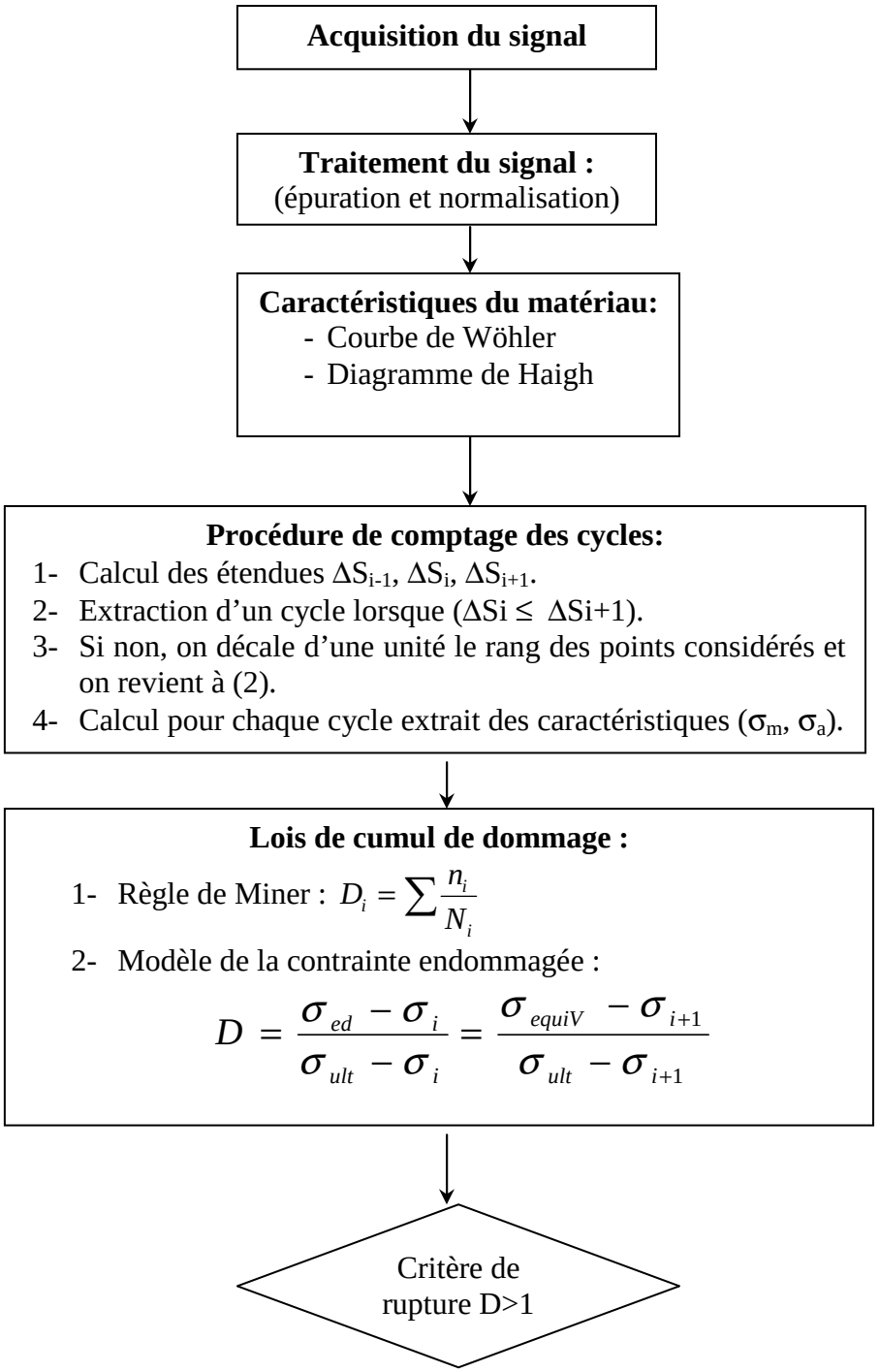


Figure II.8 : Procédure de cumul du dommage et de calcul de la durée de vie en fatigue sous chargement aléatoire.

Le chargement d'amplitude variable utilisé est donné sur la figure II.9. Lors des essais de fatigue, nous avons fait varier la contrainte moyenne et l'amplitude de la contrainte.

© 2008 Tous droits réservés.

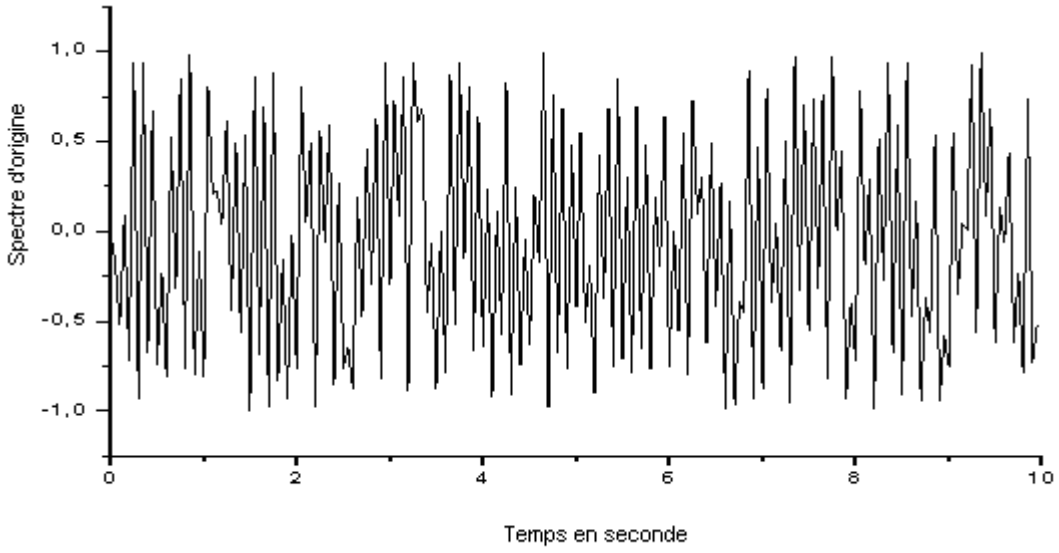


Figure II.9: Spectre de chargement variable

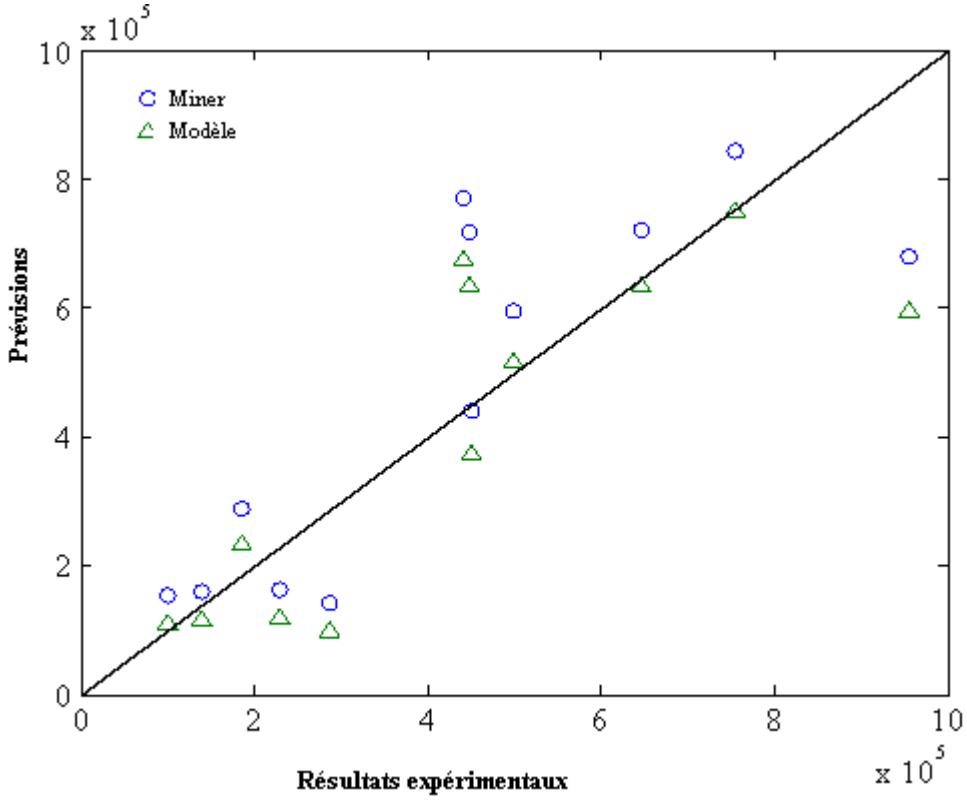


Figure II.10. Comparaison entre les résultats expérimentaux et les prévisions du modèle proposé et de Miner

Le modèle proposé donne des prévisions assez proches des résultats expérimentaux.

II-6. Essais de fatigue en traction biaxiale sur éprouvettes cruciformes

Ces essais ont été réalisés sur des éprouvettes cruciformes à l'Université Technique d'Opole (Pologne) sur l'acier 10HNAP [51,52]. La géométrie de l'éprouvette cruciforme est

© 2008 Tous droits réservés.

représentée sur la figure II.11. Une calotte sphérique, qui permet la concentration des contraintes, est usinée au milieu de l'éprouvette.

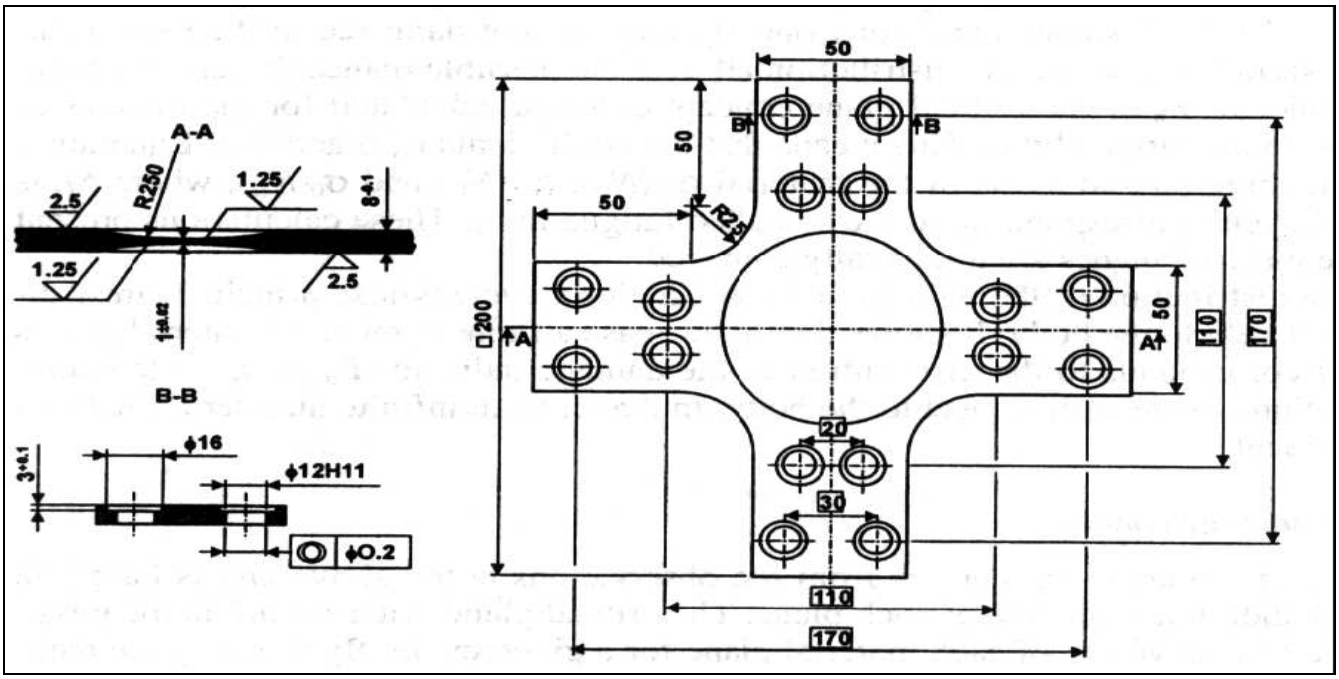


Figure II.11 : Géométrie des éprouvettes cruciformes pour les essais d'amplitude variable en traction biaxiale sur l'acier 10HNAP.

La modélisation des courbes d'endurance expérimentales par la loi de Basquin en traction, torsion et flexion plane sur éprouvettes lisses, entre 50 000 et 1.3×10^6 cycles, est donnée par les équations (II.5-7),

$$Log_{10}(N_R) = A + B.Log_{10}(\sigma_a) = 29.689 - 9.817.Log_{10}(\sigma_a) \qquad \text{(II.5)}$$

$$Log_{10}(N_R) = A + B.Log_{10}(\tau_a) = 25.28 - 8.2.Log_{10}(\tau_a) \qquad \text{(II.6)}$$

$$Log_{10}(N_R) = A + B.Log_{10}(\sigma_a) = 30.88 - 9.5.Log_{10}(\sigma_a) \qquad \text{(II.7)}$$

II-6.1. Procédure retenue pour la prévision de la durée de vie en fatigue multiaxiale

Dans le cas général, toutes les composantes du tenseur de contrainte ont des évolutions propres totalement découplées entre elles. Les chercheurs [53-58] s'attachent à définir une contrainte (ou déformation) ″équivalente″, dite variable de comptage, à laquelle ils font subir un comptage pour résoudre le problème de complexité de l'état de chargement (figure II.12).

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

Contrainte équivalente « Variable de comptage » : $\sigma_{eq}(t)$

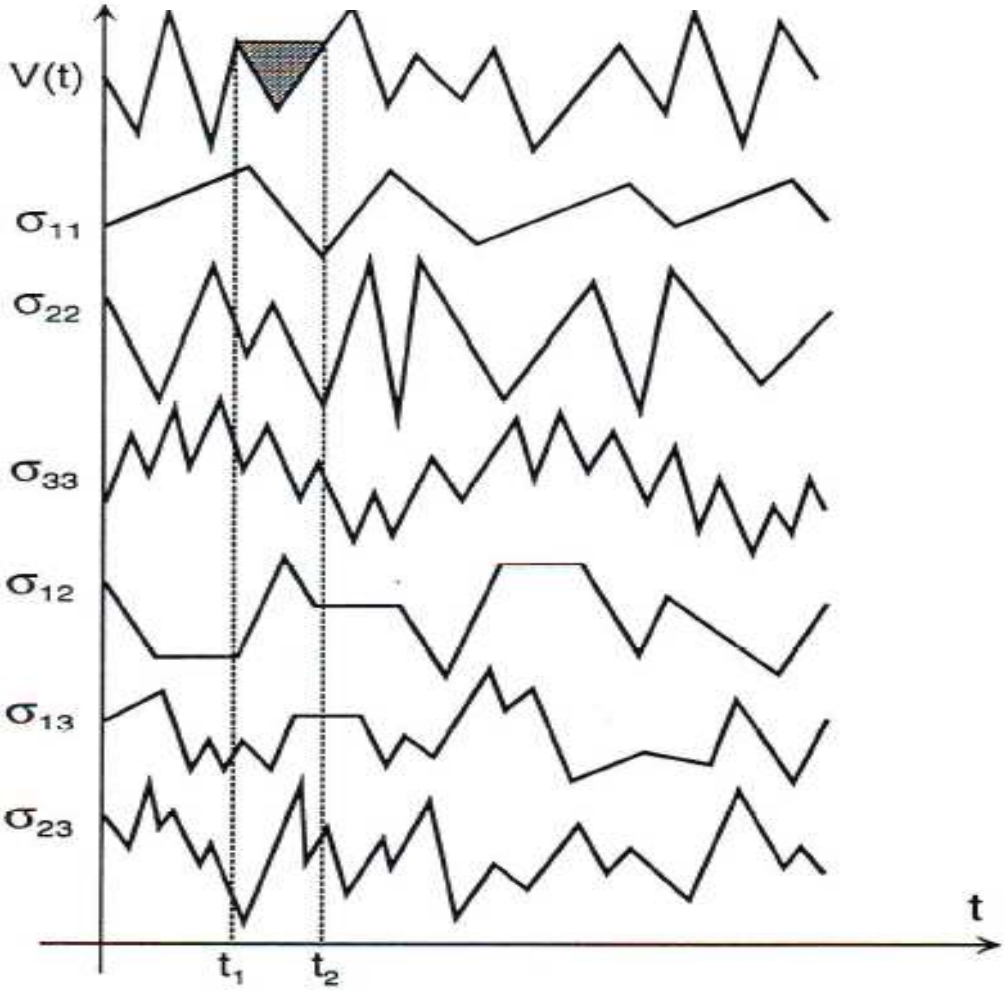


Figure II.12 : Extraction d'un cycle de la variable de comptage.

Dans ce cas, la méthode décrite par l'organigramme de la figure II.13. a été retenue. Les limites d'endurance sont nécessaires pour le calage des critères de fatigue multiaxiaux. Dans le cas de l'absence des limites d'endurance de torsion et de flexion, le calage des critères multiaxiaux est réalisable en utilisant des limites d'endurances en traction avec des rapports de charges différents de -1.

© 2008 Tous droits réservés.

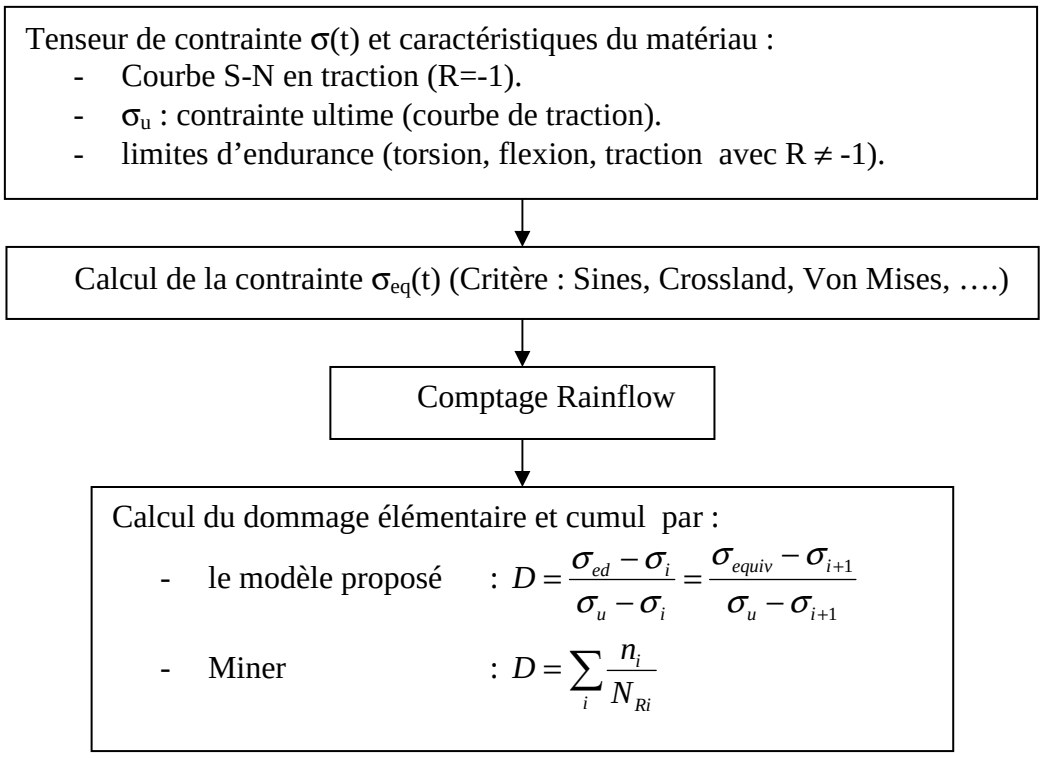


Figure II.13 : Organigramme de la méthode retenue pour le calcul de la durée de vie en fatigue multiaxiale d'amplitude variable

II-6.2. Calcul de la contrainte équivalente $\sigma_{eq}(t)$:

La contrainte équivalente est une contrainte représentative, au sens du critère utilisé, de l'état multiaxial de chargement. Cette contrainte est nécessaire pour le comptage des cycles ⟨variable de comptage⟩, pour le calcul du dommage élémentaire ainsi que pour le cumul du dommage.

a. Le critère de Crossland

Le critère de Crossland s'écrit :

$$\tau_{oct,a_{\max}} + \alpha_{Cr} \cdot \Sigma_{H_{\max}} \leq \beta_{Cr} \qquad \text{(II.8)}$$

Avec :

$\tau_{oct,a_{\max}}$: maximum sur un cycle de sollicitation du cisaillement octaèdral alterné.

$\Sigma_{H_{\max}}$: maximum sur un cycle de la contrainte hydrostatique.

Le calcul du tenseur, $[\sigma]_{moy}$, moyen des contraintes sur un cycle de temps se fait par la relation :

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

$$[\sigma]_{moy} = \frac{1}{T}\int_0^T [\sigma(t)]dt \qquad \text{(II.9)}$$

et le calcul du tenseur des contraintes alternées $[\sigma_a(t)]$ par la relation:

$$[\sigma_a(t)] = [\sigma(t)] - [\sigma]_{moy} \qquad \text{(II.10)}$$

On calcule la contrainte hydrostatique $\Sigma_H(t)$ et le cisaillement octaèdral alterné $\tau_{oct,a}$ par les relations :

$$\Sigma_H(t) = \frac{1}{3}Tr[\sigma(t)] \qquad \text{(II.11)}$$

$$\tau_{oct,a} = \frac{1}{3}\sqrt{(\sigma_{a11}(t)-\sigma_{a22}(t))^2 + (\sigma_{a22}(t)-\sigma_{a33}(t))^2 + (\sigma_{a33}(t)-\sigma_{a11}(t))^2 + 6(\sigma_{a23}{}^2(t) + \sigma_{a13}{}^2(t) + \sigma_{a12}{}^2(t))} \qquad \text{(II.12)}$$

Les valeurs maximales sur un cycle de la contrainte hydrostatique $\Sigma_{H_{max}}$ et du cisaillement octaèdral alterné $\tau_{oct,a_{max}}$ sont calculées par :

$$\begin{aligned} \Sigma_{H_{max}} &= \max_t \Sigma_H(t) \\ \tau_{oct,a_{max}} &= \max_t \tau_{oct,a}(t) \end{aligned} \qquad \text{(II.13)}$$

Les constantes α_{Cr} et β_{Cr} sont les paramètres du critère identifiables par les essais en torsion et en traction alternée. Ces paramètres sont alors donnés par :

$$\begin{aligned} \alpha_{Cr} &= (\sqrt{6}\frac{\tau_{-1}}{\sigma_{-1}} - \sqrt{2}) \\ \beta_{Cr} &= \sqrt{\frac{2}{3}}\tau_{-1} \end{aligned} \qquad \text{(II.14)}$$

La contrainte équivalente de Crossland est donc calculée par :

$$\sigma_{eq_Cr} = \lambda_{cor}(\tau_{oct,a_{max}} + \alpha_{Cr} \cdot \Sigma_{H_{max}}) \qquad \text{(II.15)}$$

λ_{Cr} : coefficient de correction de la contrainte équivalente qui permet d'utiliser la courbe S-N de traction alternée.

Calcul de λ_{cor}

Cas de la torsion :

$$\tau_{oct,a} = \sqrt{\frac{2}{3}}\tau_{-1} \text{ et } \Sigma_{H,max} = 0 \quad \text{-----➔} \quad \sigma_{eq_Tor} = \sqrt{\frac{2}{3}}\tau_{-1}$$

Cas de la traction :

On a :

© 2008 Tous droits réservés.

$$\alpha_{Cr} = (\sqrt{6}\frac{\tau_{-1}}{\sigma_{-1}} - \sqrt{2})$$

$$\tau_{oct,a} = \frac{\sqrt{2}}{3}\sigma_{-1} \text{ et } \sum_{H,\max} = \frac{\sigma_{-1}}{3} \text{ ---➔ } \sigma_{eq_Trac} = \frac{\sqrt{2}}{3}\sigma_{-1} + (\sqrt{6}\frac{\tau_{-1}}{\sigma_{-1}} - \sqrt{2}).\frac{\sigma_{-1}}{3} = \sqrt{\frac{2}{3}}\tau_{-1}$$

Donc λ_{cor}= 1.

b. Le critère de Sines

Le critère de Sines s'écrit :

$$\tau_{oct,a_{\max}} + \alpha_{Si} \cdot \Sigma_{Hmoy} \leq \beta_{Si} \qquad \text{(II.16)}$$

Avec :

$\tau_{oct,a_{\max}}$: maximum sur un cycle de sollicitation du cisaillement octaèdral alterné.

$\Sigma_{H_{moy}}$: maximum sur un cycle de la contrainte hydrostatique.

La contrainte équivalente de Sines est donc calculée par :

$$\sigma_{eq_Si} = \lambda_{cor}(\tau_{oct,a_{\max}} + \alpha_{Si} \cdot \Sigma_{H_{moy}}) \qquad \text{(III.17)}$$

c. Critère de Von Mises

La contrainte équivalente de Von Mises est calculée par la formule :

$$\sigma_{eq} = \frac{1}{\sqrt{2}}\sqrt{(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + (\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{xx} - \sigma_{zz})^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{xz}^2)} \qquad \text{(II.18)}$$

ou pour le cas biaxial, dans le repère des contraintes principales σ_i.

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \sigma_1\sigma_2} \qquad \text{(II.19)}$$

II-6.3. Cumul du dommage

Le comptage est effectué sur les contraintes équivalentes selon Von Mises, Crossland et Sines par la méthode rainflow. Le dommage est ensuite calculé cycle par cycle par les relations du modèle de la contrainte endommagée et de la loi de Miner. La durée de vie est atteinte lorsque le D est égal à l'unité.

II-6.4. Résultats d'essais biaxiaux

Neuf essais ont été traités avec pour chacun d'entre eux plusieurs enregistrements temporels (de 3 à 7 enregistrements) des déformations locales (ε_{xx}, ε_{yy}, ε_{xy}), la fréquence de prélèvement

© 2008 Tous droits réservés.

des mesures étant de 480 Hz. Le nombre total de points de mesures est de 59420 points par séquence, chacune des séquences à une durée de 123,8 secondes.

Les contraintes (σ_{xx}, σ_{yy}, σ_{xy}) sont calculées à partir des déformations en utilisant les relations de Hooke :

$$\sigma_{xx}(t_i) = \frac{E}{1-\nu^2}\left[\varepsilon_{xx}(t_i) + \nu\varepsilon_{yy}(t_i)\right]$$
$$\sigma_{yy}(t_i) = \frac{E}{1-\nu^2}\left[\varepsilon_{yy}(t_i) + \nu\varepsilon_{xx}(t_i)\right] \qquad \text{(II.20)}$$
$$\sigma_{xy}(t_i) = \frac{E}{2(1+\nu)}\left\{2\varepsilon_{xy}(t_i) - \left[\varepsilon_x(t_i) + \varepsilon_y(t_i)\right]\right\}$$

La figure II.14 visualise la première seconde du chargement de l'essai n° B10H04_1 et l'on remarque que les contraintes σ_{xx} et σ_{yy} sont déphasées d'environ $\frac{\pi}{2}$. La contrainte de cisaillement σ_{xy} est relativement faible (valeur entre -29,3 et 8,4 MPa) par rapport aux autres contraintes (valeur entre -225 et 244,6 MPa pour σ_{xx} et entre -287,9 et 277,3 MPa pour σ_{yy}).

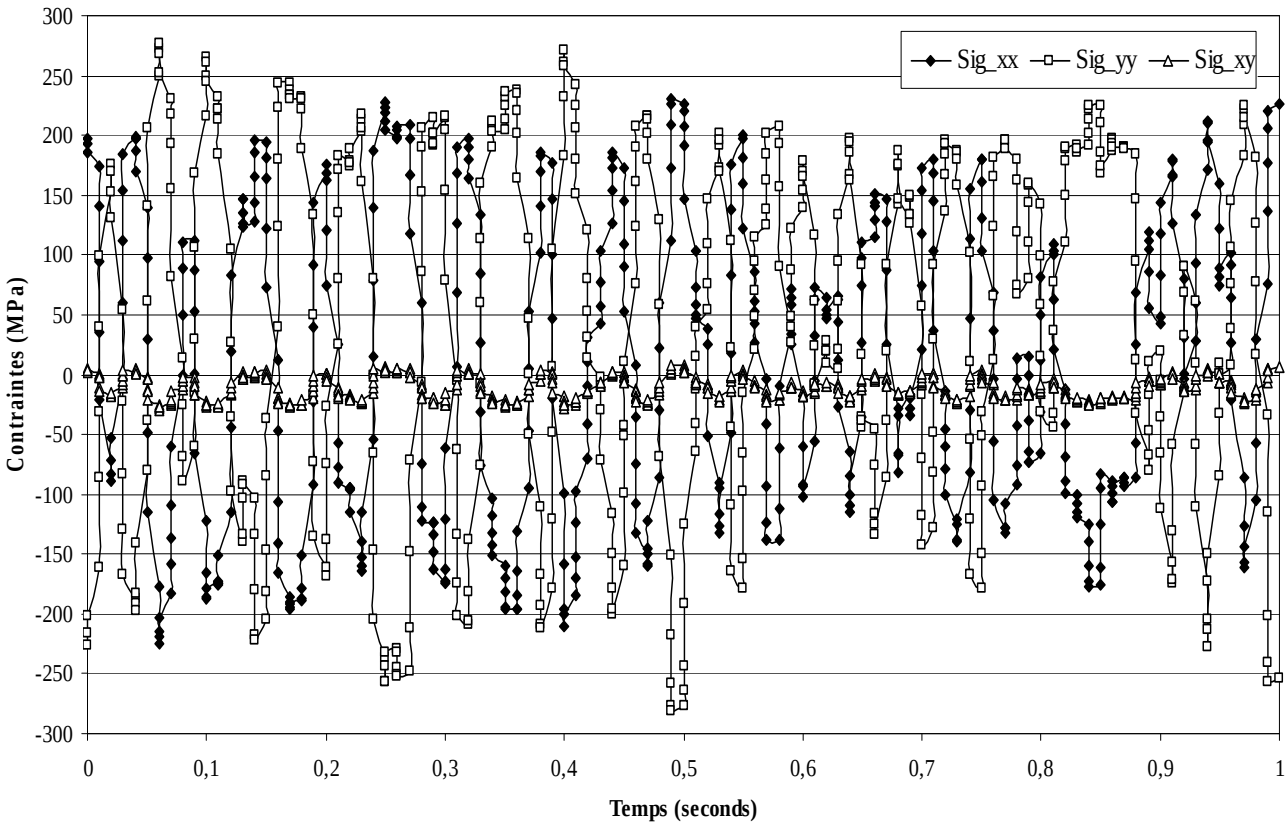


Figure II.14 : Chargement sur une éprouvette cruciforme en acier 10HNAP [51,52].

© 2008 Tous droits réservés.

Le calcul de la contrainte équivalente est effectué à partir des équations (III.15), (II.17) et (II.18), selon le critère multiaxial utilisé.

Les contraintes équivalentes, sont représentées en fonction du temps sur la figure II.15.

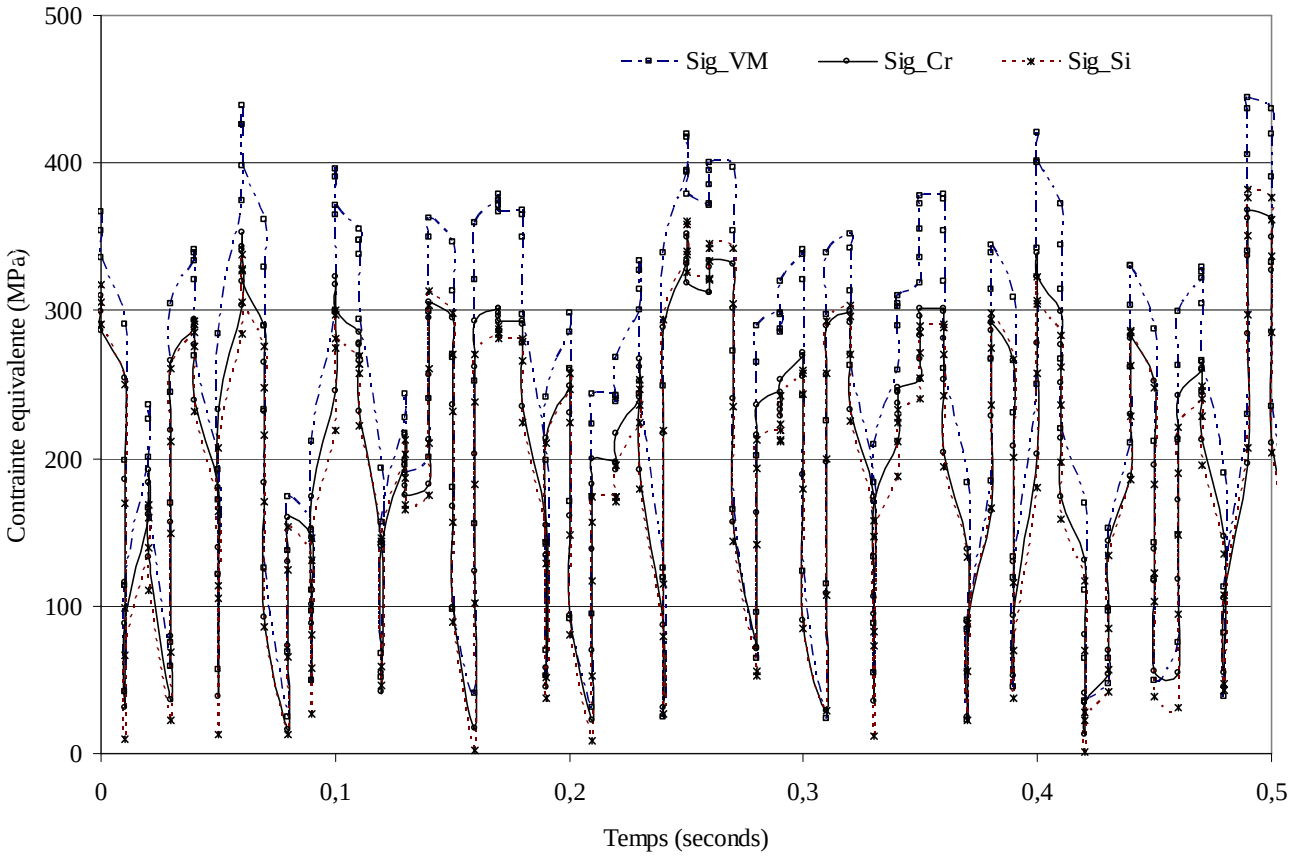


Figure II.15 : Contraintes équivalentes sur une éprouvette cruciforme en acier 10HNAP.

Le calcul des durées de vie a été effectué sur chaque enregistrement fourni (52 enregistrements), mais seule la valeur moyenne obtenue (exprimée en secondes) est considérée avec les prévisions des modèles, pour chaque critère étudié.

La confrontation des prévisions aux les résultats d'essais est illustrée sur la Figure II.16.

© 2008 Tous droits réservés.

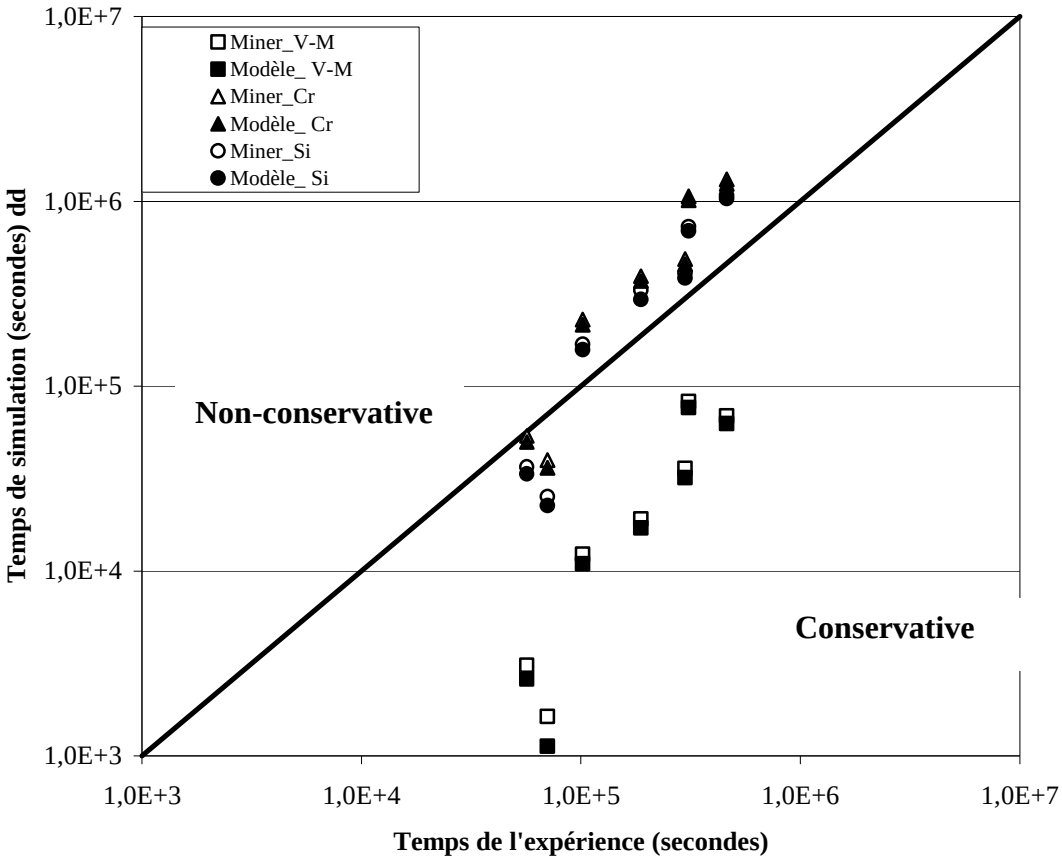


Figure. II.16 : Comparaison des prévisions du modèle et du modèle de Miner pour les essais de traction biaxiale sur des éprouvettes cruciformes en acier 10HNAP.

Les durées de vie prédites par les critères de Crossland et de Sines sont comprises entre 10^4 secondes et 10^6 secondes et entre 10^3 et 10^5 secondes pour le critère de Von Mises. Les prévisions en utilisant la contrainte équivalente de Von Mises sont très conservatives. Les critères de Crossland et Sines donnent des valeurs plus proches de l'expérience.

II-7. Conclusions

Les principales conclusions tirées de ce thème 2 sont les suivantes :

- L'indicateur de dommage proposé nécessite uniquement la courbe de Wöhler et la résistance maximale en traction (Rm). Cet indicateur tient compte de l'histoire des chargements et est facile d'utilisation.
- Les prévisions des durées de vie en fatigue uniaxiale sous chargement à amplitude constante et variable donnée par le nouvel indicateur sont proches des résultats expérimentaux.

© 2008 Tous droits réservés.

- Les prévisions de la durée de vie en fatigue multiaxiale sous chargement à amplitude constante et variable données par le nouvel indicateur présentent des écarts inférieurs à la prédiction de Miner qui est la plus largement employée.

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

THEME 3

Nocivité de l’endommagement préalable sur les propriétés mécaniques statiques et dynamiques.

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

Thème 3

Nocivité de l'endommagement préalable sur les propriétés mécaniques statiques et dynamiques.

Résumé

Cette étude présentée succinctement, montre des évolutions des propriétés mécaniques statiques et dynamiques en fonction de l'endommagement préalable en fatigue selon deux configurations:

- Une configuration en fatigue avec déformation plastique (L.C.F).
- Une configuration en fatigue endurance.

Dans la première configuration, les propriétés mécaniques statiques et dynamiques évoluent en fonction de l'endommagement préalable. Les propriétés de traction dynamique sont sensibles aux vitesses d'impact (vitesses de déformation).

Dans la seconde configuration, les propriétés mécaniques en traction monotone ne sont pas sensibles au dommage préalable, par contre les propriétés de ténacité évoluent en fonction de celui-ci.

Cette étude permet d'analyser les mécanismes mis en jeu lors de l'évolution des propriétés statiques de traction et de ténacité ainsi que des propriétés dynamiques après un endommagement préalable. Le couplage entre l'endommagement en fatigue et le comportement au choc permet de fournir des outils pour le dimensionnement en fatigue et au choc des structures.

Ces travaux ont fait l'objet d'une publication dans l'International Journal of Fatigue, et 4 communications internationales

© 2008 Tous droits réservés.

http://www.univ-lille1.fr/bustl

Introduction

Cette troisième partie, traitant de la nocivité de l'endommagement sur les propriétés mécaniques statiques et dynamiques est présentée brièvement. Ce thème fait l'objet de la thèse d'**Ulises Sanchez** (soutenue en novembre 2007). Et de la thèse de **Pedro Cadenas** (soutenance prévue fin 2008).

Comme mentionné en introduction du thème précédent, sur l'existence des approches d'évaluations du dommage en utilisant l'évolution d'une ou plusieurs propriétés du matériau ou aux conséquences physiques (occasionnées par l'endommagement), quantifiables par des mesures ou par analyses micrographiques. Dans cette étude à forte proportion expérimentale, nous avons analysé l'évolution des propriétés mécaniques statiques et dynamiques en fonction de l'endommagement en fatigue.

III- 1. Nocivité de l'endommagement en fatigue sur les propriétés statiques et dynamiques

Dans le cadre de la thèse d'Ulises Sanchez, l'investigation expérimentale a été conduite en réalisant des essais de fatigue en pilotage de charge avec un rapport de 0,2 et en pilotage de déformation avec un rapport de 0,75. Ces essais sont suivis d'essais de traction statiques et dynamiques (barre d'Hopkinson) avec trois vitesses d'impact (18, 25 et 30 m/s) sur un alliage d'aluminium de la série 6000 et sur un acier AISI 4140 T. Pour montrer les évolutions des propriétés mécaniques, seuls les résultats de l'acier sont présentés.

III- 1.1 Essais de traction statique après endommagement de fatigue en pilotage de déformations et de contraintes (charges)

La figure III.1.a montre les résultats d'essais de traction avec les différents dommages en fatigue en pilotage de charge (R=0,2) et la Fig. III.1.b, en pilotage de déformation (R=0,75).

Les évolutions des propriétés mécaniques de traction sont sensibles à la configuration de l'essai de fatigue selon la présence ou pas d'une déformation plastique. En effet, dans ce dernier cas (fig III.1.b) l'endommagement préalable en fatigue, fragilise le matériau en abaissant fortement son aptitude ou sa capacité d'emmagasiner l'énergie de déformation. Cette fragilisation n'est pas observée dans le cas de la fatigue endurance (fig III.1.a).

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

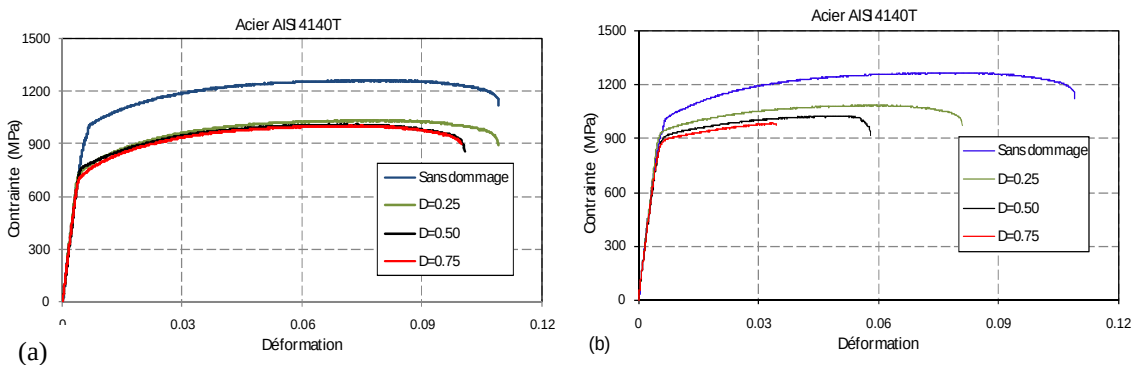


Figure III.1. Contraintes – Déformations. (a) en pilotage de charge et (b) en pilotage de déformation

III- 1.2. Evolution des propriétés mécaniques en traction statique

La figure III.2.a, montre l'évolution du module de Young, de l'allongement total (ou de la déformation plastique totale) et de la striction (mesurées à la fin de l'essai) en fonction de l'endommagement préalable en fatigue avec un asservissement en charge. La figure III.2.b, traite les cas de l'asservissement en déformation. Les résultats montrent que le module de Young n'évolue pas durant le processus du dommage dans le premier cas, par contre il présente une chute de l'ordre de 10 % dans le second cas. En ce qui concerne la déformation plastique totale et la striction, les résultats montrent une chute de 40 % et 50 % dans les deux configurations d'essai.

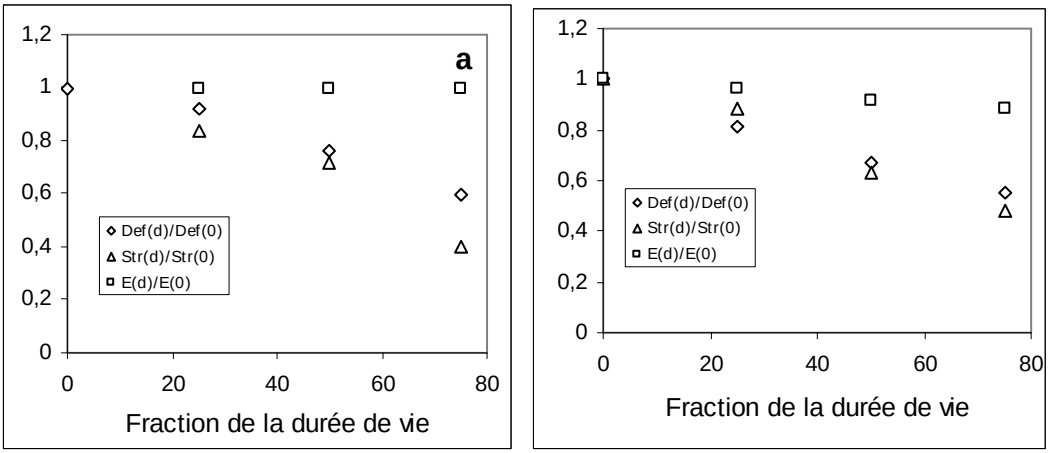


Figure III.2. Evolution des propriétés statiques en fonction du pré dommage en contrôle de charge (a) et en contrôle de déformation (b)

III- 1.3. Evolution des propriétés mécaniques en traction dynamique

La figure III.3.a, b et la figure III.4.a, b, montrent l'évolution de la déformation plastique totale et de la striction dans les deux configurations d'essais. Les résultats des essais

© 2008 Tous droits réservés.

dynamiques avec un endommagement préalable en fatigue sous asservissement de charge présentent une chute de l'ordre de 20-25 % quand le dommage passe de 0 à 50 %. Cette diminution s'accentue et atteint 90 % quand le dommage passe de 50 à 75 %. (Fig III.3.a.et Fig III.4.a). Après observation au M.E.B, cette diminution des propriétés semble dépendre de la densité de microfissures et de leur taille qui sont directement liée au dommage ainsi qu'à la facilité de coalescence des microfissures quand le dommage atteint 75 %. Dans le cas des échantillons avec un endommagement préalable en fatigue sous un asservissement en déformation, les figures III.3.b. et figures III.4.b, montrent une chute d'environ 40 – 50 % de ces deux paramètres quand le dommage passe de 0 à 75 %. Dans ce cas, nous n'observons pas d'accroissement de cette chute. Cette chute des propriétés est à relier vraisemblablement aux dislocations (créations et mouvements). L'évolution de ces deux paramètres dans les deux configurations des essais de fatigue ne semble pas dépendre de la vitesse d'impact des essais dynamiques.

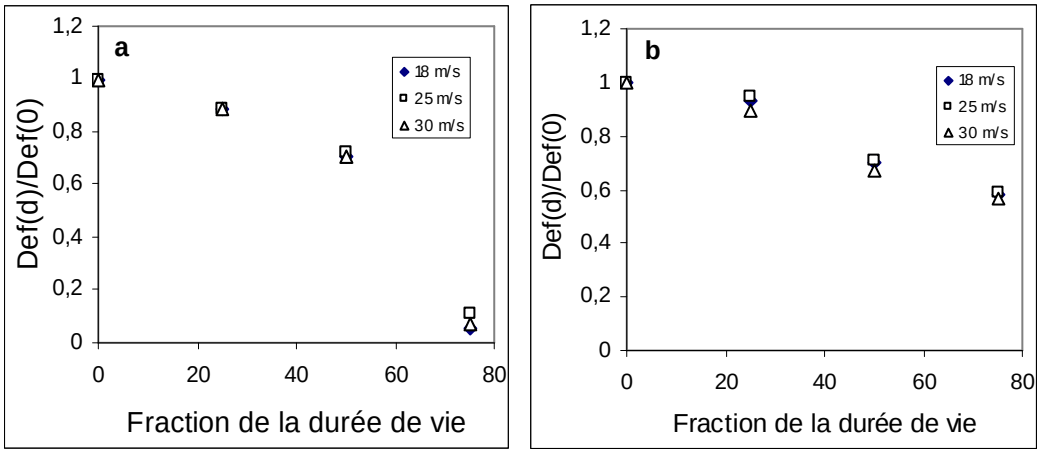


Figure III.3. Evolution des déformations en fonction du pré dommage(a) en contrôle de charge et (b) en contrôle de déformation

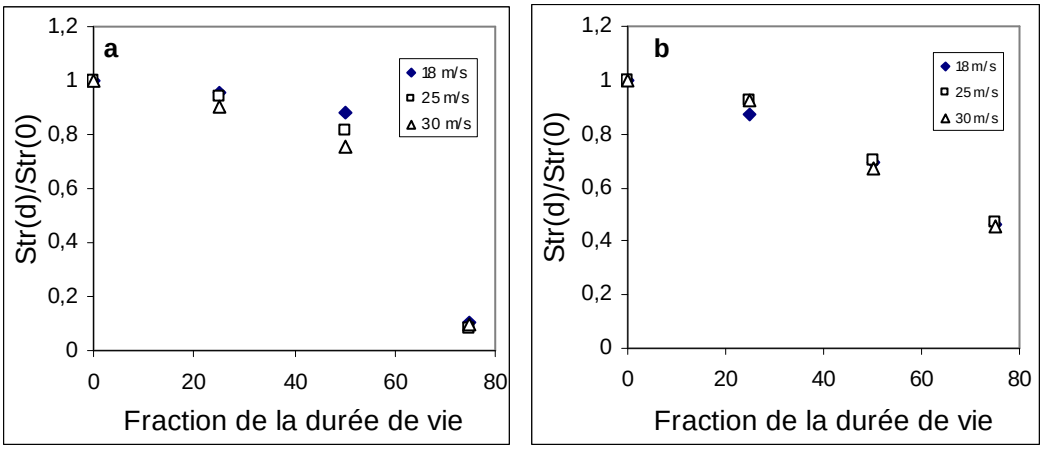


Figure II.4. Evolution des strictions en fonction du pré dommage (a) en contrôle de charge et (b) en contrôle de déformation

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

La figure III.5, montre l'évolution du module de Young en fonction de l'endommagement préalable en fatigue sous un asservissement en déformation. Cette évolution semble dépendre de la vitesse d'impact des essais dynamiques. Dans le cas d'une vitesse d'impact de 18 m/s, la diminution atteint 40 % pour un dommage de 75 %. Ces résultats sont en accord avec la littérature en termes d'évolution du module de Young en fonction de la vitesse déformation.

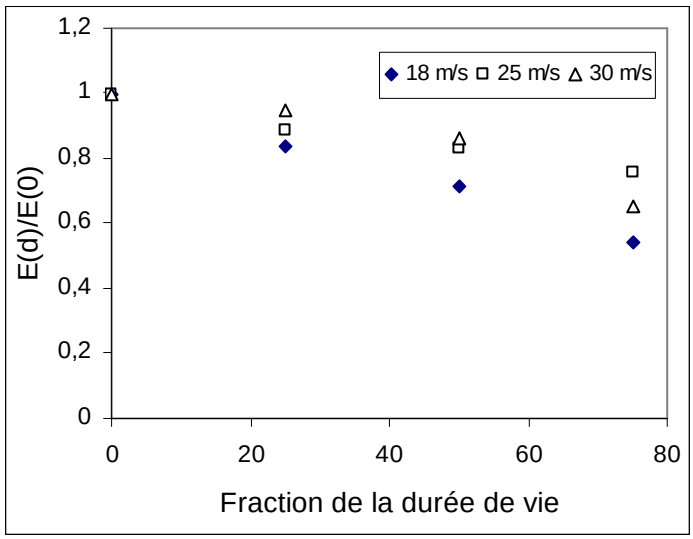


Figure III.5. Evolution du module de Young en fonction du dommage

III- 2. Nocivité de l'endommagement sur les propriétés de ténacité

Dans le cadre de la thèse de Pedro Cadenas, en fatigue endurance sur un alliage d'aluminium, les résultats des essais de traction monotone ne montrent pas d'évolution des propriétés mécaniques en fonction de la fraction de la durée de vie (endommagement préalable). Ce constat, nous a amené à réaliser des essais de ténacité statique sur des éprouvettes à entaille latérale. Ces essais nous permettent de déterminer l'ouverture critique au fond de la fissure (CODc), la valeur critique (J1c) du paramètre énergétique J (intégral de Rice) et le module de déchirement T(J). Sur la figure III.6.et III.7., nous pouvons observer la chute du CODc et de J1c en fonction de l'endommagement. La chute du CODc semble dépendre du niveau de chargement alors que la diminution du terme du J1c est moins sensible au chargement. Ces deux paramètres décrivent la résistance à l'initiation de la fissure du matériau.

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

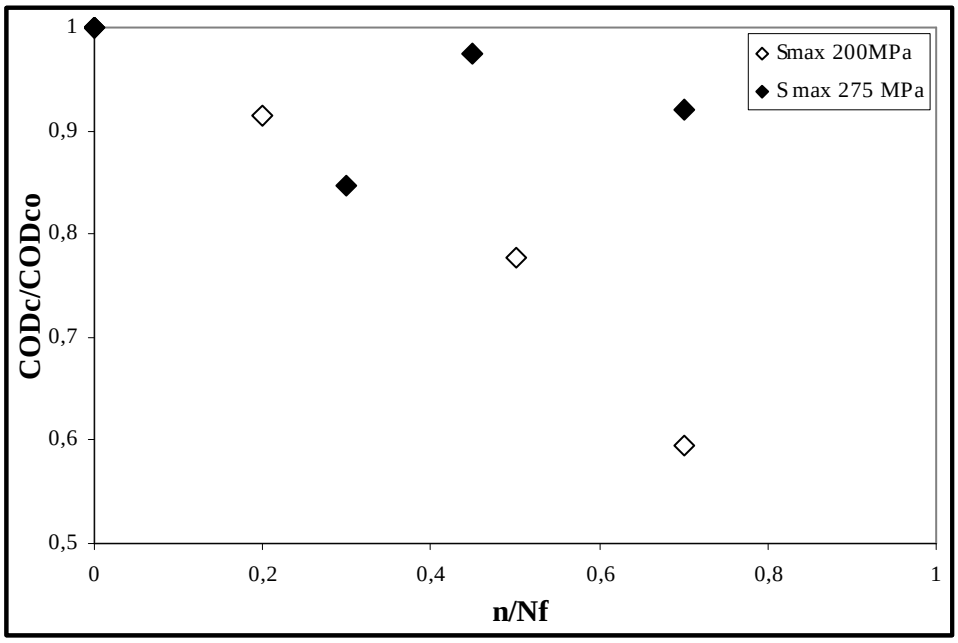


Figure III.6. Evolution de la valeur de C.O.D.critique en fonction de l'endommagement.

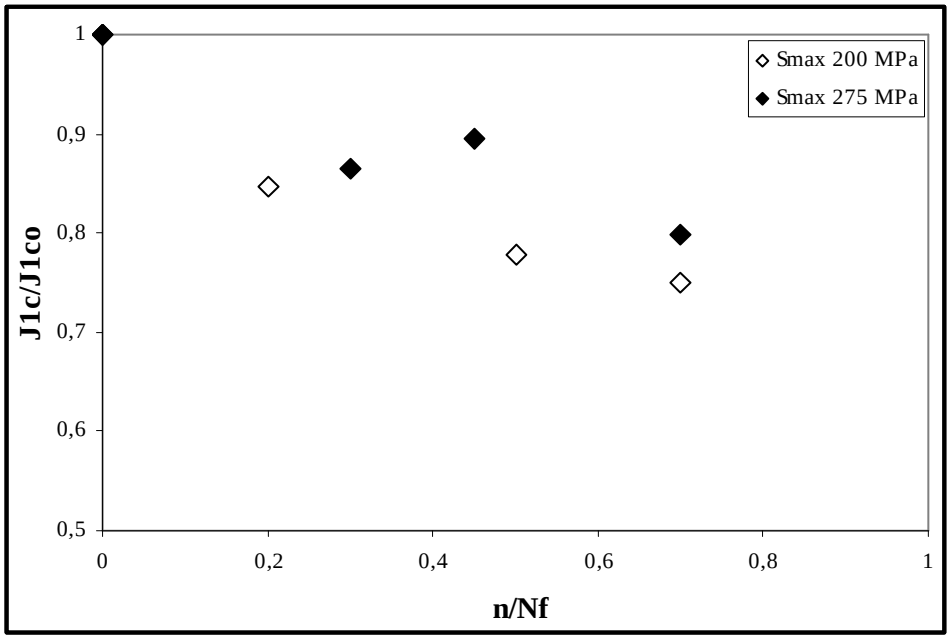


Figure III.7. Evolution de la valeur de J1c. en fonction de l'endommagement

Les observations en microscopie optique sur les surfaces polies électrolytiquement sont données sur la figure III.8. La photo d'une éprouvette sans dommage (a), montre la présence de précipités ou inclusions (non analysés) avec différentes dimensions. Les photos b et c, montrent la surface des éprouvettes avec un endommagement préalable de 70 % pour un chargement de 275 et 200 MPa respectivement. Sur la photo b, on observe une taille de microfissures de l'ordre de 18 µm et sont de types intergranulaires. Dans le cas du chargement

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

avec 200 MPa, la taille est de 10 µm. Dans ce cas les microfissures s'initient des précipités et elles sont transgranulaires et plus nombreuses.

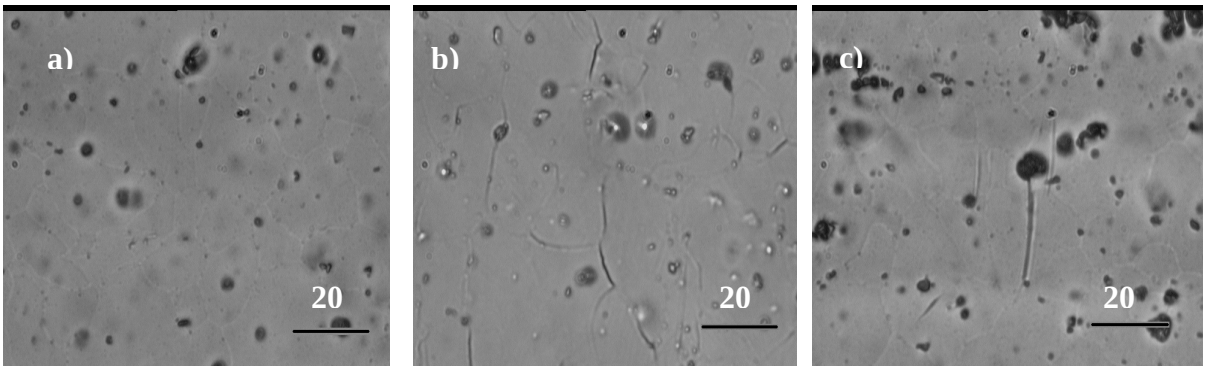


Figure III.8. Micrographie optique: a)éprouvette sans dommage (n/Nf=0); b) n/Nf=70%; σmax=275MPa; c) n/Nf= 70%; σmax=200MPa.

La figure III.9, montre l'analyse des faciès de rupture après essais de déchirure. L'observation au MEB des échantillons sans dommage présente une rupture ductile avec beaucoup de cupules de dimensions non homogènes. Sur la photo b et c, qui concerne le chargement de 275 et 200 MPa respectivement avec un dommage préalable de 70 %, on observe une rupture de type mixte.

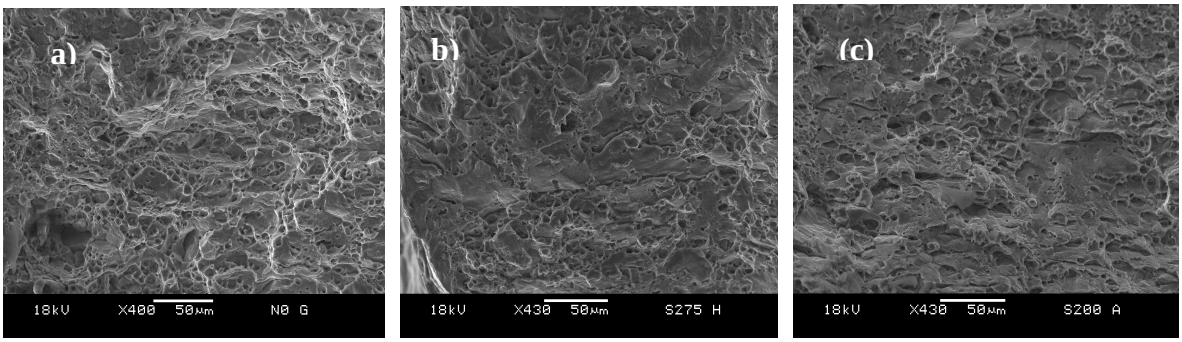


Figure III.9. Faciès de rupture après essai de ténacité. Micrographie localisée sur la zone d'amorçage de la fissure: (a) éprouvette sans dommage (n/Nf=0); (b) et (c) n/Nf=70 %; σmax=275MPa et σmax= 200MPa.

III-3. Conclusions

Selon la configuration des essais de fatigue, dans le cas de l'acier, les éléments essentiels à retenir sont :

- les propriétés mécaniques (limite élastique, résistance maximale) sont peu sensibles à l'endommagement préalable de fatigue en pilotage de charge (D=25 et 75 %). Ces

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

propriétés présentent une diminution entre le cas sans dommage et les cas avec dommage. Le module de Young ne varie pas en fonction du dommage.

- Dans le cas des essais de fatigue en pilotage de déformation, ces propriétés évoluent en fonction du dommage préalable.
- Les propriétés mécaniques de traction dynamique sont sensibles à l'endommagement préalable quelque soit la configuration de l'essai de fatigue. A 75 % d'endommagement, la chute des propriétés (allongement et striction) est de l'ordre de 90 %.
- Dans le cas de l'alliage d'aluminium et sous conditions en fatigue endurance, les propriétés de traction statiques ne sont pas affectées par l'endommagement préalable. Par contre, les propriétés de ténacité (J1c et CODc) sont sensibles à celui-ci.

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

CONCLUSIONS - PERSPECTIVES

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

Conclusions générales et perspectives

L'allégement des structures est une préoccupation industrielle majeure aujourd'hui. En effet le gain en poids permet de réduire la consommation énergétique et répond en partie à la préservation environnementale. Le dimensionnement fiable des pièces (ou des structures) vis à vis de leur comportement en fatigue reste délicat malgré un large éventail d'outils et de modèles de fatigue. Le transfert du comportement en fatigue d'un matériau obtenu sur une éprouvette de laboratoire vers la structure réelle nécessite la prise en compte de divers facteurs (discontinuité géométrique ou du matériau, effet d'échelle, d'interfaces, d'environnement…). Il est donc nécessaire de proposer des outils robustes simplifiés de prévision de durée de vie garantissant la fiabilité et la sécurité des structures tout au long de leur utilisation.

Pour des structures arrivant en fin de vie, qu'il s'agisse d'une étape prévue dès la conception d'origine ou prématurée si le dimensionnement n'a pas couvert les aspects de durabilité, la réparation apparaît comme une alternative permettant de prolonger la durée de vie résiduelle des structures. Ce travail a été structuré en 3 thèmes, nous présentons dans ce qui suit les bilans, les liens entre les thèmes et les orientations de recherches futures.

Le thème 1, a porté sur l'aspect réamorçage d'une fissure réparée par la méthode du perçage d'un trou en fond de fissure suivi ou non d'une expansion, sous chargement uni axial à amplitude constante.

L'influence des conditions opératoires sur les contraintes résiduelles de compression et sur les zones affectées par l'expansion a été analysée.

La durée de vie résiduelle dépend des conditions de chargement local (chargement effectif). Ce dernier est lié aux conditions opératoires (coefficient de concentration de contraintes, degré d'expansion). La double expansion et l'identification de la valeur limite du degré d'expansion permettent de prolonger la durée de vie dans des conditions de fiabilité. Nous avons notamment établi la condition optimum d'expansion.

Second thème d'investigation, un nouvel indicateur d'endommagement a été proposé. Cet outil, facile d'utilisation prend en compte l'histoire du chargement et ne nécessite que la courbe (S-N) et la résistance ultime du matériau (Rm).

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

L'analyse se fait cycle par cycle dans le cas d'un chargement sous sollicitations d'amplitude variable. Le couplage de cet indicateur avec des critères multiaxiaux donne des résultats assez prometteurs. Les prévisions obtenues oscillent autour des résultats expérimentaux et restent dans des marges acceptables en fatigue. Ces prévisions présentent des écarts aux résultats expérimentaux inférieurs à ceux obtenus par l'utilisation de la loi de Miner qui reste toujours la plus largement employée.

Objet du thème 3, les conséquences de l'endommagement par fatigue sur les propriétés de traction statique et dynamique ainsi que sur les propriétés de ténacité ont été abordées. Des essais de fatigue avec pilotage en contrainte et en déformation ont été réalisés. Les résultats montrent une sensibilité à la configuration de l'essai de fatigue. Ils présentent en général une chute des propriétés de traction statique et dynamique en fonction du pré-endommagement dans le cas de l'acier AISI 4140T.
Dans le cas de l'alliage d'aluminium, avec un endommagement en fatigue endurance, une chute des propriétés de ténacité (J_{1c}, CODc) en fonction du pré-endommagement a été constatée.

Lors du fonctionnement d'une structure, une fissure de fatigue peut s'initier et se propager. La réparation par expansion du trou en fond de fissure devient une alternative incontournable au remplacement de pièce dans certaines circonstances. La garantie de sa réutilisation après réparation dans des conditions de sécurité exige des prévisions de durée de vie fiables. Ces dernières, dans le cas de sollicitation réelle d'amplitude variable, nécessitent une loi de cumul d'endommagement. Cette loi doit être facile d'utilisation et doit tenir compte de l'histoire du chargement (la relaxation ou non des contraintes résiduelles induites par l'expansion dépend du niveau du chargement). Ceci constitue le lien entre les deux premiers thèmes.
La majorité des outils dont dispose l'ingénieur pour le dimensionnement des structures se base sur les propriétés mécaniques du matériau vierge avant toute utilisation. Les propriétés mécaniques du matériau sont affectées par l'endommagement occasionné durant leur utilisation et évoluent de ce fait dans le temps. L'ingénieur, pour le calcul des prévisions (ou celui des contraintes pour aboutir à ces prévisions), se sert des propriétés mécaniques. Il devient donc nécessaire d'intégrer l'effet de l'endommagement par fatigue et de l'évolution des caractéristiques mécaniques dans les outils de calcul. C'est là, la justification des liens du second et du troisième thème dans les travaux de recherche menés depuis dix ans.

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

Compte tenu des liens entre les thèmes étudiés, la perspective à long terme est de proposer un outil prédictif robuste tenant compte de l'évolution des propriétés mécaniques statiques et dynamiques des matériaux durant leur utilisation. Cet outil de prévision permettra aux concepteurs d'estimer les durées de vie des structures (vierges ou réparées) en garantissant une certaine durabilité c'est à dire en pratique leur fiabilité. La réalisation de cet objectif passe par des études complémentaires spécifiques à chaque thème. Il serait donc nécessaire de traiter :

- Dans le cas des structures subissant une réparation, l'influence des paramètres opératoires sur la propagation de la fissure sous les mêmes conditions de chargement. En effet, la durée de vie totale (Nt) est la somme des durées de vie au réamorçage (Na) et à la propagation (Np). Ces dernières présentent des proportions très différentes selon le niveau de chargement. Il est nécessaire de définir l'intervalle de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte ΔK où la réparation d'une fissure est optimale. La durée de vie à la propagation peut être déterminée par la loi de Paris dans un premier temps en intégrant les conditions opératoires sans tenir compte de la dissymétrie de la fissure. Puis dans un second temps, il s'agit de modifier les modèles existants en tenant compte de cette dissymétrie. Ce volet sur la propagation permettra de proposer à court terme une modélisation de la durée de vie totale en tenant compte des différents paramètres opératoires (matériau, diamètre du trou (Kt), degré d'expansion DE et du chargement). Ce travail a débuté il y a une année grâce à un partenariat avec l'Université Djillali Liabès en Algérie.

- Un autre volet digne d'intérêt concerne l'utilisation de cette technique de réparation sous chargement multiaxial à amplitude constante ou variable. Ce travail apportera des éléments de réponses au problème industriel, car la plupart des structures sont soumises à des sollicitations générant des états de contrainte multiaxiaux dans le temps, et aussi de tenir compte de l'histoire du chargement dans la prévision de la durée de vie totale des structures réparées par cette technique.

- La technique de réparation par perçage d'un trou en fond de fissure présente un grand intérêt au plan industriel puisqu'elle s'inscrit dans le cadre de la maintenance durable. Cependant, elle n'est pas utilisable dans toutes les configurations des structures étudiées (les structures à fortes épaisseurs, les matériaux fragiles comme les composites et aussi dans le cas

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

des structures de circuit de conduites et des réservoirs sous pression). Robustesse, durabilité et fiabilité sont des préoccupations d'aujourd'hui, les techniques de réparation répondent en partie à ce challenge, elles doivent assurer un niveau de sécurité suffisant. Il existe un panel de choix des méthodes de réparation adapté aux différentes configurations (rechargement, patch,…). Il semble donc intéressant d'élargir les recherches vers ces autres techniques de réparation en mettant l'accent sur les problèmes d'interfaces, et les éléments de liaisons.

- L'utilisation des codes de calcul couplés aux différentes modélisations permettra par simulation numérique de traiter le cas des structures réelles (structures présentant une discontinuité géométrique ou du matériau (concentration de contraintes, soudures)).Il s'agira en particulier de valider l'applicabilité de l'indicateur du cumul de l'endommagement proposé au cas de faibles nombres de cycles, en tenant compte des déformations plastiques (L.C.F).

Une autre perspective qui s'intègre dans les priorités du laboratoire dans les années à venir et qui reste dans le cadre générique de la fatigue et de l'endommagement s'intéresse aux outils de dimensionnement et de prévision des durées de vie en fatigue des assemblages (rivetés, boulonnés et soudés) dans les structures de transport. L'optimisation en termes de gains de poids amène les constructeurs à utiliser des structures multi matériaux (métal-métal, métal-polymère). Les travaux sur la méthode de l'expansion du trou en fond d'une fissure (thème 1) ont été mis à profit pour améliorer la durée de vie des structures rivetées et boulonnées en pratiquant une expansion sur le trou de passage du boulon. Dans ce cadre, une thèse sur l'étude de l'endommagement en fretting-fatigue : application aux structures boulonnées a été soutenue en novembre 2006 « Thèse de Ruichun Duan».

Nous conduisons actuellement une étude exploratoire sur les assemblages soudés acier-alu. Nous envisageons le développement des outils de dimensionnement et de choix du procédé (rivetage, soudage) en intégrant les éléments mentionnés ci dessus. Les différentes approches associent des aspects expérimentaux, analytiques et numériques.

Le domaine de la fatigue et de l'endommagement des structures est très vaste et complexe, il reste ouvert et lie les aspects matériau, calcul et modélisation.

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

References bibliographiques

[1]. P. Rijk, A.A.M. Otter.
Empirical investigation on some methods for stopping the growth of fatigue cracks.
National Aerospace Laboratory, NLR TR 70021 L, 1969.

[2]. S. Eggwirtex.
Review of some Swedish investigations on fatigue during the period 1967-1969.
Swedish Aerospace Inst. FFA Repport TN-HE-1270, 1969.

[3]. G. Itoh.
Artificial holes for arresting internal weld crack. Materials Evaluation, vol. 39, pp.537-539, 1981.

[4]. D. Broek.
The practical use of fracture mechanics. Kluwer Academic Publishers, 1989.

[5]. E.E. Peterson.
Stress concentration factors. John Wiley and Sons, USA, 1974.

[6]. M. Truchon, H.P. Lieurade, G. Sanz.
Etude de l'amorçage des fissures de fatigue à partir d'entailles à fond circulaire sur une gamme étendue d'aciers. IRSID Compte rendu d'étude, DGRST N° 76-7-0768, Mars 1980.

[7]. N. Chandawanich, W.N.Jr. Sharpe.
An experimental study of fatigue crack initiation and growth from coldworked holes.
Engineering Fracture Mechanics, vol. 11, pp. 609-620, 1979.

[8]. H.P. Van Leeuwen, L. Schra, A.E. Meulman.
The repair of fatigue cracks in low-alloy steel sheet. National Aerospace Laboratory NLR The Netherlands, report TR 70029, 1970.

[9]. Rachid Ghfiri.
Etude du retard à l'amorçage et à la propagation d'une fissure de fatigue après perçage d'un trou avec et sans expansion. Thèse de doctorat, Université des Sciences et Technologie de Lille, France, 2000.

[10]. A.R. Jack, A.T. Price.
« Effect of thickness on fatigue crack initiation and growth in notched mild steel specimen ».
Acta Metallurgica, N° 20, pp. 857-866, 1972.

[11]. P. Rabbe, C. Amzallag.
Etude de l'amorçage des fissures et de la vitesse de fissuration par fatigue de quelques aciers inoxydables austénitiques. Revue de Métallurgie, pp. 931-941, Décembre 1974.

[12]. K. Tanaka, Y. Nakai, R. Kawashima.
Fracture mechanics approach to fatigue crack initiation from deep notches. Engineering Fracture Mechanics, vol. 18, N° 5, pp. 1011-1023, 1983.

© 2008 Tous droits réservés.

[13]. G. Pomey, P. Rabbe.
Relations entre les caractéristiques mécaniques, la forme des éprouvettes et l'endurance en flexion rotative d'aciers au carbone et au chrome-molybdène. Mém. Sci. Rev. Met. LXVII, N°. 3, pp. 151-164, 1970.

[14]. C. Ling, X. Zheng.
Effects of cold expanded of a hole on fatigue crack initiation location and life of an LY12CZ alloy. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, 15(3), pp. 241-247, 1992.

[15]. M. Burlat.
Effet et optimisation de l'écrouissage des trous des plaques d'assemblage sur le comportement en fatigue. Thèse de Doctorat, Ecole Polytechnique, Montréal, 1994.

[16]. R. Cook, P. Holdway.
Residual stresses induced by hole cold expansion. Computer methods and experimental measurement for surface treatment effects, Eds. M.H Aliabadi, and C.A. BREBIA. Southampton, pp. 91-100, 1993

[17]. M. Bernard, T. Bui-Quoc, M. Burlat.
Effects of re-coldworking on fatigue life enhancement of a fastener hole. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, vol. 18, N°. 7, pp. 765-775, 1995.

[18]. J.Y. Mann, G.S. Jost.
Stress fields associated with interference fitted and cold-expanded holes. Metals Forum, vol. 6, N° 1, pp. 43-53, 1983.

[19]. B.L. Josefson, S. Karlsson, R. Ogeman.
Influence of residual stresses on fatigue crack growth at stress-coined holes. Engineering Fracture Mechanics, vol. 47, N°. 1, pp. 13-27, 1994.

[20]. R. Hermann.
Three-dimensional stress distribution around cold expanded holes in aluminium alloys.
Engineering Fracture Mechanics, vol.48, N°.6, pp. 819-835, 1994.

[21]. M.A. Landy, H.Jr. Armen, H.L. Eidinoff.
Enhanced stop-drill repair procedure for cracked structures. Fatigue in Mechanically Fastened Composite and Metallic Joints, ASTM STP 927, John M. Potter Ed., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, pp. 190-220, 1986.

[22]. G. Wanlin.
Elastic-plastic analysis of a finite sheet with a cold-worked hole. Engineering Fracture Mechanics, vol. 46, N° 3, pp. 465-472, 1993.

[23]. N. Vulic, S. Jecic, V. Grubisic.
Validation of crack arrest technique by numerical modelling. International Journal of Fatigue, vol. 19, N° 4, pp. 283-291, 1997.

© 2008 Tous droits réservés.

[24]. M. Su
Etude de l'influence et de l'optimisation du degré d'expansion à froid dans les mécanismes de réamorçage d'une fissure: étude numérique et expérimentale. Thèse de doctorat, Université des Sciences et Technologie de Lille, France, Octobre 2005.

[25]. T.N. Charkhelou, J. Vogwell.
The effect of cold expansion on improving the fatigue life of fastener holes, Engineering Failure Analysis, 10:13–24, 2003.

[26]. P. Papanikos, S.A. Meguid.
Three dimensional finite element analysis of cold expansion of adjacent holes. International Journal of Mechanical Science, 40(10):1019-1028, 1998.

[27]. X. Zhang, Z. Wang.
Fatigue life improvement in fatigue-aged fastener holes using the cold expansion technique. International Journal of Fatigue, 25:1249–1257, 2003.

[28]. M.J. Pavier, C.G.C. Poussard, D.J. Smith.
Three dimensional finite element analysis of the interaction of residual stress around cold worked holes with mechanical load. Journal Strain Analysis, 1998, 33, p 275–289.

[29]. P.R. Arora, B. Dattaguru, H.S. Subramanya.
The fatigue crack rate in L-72 Al-Alloy plate specimens with cold worked holes. Engineering Fracture Mechanics, vol. 42, N°. 6, pp. 989-1000, 1992.

[30]. D.L. Ball, D.R. Lowry.
Experimental investigation on the effects of cold expansion of fastener holes. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures,21, pp. 17-34, 1998.

[31]. W.H. Cathey, A.F.Jr. Grandt.
Fracture mechanics consideration of residual stresses introduced by coldworking fastener holes. Journal of Engineering Materials and Technology, Vol. 120, pp. 85-91, 1980.

[32]. Y.C. Hsu, R.G. Forman.
Elastic-plastic analysis of an infinite sheet having a circular hole under pressure. Journal of Applied Mechanics, Transaction of the ASME, pp. 347-352, juin 1975.

[33]. W. Weibull.
Fatigue testing and analysis of results. Oxford Pergamon 1961.

[34]. J. Lemaitre, J.L. Chaboche.
Mécanique des matériaux solides. Editions Bordas, 544p.(1988).

[35]. C. Bathias, J.P. Baïlon.
La fatigue des matériaux et des structures, édition Hermès – Lavoisier (1997).

[36]. M. Miner.
Cumulative damage in fatigue. *J. of Applied Mechanics* (September 1945),159–164.

© 2008 Tous droits réservés.

[37]. J.L. Chaboche,
Lifetime predictions and cumulative damage under high temperature conditions. ASTM STP770, C. Amzallag, B.N.Leis & P.Rabbe, Eds., pp.81-104 (1984).

[38]. D. Kujawaski, F. Ellyin,
On the concept of cumulative fatigue damage. Int. J. Fract., Vol.6, pp.83-88, (1988).

[39]. R.R. Gatts,
Application of cumulative damage concept to fatigue. Journal of Basic Enginnering. pp529-540.(1961).

[40]. D.L. Henry.
A theory of fatigue damage accumulation in steel. Trans. of the ASME, 1955, 77, 913-918.

[41]. A. Fatemi, , Y. Yang.
Cumulative fatigue damage and life prediction theories: a survey of state of the art for homogeneous materials. *Int. J. Fatigue, 20*, 1 (1998), 9–34.

[42]. J. Santos-Garcia. Miranda.
Etude du cumul du dommage sur des structures fissurées et réparées par la méthode de l'expansion à froid. T hèse de Doctorat de l'Université de Lille 1. 18 Juillet 2003.

[43]. Abdelkrim. Aid.
Cumul d'endommagement en fatigue multiaxiale sous sollicitations variables. Thèse Université Djillali Liabès. Sidi bel-Abbes. Algérie. Juin 2006.

[44]. A. Wöhler.
Tests to determine the forces acting on railway carriage axes and the capacity of resistance of the axes. Engineering, 1871, vol. 8, pp. 199.

[45]. G.Mesmacque, J.S.Garcia, A.Amrouche, C.Rubio-Gonzalez.
*Sequential law in multiaxial fatigue, a new damage indicator***.** International Journal of fatigue, Vol 27, Issue 4, pp 461-467, 2005.

[46]. J.S.Garcia, A.Amrouche, G.Mesmacque, X.Decoopman, C.Rubio-Gonzalez.
Fatigue damage accumulation of cold expanded hole in aluminum alloys subjected to block loading. International Journal of fatigue,27, 10-12, pp 1347-1353, 2005.

[47]. O.H. Basquin
The exponential law of endurance test. ASTM 10 . 1910 pp 625-630.

[48]. J. Kohout and S. Vêchet.
A new function for fatigue curves characterization and its multiple merits. International Journal of Fatigue, 2001, vol. 23, pp. 175-183.

[49]. D.G. Pavlou.
A phenomenological fatigue damage accumulation rule based on hardness increasing, for the 2024-T42 aluminum. Engineering Structures, 2002, vol. 24, pp.1363-1368.

© 2008 Tous droits réservés.

[50]. Mohammed. Bennabach,
Fatigue multiaxiale d'une fonte GS. Influence de l'entaille et d'un traitement de surface. Thèse de l'E.S.A.M CER de Bordeaux, 22 septembre, 1993, 157p.

[51]. T. Palin-Luc.
Fatigue multiaxiale d'une fonte GS sous sollicitations combinées d'amplitude variable. PhD thesis, ENSAM CER de Bordeaux, France, 1996. (261 p.).

[52]. C. Lachowicz, T. Lagoda, E. Macha, A. Dragon, J. Petit.
Selection of algorithms for fatigue life calculation of elements made of 10HNAP steel under uniaxial random loadings. Studia Geotechnica et Mechanica 18, 1-2 (1996), 19–43.

[53]. T. Lagoda, E. Macha, R. Pawliczek.
The influence of mean stress on fatigue life of 10HNAP steel under random loading. Int. J. Fatigue,, 23 (2001), 283–291.

[54]. J.L.Robert,
Contribution à l'étude de la fatigue multiaxiale sous sollicitations périodiques ou aléatoires. Thèse de doctorat d'état, I.N.S.A de Lyon (1992).

[55]. KENMEUGNE Bienvenu,
Contribution à la modélisation du comportement en fatigue sous sollicitations multiaxiales d'amplitude variable. INSA de Lyon (1996) France.

[56]. B. Weber,
Fatigue multiaxiale des structures industrielles sous chargement quelconques. Thèse de doctorat. INSA de Lyon (1990) France.

[57].Vidal-Salle E.,
Prévision de la durée de vie en fatigue multiaxiale sous sollicitations d'amplitude variable à l'aide d'un critère global. Thèse de I.N.S.A de Lyon (1996) 269p. France.

[58]. K. Dang-Van, G. Cailletaud, J.-F. Flavenot, L. Douaron, H.-P. Lieurade.
Criterion for high-cycle fatigue failure under multiaxial loading. In *Biaxial andMultiaxial Fatigue* (Sheffield, 1989), M. Brown and K. Miller, Eds., pp. 459–478.

© 2008 Tous droits réservés.

NOTICE PERSONNELLE – ACTIVITES DE RECHERCHE ET D'ENSEIGNEMENT

© 2008 Tous droits réservés.

NOTICE INDIVIDUELLE- CURRICULUM VITAE

ETAT CIVIL

Nom patronymique:	**AMROUCHE**
Prénom:	**Abdelwaheb**
Date et lieu de naissance:	**30 Novembre 1959 à Chebli (Algérie)**
Nationalité:	**Française**
Situation de famille:	**Marié, 3 enfants**
Adresse personnelle:	**2 rue Henri Bernard, 59251 allennes les marais**
Adresse professionnelle:	**IUFM, Centre de Villeneuve d'Ascq**
	2 rue Parmentier, 59658 Villeneuve d'Ascq.
	LML, IUT A Dept GMP, rue de la recherche,
	BP 179, 59653 Villeneuve d'Ascq.

SITUATION ACTUELLE

Maître de Conférences à l'IUFM Nord pas de Calais

Laboratoire de rattachement Laboratoire de Mécanique de Lille (LML).

TITRES UNIVERSITAIRES

Docteur Ingénieur en Mécanique des Solides de l'Université des Sciences et Technologies de Lille.

Thèse intitulée : Etude de la déchirure ductile application aux joints soudés.

Soutenue le 05 octobre 1987

Directeur de thèse : Pr Gérard Mesmacque.

D.E.A. de Mécanique des Solides Septembre 1984 (USTL)

Diplôme d'Ingénieur de l'Université d'Annaba (Algérie) Juin 1983

© 2008 Tous droits réservés.

http://www.univ-lille1.fr/bustl

ACTIVITES DE RECHERCHE

Publications

Alrassis A., Imad.A, Nait Abdelaziz.M, Mesmacque. G., Amrouche.A., Eripret C..
"*A numerical study of the ductile tearing in welded joints using the rice-tracey void growth model*".Journal de physique. IV (J. phys., IV)., vol. 6, n° 6, pp. C6.13-C6.21.1996

R.Ghfiri, A.Amrouche, A.Imad, G.Mesmacque.
"*Fatigue life estimation after crack repair in 6005 A-T6 aluminium alloy using the cold expansion hole technique"*. International Journal of Fatigue and Fracture of Engineering Materials and structures, Vol 23, pp 911-916, 2000

A.Amrouche, D.Chicot, G.Mesmacque.
Etude des transformations micro structurales survenant lors de l'endommagement par frottement sec d'un couple fonte/acier. Mécanique et Industrie, Vol 3, pp 237-247, 2002

A.Amrouche, J.S.Garcia, G.Mesmacque, A.Talha.
"*Cold expansion effect on the initiation and the propagation of the fatigue crack***"**. International Journal of fatigue, Vol 25, Issues 9-11, pp 949-954, 2003.

J.S.Garcia, A.Amrouche, G.Mesmacque, X.Decoopman, C.Rubio-Gonzalez.
"*Fatigue damage accumulation of cold expanded hole in aluminum alloys subjected to block loading"*. International Journal of fatigue,27, 10-12, pp 1347-1353, 2005.

G.Mesmacque, J.S.Garcia, A.Amrouche, C.Rubio-Gonzalez.
*"Sequential law in multiaxial fatigue, a new damage indicator"***.** International Journal of fatigue, Vol 27, Issue 4, pp 461-467, 2005.

M.Su, A.Amrouche, G.Mesmacque, N.Benseddiq.
"*Numerical study of double cold expansion of the hole at cracktip and the influence on the residual stresses field*". Computational Materials Science, 2007, en ligne.

A.Amrouche, M.Su, A.Aïd, G.Mesmacque.
"*Numerical study of the optimum degree of cold expansion: Application for the pre-cracked specimen with the expanded hole at the crack tip*". Journal of Materials Processing Technology, 2007, en ligne.

Ran. Guo, R.Duan, G.Mesmacque, L.Zhang, A.Amrouche, R.Guo.
"*Fretting fatigue behavior of riveted Al 6xxx components*" Materials Science Engineering A, 2007, en ligne.

U. Sánchez-Santana, C. Rubio-González, G. Mesmacque, A. Amrouche, X. Decoopman.
« Effect of fatigue damage induced by cyclic plasticity on the dynamic tensile behavior of materials « . International Journal of Fatigue, acceptée 2007

© 2008 Tous droits réservés.

Publications soumises

U. Sánchez-Santana, C. Rubio-González, G. Mesmacque, A. Amrouche, X. Decoopman.
" Dynamic tensile behaviour of materials with previous fatigue damage". Materials Science Engineering A. 2007.

Z. Semari , A. Aid, M. Su, A. Amrouche, G. Mesmacque, A. Sadok.
"Influence of Residual Stresses Induced by Cold Expansion on Fatigue Crack Growth Propagation in 6082 Aluminum Alloy". Computational Materials Science. 2007.

Communications dans des congrès internationaux avec actes

P. Cadenas, A. Amrouche, X. Decoopman, G. Mesmacque.
" *Residual fatigue damage on fracture toughness properties*". Edt I.S.T.E. By G.Sih, M. Nait-Abdelaziz, T. Vu-Khanh. Meso Mechanics 2007, Particles and continuum aspects of mesomecanics..Presqu'île de Giens France 13-17 May *2007.* pp657-663

P. Cadenas, A. Amrouche, X. Decoopman, G. Mesmacque.
"*Influence of the residual fatigue damage on the static mechanical materials properties*". International Conference on Fatigue Damage of Structural Materials VI, Hyannis, MA, USA 16 – *22 September 2006*.

M. Su, A. Amrouche, G. Mesmacque
"*Numerical Study of the Double Expansion for the Fastener Holes*". European Conference of Fractures ECF 16**.** Alexandroupolis, Greece, *July 3-7, 2006*.

M. Su, A. Amrouche, G. Mesmacque
"Determination of the Optimum Degree of Cold Expansion for the Fastener Holes".
14 th International Conference on the Strength of Materials ,*4-9 Juin, 2006*, Xi'an Chine.

A. Aid, A. Amrouche, G. Mesmacque, M. Benguediab
"A New Damage Indicator: From Blocks Loading to Random Loading". 9th International Fatigue Congress,Atlanta, 13-19 Mai 2006.

A. Aid, J. Chalet, A. Amrouche, G. Mesmacque, M. Benguediab
« A New Damage Indicator: From Blocks Loading to Random Loading". Fatigue design, Senlis, 16-*18 Novembre 2005*.

G. Mesmacque, A. Amrouche, J.S. Garcia, X. Decoopman.
"*Sequential law in multiaxial fatigue, a new damage indicator*". International Conference on fatigue damage of structural materials IV. *Sept 2004*. Hyannis, MA, USA.

A. Amrouche, M. Su, G. Mesmacque
« *Experimental and numerical investigation in the damaged structures repaired by the cold expansion process* ». First International Conference on Engineering Failure Analysis. *12-14 July 2004*, Lisbon, Portugal.

G. Mesmacque, A. Amrouche, J. S. Garcia, C. Rubio.
« *Réparation d'une structure fissurée : influence de la géométrie et du matériau sur la distribution des contraintes résiduelles après expansion d'un trou en extrémité de*

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

fissure ».Proceedings of Technological Innovation for land transportation 1983-2003 : 20 years, Colloque international, *2003*, pp 751-761.

A.Amrouche, I. Caron, G.Mesmacque. A.Talha.
« *Stress calculation introduced by cold expansion. Numerical and experimental approach*." International Conference on fatigue damage of structural materials IV. *Sept 2002*. Hyannis, MA, USA.

J. S. Garcia, A. Amrouche, G. Mesmacque, C. Rubio.
« *Fatigue damage accumulation of cold expanded hole in aluminium alloys subjected to block loading* ». International Conference on fatigue damage of structural materials IV. *Sept 2002*. Hyannis, MA, USA.

A. Amrouche, G. Mesmacque, A. Talha, J. S. Garcia.
« *Cold expansion effect on the initiation and the propagation of the fatigue crack* ." International Conference on fatigue damage of structural materials IV. *Sept 2002*. Hyannis, MA, USA.

A. Amrouche, I. Caron, G. Mesmacque, A. Talha.
« *Fatigue Crack Initiation after Cold Expansion at a Crack Tip* ». Proceedings of the Eigth International Fatigue Congress, Stockholm, Sweden, *2002* Editor: A. F. Blom. ISBN 1 901537 28 5 (2002), pp1215-1222.

A. Amrouche, G. Mesmacque, R. Ghfiri, A. Talha.
"*Effect of notch sharpness and cold expansion on the fatigue crack arrest*" 10 th International Conference on fracture. Actes in proceedings, Elsevier Publ, Cédérom, Déc 2001. Hawai, USA.

R. Ghfiri, A. Amrouche, A. Imad, G. Mesmacque.
« *fatigue crack growth delay by hole and expanded hole for two aluminium alloys* ». in Advances in Mechanical Behavior, Plasticity and Damage. EURO MAT 2000. eds Elsevier, pp 541-546

R. Ghfiri, A. Amrouche, G. Mesmacque.
« *Effect of stress concentration factor and residual stresses on the delay of fatigue crack propagation* ». International conference on Case Histories on Integrity and Failures in Industry. (CHIFI) Milan. Italy. 27/9 - 1/10/ 1999. Ed V.Bicego, A.Nitta, J.W.H. Price, R.Viswanathan. 1999 EMAS publications CHIFI pp 311-320.

R. Ghfiri, A. Amrouche, A. Imad, G. Mesmacque, H.J.Shi.
«*Mechanism of crack retardation by stresses relaxation and generated residual stresses* ». Fatigue 99. The seventh International Fatigue congress ICF 99, Beijing, China 8-12 June 1999. Ed : X.R. WU, Z.G.WANG. Emas publishing Fatigue 99. Vol 2. pp 1225-1230 .

A. AL Rassis, A. Imad, M. Nait-Adelaziz, A. Amrouche, G. Mesmacque, C. Eripret.
"*A numerical analysis of the ductile tearing in mis_matched welded joints*".
2nd International Symposium on Mis-matching of Welds. April 24-26. 1996 Germany.

© 2008 Tous droits réservés.

A. Imad, M. Nait-Adelaziz, A. Amrouche, A. AL Rassis, G. Mesmacque, C. Eripret.
"*A comparative numerical study of the ductile tearing in welded joints using a global and local approach*". 11th European Conference on Fracture (ECF-11) 309-314. Poitier**.** 1996.

Communications acceptées

U. Sánchez-Santana, C. Rubio-González, G. Mesmacque, A. Amrouche, X. Decoopman.
" Dynamic tensile behavior of materials with previous fatigue damage" . Fatigue design. 2nd edition. International Conference on the respective input of the numerical simulation and the experimental approach in fatigue design 2007.

P. Cadenas, A. Amrouche, X. Decoopman, G. Mesmacque.
"Influence of the residual fatigue damage on the static mechanical materials properties". Fatigue design. 2nd edition. International Conference on the respective input of the numerical simulation and the experimental approach in fatigue design 2007.

Communications nationales avec actes

A. AL Rassis, A. Imad, M. Nait-Adelaziz, A. Amrouche, G. Mesmacque, C. Eripret.
" Modélisation numérique de la déchirure ductile d'un joint soudé à partir d'une approche locale ". 12ème Congrès Français de Mécanique. Strasbourg 1995. Vol 1. 293-296.

A.Amrouche, G.Mesmacque.
" Etude de l'endommagement par frottement sec sous sollicitations extrêmes d'un composite Al-SiC sur acier 35CD4: comparaison avec un acier Z120M12 sur acier 35CD4 ".Journée Scientifique et Technique. Endommagement de Surface des Composites. 6 Juin 1996. Ecole Centrale de Nantes.

R.Ghfiri, A.Amrouche, G.Mesmacque.
« Influence de l'acuité d'entaille et des contraintes résiduelles sur l'amorçage d'une fissure dans les alliages de la série 6000 ». 18ième Journées de Printemps (commission fatigue) Dimensionnement en fatigue des structures, démarches et outils. 2-3 Juin 1999. Recueil de communications n° 8.

R.Ghfiri, A.Amrouche, G.Mesmacque.
« Influence des contraintes résiduelles locales de compression induites par olivage et du perçage sur le ralentissement de la propagation de la fissure de fatigue ». 14ème Congrès Français de Mécanique.30 août-3septembre 1999. Toulouse. Article CD rom 679.

A. Aid, A. Amrouche, G. Mesmacque, M. Benguediab
« Un nouvel indicateur de cumul de dommage en fatigue sous chargement aléatoire par bloc ». Journées d'automne JA 2005, Paris *25-27 Octobre 2005*.

Participations aux encadrements

Thèses soutenues
GHFIRI Rachid
Thèse de Doctorat de l'Université de Lille 1. Novembre 2000.
« *Etude du retard à l'amorçage et la propagation d'une fissure de fatigue après perçage d'un trou avec et sans expansion ».*

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

J. SANTOS-GARCIA MIRANDA
Thèse de Doctorat de l'Université de Lille 1. 18 Juillet 2003.
« Etude du cumul du dommage sur des structures fissurées et réparées par la méthode de l'expansion à froid ».

MAN SU
Thèse de Doctorat de l'Université de Lille 1. Octobre 2005.
« Investigation numérique et expérimentale sur la fatigue avec chargement aléatoire sur des éprouvettes réparées par une expansion à froid ».

RUICHUN DUAN
Thèse de Doctorat de l'Université de Lille 1. Novembre 2006.
« Etude de l'endommagement en fretting fatigue : application aux structures boulonnées».

ULISES SANCHEZ-SANTANA
Thèse de Doctorat de l'Université de Lille 1/ CIDESI-CONACYT. Novembre 2007
« Influence du dommage sur les proprités statiques et dynamiques : Application sur un alliage d'Aluminium et un acier ».

Thèse en cours

PEDRO CADENAS

Thèse de Doctorat de l'Université de Lille 1
Titre provisoire : *« Contribution à l'analyse de l'influence du dommage sur les proprités statiques et de ténacité : Application sur un alliage d'Aluminium ».*
Soutenance prévue fin 2008.

Master II Recherche et DEA en Mécanique

D.LOESSL
D.E.A. de Mécanique de l'Université de Lille 1. Octobre 1993.
« Mise au point d'un dispositif expérimental pour l'étude de la déchirure ductile d'un joint soudé à 300°C ».
A.ROMAIN
D.E.A. de Mécanique de l'Université de Lille 1. Juin 1995.
« Simulation expérimentale par cycles thermiques équivalents d'une Z.A.T d'un acier au Carbone-Manganèse ».
A.MELIANI
D.E.A. de Mécanique de l'Université de Lille 1. Juin 1995.
« Etude expérimentale du comportement mécanique et de la déchirure ductile dans un joint soudé d'un acier au Carbone-manganèse ».
I.DELVALLEE
D.E.A. de Mécanique de l'Université de Lille 1. Octobre 1996.
« Etude de la fissuration et du réamorçage sur deux aciers à haute limite d'élasticité »
E.DOURTE
D.E.A. de Mécanique de l'Université de Lille 1. Octobre 1996.

© 2008 Tous droits réservés.

« Fissuration en fatigue et réamorçage dans une ZAT de deux alliages d'Aluminium de la série 6000 ».

O. ROUSSETTE
D.E.A. de Mécanique de l'Université de Lille 1. Octobre 1998.
« Etude d'un dispositif expérimental en fatigue thermique de type point chaud ».

M.EL HAMMOUCHI
D.E.A. de Mécanique de l'Université de Lille 1. Septembre 2001.
« Etude de l'influence d'une expansion à froid d'une cavité en fond de fissure sur la tenue en fatigue des structures endommagées ».

M. SU
D.E.A. de Mécanique de l'Université de Lille 1. Juillet 2002.
« Détermination numérique des contraintes résiduelles après expansion : identification des paramètres influant sur le nombre de cycles au réamorçage ».

BELHAJ Mariem et AIT SLIMANE Abderrahmane
Master II Recherche en Mécanique Septembre 2006.
« Comportement et l'endommagement des mousses métalliques en fonction des sollicitations mécaniques ».

Participations aux jurys de thèse:

Thèse de l'Université USTL de Rachid GHFIRI (2000) :
Jean Petit (IUT Engleton), Jean Louis Robert (IUT Montluçon), Gérard Mesmacque (USTL Lille), Abdelatif Imad (HEI Lille), Abdelwaheb Amrouche (IUFM Villeneuve d'Ascq),GIELCZYNSKI (Alstom Transport Valenciennes).

Thèse de l'Université USTL de Santos GARCIA (2003) *:*
Moussa Naît-Abdelaziz (Polythech Lille), Jean Louis Robert (IUT Montluçon), Sylvie Pommier (ENS Cachan), Gérard Mesmacque (USTL Lille), Abdelwaheb Amrouche (IUFM Villeneuve d'Ascq), GIELCZYNSKI (Alstom Transport Valenciennes).

Thèse de l'Université USTL de Man SU (2005):
Said Hariri (Mines de Douai), Thierry Palin-Luc (ENSAM Bordeaux), Jean Louis Robert (IUT Montluçon), Huiji Shi (Tsinghua Université Chine), Gérard Mesmacque (USTL Lille), Abdelwaheb Amrouche (IUFM Villeneuve d'Ascq), Laurent Cebulski (Alstom Transport Valenciennes).

Thèse de l'Université USTL de Ruichun DUAN (2006):
Claude Robin (Mines de Douai), Azari Zitouni (Université de picardie), Shi Huiji (Tsinghua Université Pekin), Nait-Abdelaziz moussa (Polytech-lille), Mesmacque Gérard (USTL Lille), Abdelwaheb Amrouche (IUFM Villeneuve d'Ascq),_Ghys Pascal (Alstom Transport Valenciennes).

Thèse de Doctorat. Université de Sidi Bel Abbes ALGERIE de AID Abdelkrim (2006)
M.Benguediab (Université Djillali Liabès), T. Boukharouba (USTHB Alger), K. Chaoui (Université Badji Mokhtar Annaba), B. Serrier (Université Djillali Liabès) , G.Mesmacque (USTL Lille1), Abdelwaheb Amrouche (IUFM Villeneuve d'Ascq),

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

Thèse de l'Université USTL de Mohamed GUIDARA (octobre 2007):
« Tenue en service des joints soudés, influence des paramètres géométriques ».
W. Bouzid (ENIS Tunisie), G. Pluvinage (Université de Metz), R. Eleuch (IPEIS Tunisie), F. Elhalouani (ENIS Tunisie), G. Mesmacque (USTL Lille1), A. Dhiab (ENIS Tunisie), A. Amrouche (IUFM Villeneuve d'Ascq), Claude Robin (Mines de Douai).

Thèse cotutelle CIDESI-CONACYT / Université USTL de Ulises sanchez (novembre 2007):
J.L. Lataillade (ENSAM Bordeaux), A. Ruiz-Marines (UMSNH, Mexique), C. Rubio-Gonzalez (CIDESI-CONACYT, Mexique), L. DelLlano-Vizcaya (CIDESI-CONACYT, Mexique), J.S. Garcia-Miranda (ITC, Mexique), C. Froustey (Univ-Bordeaux1), G.Mesmacque (USTL), A. Amrouche (IUFM Villeneuve d'Ascq).

Convention de recherche :

Traitement curatif des fissures de fatigue par perçage et expansion à froid.
Réf : AEF S Y 02009, Prestation : 02 S-119. septembre 2002.

Participations à des programmes internationaux :
Programme Franco-Roumain BRANCUSI N° 06106NB 2003, 2004, LML UMR 8107 et Laboratoire de mécanique de la faculté de génie mécanique Timisoara.

© 2008 Tous droits réservés.

ACTIVITES D'ENSEIGNEMENT

1990-1992 : ATER IUT A, GMP.

TP Métallurgie (1ere année)

TP RDM (2ème année)

TD RDM (1ere année)

1992-2002 : Maître de Conférences à l'IUFM Nord-Pas-de-Calais.

Préparation aux concours (1ere année d'IUFM niveau Licence et plus) :

Génie Mécanique Option Construction et Productique

CAPLP2 (Concours d'accès au corps des professeurs de lycée professionnel).

CAPET (Concours d'accès au corps des professeurs de lycée enseignement technique).

Matériaux

RDM

Préparation aux oraux de Technologie.

Préparation au métier de l'enseignant (2ème année d'IUFM, lauréats du concours) :

Didactique de l'enseignement de la construction mécanique.

Direction de mémoire professionnel.

2002-2007

Préparation aux concours (1ere année d'IUFM niveau Licence et plus) :

Génie Mécanique Option Construction et Productique, Génie Civil

CAPLP2 (Concours d'accès au corps des professeurs de lycée professionnel).

Matériaux

RDM

Technologie de Construction Mécanique

Préparation aux oraux de Technologie.

Préparation au métier de l'enseignant (2ème année d'IUFM, lauréats du concours) :

Didactique de l'enseignement de la construction mécanique.

Direction de mémoire professionnel.

Activités connexes

Président des commissions de validation des PLC2 (2ème année d'IUFM, lauréat du concours) du département Génie Mécanique.

Président du jury du Bac Professionnel EDPI dans l'Académie du Nord.

© 2008 Tous droits réservés.

RESPONSABILITES ADMINISTRATIVES

Membre de la commission de spécialiste groupe 6,7,9 et 10 regroupant (sections CNU 28 à33 et 60 à 69).à l'IUFM Nord-Pas-de-Calais

Membre extérieur de la commission de spécialiste CNU 60 INSA de Rouen.

Membre élu au Conseil d'Administration (CA) de l'IUFM Nord-Pas-de-Calais.

Membre élu au Conseil Scientifique et Pédagogique (CSP) de l'IUFM Nord-Pas-de-Calais.

© 2008 Tous droits réservés.

ANNEXES

© 2008 Tous droits réservés.

ANNEXE 1

Fatigue life estimation after crack repair in 6005 A-T6 aluminium alloy using the cold expansion hole technique

R. GHFIRI, A. AMROUCHE, A. IMAD[1]* and G. MESMACQUE

Laboratoire de Mécanique de Lille URA CNRS 1441, IUT A GMP Le recueil. Rue de la recherche BP 179, 59653 Villeneuve d'Ascq France,
[1]Laboratoire d'Etudes des Structures, Ecole des Hautes Etudes Industrielles, 13 rue de Toul, 59046 Lille Cedex, France

Received in final form 10 August 2000

ABSTRACT In this paper, the hole drilling (HD) and the cold expansion (CE) processes, which were used as a technique for crack repair, were investigated in order to estimate the beneficial effects on fatigue crack initiation (FCI). The FCI life is defined as the number of cycles to initiate a new crack of 0.2 mm on the surface of the specimen. Three hole radii and three degrees of cold expansion (*DCE*%) values were tested after a crack propagation period. Crack retardation after the CE process was observed. This phenomenon is due to two mechanisms: retardation owing to both geometric and mechanical effects, which is produced by the stress concentration at the drilled hole, and the large strain-induced compressive residual stresses around the hole. In this report, the influence of the loading conditions was studied. For high values of the stress intensity factor range ΔK_ρ around the hole (based on the pseudo crack length $a+\rho$), the number of cycles corresponding to crack initiation N_i is low. At the edge of the hole, the maximum stress range can be approximated by the following formula: $\Delta\sigma_{max} = 2\Delta K_\rho/\sqrt{\pi\rho}$, where ρ is the hole radius and ΔK_ρ is the related stress intensity factor range.The FCI life extension, defined by the number of cycles corresponding to crack re-initiation N_i, is related to the relative maximum stress range ratio $R_\sigma = [(\Delta\sigma_{max})/(\Delta\sigma_{max})_{th}]$ where $(\Delta\sigma_{max})_{th}$ is the value of the threshold maximum stress range obtained when $N_i = 2\times10^6$ cycles. The relationship between N_i and R_σ may be written as a power function.

Keywords: crack retardation; fatigue crack initiation; hole expansion technique; stress concentration

NOMENCLATURE

a = crack fatigue length
E = Young's modulus
k_t = stress concentration factor
N_i = number of cycles to crack initiation
ΔK_ρ = stress intensity factor range at the hole tip considering a crack length equal to $(a_0+\rho)$
$\Delta\sigma_{max}$ = maximum stress range
$(\Delta\sigma_{max})_{th}$ = threshold maximum stress range
ρ = hole radius
σ_y = yield stress 0.2% offset
σ_u = ultimate tensile strength
ν = Poisson's ratio

*Correspondence: Dr Abdellatif Imad, Laboratoire d'Etudes des Structures, Ecole des Hautes Etudes Industrielles, 13 rue de Toul, 59046 Lille Cedex, France.
E-mail: abdellatif.imad@hei.fr

© 2008 Tous droits réservés.

http://www.univ-lille1.fr/bustl

HDR d'Abdelwaheb Amrouche, Lille 1, 2007

INTRODUCTION

The effect of the existence of cracks in many structures subjected to fatigue has been analysed by several laboratories in order to estimate the lifetime of these structures. Several different approaches (experimental, analytical and numerical) have been proposed in order to characterize the fatigue behaviour of the structure. Generally, when a crack is detected in a engineering component, the problem for an engineer is to propose an appropriate repair method in order to increase the lifetime of this component.[1,2] Up to now, many crack repair techniques have been proposed for inhibiting crack propagation in structural components. For instance, in fatigue crack propagation,[3] it is well known that a single overload during loading may involve a crack growth-rate retardation. However, a high overload amplitude may lead to sudden fracture. On the other hand, other repair techniques have been developed such as: crack infiltration,[1] repair welding and metal reinforcement,[2] drilling a hole at or near a crack tip[4] and hole expansion.[5]

In this work, we studied the method of drilling a hole at the crack tip in conjunction with expanding the hole and then evaluating the effect on the fatigue crack initiation life.

The effect of drilling a hole at the crack tip is to produce a notch which eliminates the crack tip singularity effects. Further, increasing the hole radius ρ reduces the stress concentration factor k_t (where $k_t = \sigma_{max}/\sigma_{nom}$),[6] and hence causes a reintroduction of fatigue crack initiation (FCI) life. This retardation phenomenon is due to geometric effects. For these reasons, hole drilling (HD) is often used as a crack repair technique when a fatigue crack is detected in components. In this configuration, the maximum stress range at the notch tip can be approximated by the following expression.[7]

$$\Delta\sigma_{max} = 2\Delta K_\rho/\sqrt{\pi\rho} \quad (1)$$

where ΔK_ρ is the stress intensity factor range obtained by assuming a zero tip-radius corresponding to a crack length $a = a_0 + \rho$ where ρ is the hole radius.[7]

This technique is ameliorated when using the cold expansion (CE) process which consists of forcing a high-strength steel ball into the hole. This procedure introduces residual compressive stresses around the hole and creates a cold expansion affected zone (CEAZ).[8–10] This phenomenon considerably reduces the driving force for crack initiation and increases the fatigue life; sometimes it also decreases the crack propagation growth rate.[11,12] Essentially, the CEAZ depends upon the mechanical properties of the material and the degree of cold expansion (*DCE*%) which is defined as follows:

$$DCE\% = [(D - d_0)/d_0] \times 100 \quad (2)$$

where D is the ball diameter and d_0 is the hole diameter before CE.

The CEAZ effectively acts to retard fatigue crack initiation[13,14]: the CE creates a protective zone of residual compressive stress around the hole retarding FCI. This process leads to an increase in the fatigue life of the component in terms of FCI life and fatigue crack propagation life. Many studies have been developed in order to analyse the influence of the value of the hole radius, the position of the centre of the hole, *DCE*% value, and the material's mechanical properties.[15–17]

In this investigation, two crack repair techniques were analysed in order to estimate the FCI life: (1) the HD technique using three values of hole radii; and (2) the CE process with three degrees of cold expansion (*DCE*%).

Furthermore, the effects of loading conditions were studied. It is well known that decreasing ΔK_ρ induces an increase in the N_i value.

A correlation between N_i and ΔK_ρ was proposed, the most common being a power law. This representation is required to estimate the number of cycles corresponding to crack initiation N_i and at the same time to determine the ΔK_ρ range for which the crack repair technique presents a beneficial effect.

Fatigue crack initiation life extension, defined by the number of cycles corresponding to crack re-initiation N_i, is related to the relative maximum stress range ratio $R_\sigma = [(\Delta\sigma_{max})/(\Delta\sigma_{max})_{th}]$ where $(\Delta\sigma_{max})_{th}$ in this work is the value of the threshold maximum stress range obtained when $N_i = 2 \times 10^6$ cycles.

EXPERIMENTAL PROCEDURES

The material used in this investigation was a 6005-A-T6 aluminium alloy. The mechanical properties in tension are as follows: ultimate tensile strength $\sigma_u = 285$ MPa, yield strength $\sigma_{y0.2} = 245$ MPa, Young's modulus $E = 69$ GPa and Poisson's ratio $\nu = 0.3$.

Fatigue crack tests were performed on single edge notch emission (SENT) specimens of 6 mm thickness and 80 mm width as shown by Fig. 1. All specimens were pre-cracked according to the ASTM E647–88a

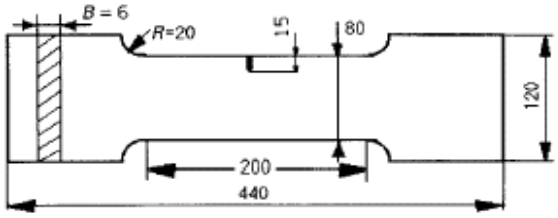


Fig. 1 Details of the SENT specimen geometry (dimensions in mm).

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

HDR d'Abdelwaheb Amrouche, Lille 1, 2007

standard.[18] The crack length was measured with a video camera connected to an image analysis system. Crack-growth experiments were conducted under the constant loading amplitude $\Delta P = 9000$ N with a frequency of 30 Hz using an Instron servo-hydraulic machine. The load ratio value $R = 0.57$ was chosen in order to obtain a fatigue crack opening situation.

For this material, the Paris equation parameters were $C = 3.1 \times 10^{-7}$ and $m = 2.8$, with the quantities da/dN and ΔK expressed in mm/cycle and MPa $m^{1/2}$, respectively.

The geometric effects for FCI were obtained by drilling holes with three different radii: $\rho = 1$, 2.5 and 3 mm. The holes centres were located at the instantaneous crack tip, Fig. 2(a). Therefore, the pseudo crack length after drilling was given by $a = a_0 + \rho$. All of the tests were performed with the same pseudo crack length, which was 27.5 mm. According to ASTM standards, in the SENT specimen case[18] the stress intensity factor range value ΔK_ρ can be approximated using the following expression:

$$\Delta K_\rho = \frac{\Delta P}{B \times \sqrt{W}} \times f\left(\frac{a}{W}\right) \tag{3}$$

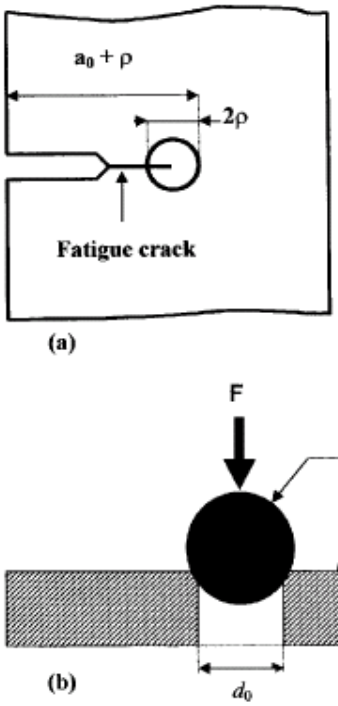


Fig. 2 Schematic diagram of: (a) hole drilling at the crack tip; and (b) the cold expansion process.

where

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = 1.99\left(\frac{a}{W}\right)^{0.5} - 0.41\left(\frac{a}{W}\right)^{1.5} + 18.7\left(\frac{a}{W}\right)^{2.5} - 38.85\left(\frac{a}{W}\right)^{3.5} + 53.85\left(\frac{a}{W}\right)^{4.5} \tag{3a}$$

In the present case, the ΔK_ρ value was fixed at 10 MPa.$m^{1/2}$, corresponding to a pseudo crack length $a = 27.5$ mm, for all configurations.

To appreciate the effect of CE on the ρ value of 3 mm, separate tests were conducted, see Fig. 2(b), in which three initial holes were drilled: $d_0 = 5.75$; 5.8 and 5.9 mm, where d_0 is the initial hole diameter before expansion. The CE process was carried out by inserting a high strength steel ball of 6 mm diameter through the hole using a hydraulic machine with oil as a lubricant.

RESULTS AND DISCUSSION

Retardation due to geometrical effects

Crack length a as a function of the total number of cycles were plotted for all fatigue crack tests in the case of retardation due to the geometric effects on the three radii values (Fig. 3). These results show that the retardation effect increases when the hole radius value is increased. This result is well known because when the hole radius at a crack tip increases, the stress concentration factor k_t decreases and the driving force for crack initiation is reduced, leading to retardation of crack initiation. Consequently, the N_i value increases with the hole radius ρ. This conclusion is in agreement with the results from the literature.[2,7]

Retardation due to mechanical effects

The CE process, which introduces compressive residual stresses around the hole, considerably reduces the driving force for fatigue crack initiation. Therefore, this mechanism leads to extension of the FCI life. The results are

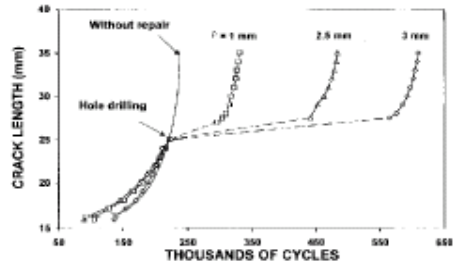


Fig. 3 Crack length versus number of cycles following hole drilling.

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

HDR d'Abdelwaheb Amrouche, Lille 1, 2007

shown in terms of the crack length a versus the number of cycles N in Fig. 4. In this figure, we clearly observe the influence of $DCE\%$. Indeed, the increase of this parameter is accompanied by an increase of the number of cycles N_i corresponding to crack initiation. This result shows that the increase in $DCE\%$ automatically produces high values of compressive residual stresses, which are opposite to the applied stresses. Therefore, the CEAZ around the hole also increases. In this study, we did not determine the limit value of the $DCE\%$ corresponding to the maximum FCI life value, but it is important to note that too great a value of the $DCE\%$ can produce a damage zone that can have catastrophic consequences on the structure. In this case, the expansion process creates important damage around the hole leading to a decrease of FCI life.

In Fig. 5, a superposition of the results obtained from the two crack repair techniques are compared. It appears that the number of cycles to initiation, N_i, is increased due to the hole radius and the value of $DCE\%$:

- in the HD technique, N_i equal to 75×10^3 and 340×10^3 cycles when $\rho = 1$ and 3 mm, respectively.
- in the CE process, $N_i = 340 \times 10^3$ and 1208×10^3 cycles when $DCE\% = 0$ and 4.3%, respectively.

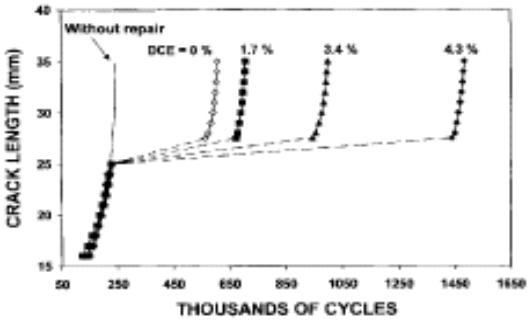


Fig. 4 Crack length versus number of cycles following the cold expansion process.

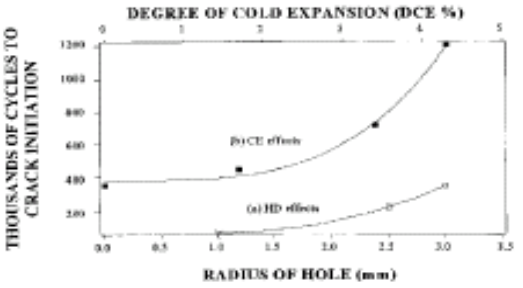


Fig. 5 Superposition of the effects of the two crack repair techniques: (a) N_i versus ρ (mm); (b) N_i versus DCE %

It has been found that cold expansion considerably increases N_i compared to hole drilling, because the extension of the FCI life due to the CE process is a consequence of both geometric and mechanical effects.

Finally, in order to understand the mechanisms produced by cold expansion, a specimen with an expanded hole after fatigue failure, was examined on its rupture cross-section using a scanning electron microscope. Figure 6(a) shows the region of new crack propagation, very near to the edge of the hole where a large extent of plastic deformation is revealed. Figure 6(b) shows the region of new crack propagation, not far from the hole edge where many micro-cracks are revealed in an arbitrary distribution. It appears that the effect of the residual stresses produced by hole expansion has caused a weakened zone. Through these observations, one may conclude that an expanded hole modifies the properties of the surface layer of materials and significantly affects the length of the nucleation stage of the fatigue process.

Effects of loading conditions

The influence of the loading conditions was studied by varying the stress intensity factor ΔK_ρ, for the three values of hole radii and for one value of $DCE\% = 4.3\%$.

Figure 7 gives the evolution of ΔK_ρ versus the number of cycles corresponding to crack initiation, N_i. All the curves show that when ΔK_ρ decreases N_i increases. It should be noted that the value of ΔK_ρ can reach a threshold corresponding to $N_i = 2 \times 10^6$ cycles. The threshold parameter $(\Delta K_\rho)_{th}$ depends on the hole radius. Indeed $(\Delta K_\rho)_{th}$ increases with the hole radius. This is in agreement with the literature dealing with the repair technique using hole drilling.[7] It is noted that this representation is similar to the Wöhler curve which gives the stress fatigue limit.

Fatigue life estimation

Using Eq. (1) we calculated the maximum stress amplitude $\Delta\sigma_{max}$ around the hole. Figure 8 illustrates the evolution of $\Delta\sigma_{max}$ with the number of cycles, N_i. This representation, which is similar to a fatigue endurance curve, shows the existence of a power function between $\Delta\sigma_{max}$ and N_i that can be approximated by the following formula:

$$\Delta\sigma_{max} = 6164 \times (N_i)^{-0.32} \quad \text{for the HD case} \qquad (4)$$

$$\Delta\sigma_{max} = 1673 \times (N_i)^{-0.15} \quad \text{for the CE case} \qquad (5)$$

As shown in Fig. 8, an asymptotic value of $\Delta\sigma_{max}$, corresponding to N_i equal to 2×10^6 cycles, is observed. This value indicates the maximum stress amplitude threshold $(\Delta\sigma_{max})_{th}$ is related to the fatigue limit for

© 2008 Tous droits réservés.

http://www.univ-lille1.fr/bustl

HDR d'Abdelwaheb Amrouche, Lille 1, 2007

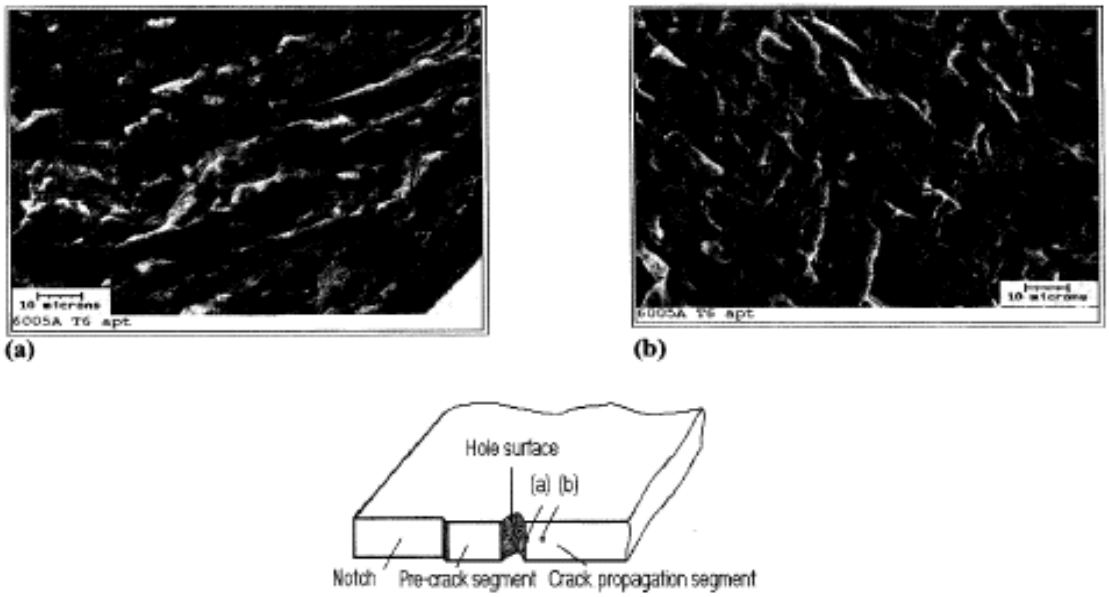


Fig. 6 Micrographs of fracture: (a) cold expansion affected zone (CEAZ) around the hole after crack re-initiation; and (b) zone not far from the CEAZ.

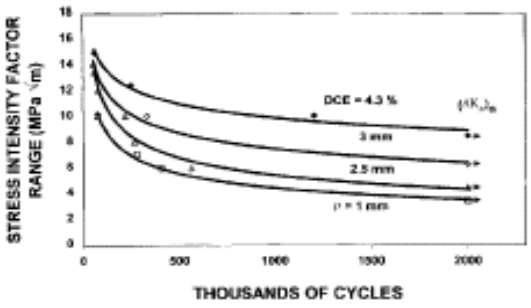


Fig. 7 ΔK_ρ versus N_i for different radii and $DCE\% = 4.3\%$.

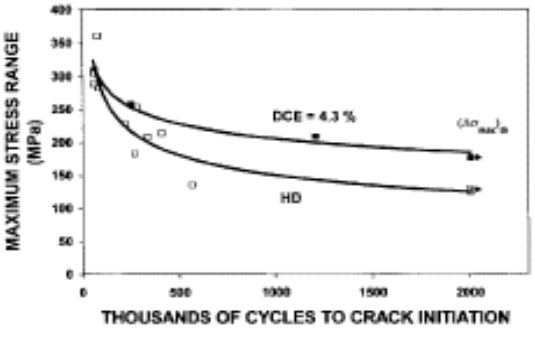


Fig. 8 Maximum stress range versus N_i.

crack initiation, which is equal to 122 MPa (in HD case) and 190 MPa (in CE case).

In order to determine an estimation formula for fatigue crack initiation, we have plotted N_i as a function of the relative maximum stress amplitude defined by $R_{\sigma} = (\Delta\sigma_{max})/(\Delta\sigma_{max})_{th}$. Figure 9 shows this evolution which can be written, using a power law, as follows:

$$N_i = N_0 \cdot \left(\frac{\Delta\sigma_{max}}{(\Delta\sigma_{max})_{th}}\right)^m \qquad (6)$$

with $N_0 = 2 \times 10^6$ cycles and the exponent $m = -3.24$ (for HD case) and -6.41 (for CE case).

In order to predict fatigue life extension, Eq. (6) can

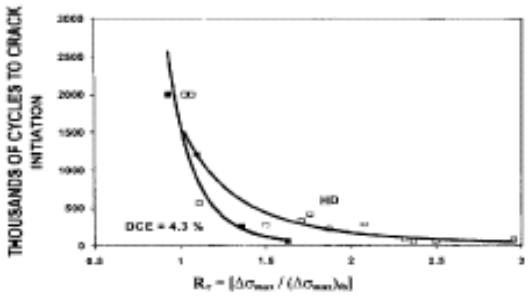


Fig. 9 Number of cycles to initiation N_i versus $R_\sigma = [\Delta\sigma_{max}/(\Delta\sigma_{max})_{th}]$.

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

HDR d'Abdelwaheb Amrouche, Lille 1, 2007

be used assuming that the N_0 value is always equal to 2×10^6 cycles and that the $(\Delta\sigma_{max})_{th}$ value can be calculated to a first approximation using Eq. (1):

$$(\Delta\sigma_{max})_{th} = \frac{2(\Delta K_\rho)_{th}}{\sqrt{\pi\rho}}$$

where $(\Delta K_\rho)_{th}$ is the threshold value of the stress intensity factor amplitude corresponding to no crack propagation for each value of the hole radius. This can be evaluated according to experimental data plotted in Fig. 7. The term $(\Delta K_\rho)_{th}$ can be considered as a parameter related to hole radius value: generally, when ρ increases $(\Delta K_\rho)_{th}$ also increases.

CONCLUSIONS

In this study, crack retardation effects after hole drilling and cold expansion (CE) were analysed in a 6005T6 aluminium alloy. Three hole radii and three values of the degree of cold expansion (*DCE*%) were tested in a SENT specimen. The main results were as follows:

1 Hole drilling at the crack tip is a consistent crack repair technique. Indeed, increasing the hole radius leads to a decrease in the stress concentration factor k_t; therefore, this phenomenon produces an extension of the FCI life.
2 The CE process introduces a compressive residual stress state around the hole that decreases the driving force for crack initiation. This creates a zone affected by cold expansion which depends on the degree of the expansion. The FCI life, described by N_i, increases with *DCE*%.
3 The efficiency of these crack repair techniques depends on the loading conditions: when the stress intensity based on a pseudo crack value length, $a + \rho$, i.e. ΔK_ρ increases, the number of cycles corresponding to crack initiation, N_i, decreases.
4 The fatigue life, defined by N_i equal to a crack length of 0.2 mm in terms of the relative maximum stress amplitude, can be approximated by a power law.

REFERENCES

1 C. S. Shin, C. M. Wang and P. S. Song (1996) Fatigue damage repair: a comparison of some possible methods. *Int. J. Fatigue* **18**, 525–546.
2 Z. Domazet (1996) Comparison of fatigue crack retardation methods. *Engng Failure Anal.* **3**, 137–147.
3 A. Imad and G. Mesmacque (1988) *Retardation Mechanisms of Fatigue Crack Growth Affected by Overloading, Fatigue Crack Growth Under Variable Amplitude Loading* (Edited by J. Petit, D. L. Davidson, S. Suresh, P. Rabbe), Elsevier Applied Science, Oxford, UK, pp. 98–108.
4 M. Goto, H. Miyagawa and H. Nisitani (1996) Crack growth arresting property of a hole and brinel-type dimple. *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.* **19**, 39–49.
5 M. L. Landy, H. J. Armen and H. L. Eidinoff (1986) Enhanced Stop-drill Repair Procedure for Cracked Structures. Fatigue in Mechanically Fastened Composite Metallic Joints. ASTM STP 927, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA, USA, pp. 190–220.
6 E. E. Peterson (1974) *Stress Concentration Factors*. John Wiley & Sons, New York, USA.
7 K. Tanaka, Y. Nakai and R. Kawashima (1983) Fracture mechanics approach to fatigue crack initiation from deep notches. *Engng Fracture Mech.* **18**, 1011–23.
8 P. De Rijk and A. A. M. Otter (1971) *Empirical Investigation on Some Methods for Stopping the Growth of Fatigue Cracks*, Report NLR TR 70021L. National Aerospace Laboratory, The Netherlands.
9 D. L. Ball and D. R. Lowry (1998) Experimental investigation on the effects of cold expansion of fastener holes. *Fatigue Fract. Engng Mater. Struct.* **21**, 17–34.
10 A. Leon (1998) Benefits of split mandrel coldworking. *Int. J. Fatigue* **20**, 1–8.
11 W. H. Cathey and A. F. Grandt (1980) Fracture mechanics consideration of residual stresses introduced by coldworking fastener holes. *J. Engng Mater. Technol.* **102**, 85–91 .
12 M. Bernard, T. Bui-Quoc and M. Burlat (1995) Effect of re-coldworking on fatigue life enhancement of a fastener hole. *Fatigue Fract. Engng Mater. Struct.* **18**, 765–75.
13 C. Ling and X. Zheng (1992) Effects of cold expansion of a fatigue crack initiation location and life of an LY12CZ alloy. *Fatigue Fract. Engng Mater. Struct.* **15**, 241–7.
14 Y. Du-Yi and W. De Jun (1996) A new approach to the prediction of fatigue notch reduction factor kt. *Int. J. Fatigue* **18**, 105–9.
15 A. T. Ozdemir and L. Edwards (1997) Relaxation of residual stresses at cold-worked fastener holes due to fatigue loading. *Fatigue Fract. Engng Mater. Struct.* **20**, 1443–51.
16 R. A. Bell, P. W. Beaver, J. Y. Mann, and J. G. Sparrow (1989) Fatigue of thick-section cold expanded holes with and without cracks. *Fatigue Fract. Engng Mater. Struct.* **12**, 553–67.
17 L. Banks-Sills, E. Dagani, R. Eliasi, E. Reinberg, and R. Schwatzman (1994) Analysis and testing of surface cold-work procedures applied to notched, flat elements. *Fatigue Fract. Engng Mater. Struct.* **17**, 1371–81.
18 ASTM (1988) Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates. ASTM STP E647-88a, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA, USA.

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

ARTICLE IN PRESS

Available online at www.sciencedirect.com
ScienceDirect
Computational Materials Science xxx (2007) xxx–xxx
COMPUTATIONAL MATERIALS SCIENCE
www.elsevier.com/locate/commatsci

Numerical study of double cold expansion of the hole at crack tip and the influence on the residual stresses field

M. Su [a,b], A. Amrouche [a,b,*], G. Mesmacque [a,b], N. Benseddiq [a,c]

[a] Laboratoire de Mécanique de Lille UMR CNRS 8107, France
[b] IUT A GMP, Le recueil, BP 179, Rue de la Recherche, 59653 Villeneuve d'Ascq, France
[c] Ecole Polythechnique Universitaire de Lille, Aᵐᵉ P. Langevin, 59655 Villeneuve d'Ascq, France

Received 14 September 2006; received in revised form 13 March 2007; accepted 25 April 2007

Abstract

Hole cold expansion (HCE) is an effective method to prolong the fatigue life of mechanical structures because it introduces residual compressive tangential stresses around the expanded hole. In the present work, experimental and numerical studies have been carried out in order to analyse the effect of the application of both single and double HCE procedures, on the subsequent fatigue life of 6082-T6 aluminium alloy. In the double HCE experiments, the second expansion was conducted both in the same direction (SESD) and in the opposite direction (SEOD) of the first expansion, employing a rigid ball of a diameter slightly larger than that used in the first expansion. The distribution of the residual tangential stresses resulting from the double expansion procedure is compared with that obtained after the application of a single expansion. The results obtained indicate that the SEOD method can give rise to an improvement in the fatigue life of the material.
© 2007 Elsevier B.V. All rights reserved.

PACS: 81.20.–n; 45.10.–b; 46.50.+a; 81.70.–q

Keywords: Hole cold expansion; Residual stresses; Fatigue life; Aluminium alloys; Fastener hole

1. Introduction

The hole cold expansion method (HCE) has been the most commonly used technique, employed in the past few years, to improve the fatigue life of fastener holes. Numerous investigations have explored the effectiveness of the process of inhibiting the initiation and growth of fatigue cracks [1–5]. The HCE method leads to a prolongation of fatigue life since the hole, drilled at the crack tip, decreases the notch sharpness, whereas its subsequent cold expansion induces a residual compressive stress field around its vicinity. In this study, the HCE is carried out by inserting an oversized rigid steel ball from one side (entry face) of the holed plate, followed by the removal of the ball from the other side (exit face). The degree of cold expansion is thus defined by the following relation:

$$\mathrm{DCE}\% = \frac{(D-d)}{d} \times 100 \quad (1)$$

where d and D represent the diameter of the drilled hole and rigid ball, respectively.

Bernard et al. [6] have conducted an investigation on the expansion of fastener holes in samples of a 7475-T7351 aluminium alloy, using two successive expansion (DCE = 5.58% and 4.8%). The procedure that was used to improve the fatigue resistance of the mechanic structures after the application of the first expansion was the re-expansion of the hole, by passing a mandrel through it, both in the same and in the opposite direction to the first expansion. A single expansion with a DCE = 5.58% gave rise to a prolongation of the fatigue life of 2.4 times greater than that achieved

* Corresponding author. Address: IUT A GMP, Le recueil, BP 179, Rue de la Recherche, 59653 Villeneuve d'Ascq, France. Tel.: +33 (0)3 20 67 73 28; fax: +33 (0)3 20 47 26 88.
E-mail address: abdelwaheb.amrouche@univ-lille1.fr (A. Amrouche).

0927-0256/$ - see front matter © 2007 Elsevier B.V. All rights reserved.
doi:10.1016/j.commatsci.2007.04.022

Please cite this article in press as: M. Su et al., Comput. Mater. Sci. (2007), doi:10.1016/j.commatsci.2007.04.022

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

Nomenclature

HCE	hole cold expansion	d	drilled hole diameter
SESD	second expansion applied in the same direction as the first one	ρ	hole radius
		σ_θ	residual tangential stress
SEOD	second expansion in the opposite direction to the first one	$\sigma_{\theta\max}$	maximal compressive residual tangential stress
		$\sigma_{\theta\text{edge}}$	compressive residual tangential stress at the hole edge
DCE	degree of cold expansion		
ZCRS	size of the compressive residual stress zone	σ_y	yield stress of the material
ZPD	size of the plastic deformation zone		
D	final diameter = 6 mm (or rigid ball diameter in experimental tests)		

by only drilling a hole. Also, it was observed that the re-expansion of the hole produced an additional improvement in fatigue life, in comparison with the initial expansion and that the delay in crack propagation was not affected by the direction of second expansion.

In the experimental studies of Ghfiri [7], fatigue cracks were observed to appear first at the entry side of steel ball passage. This result was accounted for by the non-uniformity in the tangential residual stress distribution through the specimen thickness [3,5]. Özdemir and Hermann [8] have also carried out fatigue tests on specimens after HCE, in which the residual stresses were determined by Sachs' boring. It was observed that the residual compressive stresses close to the hole did not rise after applying an initial expansion with a high DCE. This result led to the comparison of the residual tangential stress distribution after the application of both double and single HCE, as well as the analysis of the effect of the application of a second expansion in the opposite direction (SEOD), to overcome the problem of the non-uniformity in the residual tangential stresses distribution through the specimen thickness. The experimental model of Ghfiri [7] has been chosen to simulate the results obtained in the present work.

2. Numerical simulation

2.1. Material used

The mechanical properties of the aluminium alloy (6082-T6) used in the numerical simulation are identified with the Ramberg–Osgood law and are given in Table 1, whereas Fig. 1 illustrates a typical strain–stress curve.

Table 1
Mechanical properties of aluminium alloy 6082-T6

Material	Yield strength σ_y (MPa)	Young's modulus E (GPa)	Poisson's coefficient ν	K (MPa)	Hardening coefficient n
Al 6082A-T6 alloy	250	68	0.3	652	0.85

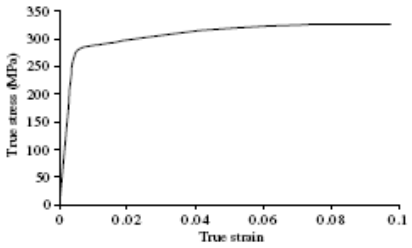


Fig. 1. True stress vs. true strain of the aluminium alloy 6082.

2.2. Experimental HCE process employed

The specimens were cut from plates of 8 mm thick, with the axis parallel to the plate rolling direction. A slit of 1 mm width and 15 mm length was machined from one edge of the specimen. A pre-crack from the slit tip was introduced by cyclic loading and subsequently a hole was drilled at the crack tip. The total length of the slit, plus the pre-crack and hole ($a_0 + \rho$), was of ~27.5 mm, where a_0 represents the crack length and ρ the hole radius. The HCE process was then carried out by forcing a hard steel ball of 6 mm through the hole, as depicted in Fig. 2.

2.3. Experimental process simulation

For numerical modelling purposes, a crack of length a_0 and a hole with radius ρ located at its tip are assumed to be

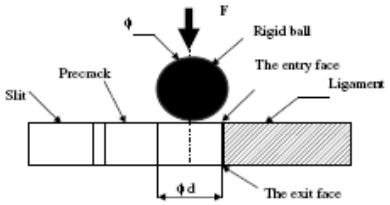


Fig. 2. Cold expansion processes.

Please cite this article in press as: M. Su et al., Comput. Mater. Sci. (2007), doi:10.1016/j.commatsci.2007.04.022

© 2008 Tous droits réservés.

contained in a square plate, 80 mm width and 8 mm thickness, in such a way that the notch total length, $a_0 + \rho = 27.5$ mm. The hole final diameter is 6 mm and the steel ball is supposed to be rigid. Because of the symmetry on the X–Y plane, only half of the specimen and ball are considered. The mesh is illustrated in Fig. 3. The displacements of the nodes located on the X–Y plane, in the z direction, are constrained. Also, the displacements in the (y) direction of nodes located on the X–Z plane on a rectangular surface on the exit face are constrained, too. eight-nodes structural solid elements were used for the specimen. Additionally, contact elements were used between the surfaces of the steel ball and the hole. Thus, the model involved the consideration of a total of 16,708 elements and 17,665 nodes.

Multi-linear kinematic hardening considering the Bauschinger effect is employed to model the material non-linear behaviour with elasto-plastic option for the calculation. Residual stress are obtained at the surface (entry and exit face) and at the mid-section to illustrate the through the thickness variations.

The model considers two different balls, a small one with a diameter of 5.9 mm and a larger one with a diameter of 6 mm. The diameter of the hole is 5.8 mm. After the smaller ball has passed through the hole, it is expanded by a DCE = 1.7%; whereas the passage of the larger ball

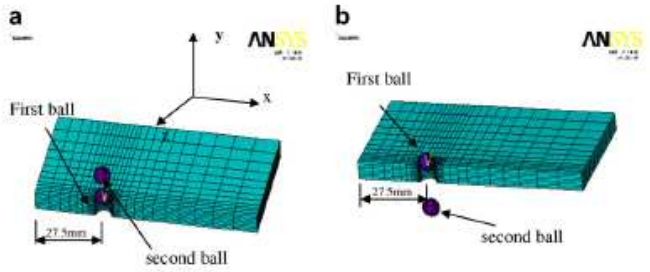


Fig. 3. The meshes of the two models: (a) SESD and (b) SEOD.

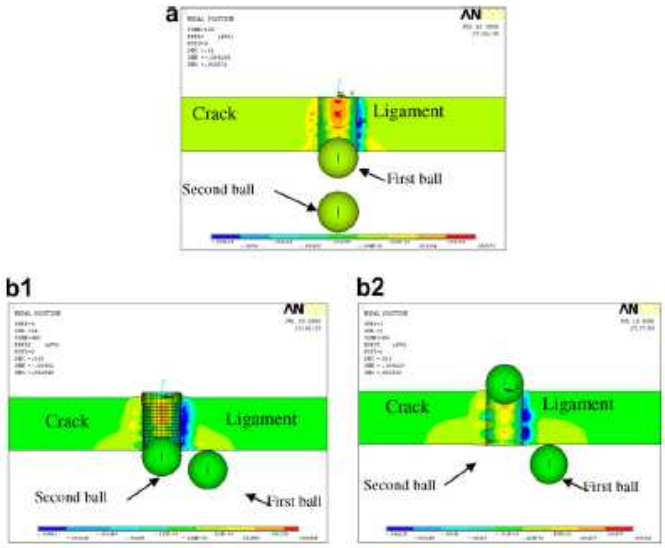


Fig. 4. Variation of the tangential strain in the process of the pass of the steel ball for (a) after the first expansion, (b.1) after the second expansion of SESD, and (b.2) after the second expansion of SEOD.

Please cite this article in press as: M. Su et al., Comput. Mater. Sci. (2007), doi:10.1016/j.commatsci.2007.04.022

© 2008 Tous droits réservés.

re-expands the hole by a DCE = 3.4%. Fig. 3a shows the mesh for the first model employed in the analysis of a SESD procedure, whereas Fig. 3b illustrates the mesh corresponding to the second model used in the analysis of the SEOD.

3. Results

The variation of the tangential strain distribution around the hole that results from the double expansion processes is shown in Fig. 4. Fig. 4a illustrates the distribution after the first expansion, whereas Fig. 4b.1 and b.2 shows the distribution after the SESD and SEOD second expansion, respectively. Fig. 5a and b, on the other hand, illustrate similar tangential stress distributions around the hole for the double expansion procedure. Fig. 5b.1 shows the results corresponding to the SESD, whereas Fig. 5b.2 illustrates similar results for the SEOD.

In both cases, the tangential strain and stress distributions through the thickness are of a compressive nature. However, at the entry side corresponding to the passage of first steel ball, the tangential strains and stresses induced by the SEOD are greater than those which arise from the SESD.

Fig. 6, on the other hand, illustrates the results corresponding to the analysis of the residual tangential stress fields corresponding to the single and double expansions. Here, the change in the normalised residual tangential stress (σ_θ/σ_y), as a function of the distance from the hole edge for the (1) SESD, (2) SEOD and (3) single expansion with a DCE of 3.4%, are presented.

In order to analyse the effect of the double expansion method on fatigue life, four important parameters are considered: the normalised residual tangential stress at the hole edge, $\sigma_{\theta edge}/\sigma_y$, the normalised maximum residual tangential stress, $\sigma_{\theta max}/\sigma_y$, the size of compressive residual stress zone (ZCRS) and the size of the plastic deformation zone (ZPD), as defined by Bernard et al. [6]. In Fig. 7, these four parameters are compared for the three configurations of SESD, SEOD and to that of unique expansion.

4. Discussion

On the exit face, both $\sigma_{\theta edge}/\sigma_y$ and $\sigma_{\theta max}/\sigma_y$ change slightly. This result is in agreement with the results reported earlier by Özdemir and Hermann [8], in the sense that the level of the compressive residual tangential stresses do not change with the increase in the DCE, in the mid-section and in the exit face [9]. However, at the entry face, the compressive residual tangential stresses produced by the SESD are very small ($0.03\sigma_y$), in comparison with those arising from the single expansion, which constitutes a disadvantage for fatigue life prolongation.

As compared with the single expansion (DCE = 3.4%), the size of both the compressive residual stress (ZCRS) and plastic deformation zones (ZPD) produced by the double expansion are larger at the entry and exit faces. The double expansion was more effective than the single

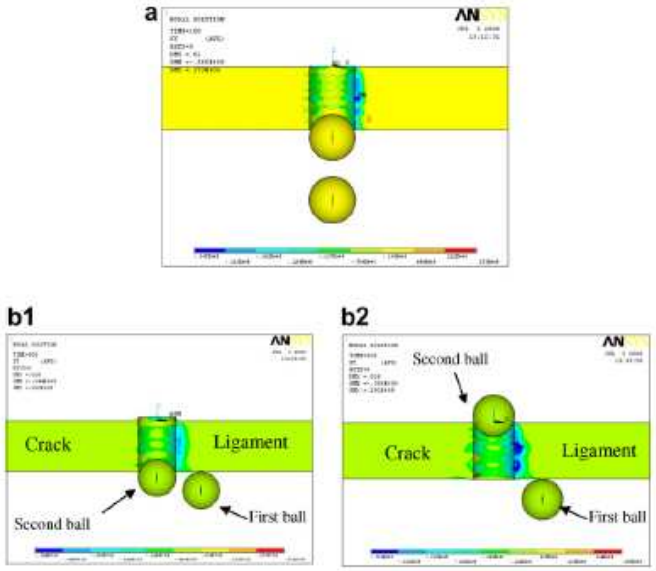


Fig. 5. Variation of the tangential stress in the process of the pass of the steel ball for (a) after the first expansion, (b.1) after the second expansion of SESD, and (b.2) after the second expansion of SEOD.

Please cite this article in press as: M. Su et al., Comput. Mater. Sci. (2007), doi:10.1016/j.commatsci.2007.04.022

© 2008 Tous droits réservés.

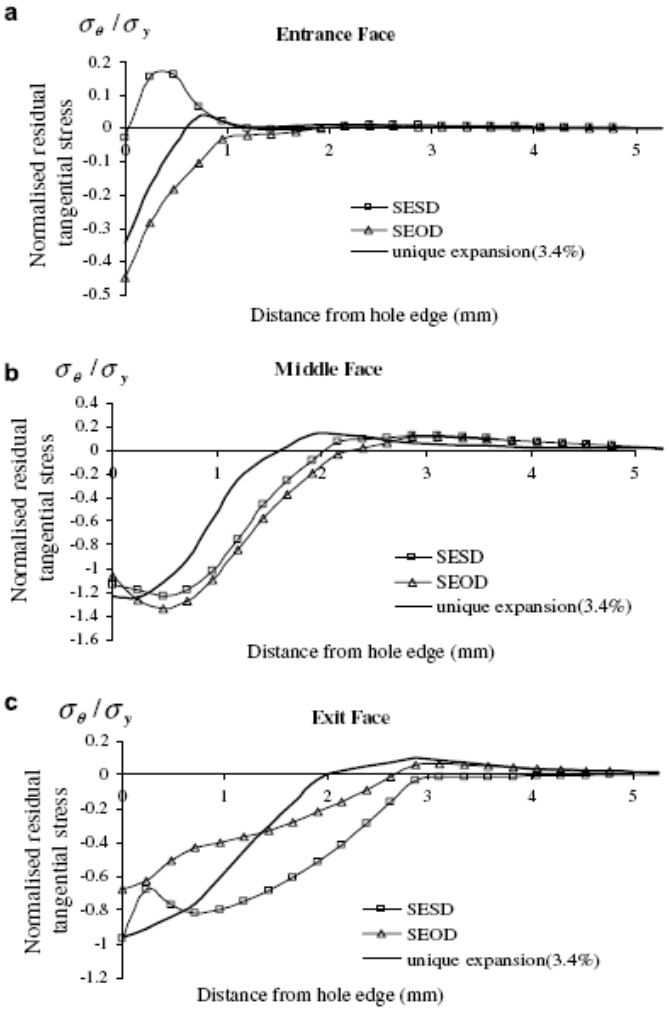


Fig. 6. Distributions of the normalised residual tangential stress σ_θ/σ_y with the distance from the edge of hole on the three typical faces.

one for the same DCE, results that are in agreement with those reported in the previously [6,7], in the sense that the hole drilling followed by double expansion can give rise to a significant increase in the number of cycles for the re-initiation of the fatigue crack, in comparison with a single expansion.

Considering the entry face, the size of the residual compressive stress zone (ZCRS) produced by the SEOD is about three times larger than that produced by a single expansion. Nevertheless, on the exit face, the ZCRS produced by SESD is about two times larger than that produced by single expansion. The entry face is always damaged more easily than the rest of the specimen. Therefore, the SEOD method can compensate for the damage produced at the entry face after the passage of the steel ball during the first expansion.

5. Conclusions

At the entry face, the sizes of the ZCRS and ZPD generated by the SEOD procedure are larger than those produced by the SESD. The SEOD can counteract the damage produced in the specimen at the entry face but it does not modify significantly the non-uniformity of the residual stress and plastic deformation through the specimen thickness. The compressive tangential residual stresses

Please cite this article in press as: M. Su et al., Comput. Mater. Sci. (2007), doi:10.1016/j.commatsci.2007.04.022

© 2008 Tous droits réservés.

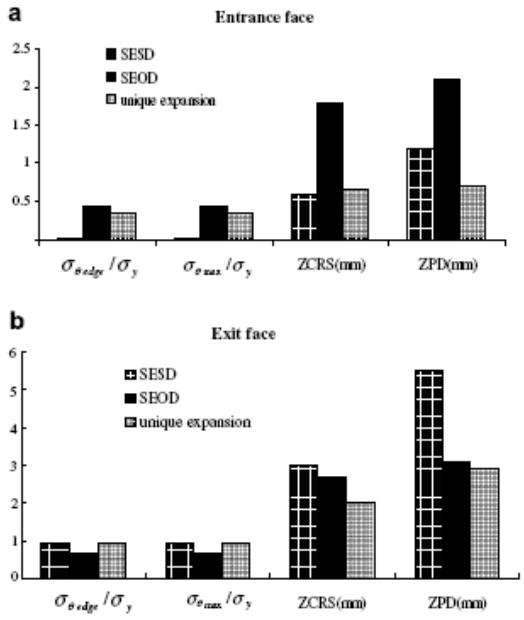


Fig. 7. Comparison of the parameters between the unique expansion and the double expansion in two directions on (a) entrance face, and (b) exit face.

at the entry face have always the lowest magnitude. As compared with a single expansion with an equal DCE, the ZCRS and ZPD produced by the SEOD are larger. Therefore, it has been determined that the double expansion method can give rise to a moderate improvement of the specimens fatigue life. The SEOD method is highly beneficial and more effective in improving the total fatigue life of mechanical structures.

References

[1] D.L. Ball, D.R. Lowry, Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct. 17 (1998) 17–34.
[2] G. Walin, Eng. Fract. Mech. 46 (3) (1993) 465–472.
[3] R. Herman, Eng. Fract. Mech. 48 (6) (1994) 819–835.
[4] R. Ghfiri, A. Amrouche, A. Imad, G. Mesmacque, Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct. 23 (2000) 911–916.
[5] T.N. Chakherlou, J. Vogwell, Eng. Failure Anal. 10 (2003) 13–24.
[6] M. Bernard, T. Bui-Quoc, M. Burlat, Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct. 18 (7) (1995) 765–775.
[7] R. Ghfiri, Etude du retard à l'amorçage et à la propagation d'une fissure de fatigue après perçage d'un trou avec et sans expansion, Thèse de doctorat, Université des Sciences et Technologie de Lille, France, 2000.
[8] A.T. Özdemir, R. Hermann, J. Mater. Sci. 34 (1999) 1243–1252.
[9] J. Vogwell, T.N. Chakherlou, J.M. Minguez, in: The 10th International Congress of Fracture, ICF10022OR, 2001.

© 2008 Tous droits réservés.

http://www.univ-lille1.fr/bustl

+Model
PROTEC-11030; No. of Pages 5
ARTICLE IN PRESS

ELSEVIER

Journal of Materials Processing Technology xxx (2007) xxx–xxx

Journal of Materials Processing Technology

www.elsevier.com/locate/jmatprotec

Numerical study of the optimum degree of cold expansion: Application for the pre-cracked specimen with the expanded hole at the crack tip

A. Amrouche [a,*], M. Su [a], A. Aid [b], G. Mesmacque [a]

[a] Laboratoire de Mécanique de Lille UMR CNRS 8107, IUT A GMP. Le recueil. BP 179, Rue de la recherche, 59653 Villeneuve d'Ascq, France

[b] Laboratoire de Physique Quantique de la Matière et Modélisation Mathématique (LPQ3M), Centre universitaire de Mascara, Route de Mamounia, 29000 Mascara, Algeria

Received 5 September 2006; received in revised form 21 May 2007; accepted 8 June 2007

Abstract

It has been known that the cold expansion repair technique is very beneficial for the fatigue life of damaged structures. A numerical investigation has been realised to analyse the optimum degree of cold expansion (DCE) to avoid the great number of fatigue test and to achieve the maximal fatigue lifetime. The numerical results have been validated by some experimental results of fatigue tests about steel and an aluminium alloy. This work proposes a method to determine the optimum degree of cold expansion for different materials using the finite element method. The high equivalent von Mises stresses around the expanded hole during the process of cold expansion can cause local damage. The position of instability, the ultimate stress corresponding to the point of instability on the true stress–true strain curve were used to determine the optimum degree of cold expansion.

© 2007 Published by Elsevier B.V.

Keywords: Degree of cold expansion; Position of instability; Ultimate stress; Equivalent von Mises stress

1. Introduction

One technique commonly used over a number of years to improve the fatigue life of fastener holes is the cold expansion process. There have been numerous investigations that have explored the effectiveness of the process in the initiation and growth of fatigue cracks [1–7]. The fatigue lifetime can be improved because the drilling a hole at the crack tip can decrease the notch sharpness; on the other hand, the expansion can induce the residual compressive hoop stresses near the edge of the hole. In this study, cold expansion is achieved by inserting an oversized rigid ball from one side (entry face) of the holed plate and removing it from the other side (exit face). The degree of cold expansion DCE is defined by the relation:

$$\mathrm{DCE}\% = \frac{(D-d)}{d} \times 100\% \quad (1)$$

where d is the diameter of the hole drilling and D is the diameter of the rigid ball. By this technique, the crack propagation can be stopped for a longer period, which is termed "lifetime". There have been numerous investigation about the central hole in the specimen [5,6], but not much about the pre cracked specimens to see the effectiveness of reparation.

Usually, the degree of cold expansion is taken between 2 and 6% in the aerospace industry but there is little literature to research the optimum value of the DCE to improve the fatigue lifetime. According to Ghfiri et al. [4], drilling a hole with expansion can delay the initiation and the propagation of new crack, and the fatigue lifetime has been improved with the increase of DCE. But in the experimental investigation for two aluminium alloys 6005A T6 and 6082 T6, the anticipated benefits of cold expansion had not been achieved with the great value of the degrees of cold expansion [8]. The possible reason may be that the local zone around the hole has been damaged during the process of cold expansion with these great values.

Hermann [9] has found that the stresses around the hole are tensile and can reach the ultimate stress of the material when the mandrel is forced into the hole. The stresses around the

* Corresponding author. Tel.: +33 3 20 67 73 28; fax: +33 3 20 47 26 88.
E-mail address: abdelwaheb.amrouche@univ-lille1.fr (A. Amrouche).

0924-0136/$ – see front matter © 2007 Published by Elsevier B.V.
doi:10.1016/j.jmatprotec.2007.06.030

Please cite this article in press as: A. Amrouche, et al., Numerical study of the optimum degree of cold expansion: Application for the pre-cracked specimen with the expanded hole at the crack tip, J. Mater. Process. Tech. (2007), doi:10.1016/j.jmatprotec.2007.06.030

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

+Model
PROTEC-11030; No. of Pages 5
ARTICLE IN PRESS

Nomenclature

a	crack length
d	initial diameter of hole
D	final diameter of hole
DCE	degree of cold expansion
ΔK	stress intensity factor amplitude
N_i	lifetime at the crack initiation (number of cycles to crack initiation)
N_i(total)	total lifetime at the crack initiation for a expanded hole
N_i(without expansion)	lifetime of the crack initiation for a hole without expansion
ΔP	loading amplitude
PI	position of instability
R	load ratio
t	thickness of specimen
w	width of specimen

Greek letters

ε	true strain
σ	true stress
σ_{eqmax}	equivalent maximal von Mises stress
σ_{max}	maximum loading
σ_{min}	minimum loading
σ_u	ultimate true stress
σ_y	yield stress

hole are expressed by the equivalent von Mises stresses. The present study carried out some numerical simulations to display the influence of DCE on the distribution of equivalent stresses around the hole during the process of the cold expansion. In the following analysis, it is showed that if the maximum equivalent von Mises stress near the hole edge exceeds a value of the ultimate stress with certain degrees of cold expansion, the local material around the hole has been damaged.

2. Numerical investigation

2.1. Finite element model

The finite element software ANSYS for non-linear calculations was used to simulate the cold-working expansion process [10]. Because we are interested in the stress variation with DCE rather than with the depth from specimen surface, two-dimensional analysis has been carried out instead of three-dimensional simulation. The mechanical properties of the aluminium alloy (6082-T6) and the H.L.E.S 490D steel used in the numerical simulation are identified with the Ramberg–Osgood law and are given in Table 1, whereas Fig. 1 illustrates a typical strain–stress curve. The chemical compositions of two materials are given in Tables 2a and 2b.

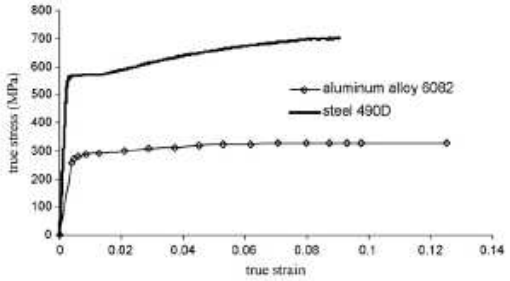


Fig. 1. True stress vs. true strain of the materials used in the experimental tests and in the numerical simulation.

Table 2a
Chemical composition of the aluminium alloy 6082

	Mg	Si	Fe	Cu	Mn	Cr	Zn	Ti
6082 T6	0.6	0.7	0.24	0.06	0.9	0.02	0.06	0.02

Table 2b
Chemical composition of the HLES 490 steel

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	V
HLE 490	0.16	0.50	1.60	0.020	0.010	0.70	1.00	0.6	0.08

Fig. 2 shows the geometry and the dimensions of the experimental specimen. In this simulation, the plate of 80 mm in width and 80 mm in length taken from the Single Edge Notch Tensile (SENT) specimen is considered, and a hole with the diameter d is drilled at the crack tip to make $(a+d/2)=27.5$ mm, where a is the crack length. After expansion, the diameter of the hole achieves a final diameter D of 6 mm. Seven degrees of cold expansion DCE: 1.7, 3.4, 4.3, 5.0, 6.0, 7.1 and 9.0% are applied to correspond to the experimental conditions.

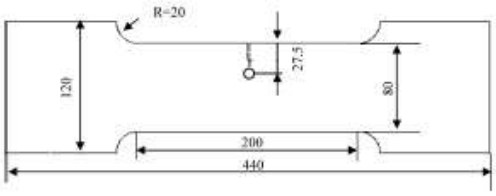


Fig. 2. Dimensions of the fatigue tests specimens (in mm).

Table 1
Mechanical properties of materials used in the experimental investigation

Material	Yield stress (MPa)	Ultimate stress (MPa)	Young's modulus E (GPa)	Elongation (%)
Aluminium alloy 6082 T6	280	327	68	12
HLES 490D Steel	520	704	235	9

Please cite this article in press as: A. Amrouche, et al., Numerical study of the optimum degree of cold expansion: Application for the pre-cracked specimen with the expanded hole at the crack tip, J. Mater. Process. Tech. (2007), doi:10.1016/j.jmatprotec.2007.06.030

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

+Model
PROTEC-11030; No. of Pages 5
ARTICLE IN PRESS

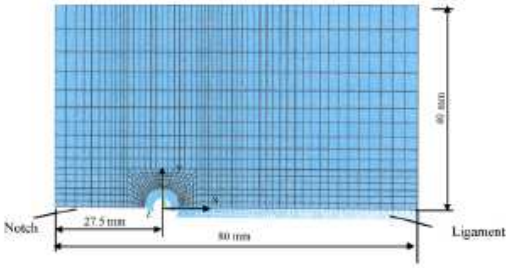


Fig. 3. Finite element mesh.

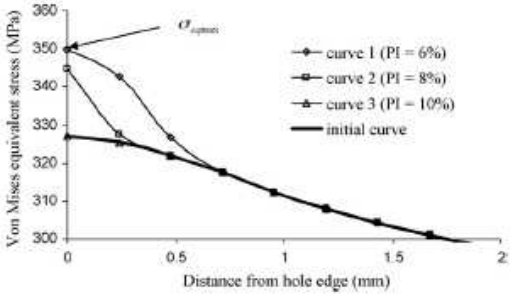


Fig. 5. Distribution of equivalent stress at the moment of expansion near the hole edge for different positions of instability (DCE = 4.3%) for aluminium alloys.

Multi-linear kinematic hardening considering the Bauschinger effect is employed to model the material non-linear behaviour with elasto-plastic option for the calculation. The plane stress condition and two dimensional isoparametric elements with eight nodes were used in this calculation. There are 968 elements and 3062 nodes, and the minimal width of element is 0.19 mm. The loading process consists of a uniform radial expansion of the nodes at the hole surface, then a switch from the displacement control to the force control is applied. Finally the forces at the hole surface nodes are removed and the corresponding residual stress field is calculated. Because of the symmetry in the plane *X*–*Z*, just the half of the model was considered. Fig. 3 shows the mesh of the model.

2.2. *Analyses*

The position of instability (PI) is localized at the maximal load in the tensile test, from this position, the cross-section presents the striction. In Fig. 4, the schematic true stress–true strain curve is presented. The ultimate stress σ_u is identified with the position of instability. The ultimate stress (σ_u) and the position of instability (PI) are essential for the determination of the optimum degree of cold expansion in the following analyses.

For the aluminium alloy 6082, the elasto-plastic phase is so flat (Fig. 1), that it is difficult to determine the position of instability. To study the influence of the position of instability on the equivalent von Mises stress, different positions of instability: 6, 8 and 10% (the curves 1, 2 and 3 in Fig. 5), from the initial true stress–true strain curves of this material are considered. The true ultimate stress σ_u is 327 MPa. Fig. 5 shows the distributions of equivalent von Mises stress for the four curves, near the hole edge, in the process of cold expansion with the DCE 4.3%. At the hole edge, the maximal equivalent stresses σ_{eqmax} of the curves 1 and 2 have exceeded the true ultimate stress σ_u, but the maximal equivalent stresses σ_{eqmax} of the curve 3 and the initial curve stay at the same value of σ_u. The maximal equivalent stresses σ_{eqmax} is bigger if the PI is smaller, and if the stress in the process of expansion near the hole exceeds σ_u, the local material around the hole is supposed to have been damaged, so the expansion has not benefit any more for the increase of the fatigue lifetime.

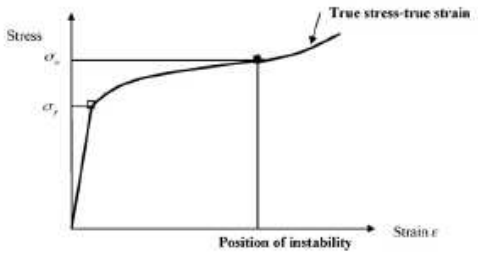


Fig. 4. Schematic representation of true stress–strain curves.

2.3. *Method to determine the critical DCE*

The value of the critical DCE is identified when the maximal equivalent von Mises stress σ_{eqmax} around the hole in the process of cold expansion reaches σ_u (the ultimate stress). If the DCE is greater than the critical value, the maximal equivalent von Mises stress near the hole will exceed the ultimate stress, and the fatigue lifetime is shortened compared with the no expanded hole. Table 3 shows the maximal equivalent von Mises stresses σ_{eqmax} and the corresponding value of the DCE for HLES 490D steel. When DCE equals to 3.9%, σ_{eqmax} reaches σ_u, 704 MPa. So the critical value of the DCE is 3.9% for the 490D steel.

Following this method, for the aluminium alloy, the critical value of the DCE for the different positions of instability was identified. If the PI = 10%, the critical DCE is 4.4%; if the PI = 12%, the critical DCE is 5.4%. Although it is not easy to determine the exact position of instability for this material (Fig. 1), but it is in all probability between the 10 and 12%, so the critical DCE is between 4.4 and 5.4%.

Table 3
Evolution of the maximal equivalent von Mises stress σ_{eqmax} with DCE for the steel 490D

DCE (%)	3.0	3.5	3.6	3.7	3.8	3.9	4.0
σ_{eqmax} (MPa)	684.4	696.2	697.8	699.6	702.5	704.8	704.9

Please cite this article in press as: A. Amrouche, et al., Numerical study of the optimum degree of cold expansion: Application for the pre-cracked specimen with the expanded hole at the crack tip, J. Mater. Process. Tech. (2007), doi:10.1016/j.jmatprotec.2007.06.030

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

+Model
PROTEC-11030; No. of Pages 5
ARTICLE IN PRESS

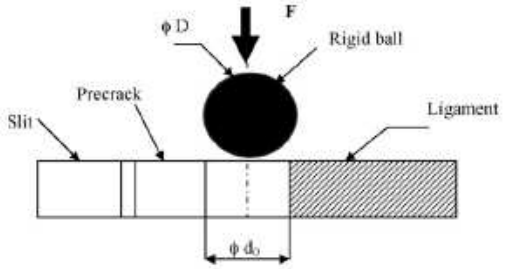


Fig. 6. Cold expansion process.

3. Experimental validation

3.1. Materials and specimen design

Specimens were cut from aluminium alloy plates of 8 mm thick and of 5 mm thick from steel plates, with the axis parallel to the rolling direction of the plates. The specimen configuration used for the experiments is similar to the suggestion in the ASTM standard E647 [11]. The dimensions of the specimen are shown in Fig. 2. A slit of 1 mm in width and 15 mm in length was machined at one lateral side of the specimen. A pre-crack from the slit tip was introduced by cyclic loading and the total length of the slit and the pre crack was $(a+d/2)=27.5$ mm. A hole was drilled at the pre crack tip. The hole was firstly drilled conventionally and then carefully enlarged by a boring bar to a desired radius [4]. The cold working expansion process was realized by forcing a hard steel ball of 6 mm inside a predrilled hole (the initial diameters of the hole are: 5.9, 5.8, 5.75, 5.6 and 5.5 mm for aluminium alloy and 5.8, 5.75 for steel) (Fig. 6). For aluminium alloy, there are 5 DCE applied: 1.7, 3.4, 4.3, 7.1 and 9%; for steel 490D, there are 2 DCE applied: 3.4 and 4.3%. DCE = 0% corresponds to the hole without expansion.

3.2. Fatigue tests

Fatigue tests were conducted using constant amplitude loading. Load ratio, $R=\sigma_{min}/\sigma_{max}$, is 0.57 for aluminium alloy and 0.33 for steel 490D, where σ_{max} and σ_{min} are the maximal and minimal loading. Hydraulic machine INSTRON 8501 was used at a frequency of 30 Hz. During fatigue testing, a video camera with scale of 0.1 mm was used to determine the crack initiation in the entry and exit faces of specimen.

The stress intensity factor amplitude ΔK is given by the relation (2) [12]:

$$\Delta K = \frac{\Delta P f(a/w)}{t\sqrt{w}} \quad (2)$$

where ΔP is the loading amplitude, a is the crack length, w and t are the width and the thickness of specimen and $f(a/w)$ is a function of calibration about the geometry of specimen, which is determined by [12]:

$$f\left(\frac{a}{w}\right) = 1.99\left(\frac{a}{w}\right)^{0.5} - 0.41\left(\frac{a}{w}\right)^{1.5} + 18.7\left(\frac{a}{w}\right)^{2.5} - 38.48\left(\frac{a}{w}\right)^{3.5} + 53.85\left(\frac{a}{w}\right)^{4.5} \quad (3)$$

In this study, the stress intensity factor amplitude ΔK is 10.7 MPa $\sqrt{m}$ for aluminium alloy and 31 MPa $\sqrt{m}$ for 490D steel.

3.3. Experimental results

Fig. 7 shows the curves of crack propagation $[a=f(N)]$ for a no expanded hole (DCE = 0%) and for an expanded hole with the DCE equal to 3.4 and 4.3% of the 490D steel. The expansion with 3.4% is more effective than that with 4.3%. The lifetime N_f with 4.3% is less than that without expansion. Because

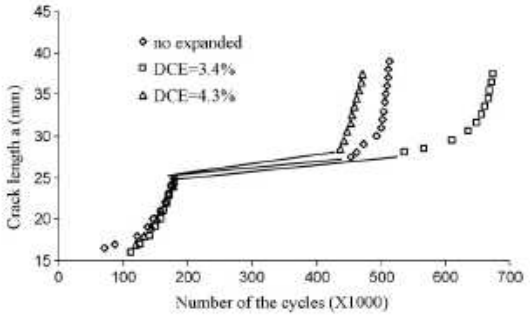


Fig. 7. The curve of crack initiation according to the numbers of the cycles for 490D steel.

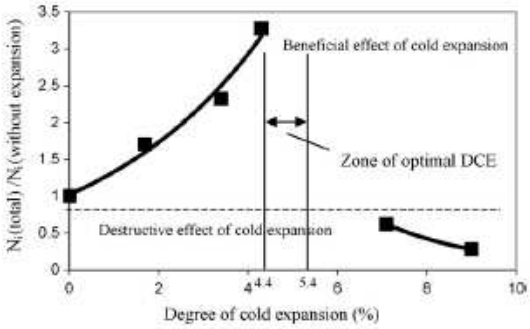


Fig. 8. Normalized lifetime vs. DCE for aluminium alloy 6082.

4.3% has exceeded the critical value of the DCE determined by the numerical calculation: (DCE = 3.9%).

Fig. 8 shows a normalized total lifetime of expanded hole by that of a no expanded hole [N_f(total)/N_f(without expansion)] versus the degree of cold expansion for the aluminium alloy. The fatigue life with the DCE equals to 4.3% increased about 3.5 times. In this figure, we clearly notice a decrease of N_f from a critical value of DCE. When the DCE are 1.7, 3.4 and 4.3%, N_f has been extended with the increase of DCE, but for DCE equal 7.1 and 9%, the expansion becomes disadvantageous compared with a single drilling without expansion. In the numerical investigation, the critical DCE determined of aluminium alloy 6082 is between 4.4 and 5.4%.

The method proposed has been applied with other steels to determine the critical value of the DCE, and more details about the steels used for this investigation are given in the reference [13]. Fig. 9 shows the evolution of critical DCE

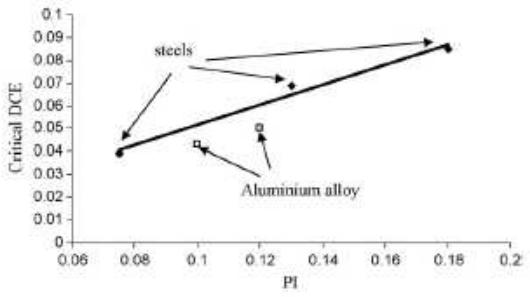


Fig. 9. Evolution of critical degree of cold expansion vs. position of instability.

Please cite this article in press as: A. Amrouche, et al., Numerical study of the optimum degree of cold expansion: Application for the pre-cracked specimen with the expanded hole at the crack tip, J. Mater. Process. Tech. (2007), doi:10.1016/j.jmatprotec.2007.06.030

© 2008 Tous droits réservés.

+Model
PROTEC-11030; No. of Pages 5
ARTICLE IN PRESS

with the increase of PI for steels and aluminium alloy 6082. It can be seen that the critical value of the DCE rise with the increase of PI linearly for steels. For aluminium alloys, it is supposed that the relationship between critical DCE and PI is also linear.

4. Conclusions

One method to determine the optimum degree of cold expansion has been proposed using finite element simulations in this paper. The optimal DCE can be determined by the position of instability of the stress–strain curves. The fatigue lifetime will be prolonged furthest avoiding the long time fatigue tests. The calculations applied for an aluminium alloy 6082 and 490D steel have been verified by the experimental results: when the degree of cold expansion exceeded the critical value, the fatigue lifetime would decrease compared with the no expanded hole. The optimal degree of cold expansion is inferior to the critical value and is determined in considering the machining conditions in reality.

References

[1] D.L. Ball, D.R. Lowry, Experimental investigation on the effects of cold expansion of fastener holes, Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct. 17 (1998) 17–34.
[2] G. Walin, Elastic–plastic analysis of a finite sheet with a cold-worked hole, Eng. Fract. Mech. 46 (3) (1993) 465–472.
[3] R. Herman, Three-dimensional stress distribution around cold expanded holes in aluminium alloys, Eng. Fract. Mech. 48 (6) (1994) 819–835.
[4] R. Ghfiri, A. Amrouche, A. Imad, G. Mesmacque, Fatigue life estimation after crack repair in 6005 A-T6 aluminium alloy using the cold expansion hole technique, Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct. 23 (2000) 911–916.
[5] T.N. Chakherlou, J. Vogwell, The effect of cold expansion on improving the fatigue life of fastener holes, Eng. Failure Anal. 10 (2003) 13–24.
[6] J. Vogwell, T.N. Chakherlou, J.M. Minguez, The effect of cold expansion on fatigue resistance of fastener hole, in: The 10th International Congress of Fracture, Honolulu, Elsevier, 2001.
[7] V. Lacarac, D.J. Smith, M.J. Pavier, M. Priest, Fatigue crack growth from plain and cold expanded holes in aluminium alloys, Int. J. Fatigue 22 (2000) 189–203.
[8] A. Amrouche, G. Mesmacque, S. Garcia, A. Talha, Cold expansion effect on the initiation and the propagation of the fatigue crack, Int. J. Fatigue 25 (2003) 949–954.
[9] R. Hermann, Three-dimensional stress distribution around cold expanded holes in aluminium alloys, Eng. Fract. Mech. 48 (6) (1994) 819–835.
[10] Swanson Analysis Systems Inc., ANSYS, Revision 8.0.
[11] ASTM. E647-95, Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates, American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, 1996.
[12] ASTM. E399-78, Standard Method of Test for Plain Strain Fracture Toughness of Metallic Materials, American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, 1978.
[13] M. Su, 2005, Etude d'influence et de l'optimisation du degré d'expansion à froid dans les mécanismes de réamorçage d'une fissure : étude numérique et expérimentale, Thesis, University of Science and Technology of Lille, France.

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

ANNEXE 2

Available online at www.sciencedirect.com
SCIENCE DIRECT
International Journal of Fatigue 27 (2005) 461–467
International Journal of Fatigue
www.elsevier.com/locate/ijfatigue

Technical Note

Sequential law in multiaxial fatigue, a new damage indicator

G. Mesmacque[a,*], S. Garcia[b], A. Amrouche[a], C. Rubio-Gonzalez[b]

[a]Laboratoire de Mécanique de Lille, Université de Lille 1, Mecanique des Materiaux, UMR CNRS 8107, Villeneuve d'Ascq 59650, France
[b]Centro de Ingeniería y Desarrollo Industrial, Pie de la Cuesta 702, Desarrollo San Pablo, Querétaro Qro. 76130, Mexico

Received 8 October 2003; received in revised form 30 April 2004; accepted 6 August 2004

Abstract

One of the largest difficulties in fatigue damage is to find a representative 'Damage indicator' which can be easily connected with the Wöhler curve taken as known data of the material. The most used model is the Miner's rule but this does not take into account the loading history, so for the same loading level the experimental results are higher than the Miner expectations for increasing loading and are lower than the Miner expectations for decreasing loading.

The proposed damage indicator is connected cycle by cycle to the Wöhler curve and the experimental results are in agreement with model expectations. We define a damage stress as the stress corresponding to, on the S–N curve, the instantaneous residual life. The active stress can be taken as the equivalent von Mises stress and the instantaneous fatigue can be taken from different multiaxial models. The damage is reported from one level of stress to the other and the damage stress goes to the ultimate stress at the last cycle before failure.
© 2004 Elsevier Ltd. All rights reserved.

Keywords: Damage indicator; Sequential law; Damage stress

1. Description of the model

As it is well known [1,2], Miner's rule leads to optimistic results with decreasing loading conditions and to pessimistic results with increasing loading as illustrated in Fig. 1, where $\sum \beta_i$ is the sum of fractions of life, which is 1 for the Miner's rule.

The assessment error resulting from using Miner's rule can be detrimental to the structure design and to the safe use. So a lot of work has been carried out in order to get better and more exact life estimates when variable amplitude loading is applied. The model proposed in this work needs only the Wöhler curve (or a part of that). The stress field can be considered in terms of equivalent von Mises stress or in terms of maximum shear stress. In this way, the proposed model may be used in multiaxial loading conditions. We define a damage stress which follows each time the Wöhler curve.

The hypothesis behind the proposed model is that if the physical state of damage is the same, then fatigue life depends only on loading conditions. For example, if the structure is new (damage free) the life can be assessed by the Wöhler curve. We translate this simple concept after n cycles of loading. At level i, a certain stress amplitude σ_i is applied for a number of cycles n_i, where the number of cycles to failure from the S–N curve for σ_i is N_i; thus, after n_i applied cycles, the residual life is $(N_i - n_i)$. On the Wöhler curve, life $(N_i - n_i)$ corresponds to an admissible stress σ_{edi} at level i after n_i cycles of loading. We call σ_{edi} the damage stress at level i after n_i cycles of loading, see Fig. 2. Therefore, the damage stress is taken as the stress corresponding to the residual life. We introduce a new damage parameter, D_i, defined as the ratio of the increment of damage stress over the difference between the ultimate stress and the applied stress

$$D_i = \frac{\sigma_{edi} - \sigma_i}{\sigma_u - \sigma_i} \quad (1)$$

where

σ_{edi} damage stress,
σ_i applied stress,
σ_u ultimate stress.

* Corresponding author. Tel.: +33 320 677 305; fax: +33 320 472 688.
E-mail address: gerard.mesmacque@univ-lille1.fr (G. Mesmacque).

0142-1123/$ - see front matter © 2004 Elsevier Ltd. All rights reserved.
doi:10.1016/j.ijfatigue.2004.08.005

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

HDR d'Abdelwaheb Amrouche, Lille 1, 2007

Fig. 1. Miner's rule expectation and experimental results.

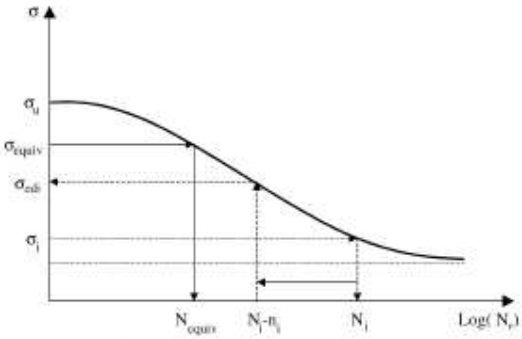


Fig. 2. Definition of the used parameters.

At the first cycle the damage stress is equal to the applied stress, i.e. $D_i=0$ and at the last cycle the damage stress is equal to the ultimate stress and therefore, $D_i=1$. The damage indicator is normalized to 1 at rupture.

Damage is then translated to level $i+1$ by the relations

$$D_i = \frac{\sigma_{edi} - \sigma_i}{\sigma_u - \sigma_i} = \frac{\sigma_{equiv} - \sigma_{i+1}}{\sigma_u - \sigma_{i+1}} \tag{2}$$

where

σ_{equiv} damage equivalent stress at level $i+1$,
σ_{i+1} applied stress at level $i+1$.

We then calculate from the Wöhler curve the equivalent number of cycles N_{equiv} at level $i+1$ of n_i cycles at level i.

So, if the number of applied loading cycles at the level $i+1$ is n_{i+1} the residual life time is then $N_{i+1}-n_{i+1}$ as shown in Fig. 2. We continue on this way until the damage stress is equal to the ultimate stress. By this way the loading history is taken into account and the damage caused by n_i cycles at the level i depends on the previous loading. The Wöhler curve and the fatigue limit used are given from the multiaxial fatigue criteria as Dang Van, Sines, etc. [3].

To make this procedure clear we provide the following three level example.

1.1. Example

1.1.1. Starting point, first level

For a stress amplitude σ_1, the number of cycles to failure is N_1. Applying n_1 cycles with amplitude σ_1, residual life is $N_{1R}=N_1-n_1$. Next, the admissible stress σ_{1ed} corresponding to N_{1R} is calculated, see Fig. 2; σ_{1ed} is called damage stress.

The damage corresponding to n_1 cycles applied with amplitude σ_1 is

$$D_1 = \frac{\sigma_{1ed} - \sigma_1}{\sigma_u - \sigma_1} \tag{3}$$

1.1.2. Second level

The damage is translated from level 1 to level 2 and we calculate the equivalent damage stress σ'_{2ed} which induces the same damage

$$D_1 = D'_2 = \frac{\sigma'_{2ed} - \sigma_2}{\sigma_u - \sigma_2}, \quad \text{and therefore} \tag{4}$$

$$\sigma'_{2ed} = (D'_2)(\sigma_u - \sigma_2) + \sigma_2$$

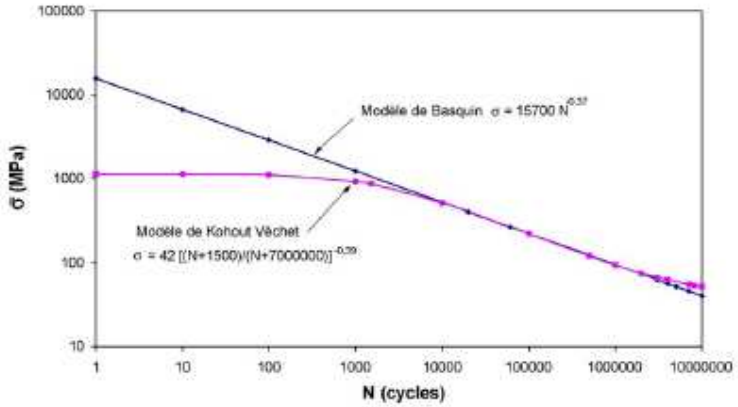


Fig. 3. S–N curve for a steel [6].

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

HDR d'Abdelwaheb Amrouche, Lille 1, 2007

Table 1
Cycles to failure N_1 and N_2 corresponding to each stress amplitude and each S–N curve model

Stress (MPa)	Basquin	Kohout and Vêchet
100	860,700	847,500
200	132,200	128,900

With σ'_{2ed} we can obtain the residual number of cycles N'_{2R}. For a stress amplitude σ_2 the number of cycles to failure from the Wöhler curve is N_2. We apply n_2 cycles with amplitude σ_2, and we calculate the number of residual cycles as follows

$$N_{2R} = N'_{2R} - n_2$$

With N_{2R} we can calculate the damage stress σ_{2ed}. The cumulative damage at this level is

$$D_2 = \frac{\sigma_{2ed} - \sigma_2}{\sigma_u - \sigma_2}$$

1.1.3. Third level

We translate damage from level 2 to level 3 and we calculate the equivalent damage stress σ'_{3ed} which induces the same damage

$$D_2 = D'_3 = \frac{\sigma'_{3ed} - \sigma_3}{\sigma_u - \sigma_3}, \quad \text{and therefore}$$

$$\sigma'_{3ed} = (D'_3)(\sigma_u - \sigma_3) + \sigma_3$$

With σ'_{3ed} we can obtain the residual number of cycles N'_{3R}. For a stress amplitude σ_3 the number of cycles to failure from the Wöhler curve is N_3. We apply n_3 cycles with amplitude σ_3, and we calculate the number of residual cycles as follows

$$N_{3R} = N'_{3R} - n_3$$

With N_{3R} we can calculate the damage stress σ_{3ed}. The cumulative damage at this level is

$$D_3 = \frac{\sigma_{3ed} - \sigma_3}{\sigma_u - \sigma_3}$$

We follow the same procedure until failure, that is, when $D=1$.

2. Wöhler curve modeling

As we can observe, we need the whole Wöhler curve but often it is only partially known. So we have to model the whole Wöhler curve with mathematical expressions.

In order to estimate the significance of the selected model we tested two Wöhler curve models. The Basquin [4] model which is described by the following relation

$$\sigma = aN^b$$

and the Kohout and Vechet [5] model which is given by

$$\sigma = \sigma_\infty \left[\frac{N+B}{N+C}\right]^b$$

where a and b are the parameters of the Basquin law and B and C are the parameters of the Kohout and Vechet law.

Next, an example is provided using these two models: the equation of Basquin and equations of Kohout and Vechet. Data to fit each model (see Fig. 3) is taken from the International Institute of Welding (IIW) [6] where S–N curve is only partially known. Blocks of cyclic loading with

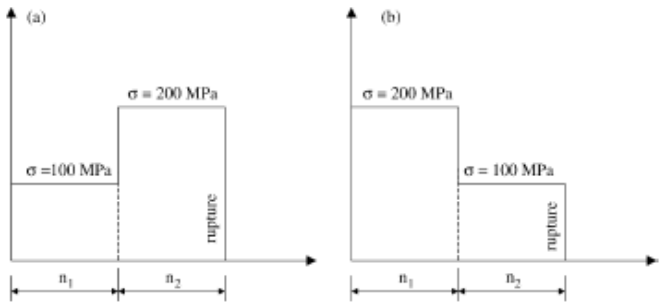


Fig. 4. Loading conditions; (a) increasing amplitude, (b) decreasing amplitude.

Table 2
Influence of the chosen model for the Wöhler curve in life prediction

Increasing loading				Decreasing loading			
Basquin		Kohout and Vêchet		Basquin		Kohout and Vêchet	
Miner	Damage stress model	Miner	Damage stress model	Miner	Damage stress model	Miner	Damage stress model
496,450 cycles	556,100 cycles	488,200 cycles	540,800 cycles	496,450 cycles	312,500 cycles	488,200 cycles	272,700 cycles

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

HDR d'Abdelwaheb Amrouche, Lille 1, 2007

Table 3
Number of cycles applied n_i and number of cycles to failure N_i at each level ($R=0$)

Level	1	2	3	4
$\Delta\sigma$ (MPa)	260	275	290	305
n_i	210,000	110,500	60,000	33,750
N_i	840,000	442,000	240,000	135,000

increasing and decreasing amplitudes of 100 and 200 MPa are considered. The number of cycles to failure for each load amplitude are given in Table 1.

Life prediction given by Miner's rule corresponding to two stress levels and a life fraction of 0.5 for each level are 860,700/2+132,200/2=496,450 and 488,200 cycles with Basquin and Kohout and Vechet, respectively. This is in increasing and decreasing loading. Application of the proposed model to the two stress levels of 100 and 200 MPa increasing and decreasing loading (Fig. 4) leads to the results shown in Table 2.

The dispersion in fatigue life prediction due to the choice of the S–N model appears acceptable. Experimental results show that the sum of fractions of life with the increasing loading blocks is greater than 1, and with the decreasing levels is lower than 1. Results from the damage stress model agree with those reported in the literature. These results show as well that the model proposed here to calculate fatigue life, may be used even for the case that the S–N curve is not known completely.

So as we can see, the difference resulting from the use of one of the two models to fit the S–N curve is acceptable in terms of life predictions. Note that loading conditions are in the part where we adjust the model in high cycle fatigue.

3. Experimental results

From this observation, we choose the Basquin law for the sake of simplicity. Now we confront this new approach with experimental results and with bibliography data.

The Basquin law for the aluminium alloy used in calculations is: $\sigma = 856\ N^{-0.08735}$. The lifetimes corresponding to the different loading conditions are shown in Table 3.

The loading sequence is illustrated in Fig. 5.

The experimental results for these loading conditions are given in Table 4. The experimental results are compared with the Miner model and our model expectations. The experimental results correspond to the mean values on five tests.

The experimental results and the proposed model expectations are in good agreement. The Miner model dose not account for the loading history and the deviation with the reality can be large.

4. Bibliographic data

Our model is now compared with recent data. They are taken from the Pavlou results [7], and from Krouse and Moore [8]. The loading conditions are illustrated in Fig. 6.

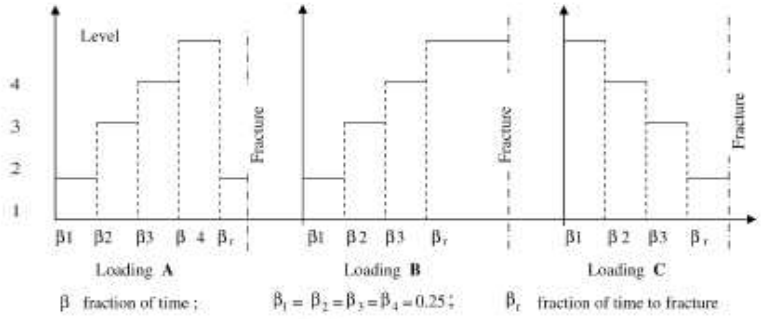


Fig. 5. Loading sequences.

Table 4
Experimental results, Miner and damage stress model expectations

	Loading A, 1-2-3-4-1			Loading B, 1-2-3-4			Loading C, 4-3-2-1		
	Number of cycles	Deviation (%)	β_i	Number of cycles	Deviation (%)	β_i	Number of cycles	Deviation (%)	β_i
Proposed model	569,050	7.2	1.184	423,900	2.5	1.072	221,050	6.5	0.77
Miner	414,250	21.9	1	414,250		1	414,250		1
Experimental	53,100		1.139	434,500	4.7	1.151	236,500	75.1	0.79

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

HDR d'Abdelwaheb Amrouche, Lille 1, 2007

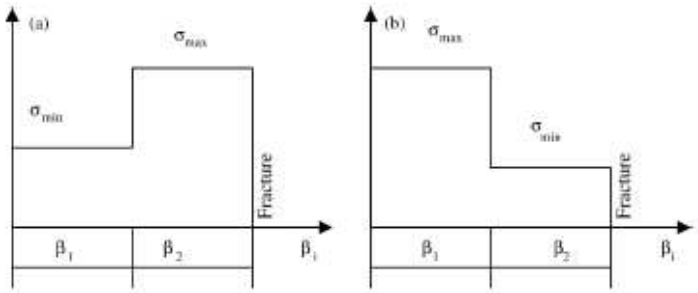


Fig. 6. Loading cycle blocks with (a) increasing amplitude, and (b) decreasing amplitude with Pavlou results.

Table 5(a)
Experimental results [7], Miner and damage stress model predicted life (increasing loading amplitude)

$\sigma_1 = 150$ MPa		$\sigma_2 = 200$ MPa, n_2 residual life						
n_1	β_1	Experimental		Miner		Damaged stress		
		Result	β_2	Result	Deviation	Result	Deviation	β_2
86,000	0.2	144,500	0.963	120,000	16.8	123,485	14.5	0.82
172,000	0.4	133,500	0.89	90,000	32.5	101,187	24.1	0.68
258,000	0.6	81,700	0.54	60,000	26.5	75,275	7.7	0.50

Table 5(b)
Experimental results [7], Miner and damage stress model predicted life (decreasing loading amplitude)

$\sigma_1 = 200$ MPa		$\sigma_2 = 150$ MPa, n_2 residual life						
n_1	β_1	Experimental		Miner		Damaged stress		
		Result	β_2	Result	Deviation	Result	Deviation	β_2
30,000	0.2	228,700	0.67	344,000	50.5	29,755	30.2	0.69
60,000	0.4	101,050	0.24	258,000	155.0	19,106	89.0	0.44
	0.6	76,050	0.18	172,000	126.0	10,402	36.8	0.24

4.1. Results from Pavlou [7]

Life time for $\sigma = 150$ MPa is $N = 430{,}000$ cycles and for $\sigma = 200$ MPa is $N = 150{,}000$ cycles. Ultimate stress is taken as $\sigma_u = 470$ MPa.

β_1 fraction of life at level 1,
β_2 fraction of life at level 2 until fracture.

A comparison of experimental results, Miner and damage stress model predicted life is given in Table 5.

4.2. Results from Krouse and Moore [8]

Krouse and Moore got the following results for maraging steel with material properties: yield stress = 2098 MPa and ultimate stress 2590 MPa. Number of cycles to failure at different stress amplitudes are given in Table 6.

The results, for different fractions of life at the level 1 and the residual part of life at level 2 are shown in Table 7 and illustrated in Fig. 7 with other experimental results [8–10]. As we can see, the deviation is lower with our model and the results are more representative than by using Miner's rule. On the experimental results given by Krouse and Moore, only one test at each loading level was performed.

5. Conclusions

The proposed model correctly follows the experimental results provided in the literature taking into account

Table 6
Number of cycles to failure at different stress amplitudes [8]

Stress amplitude	2086	2000	1655	1103	965	900	827
Fatigue life	891	1160	3809	48,645	112, 573	174, 400	296, 594

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

Table 7(a)
Results by Krause et al. [8], steel 300CVM (increasing loading amplitude)

$\sigma_1=1655$, $\sigma_2=2000$ MPa

β_1	Experiments		Model	
	β_2	$\sum\beta_i$	β_2	$\sum\beta_i$
0.196	0.806	1.002	0.845	1.04
0.396	0.727	1.123	0.678	1.07
0.586	0.493	1.079	0.504	1.09
0.786	0.226	1.0125	0.298	1.08

$\sigma_1=1103$, $\sigma_2=2000$ MPa

β_1	Experiments		Model	
	β_2	$\sum\beta_i$	β_2	$\sum\beta_i$
0.13	1.008	1.138	0.87	1.07
0.267	0.816	1.083	0.733	1.13
0.533	0.898	1.431	0.467	1.23
1.07	0.0235	1.093	0	1.07

$\sigma_1=827$, $\sigma_2=2000$ MPa

β_1	Experiments		Model	
	β_2	$\sum\beta_i$	β_2	$\sum\beta_i$
0.196	0.796	0.992	0.804	1.13
0.241	0.830	1.071	0.759	1.15
0.401	0.764	1.165	0.599	1.11
0.812	0.847	1.659	0.188	1.37

$\sigma_1=900$, $\sigma_2=2086$ MPa

β_1	Experiments		Model	
	β_2	$\sum\beta_i$	β_2	$\sum\beta_i$
0.169	0.850	1.019	0.939	1.11
0.339	0.889	1.228	0.867	1.21
0.508	0.874	1.383	0.782	1.29
0.678	0.794	1.471	0.669	1.35

$\sigma_1=965$, $\sigma_2=1655$ MPa

β_1	Experiments		Model	
	β_2	$\sum\beta_i$	β_2	$\sum\beta_i$
0.241	0.776	1.017	0.868	1.11
0.419	0.857	1.276	0.755	1.17
0.839	0.776	1.615	0.371	1.21

Table 7(b)
Results by Krause et al. [8], steel 300CVM (decreasing loading amplitude)

$\sigma_1=2000$, $\sigma_2=1655$ MPa

β_1	Experiments		Model	
	β_2	$\sum\beta_i$	β_2	$\sum\beta_i$
0.16	0.696	0.856	0.796	0.956
0.312	0.508	0.82	0.615	0.927
0.482	0.375	0.857	0.427	0.909
0.642	0.258	0.9	0.268	0.910
0.794	0.25	1.044	0.135	0.929

$\sigma_1=2000$, $\sigma_2=1103$ MPa

β_1	Experiments		Model	
	β_2	$\sum\beta_i$	β_2	$\sum\beta_i$
0.151	0.58	0.731	0.700	0.851
0.16	0.383	0.543	0.684	0.844
0.32	0.383	0.703	0.439	0.759
0.508	0.214	0.722	0.230	0.738
0.633	0.196	0.829	0.131	0.764
0.794	0.071	0.865	0.0463	0.840

$\sigma_1=2000$, $\sigma_2=724$ MPa

β_1	Experiments		Model	
	β_2	$\sum\beta_i$	β_2	$\sum\beta_i$
0.071	0.723	0.794	0.769	0.840
0.16	0.187	0.347	0.543	0.703
0.348	0.089	0.437	0.240	0.588
0.464	0.08	0.544	0.134	0.598
0.625	0.026	0.651	0.050	0.675

$\sigma_1=2000$, $\sigma_2=1379$ MPa

β_1	Experiments		Model	
	β_2	$\sum\beta_i$	β_2	$\sum\beta_i$
0.071	0.803	0.874	0.883	0.954
0.16	0.741	0.901	0.748	0.908
0.294	0.455	0.749	0.565	0.859
0.482	0.366	0.848	0.345	0.827
0.642	0.294	0.936	0.195	0.837
0.785	0.25	1.035	0.092	0.877

$\sigma_1=2000$, $\sigma_2=827$ MPa

β_1	Experiments		Model	
	β_2	$\sum\beta_i$	β_2	$\sum\beta_i$
0.16	0.517	0.677	0.589	0.749
0.16	0.482	0.642	0.589	0.749
0.32	0.258	0.578	0.323	0.643
0.473	0.142	0.615	0.164	0.637
0.642	0.089	0.731	0.063	0.705
0.803	0.062	0.865	0.017	0.819

© 2008 Tous droits réservés.

http://www.univ-lille1.fr/bustl

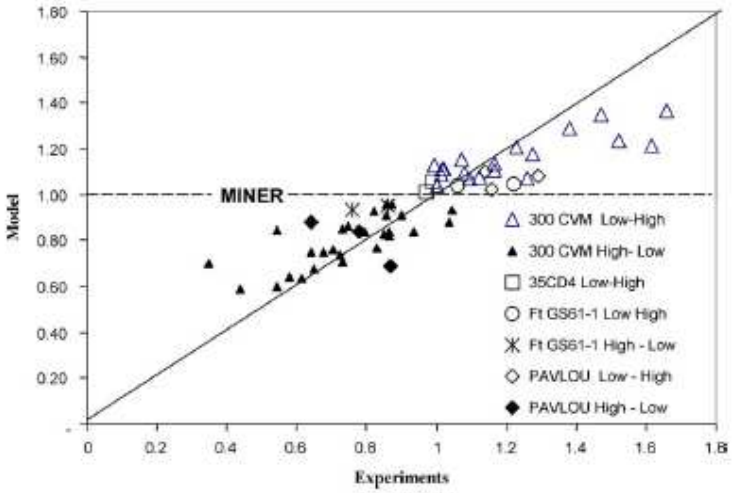


Fig. 7. Comparison of experimental results given in [7–10] and prediction by proposed model.

the effect of loading history. It is based only on the S–N (Wöhler) curve which have just has to be known for part of the loading conditions; the unknown part can be estimated by a wide range of models. It uses the simple concept that for the same damage state, the fatigue life only depends on the stress level and we can translate the concept from a stress level i to the level $i+1$.

The proposed model allows us to take into account the loading history and to correctly assess the fatigue life under different loading conditions. The result obtained from the model can be compared with the experimental results; the estimated results are in good agreement with those compared.

The proposed model may be extended to multiaxial loading conditions with the use of the Sines Crossland, Dang Van or other multiaxial criterion [3]. The use of the model will allow us to estimate fatigue life with more accuracy and therefore better to design the structure to insure security and lightening.

References

[1] Lemaître J. A course of damage mechanics. Berlin: Springer. Verlag, 1996.
[2] Bathias C, Baillon JP. La fatigue des matériaux et des structures. Hermes Edit. Prese Universitiane de Montreal, 1980.
[3] Socie D, Marquis G. Multiaxial fatigue. Society of Automotive Engineers International, Warrendale, PA, USA, 2000.
[4] Weibull W. Fatigue testing and analysis of results. Oxford: Pergamon Press; 1961.
[5] Kohout J, Vêchet S. A new function for fatigue curves characterization and its multiple merits. Int J Fatigue 2001;23:175–83.
[6] International Institute of Welding IIW document XIII-1539-96/XV-845-96. p. 39.
[7] Pavlou DG. A phenomenological fatigue damage accumulation rule based on hardness increasing, for the 2024-T42 aluminum. Eng Struct 2002;24:1363–8.
[8] Krouse, Moor. Application of a double linear damage rule to cumulative fatigue. ASTM STP 415 1967;384–412.
[9] PalinLuc, Fatigue multiaxiale d'une fonte GS: these F-ENSAM Bordeaux; 07/09/1996.
[10] Vivensang M. Comportement en fatigue de deux nuances d'acier 35 CD 4: these F-ENSAM Bordeaux; 1994.

© 2008 Tous droits réservés.

Available online at www.sciencedirect.com
SCIENCE DIRECT
International Journal of Fatigue 27 (2005) 1347–1353
International Journal of Fatigue
www.elsevier.com/locate/ijfatigue

Fatigue damage accumulation of cold expanded hole in aluminum alloys subjected to block loading

S. Garcia[a,b], A. Amrouche[a,*], G. Mesmacque[a], X. Decoopman[a], C. Rubio[c]

[a]Laboratoire de Mécanique de Lille, UMR CNRS 8107, IUT A GMP Le recueil, Rue de la recherche BP 179, 59653 Villeneuve d'Ascq, France
[b]Instituto Tecnológico de Celaya, Departamento de Ingeniería Mecánica. Av. Tecnológico esq. A. García Cubas S/N CP 38010, Celaya, Gto. México
[c]Centro de Ingenieria y Desarrollo Industrial, Mexico

Abstract

Fatigue damage accumulation of cold expanded hole in aluminum alloys used in land transportation components was investigated. Tests were carried out using pre-cracked SENT specimens and inserting an expanded hole at the crack tip. The degree of the cold expansion was chosen equal to 4.3%. Tests were performed in two and four block loading under constant amplitude. Two sequences were compared.

The increasing and the decreasing magnitude were compared. The experimental results were compared to the damage calculated by the Miner's rule and a new simple fatigue damage indicator. This comparison shows that the 'model of the damage stress', which take into account of the loading history, yields a good estimation of the experimental results. Moreover, the error is minimized in comparison to the Miner's model.
© 2005 Elsevier Ltd. All rights reserved.

Keywords: Aluminum alloys; Cold expansion; Block loading; Fatigue damage

1. Introduction

Cold expansion process of arresting crack holes is a technique commonly used to improve fatigue crack initiation [1,2]. Compressive residual stresses induced by this process can be responsible for mitigating the crack initiation [3,4]. The benefit effect can be reduced by residual stress relaxation [5] when the component is in operation. However, in this condition it is difficult to measure this parameter to evaluate the effect caused in the remaining life.

To evaluate the effect of the cold expansion process in the residual stress distribution many studies have been carried out by using numerical modeling [6,7].

In service conditions, the components or structures are subjected to random or variable block loading. Different relationships [8] have been proposed to calculate the effect of variable amplitude loading conditions. However, these procedures need the identification of many parameters. In literature, in the particular case of block loading, the analysis for this phenomenon is oriented only to two loading steps.

Miner's rule [9] is very much used to evaluate the fatigue damage accumulation when the components or structures are subjected to variable block loading.

In this work, the results of a study on fatigue damage accumulation of cold expanded hole in aluminum alloys subjected to block loading are presented.

2. Description of the model

A detailed description of the damage stress model and the definition [eqns (1) and (2)] for the damage stress and the determination of this one is described in Appendix, and in Ref. [10]. We summarize here the concept with an algorithm for the comprehension (see flow chart on next page)

$$D_i = \frac{\sigma_{(i)\mathrm{d}} - \sigma_i}{\sigma_\mathrm{u} - \sigma_i} \tag{1}$$

where

$\sigma_{(i)\mathrm{d}}$ stress of damage,
σ_i applied stress,
σ_u ultimate stress.

The equivalent stress of damage at the level $i+1$ is calculated with the relation

$$D_i = \frac{\sigma_{(i)\mathrm{d}} - \sigma_i}{\sigma_\mathrm{u} - \sigma_i} = \frac{\sigma_{(i+1)\mathrm{d}} - \sigma_{i+1}}{\sigma_\mathrm{u} - \sigma_{i+1}} \tag{2}$$

* Corresponding author. Fax: +33 3 20 47 26 88.
E-mail address: abdelwaheb.amrouche@univ-lille1.fr (A. Amrouche).

0142-1123/$ - see front matter © 2005 Elsevier Ltd. All rights reserved.
doi:10.1016/j.ijfatigue.2005.06.040

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

HDR d'Abdelwaheb Amrouche, Lille 1, 2007

Nomenclature

D	total damage	ΔK	stress intensity factor amplitude
D_i	fractional damage	$\Delta\sigma$	stress amplitude
$\sigma_{(i)d}$	stress of damage	ΔP	loading amplitude
σ_i	applied stress at level i	B	thickness
σ_u	ultimate tensile strength	W	width
N_i	number of cycles to crack initiation in the wöhler curve	a	crack length
		ρ	radius
n_i	applied number of cycles at level i	$F(a/W)$	calibration function

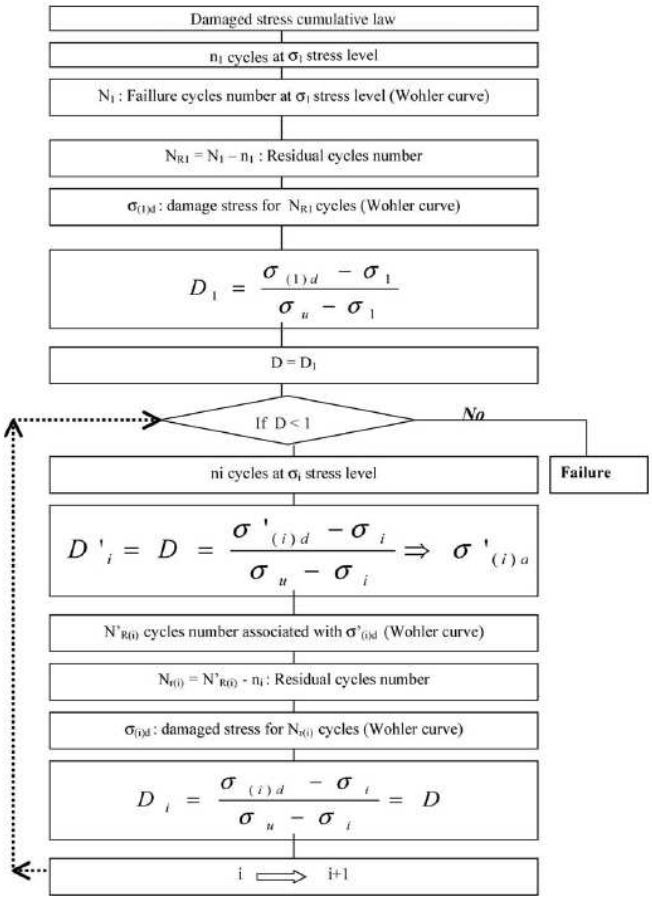
where

$\sigma(_{i+1})$d equivalent stress of damage at the level $i+1$,
σ_{i+1} stress at the level $i+1$.

So σ_{ed} is equal to σ_i to the first cycle, it means $D=0$ and σ_{ed} is equal at σ_u at the last cycle $D=1$.

3. Material and experimental procedure

The material used for this investigation is an aluminum alloy 6082 T6. The chemical composition of this alloy (wt%) is 0.6 Mg, 0.7 Si, 0.24 Fe, 0.06 Cu, 0.9 Mn, 0.02 Cr, 0.06 Zn, 0.02 Ti and balance Al.



© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

HDR d'Abdelwaheb Amrouche, Lille 1, 2007

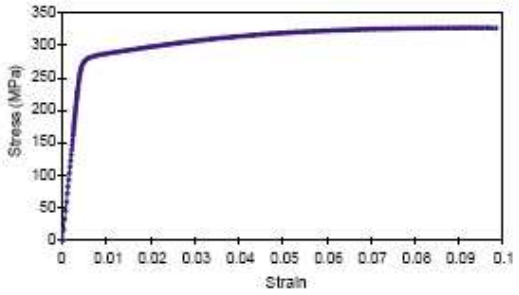


Fig. 1. Stress–strain curve for the investigated specimen material.

The material stress–strain curve obtained by a standard tensile is shown on Fig. 1. The mechanical properties of this aluminum alloy are given in Table 1.

4. Cold expansion

The specimens used for this investigation were conform to ASTM standards [11]. The geometry of the fatigue test specimen cut in the longitudinal direction is shown in Fig. 2.

For getting specimens with an expanded hole of 6 mm in diameter we drilled a hole of Ø 5.75 mm at the pre-crack tip and then a cold-working expansion process was conducted by forcing a steel ball of 6 mm diameter.

The fatigue tests were carried out using a 100 kN capacity Instron hydraulic machine. The loading frequency was 30 Hz and a stress ratio R of 0.57. During fatigue testing, a video camera with scale of 0.1 mm were used to determine the crack initiation in the entry and exit faces of specimen

5. Results

Endurance curves are shown in Fig. 3. These are based on constant amplitude test and the failure was considered at the crack initiation.

The stress intensity factor amplitude is determined by the following relation [12]:

$$\Delta K = \frac{\Delta P}{B\sqrt{W}} f\left(\frac{a}{W}\right) \tag{3}$$

ΔP, loading amplitude; $f(a/W)$, calibration function; a, crack length; W, width; B, thickness.

The calibration function $f(a/W)$ is determined by the following relation [12]:

Table 1
Mechanical properties of the aluminum alloy

Yield stress (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	Young's modulus (GPa)
280	327	12	68

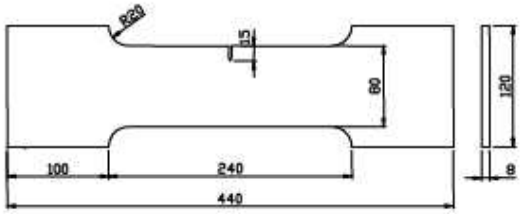


Fig. 2. Geometry and dimensions of the fatigue test specimen.

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = 1.99\left(\frac{a}{W}\right)^{0.5} - 0.41\left(\frac{a}{W}\right)^{1.5} + 18.7\left(\frac{a}{W}\right)^{2.5} - 38.85\left(\frac{a}{W}\right)^{3.5} + 53.85\left(\frac{a}{W}\right)^{4.5} \tag{4}$$

In this configuration, the stress amplitude at the notch tip is approximated by the following expression [13]

$$\Delta\sigma = \frac{2\Delta K_\rho}{\sqrt{\pi\rho}} \tag{5}$$

where ΔK_ρ is the stress intensity factor assuming zero tip radius and ρ is the hole radius.

6. Fatigue damage accumulation

Two or four cyclic stress levels were considered (Tables 3 and 4) and two different sequences were applied. The aim of this set of tests is to determine the influence of increasing or decreasing loading conditions on lifetime.

The experimental conditions are given in Table 2 (Tables 3 and 4).

7. Analysis of the results

Eight tests were carried out for increasing loading conditions and as much for decreasing loading. To evaluate the effect between these loading conditions, the Miner's Rule [9] was considered for damage accumulation.

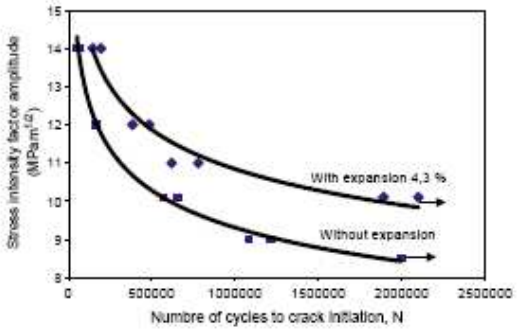


Fig. 3. Fatigue endurance curve (R=0.57).

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

HDR d'Abdelwaheb Amrouche, Lille 1, 2007

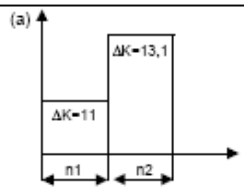
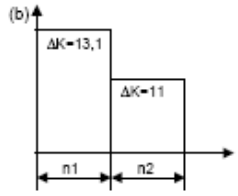
Table 2
Experimental conditions

	Block number			
	1	2	3	4
ΔK (MPa$\sqrt{m}$)	11	11.7	12.4	13.1
N_i	856,000	528,000	336,000	220,000

The Miner's Rule consider the fractional damage, $D_i = n_i/N_i$, where: n_i is the number of cycles at particular stress level and N_i is the number of cycles to failure at particular stress level.

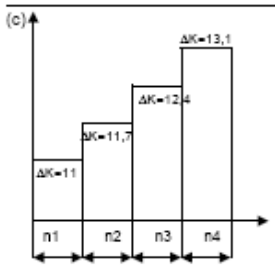
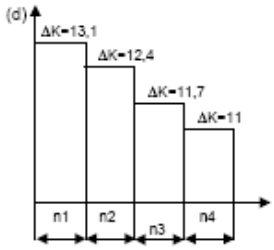
The total damage $D = \Sigma n_i/N_i$ and the failure is assumed to occur when $D = 1$.

Table 3
Experimental results for two blocks loading: increasing (a), decreasing (b)

	Specimen no.	n_1/N_1	n_2/N_2	$\Sigma n/N$
(a) 	1–2hexp	0.476	0.160[a]	0.636
	2–2hexp	0.476	0.586[a]	1.062
	3–2hexp	0.476	0.391[a]	0.867
(b) 	4–2hexp	0.452	0.073[a]	0.525
	5–2hexp	0.452	0.116[a]	0.568
	6–2hexp	0.452	0.173[a]	0.625

[a] Initiation.

Table 4
Experimental results for four blocks loading: increasing (c), decreasing (d)

	Specimen no.	n_1/N_1	N_2/N_2	n_3/N_3	n_4/N_4	$\Sigma n/N$
(c) 	1–4hexp	0.238	0.235	0.233	0.316[a]	1.022
	2–4hexp	0.238	0.235	0.186[a]	–	0.659
	3–4hexp	0.238	0.235	0.168[a]	–	0.641
	4–4hexp	0.238	0.235	0.214[a]	–	0.687
(d) 	5–4hexp	0.238	0.207[a]	–	–	0.445
	6–4hexp	0.232	0.116[a]	–	–	0.348
	7–4hexp	0.232	0.233	0.167[a]	–	0.632
	8–4hexp	0.232	0.233	0.235	0.457[a]	1.157
	9–4hexp	0.232	0.233	0.150[a]	–	0.615
	10–4hexp	0.232	0.233	0.066[a]	–	0.531

[a] Initiation.

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

HDR d'Abdelwaheb Amrouche, Lille 1, 2007

Table 5
Damage accumulation, two blocks (increasing loading)

Specimen no.	Miner forecast	Model of the stress of damage	Experiment $\Sigma n/N$
1–2hexp	1.0	0.764	0.636
2–2hexp	1.0	0.764	1.062
3–2hexp	1.0	0.764	0.867
	Σmean = 1.0	Σmean = 0.764	Σmean = 0.855

Table 6
Damage accumulation, two blocks (decreasing loading)

Specimen no.	Miner forecast	Model of the stress of damage	Experiment $\Sigma n/N$
4–2hexp	1.0	0.585	0.525
5–2hexp	1.0	0.585	0.568
6–2hexp	1.0	0.585	0.625
	Σmean = 1.0	Σmean = 0.585	Σmean = 0.572

We also used the model of the damage stress [11]. The experimental result is determined by the sum of the fractional damage. The results are given in Tables 5–8 and in Fig. 4. We compare the prediction of the Miner's rule with our prediction and the experimental results. One can observe that the load sequence has no significant effect on the fatigue crack initiation in the arrest crack holes with cold expansion process.

8. Conclusions

Fatigue damage accumulation in arresting crack holes with cold expansion process was studied. In total, 24 specimens were tested, eight specimens were used to obtain the fatigue endurance curve and 16 were subjected to increasing or decreasing blocks loading.

Table 7
Damage accumulation, four blocks (increasing loading)

Specimen no.	Miner forecast	Model of the stress of damage	Experiment $\Sigma n/N$
1–4hexp	1.0	0.9	1.022
2–4hexp	1.0	0.9	0.659
3–4hexp	1.0	0.9	0.641
4–4hexp	1.0	0.9	0.687
5–4hexp	1.0	0.9	0.445
	Σmean = 1.0	Σmean = 0.9	Σmean = 0.691

Table 8
Damage accumulation, four blocks (decreasing loading)

Specimen no	Miner forecast	Model of the stress of damage	Experiment $\Sigma n/N$
6–4hexp	1.0	0.66	0.348
7–4hexp	1.0	0.66	0.632
8–4hexp	1.0	0.66	1.157
9–4hexp	1.0	0.66	0.615
10–4hexp	1.0	0.66	0.531
	Σ_{mean} = 1.0	Σ_{mean} = 0.66	Σ_{mean} = 0.656

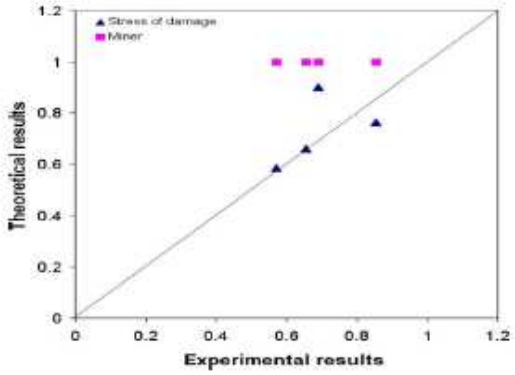


Fig. 4. Comparison between theoretical results and experimental results for different loading conditions.

Using the Miner's rule to calculate the cumulative life time we found that in both cases, increasing and decreasing blocks loading, the experimental results were below prediction.

The results obtained by the model of the damage stress are compared with the experimental results and a good agreement has been found.

The experimental results show that the load sequence has no significant effect on the crack reinitiation.

It seems that in the case of drilling with a cold expansion, the combination of the geometrical and mechanical effect attributed to the stress concentration factor associated with the compressive residual stresses predominate in the life time. In the other hand the load sequence has a minor effect.

In this investigation, the compressive residual stresses at the edge of the hole are around of the yielding stress. The effective local applied stress is lower than the residual stress; this observation can explain the raison why there is no significant influence of the sequence loading. Currently, we achieve tests with more important loading in order to evaluate the sequence loading effect.

Appendix A

The hypothesis behind the proposed model is that if the physical state of damage is the same, then fatigue life depends only on loading conditions. By example, if the structure is new (damage free) the life can be assessed by the Wöhler curve. We translate this simple concept after n cycles of loading. At level i, a certain stress amplitude σ_i is applied for a number of cycles n_i, where the number of cycles to failure from the S–N curve for σ_i is N_i, thus, after n_i applied cycles, residual life is $(N_i - n_i)$. On Wöhler curve, for life

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

HDR d'Abdelwaheb Amrouche, Lille 1, 2007

$(N_i - n_i)$ corresponds an admissible stress σ_{ed} at level i after n_i cycles of loading. We call σ_{ed} the damage stress at level i after n_i cycles of loading. Therefore, the damage stress is taken as the stress corresponding to the residual life. We introduce a new damage parameter, D_i, defined as the ratio of the increment of damage stress over the difference between the ultimate stress and the applied stress

$$D_i = \frac{\sigma_{ed} - \sigma_i}{\sigma_u - \sigma_i} \tag{A1}$$

where

σ_{ed} damage stress,
σ_i applied stress,
σ_u ultimate stress.

At the first cycle, the damage stress is equal to the applied stress, i.e. $D_i = 0$ and at the last cycle the damage stress is equal to the ultimate stress and, therefore, $D_i = 1$. Damage indicator is normalized to 1 at the failure.

Damage is then translated to level $i+1$ by the relations

$$D_i = \frac{\sigma_{ed} - \sigma_i}{\sigma_u - \sigma_i} = \frac{\sigma_{equiv} - \sigma_{i+1}}{\sigma_u - \sigma_{i+1}} \tag{A2}$$

where

σ_{equiv} damage equivalent stress at level $i+1$,
σ_{i+1} applied stress at level $i+1$.

We then calculate from the Wöhler curve the equivalent number of cycles Nequiv at level $i+1$ of n_i cycles at level i.

To make this procedure clear we provide the following three level example.

A.1. Starting point, first level

For a stress amplitude σ_1, the number of cycles to failure is N_1. Applying n_1 cycles with amplitude σ_1, residual life is $N_{1R} = N_1 - n_1$. Next, the admissible stress σ_{1ed} corresponding to N_{1R} is calculated, with Wöhler curve; σ_{1ed} is called damage stress.

Damage corresponding to n_1 cycles applied with amplitude σ_1 is:

$$D_1 = \frac{\sigma_{1ed} - \sigma_1}{\sigma_u - \sigma_1} \tag{A3}$$

A.2. Second level

Damage is translated from level 1 to level 2 and we calculate the equivalent damage stress σ'_{2ed}, which induces the same damage:

$$D_1 = D'_2 = \frac{\sigma'_{2ed} - \sigma_2}{\sigma_u - \sigma_2} \text{ and therefore}$$
$$\sigma'_{2ed} = (D'_2)(\sigma_u - \sigma_2) + \sigma_2 \tag{A4}$$

With σ'_{2ed}, we can obtain the residual number of cycles N'_{2R}. For a stress amplitude σ_2, the number of cycles to failure from the Wöhler curve is N_2. We apply n_2 cycles with amplitude σ_2, and we calculate the number of residual cycles as follows:

$$N_{2R} = N'_{2R} - n_2$$

With N_{2R}, we can calculate the damage stress σ_{2ed}. The cumulative damage at this level is:

$$D_2 = \frac{\sigma_{2ed} - \sigma_2}{\sigma_u - \sigma_2}$$

A.3. Third level

We translate damage from level 2 to level 3 and we calculate the equivalent damage stress σ'_{3ed}, which induces the same damage:

$$D_2 = D'_3 = \frac{\sigma'_{3ed} - \sigma_3}{\sigma_u - \sigma_3} \text{ and therefore}$$
$$\sigma'_{3ed} = (D'_3)(\sigma_u - \sigma_3) + \sigma_3$$

With σ'_{3ed}, we can obtain the residual number of cycles N'_{3R}. For a stress amplitude σ_3, the number of cycles to failure from the Wöhler curve is N_3. We apply n_3 cycles with amplitude σ_3, and we calculate the number of residual cycles as follows:

$$N_{3R} = N'_{3R} - n_3$$

With N_{3R}, we can calculate the damage stress σ_{3ed}. The cumulative damage at this level is:

$$D_3 = \frac{\sigma_{3ed} - \sigma_3}{\sigma_u - \sigma_3}$$

We follow the same procedure until failure, that is, when $D = 1$.

References

[1] Ghfiri R, Shi HJ, Guo R, Mesmacque G. Effect of expanded and non expanded hole on the delay of arresting crack propagation for aluminum alloys. Mater Sci Eng A 2000;286:244–9.

[2] Leon A. Benefits of split mandrel coldworking. Int J Fatigue 1998; 20(1):1–8.

[3] Pavier MJ, Poussard CGC, Smith DJ. Effect of residual stress around cold worked holes on fracture under superimposed mechanical load. Eng Fract Mech 1999;63:751–73.

[4] Lacarac V, Smith DJ, Pavier MJ, Priest M. Fatigue crack grow from plain and cold expanded holes in aluminium alloys. Int J Fatigue 2000; 22:189–203.

[5] Zhuang WymanZ, Halford GaryR. Investigation of residual stress relaxation under cyclic load. Int J Fatigue 2001;23:S31–S7.

[6] Vulic N, Stjepan S, Grubisic V. Validation of crack arrest technique by numerical modeling. Int J Fatigue 1997;19(4):283–91.

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl

HDR d'Abdelwaheb Amrouche, Lille 1, 2007

[7] Amrouche A, Mesmacque G, Talha A, Santos-Garcia J, Rubio-Gonzalez C. Fatigue crack initiation after cold expansion at a crack tip. 8th International meeting fatigue, Stockholm, Sweden, 2002. p. 2036–2043.
[8] Fatemi A, Yang L. Cumulative fatigue damage and life prediction theories: a survey of the state of the art for homogeneous materials. Int J Fatigue 1998;20(1):9–34.
[9] Miner MA. Cumulative damage in fatigue. J Appl Mech 1945;67: A159–A64.
[10] Mesmacque G, Garcia S, Amrouche A. Sequential law in multiaxial fatigue: a new damage indicator. Int J Fatigue 2005;27(4):461–7.
[11] Standard test method for measurement of fatigue crack growth rates. ASTM Designation E 647–88a, 1978.
[12] Standard method of test for plain strain fracture toughness of metallic materials. ASTM Designation E 399–78, Part, 1978.
[13] Tanaka K, Nakai Y, Kawashima R. Fracture mecanics approach to fatigue crack initiation from deep notches. Eng Fract Mach 1983;18(5): 1011–23.

© 2008 Tous droits réservés.
http://www.univ-lille1.fr/bustl