

Université des Sciences et Technologies de Lille

THESE DE DOCTORAT

Présentée par

Man SU

Pour l'obtention du titre de

DOCTEUR en Mécanique

**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**

Soutenue le 21 octobre 2005 devant le jury composé de :

M. HARIRI Saïd , professeur, Ecole des Mines, Douai	Président du jury
M. Thierry PALIN LUC , Professeur, ENSAM de Bordeaux	Rapporteur
M. Jean louis ROBERT , Professeur, IUT de Montluçon, Clermont Ferrand	Rapporteur
M. MESMACQUE Gérard , Professeur, USTL	Examineur
M. AMROUCHE Abdelwaheb , Maître de conférences, IUFM, V.d'Ascq	Examineur
M. SHI Huiji , Professeur, Tsinghua Université, Pékin, Chine	Examineur
M. CEBULSKI Laurent , Docteur, ALSTOM Transport, Valenciennes	Examineur

献给我在天上的父,和我生命的主,
他使我的生命与众不同.

献给我的母亲,
她是爱我完全不计代价的人.

也献给我的父亲,
我身上的许多特别之处都是从他而来.

AVANT-PROPOS

Cette étude a été réalisée au sein de l'équipe mécanique et matériaux IUT « A » du Laboratoire de Mécanique de Lille.

Je tiens tout d'abord à remercier les membres du jury qui m'ont fait l'honneur de juger ce travail et de l'intérêt qu'ils ont porté à cette étude.

Que Monsieur Mesmacque, Professeur à l'IUT « A » de Villeneuve d'Ascq soit remercié chaleureusement de m'avoir accueilli au sein du laboratoire et pour avoir dirigé mes recherches et pour son soutien constant et son aide tout au long de cette étude .

J'adresse mes plus vifs remerciements à Monsieur Amrouche, Maître de conférence à l'IUFM de V. d'Ascq, pour sa disponibilité et ses conseils, son soutien constant tout au long de cette thèse, notamment lors de la rédaction de ce mémoire.

Je remercie chaleureusement Monsieur Palin Luc, Professeur à l'ENSAM de Bordeaux et Monsieur Robert, Professeur à l'IUT de Montluçon, pour avoir pris connaissance de ce manuscrit dans les moindres détails et avoir accepté de juger le contenu de mon travail en qualité de rapporteur.

Que Monsieur Hariri, Professeur à l'Ecole des Mines de Douai, soit sincèrement remercié de m'avoir fait l'honneur de participer au jury d'examen et de l'avoir présidé.

Je remercie également Monsieur SHI, Professeur à l'Université de Tshinghua, Pékin pour ses conseils et son aide ; que Monsieur Cebulski, responsable de recherche à Alstom-transport soit remercié sincèrement d'avoir accepté d'examiner cette étude.

Le bon déroulement de cette thèse n'aurait pu s'accomplir sans la participation de certains services et les compétences de nombreuses personnes.

A cet effet, je remercie Monsieur Benseddiq, Maître de conférence à Polytech de Lille et Monsieur Rubio Gonzalez, Professeur à centre d'ingénieur industriel desarrollo à Mexico de m'avoir aidé et donner des conseils précieux dans l'accomplissement de l'étude numérique.

Mes remerciements vont aussi à tous les techniciens de l'IUT « A » et à Monsieur Gardin, Enseignant à l'IUT « A » pour avoir assuré un usinage de qualité des éprouvettes.

J'exprime ma plus profonde gratitude à toute l'équipe du Génie Mécanique à l'IUT « A », qui, à un moment ou un autre, m'ont aidé par leur collaboration, leur sympathie ou leur amitié durant mon séjour au sein du laboratoire: Monsieur Decoopman, Mademe Slowinski,

Enfin, je tiens à associer à ce travail ma famille et mes frères et sœurs dans l'Eglise des Protestants Chinois à Lille, qui m'ont soutenu et encouragé durant cette thèse.

SOMMAIRE

INTRODUCTION GENERALE.....	5
I. ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE.....	7
I.1 Introduction.....	7
I.2. Aperçu sur les méthodes de réparation des composants fissurés par fatigue.....	7
I.2.1. Méthode d'infiltration.....	7
I.2.2. Méthode du perçage d'un trou.....	8
I.2.3. Méthode du perçage avec expansion (cold working).....	11
I.2.4. Les autres méthodes de réparation d'une fissure de fatigue.....	13
I.2.5. Comparaison des différentes méthodes de réparation d'une fissure de fatigue.....	14
I.2.6. Bilan sur les méthodes de réparation.....	16
I.3. Analyse et détermination des contraintes résiduelles	17
I.3.1. Méthode destructive (Sachs' boring).....	17
I.3.2. Méthodes non-destructives.....	21
I.3.3. Méthode des éléments finis.....	23
I.4. Effet de l'expansion du trou sur la durée de vie en fatigue.....	25
I.4.1. Etude de l'amorçage d'une fissure de fatigue au bord du trou.....	25
I.4.1.1. Influence du degré d'expansion.....	26
I.4.1.2. Influence de l'épaisseur des éprouvettes.....	29
I.4.1.3. Influence de la méthode d'expansion.....	30
I.4.1.4. Influence d'une double expansion.....	33
I.4.1.5. Influence du nombre de cycles avant expansion sur la durée de vie totale	34
I.4.2. Etude de la propagation d'une fissure de fatigue au bord du trou.....	35
I.4.2.1. Effet d'expansion sur la propagation de la fissure de fatigue.....	37
I.4.2.2. Influence du degré d'expansion sur la propagation de fissure.....	39
I.4.3. Influence du frottement dans la modélisation numérique.....	40
I.5. Conclusion.....	40

II. MODELISATION NUMERIQUE	42
II.1 Objectif de l'étude numérique.....	42
II.2. Modélisation numérique 2-D.....	42
II.2.1. Processus d'expansion du trou percé.....	42
II.2.2. Conditions de modélisation	44
II.2.3. Processus de charge.....	45
II.2.4. Résultats.....	46
II.2.4.1. Distribution des déformations résiduelles équivalentes de Von Mises.....	46
II.2.4.2. Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles	46
II.2.4.3. Limites du modèle 2-D.....	49
II.3. Modélisation numérique 3-D.....	50
II.3.1. Introduction.....	50
II.3.2. Matériaux utilisés.....	51
II.3.3. Conditions de modélisation.....	51
II.3.3.1. Modèle par éléments finis.....	51
II.3.3.2. Prise en compte du frottement dans la modélisation.....	53
II.3.4. Résultats.....	54
II.3.4.1. Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles.....	54
II.3.4.2. Influence du degré d'expansion (DE) sur la contrainte résiduelle circonférentielle de compression maximale ($\sigma_{\theta_{\max}}$).....	60
II.3.4.3. Influence du degré d'expansion (DE) sur la Zone des Contraintes Résiduelles de Compression (ZCRC) et la Zone des Déformations Plastiques (ZDP).....	62
II.3.4.4. Conclusions.....	66
II.3.5. Modélisation de la double expansion.....	67
II.3.5.1. Modèle par éléments finis.....	67
II.3.5.2. Variation des champs de contrainte et de déformation durant le processus d'expansion.....	68
II.3.5.3. Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles	74
II.3.5.4. Discussion et conclusion.....	74
II.3.5.4.1. Comparaison entre la double expansion et l'expansion unique.....	74
II.3.5.4.2. Comparaison entre les secondes expansions dans la même direction et la direction opposée.....	76

II.4. Etudes des paramètres influant sur la durée de vie en fatigue.....	78
II.4.1. Distributions des contraintes résiduelles circonférentielles.....	78
II.4.2. Influence du degré d'expansion (DE) et du diamètre final (D) sur le niveau des contraintes résiduelles circonférentielles de compression.....	80
II.4.3. Influence du degré d'expansion (DE) et du diamètre final (D) sur la zone des contraintes résiduelles de compression (ZCRC).....	80
II.4.4. Influence du degré d'expansion (DE) et du diamètre final (D) sur la zone des déformations plastiques (ZDP).....	81
II.4.5. Influence des caractéristiques mécaniques.....	83
II.4.5.1. Matériaux utilisés.....	83
II.4.5.2. Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles des différentes courbes de comportement.....	84
II.4.5.3. Discussion et conclusion.....	84
II.5. Etude du degré d'expansion optimum.....	86
II.5.1. Analyse de l'approche.....	87
II.5.2. Influence de la position d'instabilité sur la contrainte équivalente de Von Mises dans le processus d'expansion.....	88
II.5.3. Méthode de détermination du DE critique.....	90
II.5.4. Influence des caractéristiques mécaniques sur le degré d'expansion critique.....	92
II.5.5. Influence de la position d'instabilité sur le degré d'expansion critique.....	92
II.6. Conclusion.....	94
III. ETUDE EXPERIMENTALE.....	96
III.1 Description de l'environnement expérimental.....	96
III.1.1 Machine d'essais et montage.....	96
III.1.2 Eprouvettes de fissuration par fatigue.....	97
III.1.3. Méthodes de mesure du nombre de cycles à l'amorçage et à la propagation.....	98
III.1.4. Matériaux utilisés dans les essais	98
III.2. Vérification du degré d'expansion optimum.....	100
III.2.1 Matériaux utilisés.....	100
III.2.2 Détermination du DE critique de l'acier 490D.....	100
III.2.3 Essais de fatigue.....	101

III.2.4. Résultats et discussions.....	102
III.3. Augmentation de la durée de vie après une double expansion, influence du nombre de cycles intermédiaires.....	105
III.3.1. Influence du chargement cyclique sur le niveau des contraintes résiduelles.....	105
III.3.2. Influence du chargement cyclique sur les zones ZCRC et ZDP.....	107
III.4. Effet d'un traitement thermique sur la relaxation des contraintes résiduelles	109
III.5. Conclusion et discussion.....	111
CONCLUSION GENERALE.....	113
PERSPECTIVE	117
REFERENCE BIBLIOGRAPHIQUE.....	119
ANNEXE.....	126
A.1. Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles à partir du bord du trou sur les différentes localisations de l'épaisseur.....	126
A.2. Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles à partir du bord du trou avec différents degrés d'expansion et différents diamètres du trou.....	128
B.1. Influence du degré d'expansion (DE) sur le niveau des contraintes résiduelles circonférentielles de compression	130
B.2. Influence du degré d'expansion (DE) sur la zone des contraintes résiduelles circonférentielles de compression (ZCRC).....	131
B.3. Influence du degré d'expansion (DE) sur la zone des déformations plastiques (ZDP).....	132
C. Influence des caractéristiques mécaniques sur la durée de vie	133

INTRODUCTION GENERALE

Le phénomène de fatigue, désormais bien connu, se caractérise par le fait qu'une structure s'endommage puis se rompt lorsqu'elle est soumise à des efforts cycliques répétés dans le temps. Ces efforts peuvent être inférieurs à la limite d'élasticité du matériau (domaine d'endurance). Lorsqu'une structure mécanique roulante présente une fissure de fatigue, un contrôle continu de détection et la propagation de fissure est souvent nécessaire afin d'intervenir avant que celle-ci n'atteigne une taille critique. Le remplacement de la structure fissurée est parfois coûteux ou tout simplement non réalisable car elle n'est pas disponible dans un délai raisonnable. Pour ces raisons, les industriels sont amenés à trouver une méthode de réparation fiable et économique permettant de garder la structure en service sécuritaire plus longtemps.

Le travail que nous présentons ici consiste à étudier la méthode du perçage en fond de fissure, qui diminue l'acuité d'entaille, suivi d'une expansion du trou, qui introduit des contraintes résiduelles de compression, ces deux actions permettent d'accroître la durée de vie de la structure fissurée. Pour étudier l'effet de l'expansion du trou sur les contraintes résiduelles circonférentielles et les déformations plastiques au bord du trou, nous avons développé une modélisation numérique et étudié les paramètres susceptibles d'accroître la durée de vie en fatigue. Ce travail nous a permis de proposer une méthode pour déterminer le degré d'expansion optimum pour obtenir une durée de vie maximale, l'approche expérimentale permet de valider les conclusions issues de l'analyse numérique.

Le premier chapitre fait état de la bibliographie sur la simulation numérique de la méthode du perçage avec expansion et de son influence sur la durée de vie totale d'une structure soumise à la fatigue. Les contraintes résiduelles de compression jouant un rôle important dans l'effet bénéfique de l'expansion, nous présentons les méthodes permettant d'analyser les contraintes résiduelles. L'analyse bibliographique nous a permis de définir les grands axes de

notre recherche et la méthodologie à suivre pour obtenir les meilleurs résultats sur l'arrêt de la propagation de la fissure qui se traduit par une augmentation significative de la durée de vie.

Le deuxième chapitre est consacré à la simulation numérique, par la méthode des éléments finis, de la méthode de perçage et de l'expansion. Elle concerne la simulation en 2-dimensions puis en 3 dimensions. La simulation 2D est utilisée pour étudier les paramètres influençant la durée de vie en fatigue : le degré d'expansion, le diamètre final du trou et les propriétés mécaniques du matériau. La simulation 3D permet d'étudier la non uniformité du champ des contraintes résiduelles circonférentielles à travers l'épaisseur de l'éprouvette et l'effet de la double expansion sur le nombre de cycles au réamorçage. A partir des simulations 2 D et 3 D nous proposons une méthode numérique pour déterminer le degré d'expansion optimum.

Le troisième chapitre présente les différentes techniques expérimentales employées. Nous présentons d'une part la préparation des éprouvettes du type SENT utilisées, les outillages et les essais de fatigue et d'autre part la méthodologie et les techniques utilisées pour réaliser l'expansion du trou. Nous décrivons les essais de fatigue réalisés pour vérifier et valider la méthode d'optimisation proposée dans la partie numérique. Les contraintes résiduelles de compression introduites ont un rôle prépondérant, nous étudions aussi la stabilité de celles-ci et l'effet de leur relaxation sur la durée de vie à l'amorçage.

Enfin, une analyse et une conclusion générale permettent de faire une synthèse des résultats expérimentaux et numériques obtenus, de répondre au problème posé et de présenter les perspectives de cette étude.

I. ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

I.1 Introduction

Dans les structures mécaniques soumises à des chargements cycliques, les fissures peuvent s'amorcer et se propager. Dans de tels cas, les industriels sont amenés à faire face à ce problème et à trouver des solutions avant que la fissure n'atteigne une taille critique afin d'éviter la rupture brutale préjudiciable à la sécurité.

Pour y parvenir, le ralentissement ou l'arrêt de la propagation d'une fissure de fatigue peut être obtenu par la réduction des contraintes effectives locales, la réduction des concentrations locales de contraintes, l'introduction de contraintes résiduelles de compression, le renforcement des matériaux fissurés. Ces actions constituent des méthodes qui conduisent à la réduction des contraintes effectives au fond d'une fissure et par conséquent à la réparation (arrêt ou ralentissement notable de la fissure) des composants fissurés par fatigue.

Dans les différents travaux issus de la littérature, plusieurs méthodes ont été développées pour arrêter ou ralentir la propagation des fissures détectées dans une structure. Dans cette partie, nous donnons d'abord un aperçu de quelques méthodes de réparation des composants fissurés par fatigue. En particulier, nous soulignons les effets bénéfiques de la méthode du trou avec expansion. Après l'expansion, la zone déformée au bord du trou expansé est le siège de contraintes résiduelles de compression qui sont un facteur très important pour l'amélioration de la durée de vie en fatigue. Par la suite, nous nous intéresserons à l'analyse et à la détermination des contraintes résiduelles au bord du trou expansé. Enfin, nous étudierons les paramètres qui influencent les contraintes résiduelles au bord du trou et la durée de vie en fatigue.

I.2. Aperçu sur les méthodes de réparation des composants fissurés par fatigue

I.2.1. Méthode d'infiltration

Le principe de cette méthode est d'infiltrer au fond de la fissure une résine afin de provoquer artificiellement la fermeture de la fissure. Ainsi, l'amplitude efficace du chargement, qui pilote l'ouverture et la propagation de la fissure, est diminuée. Comme la vitesse de propagation dépend essentiellement de ce paramètre, celle-ci est ralentie par ce procédé.

SONG et al. [1,2] ont montré que l'infiltration de la résine époxy était capable d'arrêter la propagation d'une fissure à de faibles niveaux du facteur d'intensité de contrainte. La nature du matériau pour l'infiltration, la taille des particules de ces matériaux a une influence sur l'amélioration de la durée de vie. Le niveau de fermeture de la fissure est quantifié par la fonction U :

$$U = \frac{K_{\max} - K_{op}}{K_{\max} - K_{\min}} = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K} , \quad (I.1)$$

K_{\max} , K_{op} , K_{\min} sont les facteurs d'intensité de contrainte maximal, d'ouverture de la fissure et minimal. ΔK_{eff} et ΔK sont les amplitudes du facteur d'intensité de contraintes effective et nominal.

I.2.2. Méthode du perçage d'un trou

Le perçage d'un trou à l'extrémité d'une fissure permet un arrêt temporaire ou permanent de la propagation de la fissure. Cette méthode est basée sur la modification géométrique du fond de fissure. Elle est effectuée dans le but d'augmenter le rayon en fond de la fissure ce qui entraîne une réduction du facteur local de concentration de contrainte K_t [3]. Dans le domaine élastique, les contraintes et les déformations locales peuvent être obtenues à partir du facteur de concentration de contraintes K_t défini par :

$$K_t = \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_N} = \frac{\varepsilon_{\max}}{\varepsilon_N} \quad (I.2)$$

σ_{\max} et ε_{\max} sont les contraintes et les déformations locales,

σ_N et ε_N sont les contraintes et les déformations nominales.

Les concentrations de contraintes dues aux discontinuités géométriques réduisent les résistances statiques et cycliques des structures. La figure (I.1) montre la présence des zones de concentration de contraintes dans des pièces entaillées. Si on considère une pièce non

entaillée soumise à des efforts de traction, pour un chargement uniforme, les lignes de chargement sont parallèles et uniformément espacées les unes des autres (figure (I.1.a)). Dans le cas d'une pièce entaillée, les lignes de chargement doivent contourner le défaut. Au fond de l'entaille, les lignes sont plus rapprochées dans une surface moindre (figure (I.1.b)), ceci conduit à une augmentation de la contrainte dans cette zone : c'est le phénomène de concentration des contraintes locales.

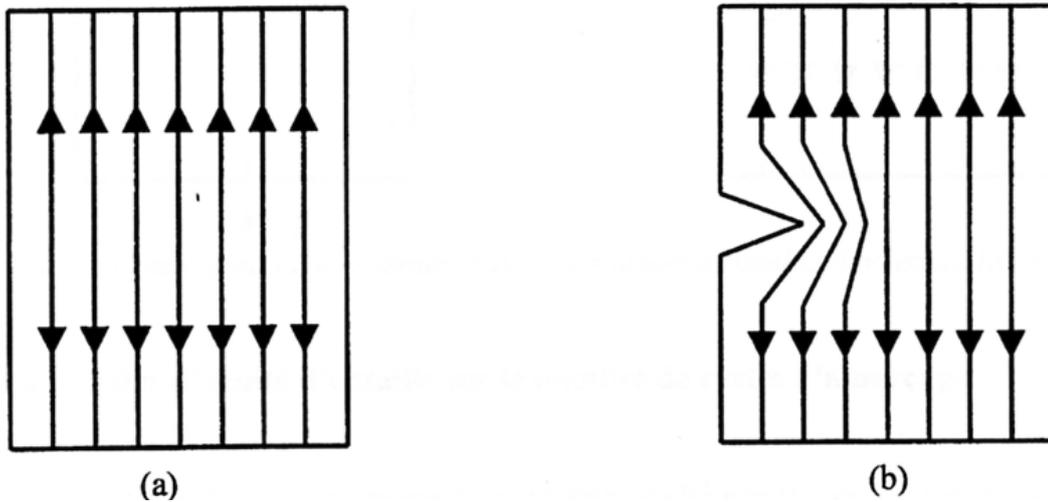


Figure (I.1) : Schéma des lignes de chargement

Depuis plusieurs décennies, le perçage en fond de fissure de fatigue est utilisé comme méthode de réparation dans le domaine de l'aérospatiale (figure (I.2)). Le perçage à l'extrémité de la fissure augmente le rayon au front de fissure ce qui a pour conséquence la réduction de la contrainte maximale (singularité). Cette opération stoppe la fissure pendant un certain nombre de cycles [4]. Le nombre de cycles de réamorçage N_a est le nombre de cycles gagnés sur la durée de vie par rapport à une structure non réparée. La figure (I.3) illustre cet arrêt de la propagation. L'amorçage de la fissure est retardé par le perçage du trou et la durée de vie augmente avec l'accroissement du diamètre du trou.

Cette technique apporte différents avantages : elle est simple à réaliser, reproductible et utilisable pour des structures qui ne sont accessibles que d'un seul côté. Elle permet de garder la structure en service en attendant un éventuel changement de la pièce endommagée.

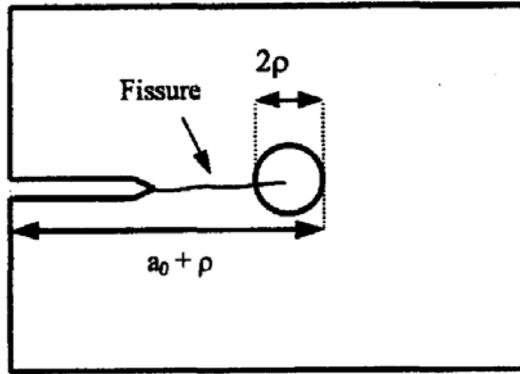


Figure (I.2) : Schéma du perçage au fond de la fissure

a_0 : longueur initiale de la fissure de fatigue

$a_0 + \rho$: longueur de la fissure après perçage

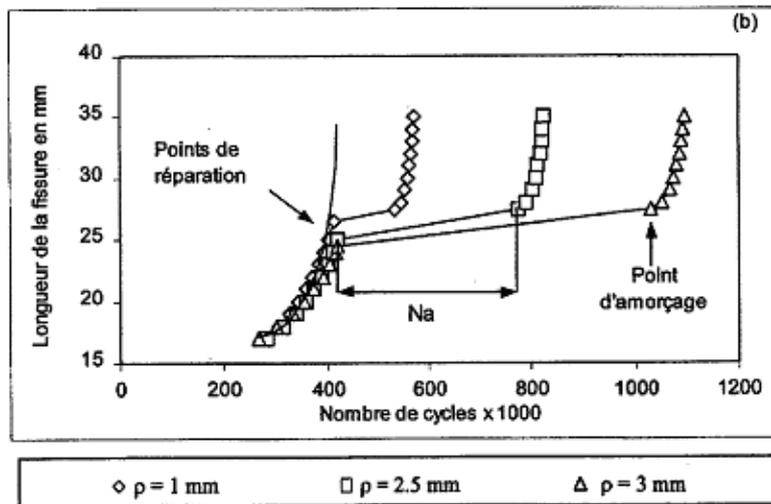


Figure (I.3) : Courbes de fissuration : évolution de a en fonction de N avant et après perçage de l'alliage d'aluminium 6082 T6 [4]

SONG et al. [5] ont étudié l'amélioration de la durée de vie après perçage du trou sur des éprouvettes en aluminium 6061-T651 et d'acier AISI 304. Ils ont utilisé un facteur d'entaille de fatigue K_f , qui dépend de la géométrie de l'entaille, de la charge et du matériau, et le rapport $\Delta J / \rho \alpha_c$.

-la relation entre K_f et K_t est ci dessous :

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + (c / \rho)} \quad (I.3)$$

où ρ est le rayon du trou percé en fond d'entaille

$$\text{et } c \text{ est une constante du matériau donnée par : } c = 0,0254 \left(\frac{2079}{S_u} \right)^{1,8} \quad (\text{I.4})$$

- ΔJ est l'énergie de la déformation.

où S_u est la résistance maximale du matériau.

La durée de vie à l'amorçage de fatigue N_i est exprimée par la relation suivante

$$N_i = m \left(\frac{\Delta J}{\rho \alpha_c} \right)^n \quad (\text{I.5})$$

où m et n sont des constantes du matériau, et α_c est une constante dépendant de la géométrie de l'entaille,

Le perçage du trou diminue les valeurs du facteur K_f et le rapport $\Delta J / \rho \alpha_c$.

I.2.3. Méthode du perçage avec expansion (cold working)

L'expansion d'un trou est un processus mécanique utilisé pour améliorer l'effet bénéfique du perçage en fond de fissure et pour retarder ou arrêter la propagation de la fissure [6]. L'expansion est obtenue par un olivage du trou jusqu'à un certain diamètre final. Cette technique a en fait pour but de prolonger la durée de vie des structures en fatigue.

Burlat [7] a constaté que l'expansion du trou percé dans le cas de l'alliage d'aluminium 7475-T7351 améliore la durée de vie en fatigue par rapport à un trou non-expansé d'un facteur variant entre 1.5 et 9. Les auteurs [8, 9] ont aussi réalisé des essais de fatigue pour comparer l'amorçage et la propagation de la fissure après perçage sans expansion et avec expansion. La figure (I.4) montre que les éprouvettes avec expansion peuvent atteindre une amélioration de la durée de vie de 10 fois par rapport aux éprouvettes sans expansion. Cette amélioration est attribuée à l'effet des contraintes résiduelles de compression induites par la déformation plastique au bord du trou. GHFIRI et al. [10, 11] ont montré que l'expansion conduit non seulement à une augmentation de la période d'amorçage mais aussi à une diminution de la vitesse de propagation après le réamorçage soit également à un accroissement de la durée de vie à la propagation de la fissure pour la même longueur.

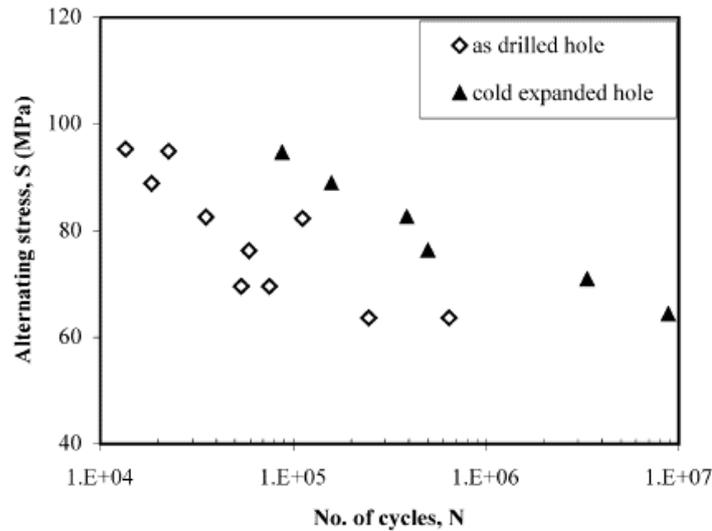


Figure (I.4) : Courbe S-N des résultats expérimentaux de fatigue [8]

L'expansion du diamètre du trou est réalisée par le passage à travers le trou d'un outillage (bille en acier, mandrin, cône...) de diamètre supérieur. Bernard et al. [12] réalisent l'expansion par le passage d'un mandrin avec un anneau lubrifié à travers le trou (figure (I.5)). La fonction de l'anneau est de faciliter le passage du mandrin et d'assurer l'expansion radiale du trou.

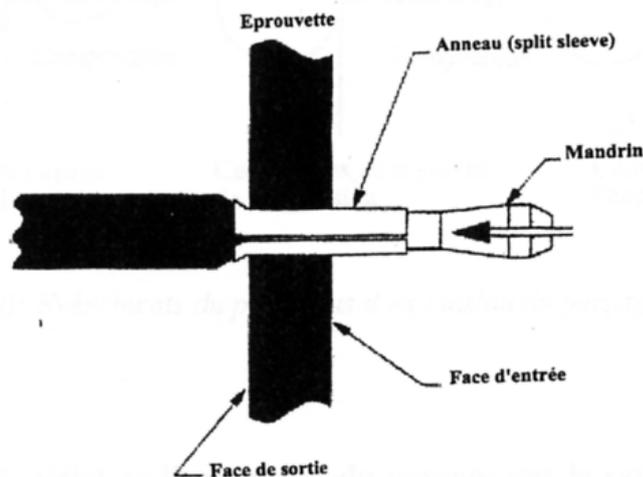


Figure (I.5) : Processus de l'expansion [12]

L'expansion du trou est effectuée par le passage d'un mandrin de diamètre D à travers le perçage de diamètre initial d ($D > d$). Le degré d'expansion DE est défini en pourcentage par l'expression suivante :

$$DE\% = \frac{D-d}{d} \times 100 \quad (I.6)$$

Les contraintes apparaissant lors du processus de l'expansion du trou sont présentées schématiquement sur la figure (I.6). Après perçage, les contraintes résiduelles au bord peuvent être de compression ou de traction, tout dépend de l'histoire de sa réalisation. Quand le mandrin est enfoncé dans le trou, les contraintes au bord sont de traction et peuvent atteindre la limite d'élasticité du matériau. Lorsque le mandrin quitte le trou expansé, pour respecter les conditions d'équilibre, la zone déformée génère des contraintes résiduelles de compression au bord du trou. La taille de la zone plastifiée dépend du degré d'expansion. Les contraintes normales radiales sont nulles au bord puis deviennent négatives (compression) en s'éloignant de celui-ci. Les contraintes circonférentielles sont de compression du bord jusqu'à une distance (r_{x0}) puis deviennent de traction. De plus, le contact de la bille ou du mandrin sur le trou peut améliorer l'état de surface, ce qui a un effet bénéfique sur l'amélioration de la durée de vie.

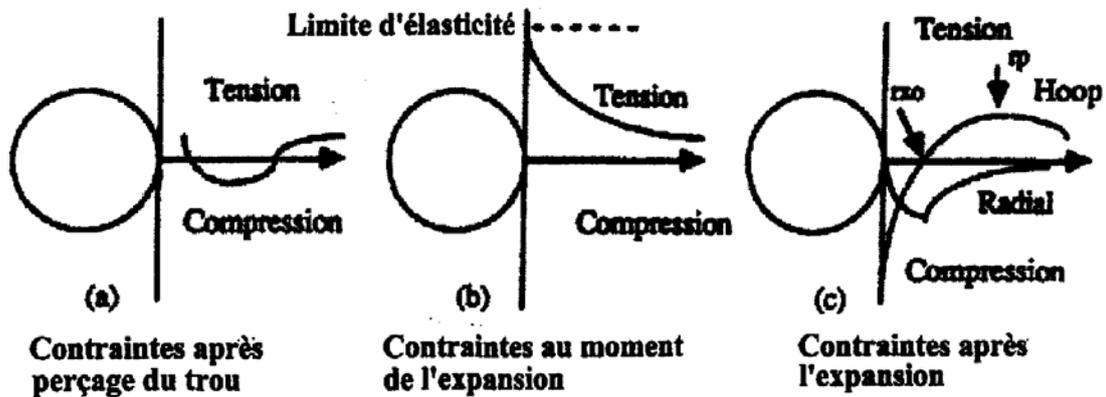


Figure (I.6) : Phénomène du processus de l'expansion du perçage ([13])

Dans la littérature, les travaux des auteurs R. GHFIRI, A. AMROUCHE et al. [10, 11, 14] sont faits pour étudier l'effet de l'expansion sur l'amorçage de la fissure. D'autres travaux des auteurs V. LACARAC et X. ZHANG [15, 16] ont été réalisés afin d'étudier l'effet de l'expansion sur la propagation de la fissure.

I.2.4. Les autres méthodes de réparation d'une fissure de fatigue

Dans la littérature d'autres méthodes de réparation d'une fissure de fatigue sont proposées. Pour arrêter ou retarder la propagation d'une fissure, on peut diminuer les facteurs locaux de

concentration de contraintes et d'intensité de contraintes, et/ou introduire des contraintes résiduelles de compression.

La réduction du facteur de concentration contraintes est réalisée par le perçage du trou [3, 4, 5] qui entraîne une diminution de l'acuité d'entaille.

La réduction du facteur d'intensité de contrainte peut être effectuée par infiltration dans la fissure d'une résine ou d'une poudre à base d'aluminium [1,2], ou des matériaux composites [17,18] (résine/bore etc.), et par la technique de remplissage par soudage [19].

L'introduction des contraintes résiduelles de compression peut se faire :

- par la méthode des surcharges [20],
- par la technique de l'empreinte de billes [21],
- par l'expansion du trou [4, 10, 11, 12].

I.2.5. Comparaison des différentes méthodes de réparation d'une fissure de fatigue

C.S. SHIN et al [22] ont étudié et comparé les méthodes de perçage du trou à côté de la fissure de fatigue, d'infiltration avec de la résine époxy ou de la poudre d'aluminium ou encore avec un mélange de résine époxy et de poudre d'aluminium. Les résultats ont été comparés avec ceux obtenus après surcharge. Le tableau (I.1) montre la comparaison entre les différentes méthodes de réparation. L'expansion conduit au plus grand nombre de cycles avant réamorçage et traduit de ce fait un effet bénéfique maximum.

Toutes les méthodes conduisent à un ralentissement (après réamorçage) de la propagation de la fissure de fatigue et prolongent ainsi la durée de vie. L'introduction d'une surcharge avec un taux de surcharge trop élevé peut causer la rupture de la structure fissurée, cette méthode présente donc certaines limitations en terme de reproductibilité et de facilité de mise en œuvre pour la réparation d'une pièce fissurée. Le perçage du trou à côté de la fissure et la méthode de l'infiltration présentent plus de facilité de mise en œuvre et les résultats semblent meilleurs que ceux résultant d'une surcharge. La méthode du perçage du trou est plus efficace que la méthode d'infiltration et semble la mieux adaptée.

Method	Severity of retardation ^a	Affected crack growth increment (mm)	Life extension (no. of cycles)
1.86 times overload	0.18	3.9	17 000
Crack-flank holes (3PH1)	0.18	1.5	40 000
Hand tool (3PH2)	Stopped ^b	-	25 000
Hand tool (3PH3)	0.17	1.4	11 000
1 mm ahead of tip (3PH4)	Stopped	-	126 000
4 mm ahead of tip (3PH5)	Stopped	-	112 000
Aqueous alumina infiltrant	1	-	-
Vacuum-infiltrated epoxy resin	0.35	3.2	15 400
Pressure-infiltrated epoxy resin	0.17	3.1	36 000
Epoxy resin + 0.2 μm alumina	0.27	3.2	31 000
Epoxy resin + 0.5 μm alumina	0.16	4.2	60 000

^aSeverity of retardation = Minimum growth rate/baseline growth rate.

^bCrack grew into a hole and stopped on the front surface only.

Tableau (I.1) : Comparaison de l'effet des différentes méthodes de réparation [22]

M. TOPARLI. et al. [23] ont comparé la méthode d'expansion du trou et la méthode de l'extension dans le domaine élastique occasionnant une déformation plastique locale et générant des contraintes résiduelles de compression au déchargement, et ce pour différents chargements. Les deux méthodes produisent des contraintes résiduelles de compression au bord du trou comme indiqué sur la figure (I.7). Ce résultat montre que le niveau des contraintes résiduelles de compression et la zone où les contraintes résiduelles sont de compression augmentent avec l'accroissement du chargement. La méthode du trou expansé présente une zone des contraintes résiduelles de compression plus importante que la méthode d'extension. Comme le montre la figure (I.7).

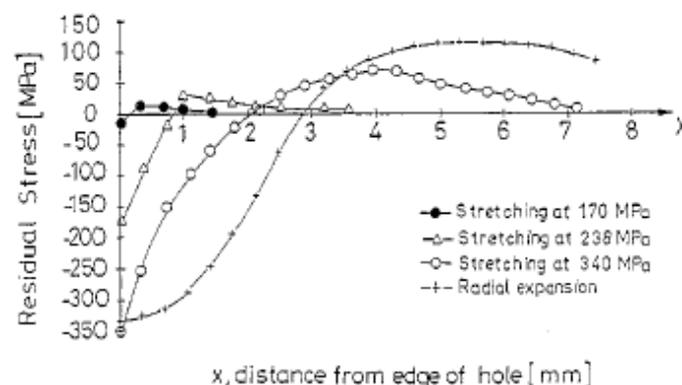


Figure (I.7) : Répartition des contraintes résiduelles sur l'axe x après les processus de déformation à froid [23]

Won-kyun LIM et al. [24] ont proposé une nouvelle méthode de réparation : l'empreinte annulaire au voisinage du trou combiné à l'expansion du trou. La contrainte résiduelle au bord

du trou a été évaluée par une approche de la mécanique de la rupture et comparée avec celle de l'expansion (Figure (I.8)). Ils ont démontré que la combinaison des deux processus peut donner une amélioration importante de la durée de vie de fatigue. On a une double zone de contraintes résiduelles de compression. Cette méthode donne de meilleurs résultats en terme de durée de vie par rapport à l'expansion unique (Figure (I.9)).

Les auteurs ne mentionnent pas l'influence du taux d'expansion sur les contraintes résiduelles et la durée de vie.

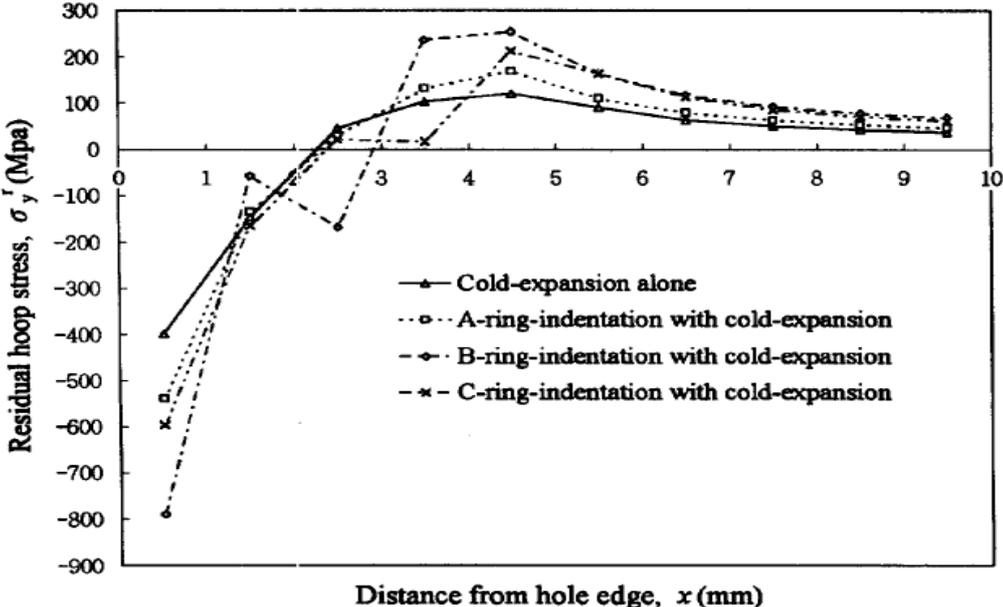


Figure (I.8) : Distribution des contraintes résiduelles de la méthode de l'expansion et de la méthode de l'empreinte annulaire au voisinage du trou combiné avec l'expansion du trou [24]

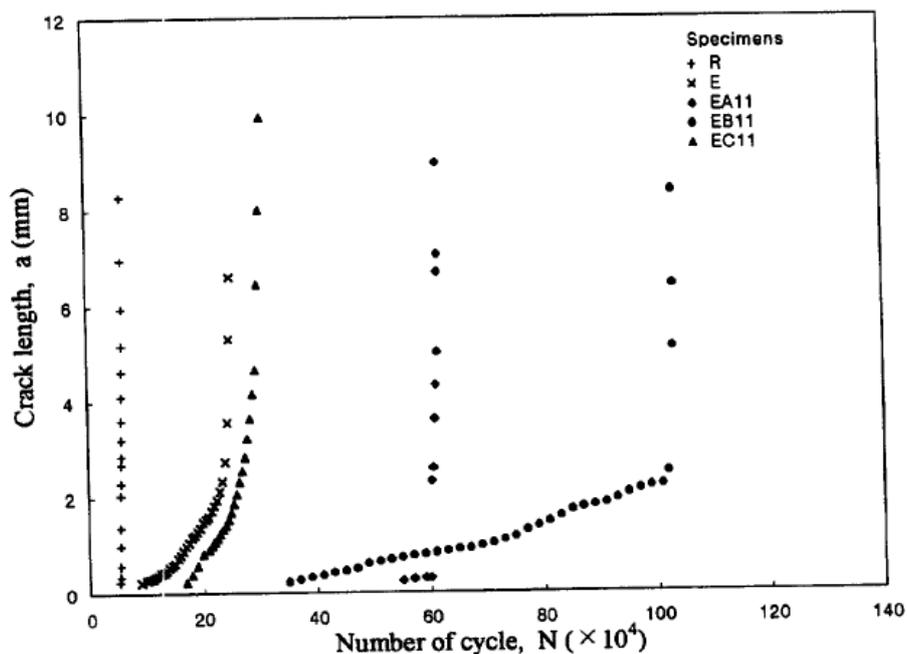


Figure (I.9) : Les courbes de propagation de la fissure pour les différentes éprouvettes (R est non-expansé, E est expansé, EA11, EB11 et EC11 sont expansés avec l’empreinte annulaire au voisinage du trou) [24]

I.2.6. Bilan sur les méthodes de réparation

Dans cette partie, nous avons exposé les différentes méthodes de réparation des fissures de fatigue et comparé leur effet sur la durée de vie, en particulier, la méthode du trou en fond de fissure sans et avec expansion. Le perçage du trou en fond de fissure réduit les concentrations de la contrainte, et l’expansion du trou introduit des contraintes résiduelles de compression au bord du trou. Ces deux effets sont bénéfiques en terme d’augmentation de la durée de vie. Thèse de R GHFIRI [4] a montré que l’expansion du trou peut améliorer la durée de vie de fatigue de façon plus efficace que le perçage sans expansion.

Les travaux [8,13] concernant la méthode d’expansion mentionnent que l’existence d’une contrainte résiduelle de compression au bord du trou après expansion est la raison principale de l’amélioration de la durée de vie. La détermination des contraintes résiduelles au voisinage du trou expansé sont primordiales pour étudier et quantifier l’effet de l’expansion à froid sur la durée de vie. Dans la partie suivante, nous allons exposer les méthodes pour calculer, déterminer et mesurer les contraintes résiduelles au bord du trou expansé.

I.3. Analyse et détermination des contraintes résiduelles

Les méthodes de mesure des contraintes résiduelles peuvent généralement être divisées en méthode non-destructif et destructive. Parmi les méthodes non-destructives, la diffraction des rayons X et la diffraction neutronique sont les plus importantes. Les méthodes sont limitées à mesurer les contraintes en surface. La profondeur de pénétration est limitée à moins de 100 μm avec la diffraction des rayons X et à 10 mm avec la diffraction neutronique. La méthode destructive concerne l'enlèvement de matière associée à la mesure du changement de forme lié à la relaxation des contraintes.

Grâce au développement des techniques de modélisation numérique, la méthode classique pour calculer la distribution des contraintes résiduelles est celle des Eléments Finis (MEF).

I.3.1. Méthode destructive (Sachs' boring)

Une méthode destructive importante pour la détermination des contraintes résiduelles est le perçage de Sachs, formulé en 1927 pour déterminer les contraintes résiduelles axisymétriques dans les pièces cylindriques. Si la pièce a un état de contraintes résiduelles, les déformations circonférentielles vont varier au cours du perçage incrémental réalisé. Les variations de la déformation circonférentielle sont utilisées pour déterminer les contraintes résiduelles. D'autres auteurs [25,26] ont utilisé cette méthode pour déterminer les contraintes près du trou expansé à froid sur des plaques d'alliage d'aluminium. Ils ont trouvé aussi que les contraintes résiduelles analysées sont en bon accord avec la prédiction des contraintes résiduelles à mi-épaisseur par la méthode des éléments finis.

Les contraintes résiduelles de compression près du trou réduisent la vitesse de propagation de la fissure après réamorçage.

La figure (I.10) montre le principe de cette méthode. Sur cette figure, une pièce cylindrique (figure a) de rayon intérieur a , de rayon extérieur b , a une distribution axisymétrique des contraintes résiduelles à déterminer. La déformation circonférentielle $\varepsilon_{\theta\theta}$ en $r = b$ relative à l'état initial est notée $\varepsilon_{\theta\theta}^{before}$. La contrainte résiduelle σ_{rr} en $r = c$ est notée σ_{rr}^c . Le matériau est enlevé de l'intérieur de la pièce, le trou est ainsi agrandi au rayon c . L'enlèvement de matière est accompagné d'une variation de la déformation circonférentielle en $r = b$ correspondant à $\varepsilon_{\theta\theta}^{after}$. La variation de la déformation circonférentielle est mesurée par une jauge de déformation. Maintenant nous considérons un cylindre de rayon intérieur c et de rayon extérieur b comme indiquée sur la figure (I.10)(b). Initialement une traction radiale a est appliquée sur le rayon intérieur à la valeur σ_{rr}^c . Si la traction radiale à $r = c$ est supprimée,

la déformation circonférentielle à $r = b$ sera modifiée d'une quantité égale à celle du perçage de Sachs, qui est ainsi considéré comme une suppression du matériau. La variation de la déformation circonférentielle, nommé l'incrément de la déformation circonférentielle, est notée η donc on a :

$$\eta = \varepsilon_{\theta\theta}^{after} - \varepsilon_{\theta\theta}^{before} \quad (I.7)$$

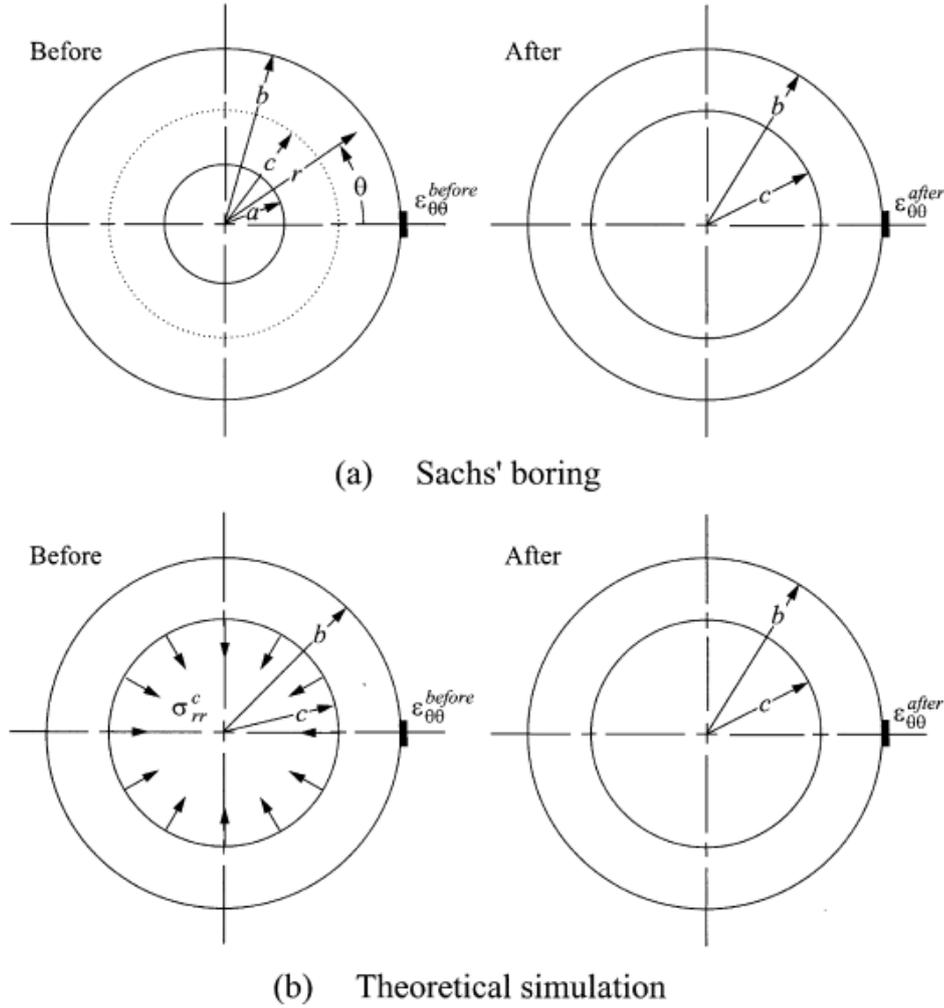


Figure (I.10): La simulation théorique du perçage de Sachs [27]

Les contraintes dans un cylindre induites par une traction radiale intérieure σ_{rr}^c en $r = c$ sont :

$$\sigma_{rr} = \frac{c^2}{b^2 - c^2} \sigma_{rr}^c \left[\frac{b^2 - r^2}{r^2} \right],$$

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{-c^2}{b^2 - c^2} \sigma_{rr}^c \left[\frac{b^2 + r^2}{r^2} \right],$$

$$\tau_{r\theta} = 0. \quad (\text{I.8})$$

Avec la loi de Hooke, nous obtenons $\varepsilon_{\theta\theta} = (\sigma_{\theta\theta} - \nu\sigma_{rr})/M$, on a

$$\eta = \frac{\sigma_{rr}^c}{M} \left[\frac{2c^2}{b^2 - c^2} \right], \quad (\text{I.9})$$

où M est le constant du matériau qui dépend de la condition de contrainte plane ou déformation plane appliquée : $M = E$ en contrainte plane, et $M = E/(1-\nu^2)$ en de déformations planes où E est le module de Young et ν est le coefficient de Poisson.

La contrainte résiduelle normale radiale peut être déterminée comme une fonction de r soit :

$$\sigma_{rr}(r) = M\eta(r) \left[\frac{b^2 - r^2}{2r^2} \right], \quad (\text{I.10})$$

où $\eta(r)$ est l'incrément de déformation circonférentielle correspondant à un rayon r , il correspond à la différence entre la déformation circonférentielle avant et après perçage au-delà du rayon r . Une fois la contrainte résiduelle radiale déterminée, la contrainte circonférentielle $\sigma_{\theta\theta}$ peut être déterminée en utilisant l'équation axisymétrique d'équilibre des contraintes :

$$\frac{d\sigma_{rr}}{dr} + \frac{\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}}{r} = 0 \quad (\text{I.11})$$

On a

$$\sigma_{\theta\theta} = \sigma_{rr} + r \frac{d\sigma_{rr}}{dr} \quad (\text{I.12})$$

avec σ_{rr} qui a été déterminée à partir de l'équation (10).

A.A. GARCIA-GRANADA et al. [27,28] ont proposé une nouvelle méthode de Sachs pour déterminer les contraintes résiduelles circonférentielles non axisymétriques au bord du trou. La nouvelle méthode est basée sur l'expression des séries de Fourier du champ des contraintes résiduelles et tient compte des variations de la déformation en fonction des positions angulaires. Les contraintes sont données par les séries Fourier suivantes.

$$\sigma_{rr}(r, \theta) = \sigma_{rr}^0(r) + \sigma_{rr}^{1A}(r)\cos\theta + \sigma_{rr}^{1B}(r)\sin\theta + \sum_{n=2}^{\infty} \sigma_{rr}^{nA}(r)\cos n\theta + \sum_{n=2}^{\infty} \sigma_{rr}^{nB}(r)\sin n\theta,$$

$$\sigma_{\theta\theta}(r, \theta) = \sigma_{\theta\theta}^0(r) + \sigma_{\theta\theta}^{1A}(r)\cos\theta + \sigma_{\theta\theta}^{1B}(r)\sin\theta + \sum_{n=2}^{\infty} \sigma_{\theta\theta}^{nA}(r)\cos n\theta + \sum_{n=2}^{\infty} \sigma_{\theta\theta}^{nB}(r)\sin n\theta,$$

$$\tau_{r\theta}(r, \theta) = \tau_{r\theta}^0(r) + \tau_{r\theta}^{1A}(r)\sin\theta + \tau_{r\theta}^{1B}(r)\cos\theta + \sum_{n=2}^{\infty} \tau_{r\theta}^{nA}(r)\sin n\theta + \sum_{n=2}^{\infty} \tau_{r\theta}^{nB}(r)\cos n\theta. \quad (\text{I.13})$$

La nouvelle méthode a été validée par la méthode des éléments finis en 2D. Un bon accord a été trouvé entre les mesures des contraintes résiduelles par la méthode de Sachs et par la simulation des éléments finis 2D (Figure (I.11)). D'autres auteurs [29] ont utilisé la méthode de Sachs pour mesurer la moyenne des contraintes résiduelles à travers l'épaisseur en réalisant des perçages successifs à différents diamètres.

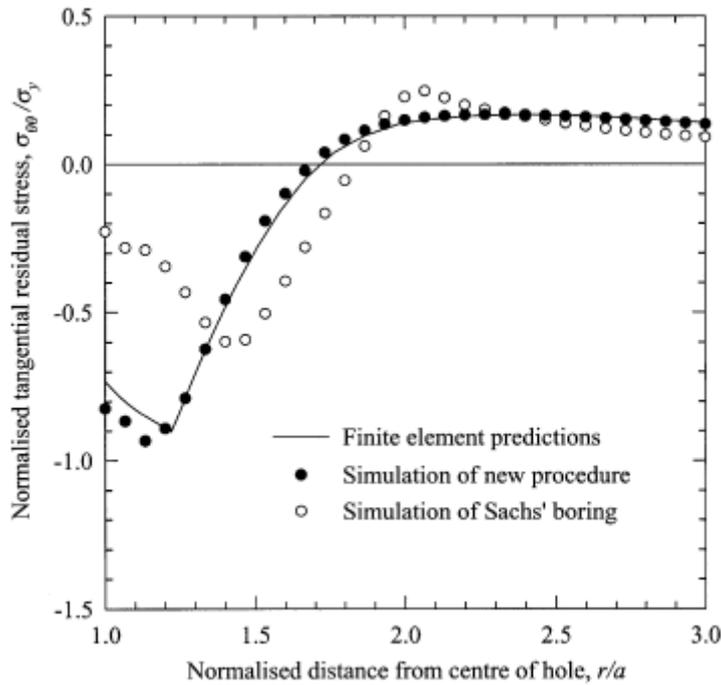


Figure (I.11) : Distribution des contraintes normalisées circonférentielles établies par la méthode de Sachs et par calcul par éléments finis [29]

I.3.2. Méthodes non-destructives

Les contraintes résiduelles au bord du trou expansé et à travers l'épaisseur sont circonférentielles et radiales. La méthode de diffraction des rayons X (DRX) permet de déterminer les contraintes résiduelles en face d'entrée et en face de sortie de la plaque. V.D. LACARAC et al. [29] utilisent un mandrin pour l'expansion et la méthode DRX pour déterminer les contraintes résiduelles en face d'entrée et en face de sortie. D.L BALL et al. [30] et P.F.P.de MATOS et al. [31] ont déterminé la distribution des contraintes résiduelles circonférentielles au bord du trou expansé par la méthode de DRX et ont comparé leurs résultats avec ceux de la méthode des éléments finis. P.F.P. de MATOS et al. [31] a trouvé un assez bon accord entre les deux méthodes sauf au voisinage du trou (Figure (I.12)). D.

STEFANESCU et al. [32] ont déterminé les contraintes résiduelles par DRX et par diffraction neutronique. La mesure des contraintes résiduelles montre l'influence d'une fissure préexistante sur les distributions des contraintes résiduelles de compression en face d'entrée et en face de sortie du mandrin.

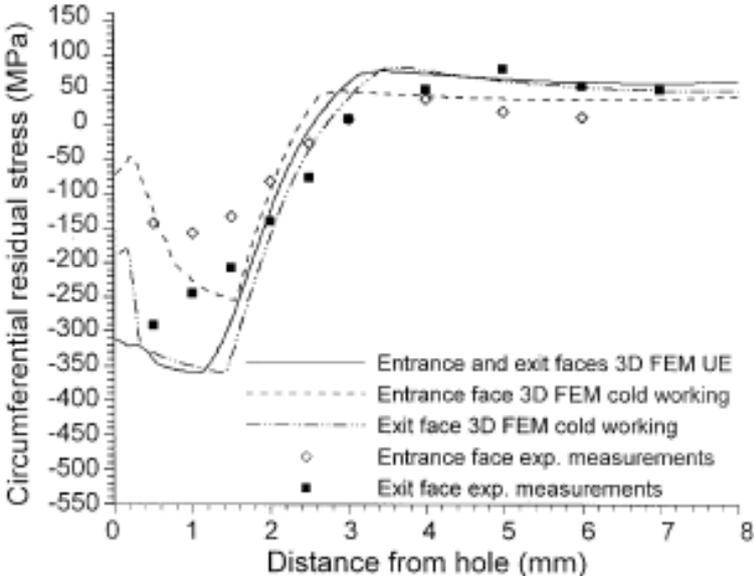


Figure (I.12) : Distribution des contraintes circonférentielles résiduelles mesurées par la méthode diffraction des rayons X et calculées par la méthode des éléments finis [31]

I CARON et al. [33] ont mesuré les contraintes résiduelles circonférentielles au bord du trou expansé par la diffraction neutronique. Les résultats expérimentaux sont en bon accord par rapport à ceux obtenus par calcul par éléments finis. (Figure (I.13)).

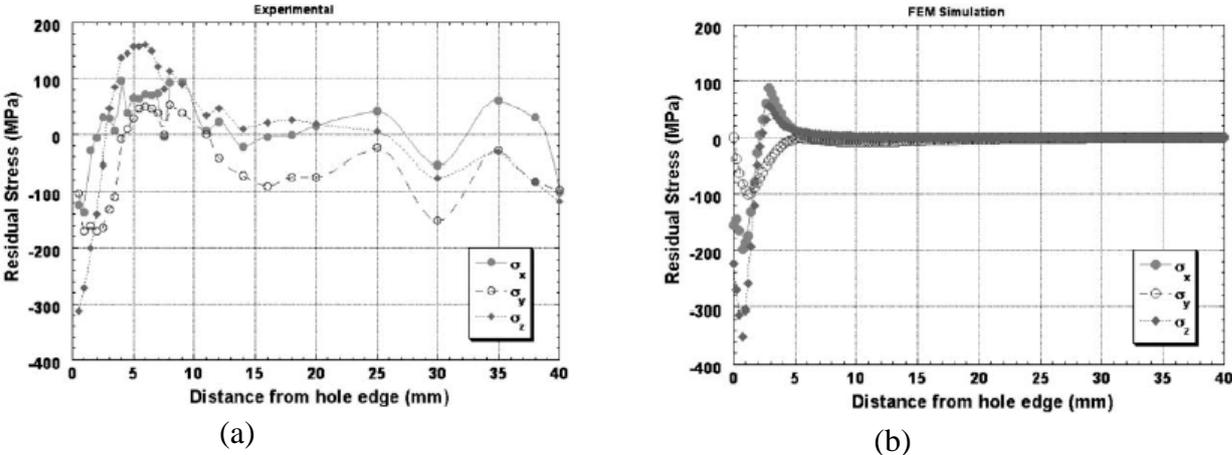


Figure (I.13) : Distributions des contraintes résiduelles circonférentielles en fonction de la distance au bord du trou (a) mesurées par la méthode des diffraction du neutrons (b) déterminées par la méthode des éléments finis [33]

I.3.3. Méthode des éléments finis

Par rapport aux autres méthodes utilisées pour déterminer les contraintes résiduelles, l'analyse par éléments finis est la plus courante. Parce qu'elle peut couvrir la non linéarité du matériau, résultant de la géométrie et des conditions aux limites. La simulation est moins onéreuse et plus rapide que l'analyse expérimentale.

Des travaux précédents sur l'expansion du perçage ont utilisé les modèles analytiques et numériques en 2D pour déterminer les contraintes résiduelles [34]. Les prédictions ont montré un accord satisfaisant avec les mesures expérimentales de la valeur moyenne de la contrainte résiduelle à travers l'épaisseur [35]. P. PAPANIKOS et al. [36] ont fait des simulations 2D et 3D. Ils ont montré la distribution non uniforme des contraintes résiduelles au bord du trou en direction de l'épaisseur de la plaque. Récemment de nombreux travaux de simulation numérique 3D ont été réalisés [8, 37, 38, 39] pour étudier la distribution des contraintes résiduelles au bord du trou expansé. La figure (I.14) montre la modélisation par éléments finis 3D du trou au centre de la plaque [8]. En raison de la double symétrie seuls un quart du mandrin et un quart de la plaque sont nécessaires au maillage. Près du trou, où les contraintes sont plus élevées, le maillage est beaucoup plus fin que dans la zone éloignée du trou. L'épaisseur est 6,32 mm, la longueur et la largeur du modèle complet sont 40 mm et 25 mm, respectivement. Le diamètre du trou est 5 mm, après passage d'un mandrin avec un diamètre supérieur, le taux d'expansion appliqué est 4,46 %.

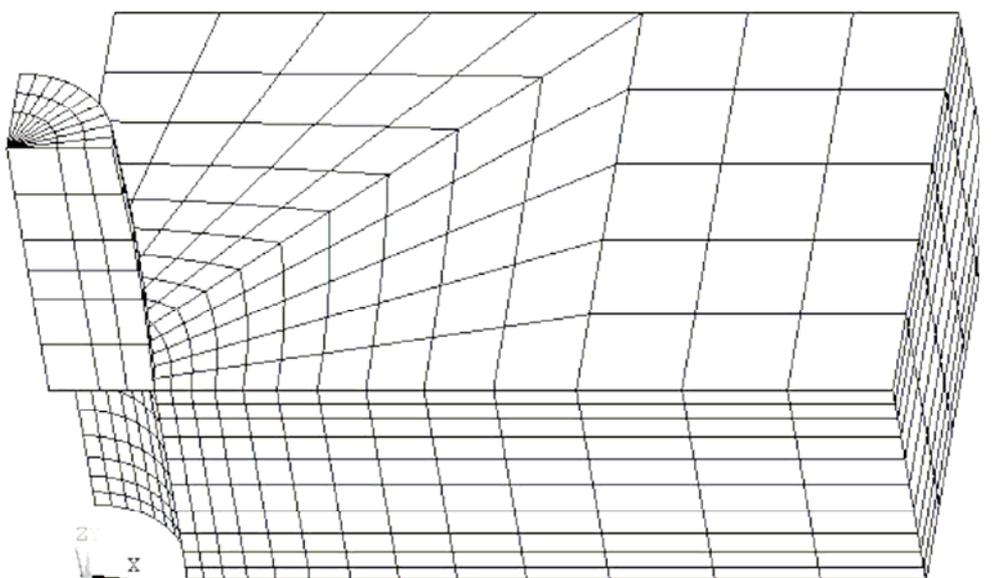


Figure (I.14) : Modèle 3D du trou au centre de la plaque des éléments finis [8]

Les travaux de Cheol KIM et al. [40], montrent la distribution des contraintes résiduelles circonférentielles à partir du bord du trou pour différents degrés d'expansion comme indiqué

sur la figure (I.15) (b). La figure (I.15) (a) indique les directions au bord du trou. Les contraintes résiduelles circonférentielles sont normalisées par la limite d'élasticité du matériau. Au bord du trou les contraintes circonférentielles sont de compression. Ceci va dans le même sens que les résultats obtenus par les autres méthodes : la diffraction des rayons X, la diffraction des neutrons, le perçage de Sachs et les méthodes analytiques.

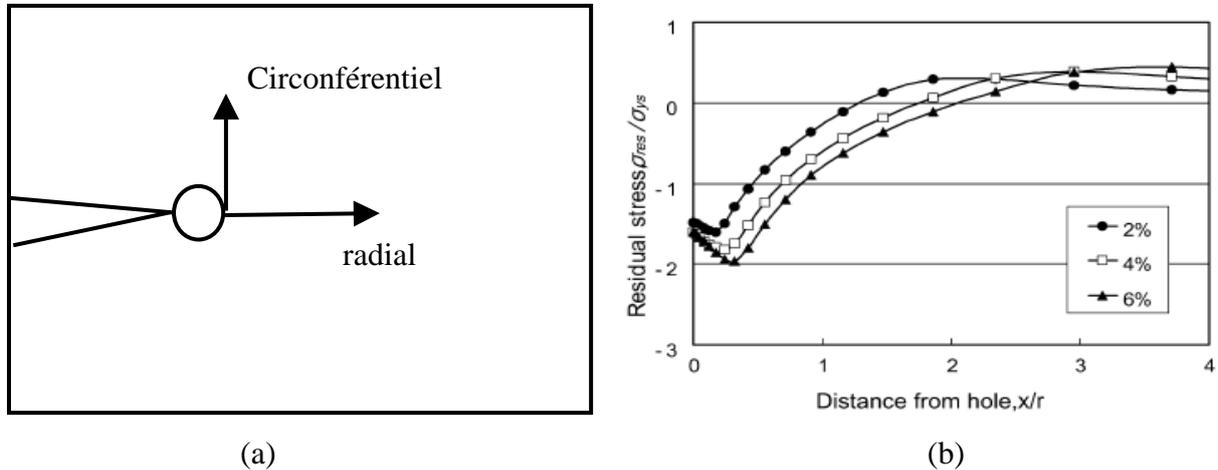


Figure (I.15) : Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles dans le modèle 2D [40]

T.N. CHAKHERLOU et al. [8] montrent la distribution des contraintes résiduelles circonférentielles dans le modèle 3D (Figure (I.16)). On peut remarquer que la contrainte résiduelle circonférentielle de compression maximale est la plus faible en face d'entrée et maximale au centre. Cette conclusion est vérifiée par les résultats de V.D. Lacarac [29] : les contraintes résiduelles circonférentielles mesurées en face d'entrée par diffraction X sont plus faibles que celles en face de sortie du mandrin (Figure (I.17)).

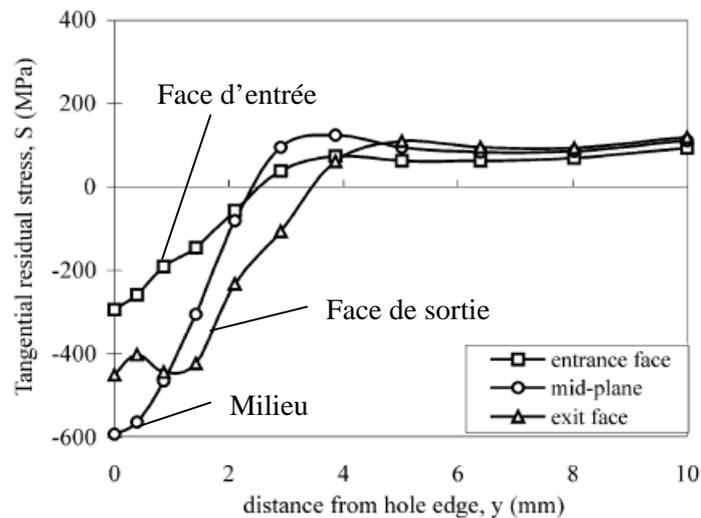


Figure (I.16) : Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles dans le modèle 3D [8]

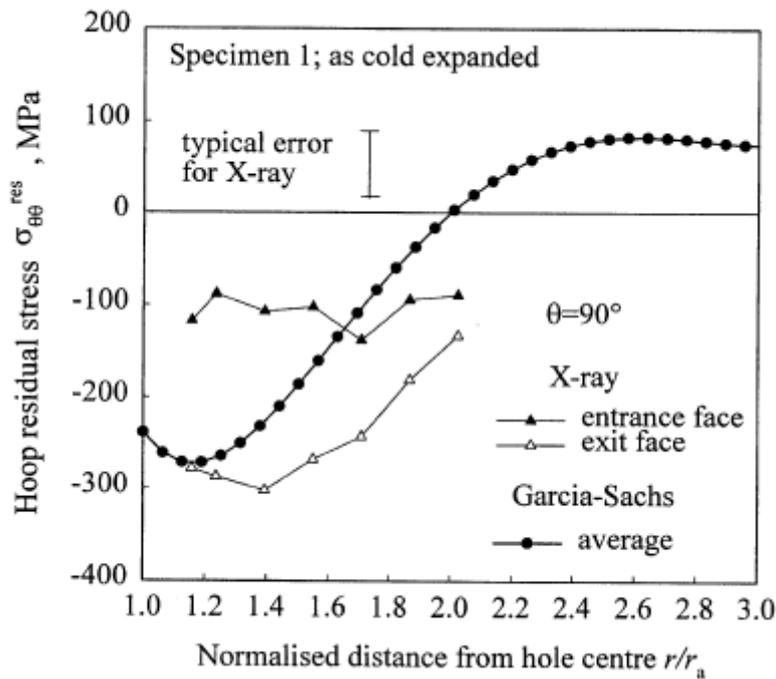


Figure (I.17) : Différence des distributions des contraintes résiduelles circonférentielles entre la face d'entrée et la face de sortie [29]

I.4. Effet de l'expansion du trou sur la durée de vie en fatigue

Les fissures de fatigue dans les structures mécaniques s'amorcent principalement aux points de concentration de contraintes comme les trous de rivet, et/ou discontinuités géométriques. L'expansion du trou est une technique très employée pour améliorer la durée de vie. Quand une fissure est détectée, un perçage au fond de la fissure est effectué pour réduire la concentration de contraintes locale conduisant à un retard de propagation. Cette amélioration est expliquée par une acuité d'entaille plus faible et la présence de contraintes résiduelles introduites par la déformation plastique du bord du trou [8, 37]. Le rôle des contraintes résiduelles de compression est de réduire le niveau de contrainte effective. Dans ce cas, les contraintes effectives au bord du perçage, lors du chargement, peuvent être écrites sous la forme suivante : $\sigma_{eff} = \sigma_{appliquées} + \sigma_{résiduelles}$.

Dans cette partie, nous allons étudier l'influence des différents paramètres induits par l'expansion du trou sur la durée de vie en fatigue.

I.4.1. Etude de l'amorçage d'une fissure de fatigue au bord du trou

On trouve principalement deux modèles dans la littérature existante. La première configuration présente un trou au centre de la plaque [8, 9, 34, 35, 37], l'autre présente un trou

percé au fond de la fissure [10, 11, 14]. Pour le premier modèle, seulement un quart de l'éprouvette est considéré (Figure (I.14)) en raison de la double symétrie; pour le deuxième modèle, une moitié de l'éprouvette est simulée.

I.4.1.1. Influence du degré d'expansion

J VOGVELL et al. [37] ont simulé l'expansion d'un trou par une bille en acier supposée indéformable dans une plaque d'alliage d'aluminium 7075 T6. La modélisation numérique est réalisée par éléments finis avec des éléments 3D. Trois épaisseurs (2, 5 et 10 mm) de la plaque et trois degrés d'expansion (2, 4 et 6%) sont étudiés. La figure (I.18) montre les distributions des contraintes résiduelles circonférentielles. Les contraintes résiduelles circonférentielles sont différentes en face d'entrée, au milieu et en face de sortie. Sauf pour l'épaisseur la plus faible et le degré d'expansion le plus faible, les contraintes résiduelles circonférentielles en face d'entrée au bord du trou sont de traction. Les auteurs ont conclu que l'augmentation du degré d'expansion n'a pas beaucoup d'influence sur la durée de vie en fatigue.

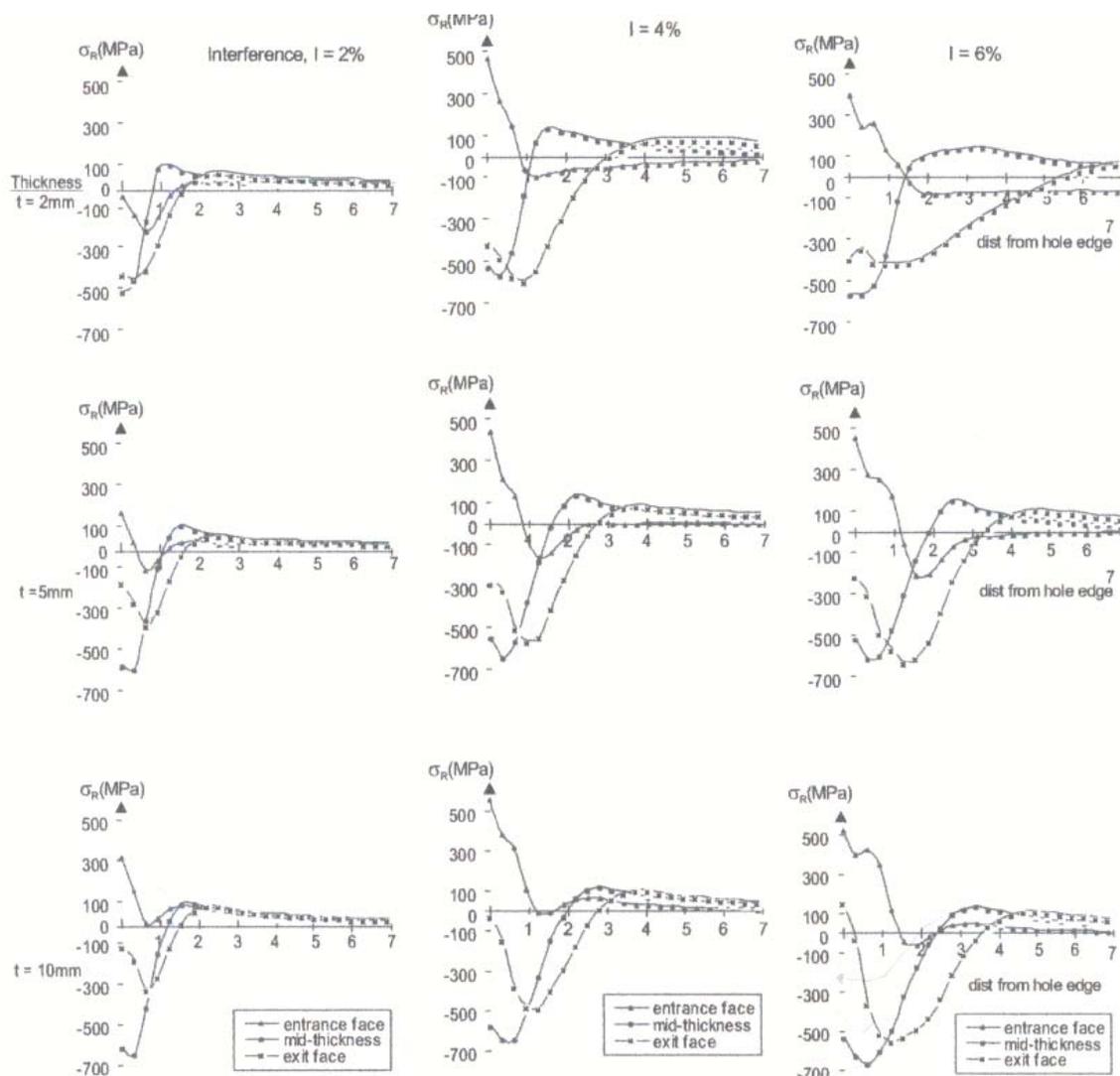


Figure (I.18) : Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles, pour différentes épaisseurs et degrés d'expansion, en fonction de la distance du bord du trou [37]

Au contraire, A AMROUCHE et al. [11] ont fait la simulation numérique de l'expansion en 2 dimensions et pour six degrés d'expansion : 1,7, 3,4, 4,3, 5,0, 6,0 et 8,0%. La figure (I.19) montre les distributions des contraintes résiduelles circonférentielles pour les différents degrés d'expansion. La contrainte résiduelle circonférentielle maximale de compression au bord du trou augmente légèrement avec l'augmentation du degré d'expansion, et la taille de zone où les contraintes circonférentielles sont de compression s'accroît avec l'augmentation du degré d'expansion. Les auteurs ont réalisé des essais de fatigue avec les degrés d'expansion 1,7, 3,4 et 4,3 % pour étudier l'influence du degré d'expansion sur le nombre de cycles à l'amorçage de la fissure de fatigue sur une plaque d'alliage d'aluminium 6082 T6. Rachid GHFIRI [4] a

réalisé des essais sur le même matériau aussi. La figure (I.20) montre l'augmentation du retard au réamorçage en fonction du diamètre du trou et du degré d'expansion.

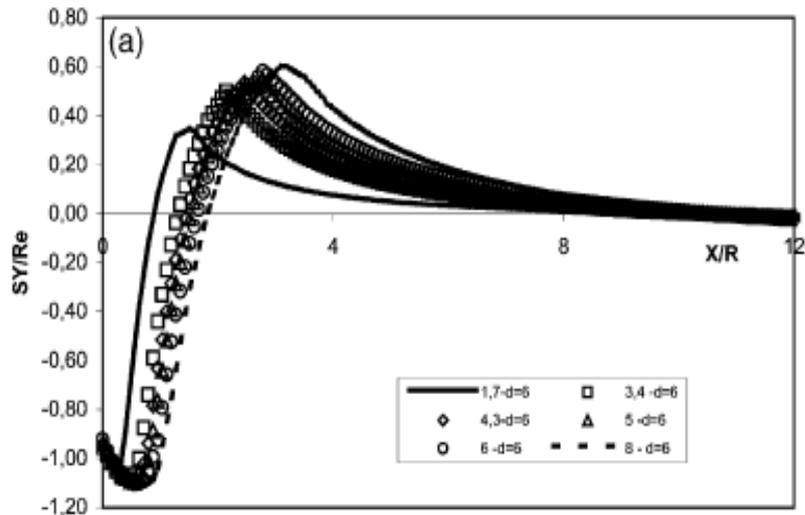


Figure (I.19) : Evolution des contraintes résiduelles circonférentielles à partir du bord du trou avec différents degrés d'expansion [11]

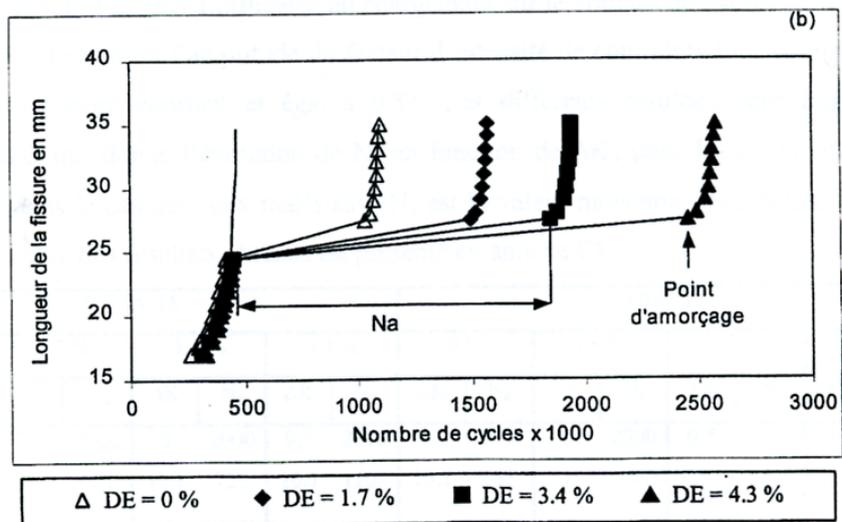


Figure (I.20) : Courbes de fissuration : évolution de la longueur de la fissure a en fonction du nombre de cycles N pour l'alliage d'aluminium 6082 T6 [4]

Par ailleurs, Rachid GHFIRI [4] a appliqué des degrés d'expansion plus élevés, 7,1 et 9 %, en vue de vérifier les limites de cette technique de réparation. Au delà de 7,1% le retard à l'amorçage décroît pour ensuite devenir néfaste. Ceci montre l'existence d'une valeur optimale du degré d'expansion permettant un gain significatif au niveau de la durée de vie.

Au-delà de cette valeur, l'expansion introduit un endommagement local important au niveau du trou ce qui favorise un réamorçage précoce et devient pénalisant pour la structure.

A. T. ÖZDEMİR et al. [9] ont également réalisé des essais de fatigue pour différents degrés d'expansion : 2, 4 et 6 % sur des alliages d'aluminium 7050 et 8090. Les contraintes résiduelles en surface sont mesurées par la méthode de Sachs. Au bord du trou, les contraintes résiduelles circonférentielles de compression pour un degré d'expansion élevé ne sont pas toujours plus importantes que celles obtenues pour des degrés d'expansion plus faibles. Le gain en durée de vie est associé à la présence de contraintes résiduelles circonférentielles de compression, celles-ci sont limitées par la loi de comportement du matériau ; la durée de vie n'augmente pas indéfiniment avec l'augmentation du degré d'expansion. Il existe une limite supérieure du degré d'expansion. Au delà de cette limite l'expansion devient néfaste.

I.4.1.2. Influence de l'épaisseur des éprouvettes

Dans les travaux de A. T. ÖZDEMİR et al. [9], les distributions des contraintes résiduelles circonférentielles normalisées par la limite élastique de la plaque d'alliage d'aluminium 8090, d'épaisseur de 1,6 mm et la plaque d'alliage d'aluminium 7050 de 5 mm d'épaisseur avec le degré d'expansion 4 % et une autre avec un alliage d'aluminium 7010 de 19 mm de l'épaisseur avec le degré d'expansion 3 % sont représentées sur la figure (I.21) pour montrer l'effet de l'épaisseur de la plaque. L'épaisseur de la plaque a une influence sur la contrainte maximale de compression comme le montre la figure (I.21). Ces auteurs montrent l'influence de l'épaisseur sur la position de la contrainte maximale de compression, sur la position correspondant à la contrainte nulle et sur la zone plastique. L'expansion de 3 % pour la plaque épaisse de 19 mm donne une contrainte de compression plus importante que les autres plaques fines d'épaisseur de 1,6 et 5 mm avec l'expansion de 4 %. Avec l'augmentation d'épaisseur de la plaque, l'état des contraintes varie de la condition de contrainte plane à la condition de déformation plane. Ces résultats ne tiennent pas compte l'effet du diamètre du trou sur la contrainte résiduelle. Dans la figure (I.21), les diamètres initial et final du trou sont 8,69 et 8,95 mm pour l'expansion de 4% ; mais les diamètres initial et final du trou sont 19 et 19,59 mm pour l'expansion de 3%.

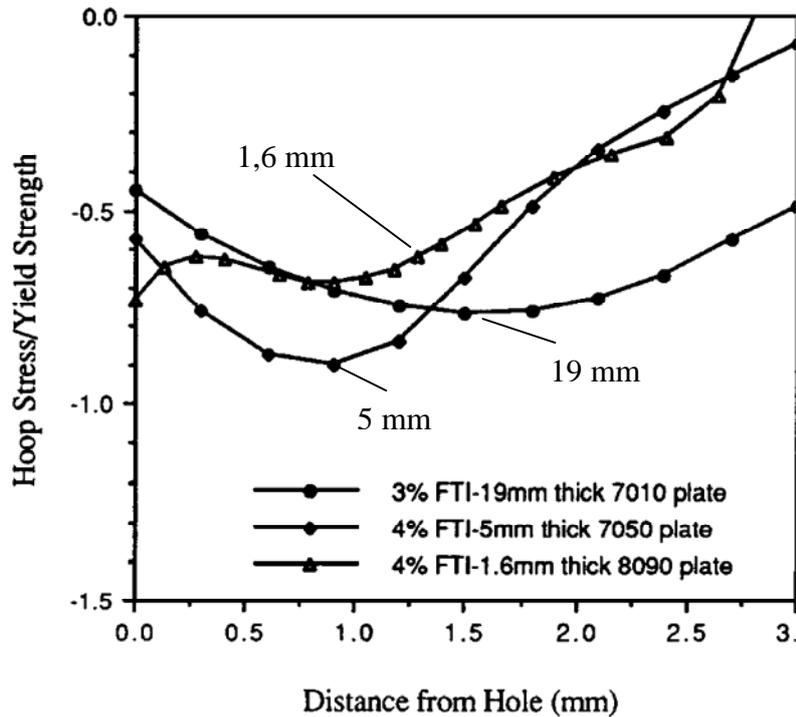


Figure (I.21) : Effet de l'épaisseur sur la contrainte résiduelle circonférentielle normalisée par la limite élastique [9]

I.4.1.3. Influence de la méthode d'expansion

L'expansion peut être réalisée par le passage d'un mandrin [8, 9, 13] ou d'une bille [4, 10, 11, 37]. Parfois une bague fondue est utilisée pour éviter le contact direct entre la pièce et le mandrin afin d'éviter l'usure du mandrin et l'endommagement de la surface.

Les distributions des contraintes résiduelles induites par l'expansion d'un mandrin ou d'une bille n'ont pas beaucoup de différences. Les travaux de Rachid GHFIRI [4] et X. ZHANG [16] ont analysé l'effet du processus d'expansion sur l'amorçage de la fissure. Les observations durant les essais de fatigue et l'examen des surfaces de rupture montrent que l'amorçage se produit toujours sur la face d'entrée, et la propagation de la fissure est plus rapide sur cette face comme l'indique la figure (I.22). Les faces d'entrée et de sortie sont définies comme la figure (I.5).

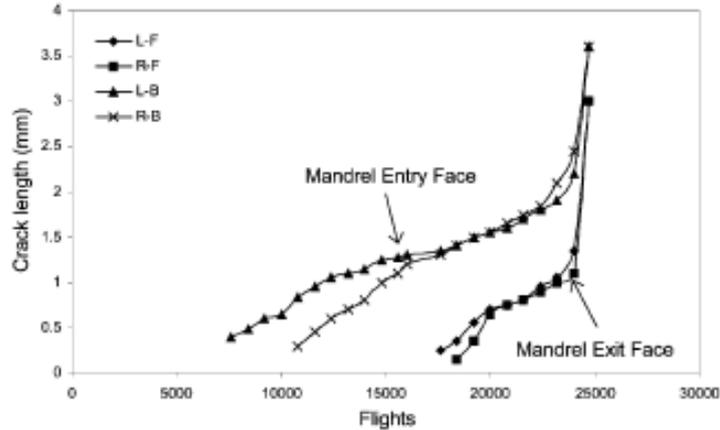


Figure (I.22) : Courbes de propagation de la fissure [16]

Lors du passage du mandrin à travers le trou, la matière fortement déformée forme un bourrelet du côté de la sortie du mandrin. Dans les travaux de D. STEFANESCU et al. [32], les déterminations des contraintes résiduelles, par diffraction X, au bord du trou expansé sur des éprouvettes d'alliage d'aluminium 7050 T76, montrent que la contrainte résiduelle maximale de compression sur la face d'entrée est inférieure à valeur absolue de 150 MPa par rapport à celle de la face de sortie (Figure (I.23)). Ces résultats ont conduit les auteurs à conclure que la face d'entrée est moins résistante à la fatigue que la face de sortie.

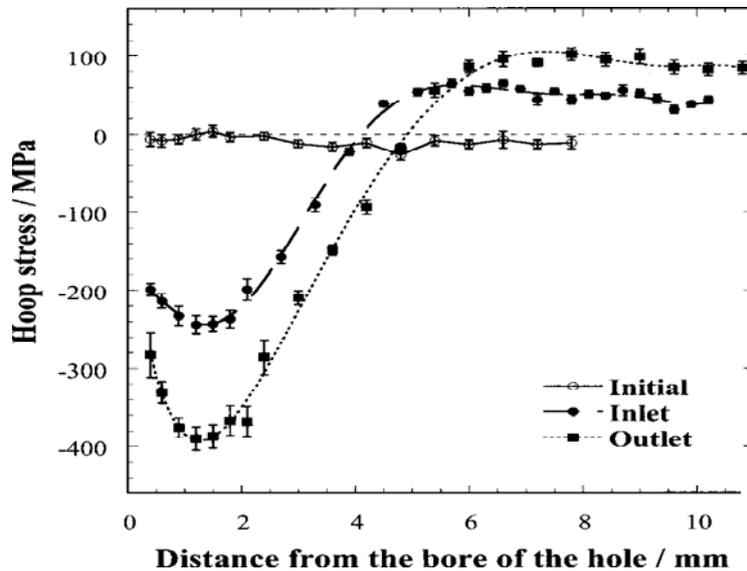


Figure (I.23) : Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles mesurées par diffraction des rayons X en face d'entrée et en face de sortie [32]

Des résultats similaires sont rapportés par T.N.CHAKHERLOU et al [8] avec un calcul numérique. Ces résultats montrent que la distribution des contraintes résiduelles

circouférentielles n'est pas uniforme, les contraintes résiduelles de compression sont plus importantes sur la face de sortie et à mi-épaisseur que sur la face d'entrée comme le montre la figure (I.16).

A. T. ÖZDEMİR et al. [9] ont analysé l'influence des deux techniques d'expansion, l'une avec mandrin en présence d'une bague fondue et l'autre avec un rouleau. Si un trou est expansé par un rouleau, les déformations plastiques sont élevées à travers l'épaisseur et peuvent conduire à un endommagement local du matériau au bord du trou. Le niveau des contraintes résiduelles de compression baisse par rapport à celui des contraintes résiduelles de compression au bord d'un trou qui est expansé par le mandrin en présence d'une bague fondue. Au contraire, la technologie mandrin avec bague fondue diminue les déformations plastiques transversales et crée un champ des contraintes résiduelles de compression plus large et plus profond.

Les derniers travaux de T. N. CHAKHERLOU et al. [41] proposent une nouvelle méthode d'expansion pour créer des contraintes résiduelles circouférentielles uniformes dans l'épaisseur. Ils ont utilisé un mandrin avec une bague fondue et un alésage conique comme le montre la figure (I.24). Avec cette méthode le trou est expansé uniformément, mais la contrainte résiduelle de compression au milieu est plus importante que celles en face d'entrée et en face de sortie. Cependant, les contraintes résiduelles circouférentielles de compression au bord du trou en face d'entrée et en face de sortie sont identiques comme le montre la figure (I.25).

D'après ces auteurs, cette nouvelle technique met en évidence une nette amélioration de la durée de vie en fatigue par rapport aux autres méthodes d'expansion pour un même degré d'expansion 4,6 %. L'amorçage de la fissure peut se produire soit en face d'entrée soit en face de sortie avec cette nouvelle technique.

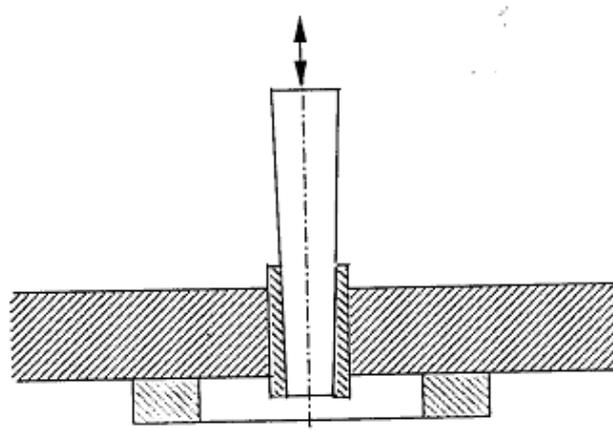


Figure (I.24) : Expansion d'un trou utilisant le mandrin avec un manchon d'accouplement [41]

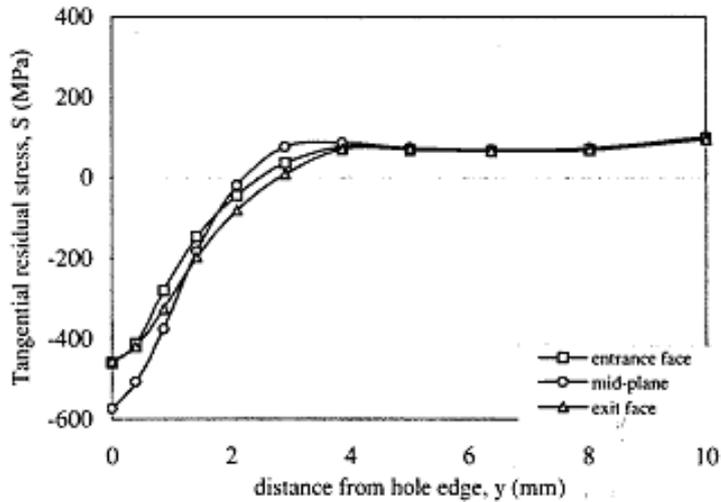


Figure (I.25) : Distribution des contraintes résiduelles au bord du trou expansé par le mandrin avec un manchon d'accouplement [41]

I.4.1.4. Influence d'une double expansion

Bernard et al. [12] ont étudié l'expansion d'un trou en utilisant deux expansions successives (DE=5,58% et 4,8%) dans le cas d'un alliage d'aluminium 7475-T7351. Deux procédures sont examinées pour améliorer la résistance à la fatigue des structures mécaniques :

- (1) la première procédure consiste à ré-expanser par le passage du mandrin suivant l'axe du trou dans la même direction que la première expansion.
- (2) la deuxième consiste à ré-expanser dans la direction opposée.

L'expansion du trou à 5.58% conduit à une durée de vie en fatigue presque 2,4 fois plus grande qu'un perçage non-expansé. Les auteurs constatent que la ré-expansion produit une amélioration supplémentaire de la durée de vie en fatigue par rapport à l'expansion initiale et que le retard à la propagation n'est pas affecté par la direction de la seconde expansion. Quand la seconde expansion est effectuée après un certain nombre de cycles intermédiaires de fatigue, les résultats montrent que le retard est plus important pour une ré-expansion après 25% de la durée de vie en fatigue de la première comme le montre la figure (I.26).

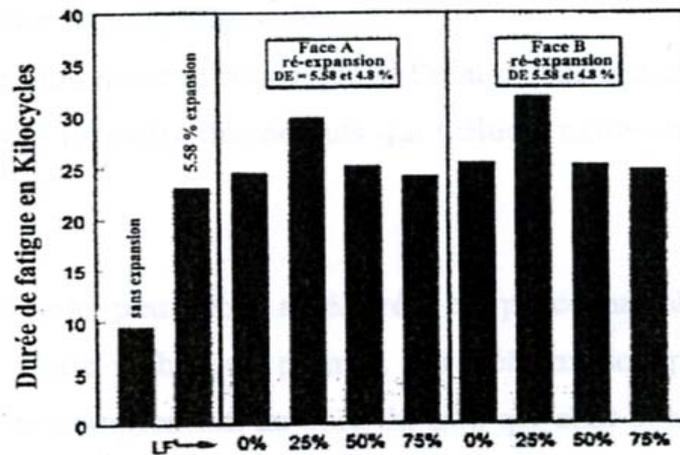


Figure (I.26) : Effet de la deuxième expansion [12]

Dans les travaux de Rachid GHRIFI [4], une deuxième expansion a été effectuée après un nombre de cycles intermédiaires N_{int} pour deux alliages d'aluminium 6005 et 6082. La première expansion avec un $DE = 1,7 \%$, suivi d'une deuxième expansion $DE = 1,7 \%$ (3,4%). Le maximum de la durée de vie est atteint pour un nombre de cycles intermédiaires correspondants à 20 % du nombre de cycles à l'amorçage obtenu par une expansion unique de 1,7 %. L'amélioration de la durée de vie à l'amorçage est de 46 % dans le cas de l'alliage 6005A T6 et de 78 % dans le cas de l'alliage 6082 T6 par rapport au nombre de cycles à l'amorçage obtenu par une simple expansion de 3,4 %.

I.4.1.5. Influence du nombre de cycles avant expansion sur la durée de vie totale

X ZHANG et al. [16] ont fait une étude expérimentale sur des éprouvettes d'alliage d'aluminium 2024-T351, les éprouvettes ont été pré-fatiguées à 25, 50 et 75% de la durée de vie totale correspondant aux trous sans expansion. Les résultats indiquent que l'augmentation de la durée de vie est significative lorsque l'expansion était appliquée après 25% de la durée de vie. La figure (I.27) montre les durées de vie totales des éprouvettes avec trou expansé en tenant compte des cycles de fatigue avant l'application de l'expansion.

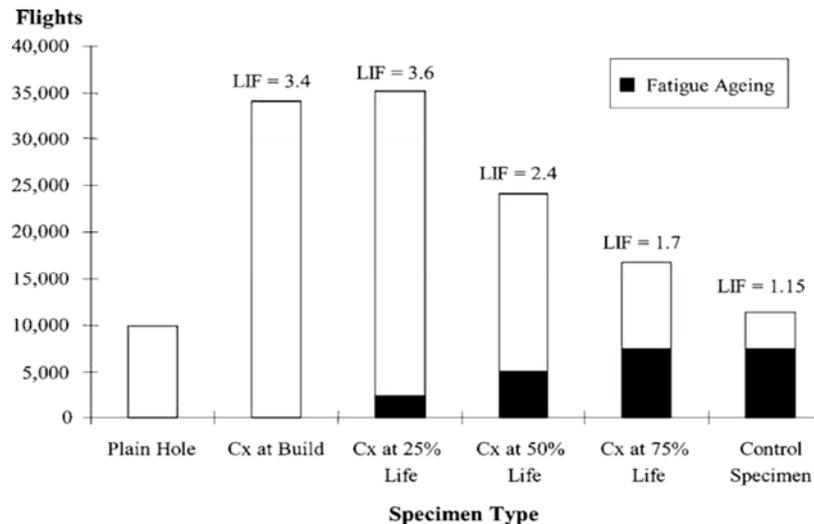


Figure (I.27) : Comparaison des durées de vie et des facteurs de développement de la durée de vie [16]

I.4.2. Etude de la propagation d'une fissure de fatigue au bord du trou

Dans la littérature, X. B LIN, V.D LACARAC et Jidong KANG [42, 43, 44], ont été réalisés des travaux pour étudier l'effet de l'expansion sur la propagation de la fissure de fatigue après réamorçage au bord du trou expansé. La détermination de la vitesse de propagation de la fissure de fatigue dépend principalement du facteur d'intensité des contraintes au fond de la fissure.

X. B. LIN et al. [42], après une analyse de travaux bibliographiques sur le facteur d'intensité de contraintes au bord du trou dans des plaques, utilisent la méthode du déplacement quart-nœud et la méthode d'intégrale-J pour déterminer le facteur d'intensité de contrainte pour les deux fissures en coin au bord du trou. Ces fissures sont symétriques et présentent une forme en quart-d'ellipse comme le montre la figure (I.28). Le calcul numérique du facteur d'intensité de contraintes a été étudié en tenant compte du contour de l'intégrale-J, Ces résultats ont été comparés aux résultats existants de différentes méthodes utilisées par d'autres auteurs [42]. Ils ont trouvé un bon accord du facteur d'intensité de contraintes entre la méthode du déplacement quart-nœud et la méthode d'intégrale-J.

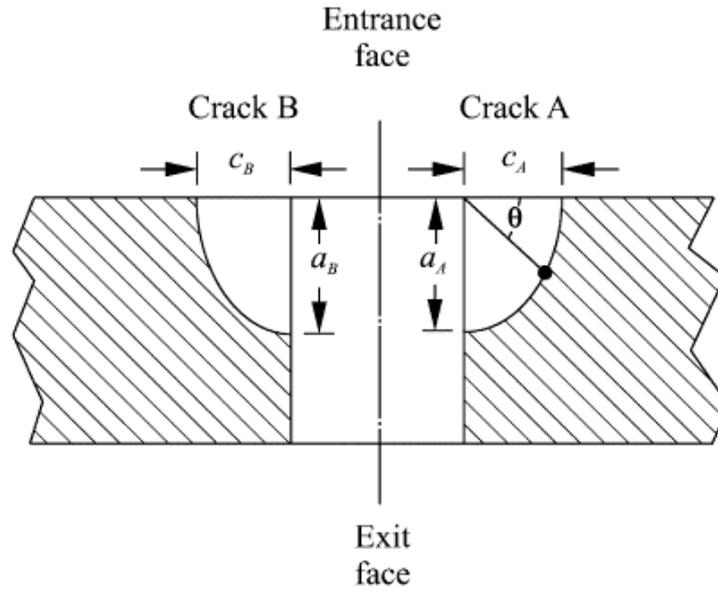


Figure (I.28) : Dimensions de la fissure en forme quart-elliptique [43]

V.D LACARAC et al. [43] utilisent la méthode des éléments finis pour calculer le facteur d'intensité de contrainte le long de la fissure en coin au bord du trou expansé. Le modèle 3D d'un quart de plaque est montré sur la figure (I.29).

Un bon accord, au niveau des contraintes résiduelles, est trouvé entre la détermination par la méthode des éléments finis et la mesure par la méthode de Sachs.

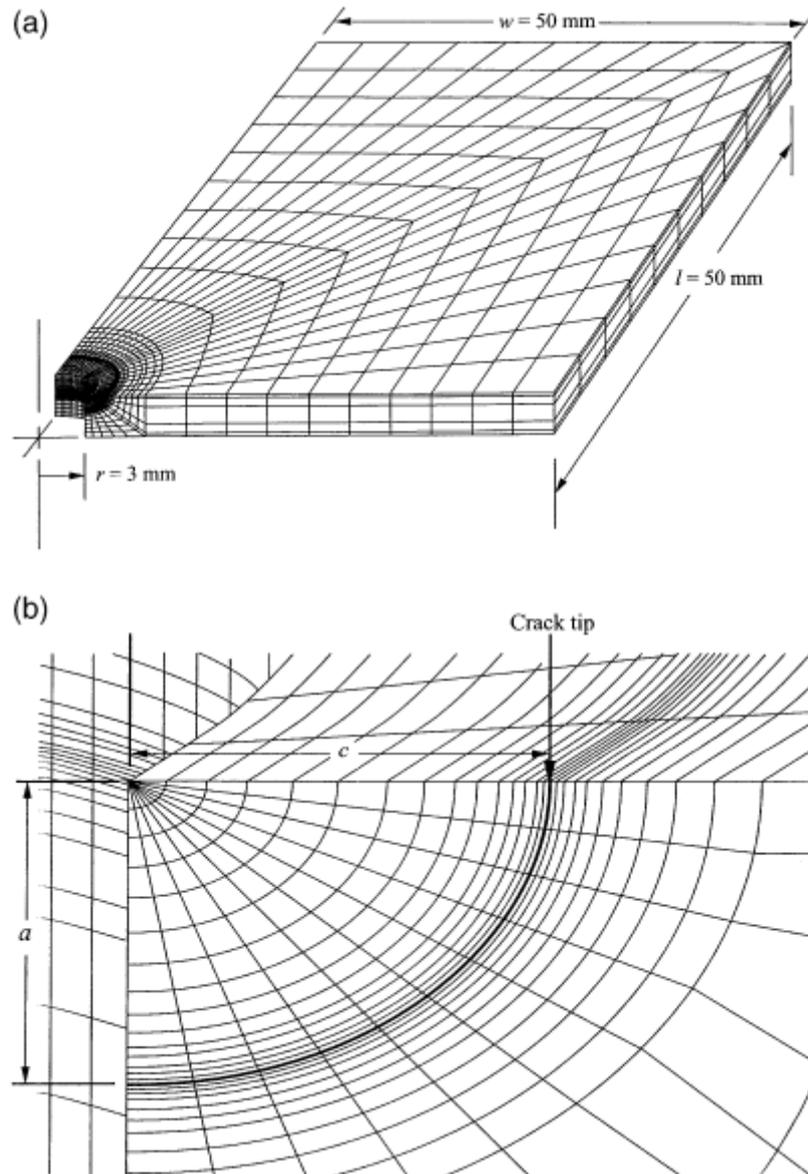
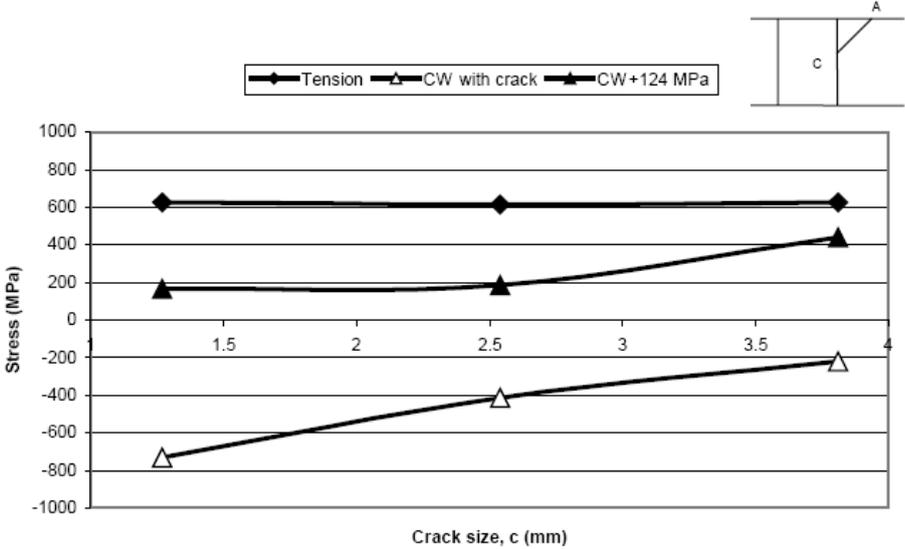


Figure (I.29) : Les maillages des éléments finis pour la détermination du facteur d'intensité de la contrainte (a) les maillages complets (b) les maillages locaux proches de la fissure [43]

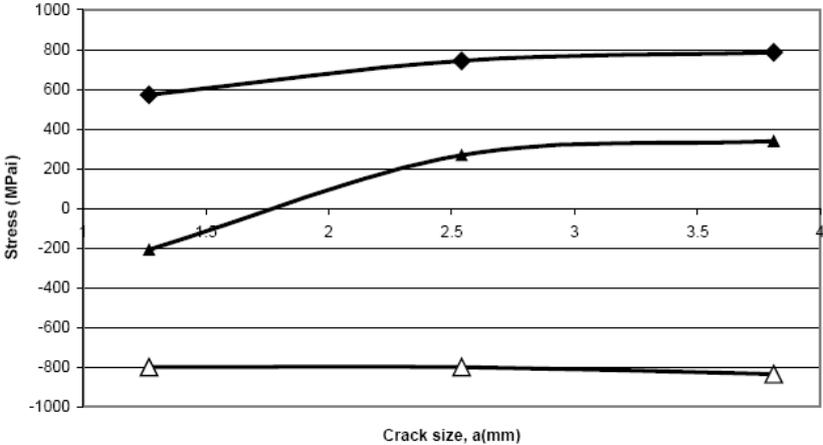
I.4.2.1. Effet d'une expansion sur la propagation de la fissure de fatigue

Jidong KANG et al. [44] ont présenté une analyse par éléments finis 3D du processus d'expansion des deux alliages d'aluminium : 2024-T351 et 7050-T7451. Les trous expansés, avec trois longueurs différentes de fissure et une plaque avec trou central sans fissure, sont simulés pour étudier l'effet bénéfique de l'expansion. La longueur de la fissure a une influence sur la propagation de la fissure dans la direction radiale ou en profondeur (en épaisseur). En direction de l'épaisseur, la propagation se trouve toujours ralentie, la propagation a lieu dans la direction radiale. Dans la figure (I.30) (b), la contrainte au bout de

fissure en direction de l'épaisseur pour le cas de l'expansion avec extension est de compression jusqu'à la longueur de fissure a approche environ 1,8 mm, pour a supérieur à 1.8 mm, la contrainte au bout de la fissure est beaucoup moindre qu'un trou sans expansion. Mais en direction radiale, il y a une limite à la longueur de fissure préexistante pour obtenir un effet bénéfique. Sur la figure (I.30) (a), la contrainte est de compression après l'expansion du trou au bout de la fissure en direction radiale, mais le niveau de la contrainte de compression a baissé avec l'augmentation de la longueur de la fissure. Pour le cas de l'expansion avec extension, quand la longueur de la fissure dépasse 2,5 mm, la contrainte en bout de fissure en direction de l'épaisseur augmente rapidement donc l'effet bénéfique de l'expansion diminue. Ces résultats sont en accord avec les résultats de V LACARAC et al. [45], qui ont trouvé que l'expansion a seulement une faible influence sur la vitesse de la propagation de la fissure de fatigue pour les fissures inférieure à 1 mm.



(a) sur le point A (le bout de la fissure en direction radiale)



(b) sur le point C (le bout de la fissure en direction de l'épaisseur)

Figure (I.30) : Comparaison de l'état de contraintes au bout de la fissure [44]

Dans la thèse de Rachid GHFIRI [4], l'influence de l'expansion du trou sur la vitesse de propagation a été étudiée. La figure (I.31) présente l'évolution de la vitesse de propagation da/dN (mm/cycle), de la fissure en fonction de la longueur a (mm) pour différents degrés d'expansion. Ces résultats mettent en évidence l'effet bénéfique de l'expansion au delà du réamorçage. Après l'expansion, la vitesse de propagation de la fissure est beaucoup moindre qu'avant l'expansion. Après l'amorçage de la fissure, la vitesse de propagation croît pour se rapprocher de la vitesse initiale avant réparation tout en restant en deçà ; des études expérimentales, montrent, en effet, que les valeurs des vitesses de propagation après expansion restent systématiquement inférieures à celles obtenues en l'absence de l'expansion.

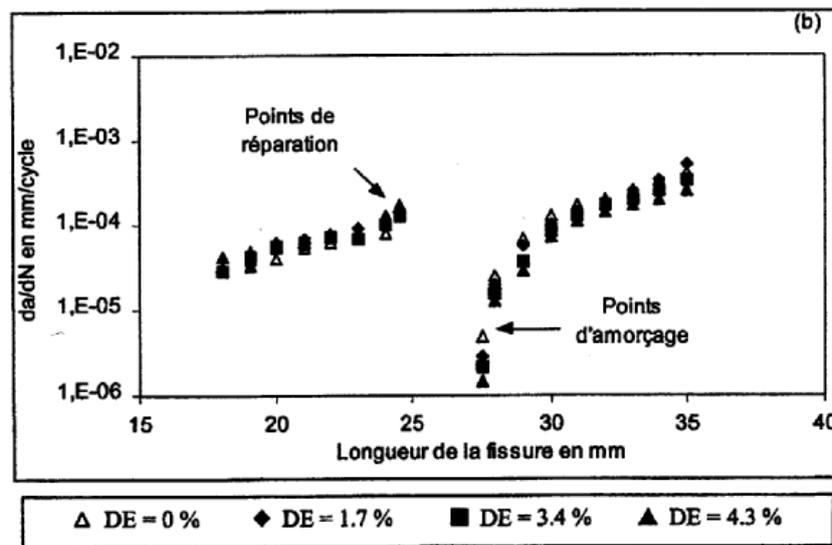


Figure (I. 31) : Evolution de la vitesse de fissuration da/dN en fonction de la longueur de fissure a : pour l'alliage d'aluminium 6082 T6 [4]

I.4.2.2. Influence du degré d'expansion sur la propagation de fissure

Sur la figure (I.32), les courbes de propagation ne mettent pas en évidence l'effet du degré d'expansion. Cela signifie que la loi de propagation après stabilisation est peu sensible au degré d'expansion après réamorçage. Dans la référence [4], l'influence du degré d'expansion sur la vitesse de la propagation de la fissure des deux alliages d'aluminiums est comparée : figure (I.32). La vitesse minimale $(da/dN)_{\min}$ diminue quand le degré d'expansion augmente. Selon l'auteur, ce phénomène peut s'expliquer par une diminution considérable du facteur d'intensité des contraintes effectives. Ceci résulte d'une augmentation des contraintes résiduelles et de la dimension de la zone plastifiée au bord du trou lors de l'expansion.

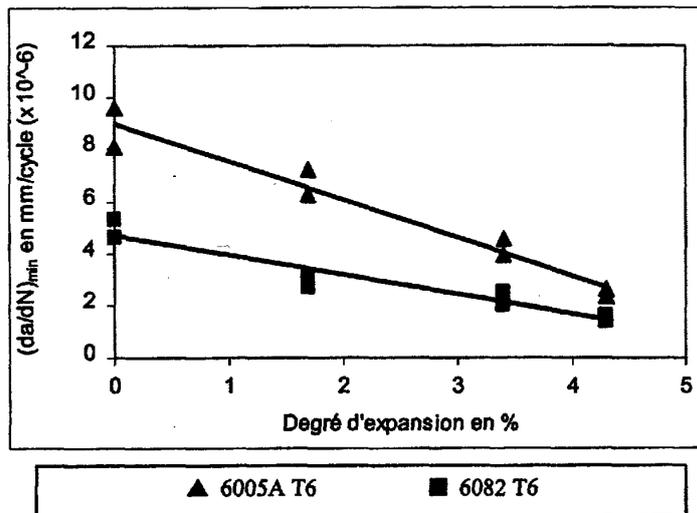


Figure (I.32) : Evolution de la vitesse minimale $(da/dN)_{\min}$ atteinte après expansion du trou en fonction du degré d'expansion [4]

I.4.3. Influence du frottement dans la modélisation numérique

Dans les travaux de T.N. CHAKERLOU, (P. PAPANIKOS et al. [8, 36, 38]), le frottement entre la surface du trou et le mandrin ou la bille a été pris en compte dans la modélisation numérique ; mais d'autres auteurs n'ont pas considéré le frottement [34, 37]. J VOGWELL et al. [37] ont trouvé des contraintes résiduelles circonférentielles de traction en face d'entrée. T.N CHAKHERLOU et al. [8] concluent que en considérant le frottement entre le mandrin et la surface du trou dans le calcul, des contraintes résiduelles circonférentielles de compression (-300MPa) se trouvent au bord du trou, donc le frottement est très bénéfique à l'expansion.

P. PAPANIKOS et al. [38] ont choisi 0.15 comme valeur du coefficient de frottement. La validation de l'influence du frottement sur les résultats numériques a été faite en utilisant des coefficients de frottement différents. Ils ont fait varier le coefficient du frottement de 0,1 à 0,4, la différence sur le maximum de la déformation équivalente est seulement de 4 %. Le résultat révèle que le coefficient du frottement n'a pas une influence significative sur la déformation résiduelle ni sur les contraintes résiduelles.

I.5. Conclusion

Dans cette partie bibliographique, nous avons exposé la méthode du trou à l'extrémité de la fissure avec et sans expansion. Le perçage d'un trou de rayon ρ centré au fond de la fissure conduit à l'élimination à la fois de la singularité et de la zone endommagée par fatigue.

Cette procédure génère un facteur de concentration de contrainte K_t faible, qui diminue la contrainte effective en fond de fissure. Ainsi, le nombre de cycles N_a correspondant au réamorçage de la fissure constitue un gain au niveau de la durée de vie. Celle-ci augmente avec le rayon du trou ρ (K_t décroît). Par ailleurs, cette méthode peut être améliorée en procédant à une expansion du trou (déformation à froid). Cette technique permet, par déformation plastique, d'introduire des contraintes résiduelles de compression au bord du trou qui sont favorables à l'augmentation de la durée de vie. Par rapport aux autres méthodes, la méthode d'infiltration ou des surcharges, etc, la méthode du trou percé avec expansion est la plus efficace pour augmenter la durée de vie.

Nous avons aussi présenté différentes méthodes de détermination et d'analyser des contraintes résiduelles. La méthode numérique des éléments finis est une technique complémentaire moins coûteuse, qui permet d'étudier le champ des contraintes et de déformations résiduelles au bord du trou expansé. Surtout dans l'analyse 3D, la variation des contraintes résiduelles à travers de l'épaisseur peut être mise en évidence. La contrainte résiduelle circonférentielle de compression en face d'entrée est toujours la plus faible, et celle au milieu de l'épaisseur de la plaque est la plus importante. Ce résultat est en accord avec la détermination des contraintes résiduelles en surface par la méthode de diffraction des rayons X.

Dans la méthode du trou expansé, le degré d'expansion (DE %) influe considérablement sur la durée de vie au réamorçage. En effet, plus le degré d'expansion croît plus le nombre de cycles au réamorçage augmente. Il faut aussi noter qu'il existe un degré d'expansion critique au-delà duquel la méthode de l'expansion n'a aucun effet bénéfique et devient néfaste. Les paramètres influant sur la distribution des contraintes résiduelles, et par suite sur la durée de vie sont :

- L'épaisseur de l'éprouvette,
- La méthode d'expansion,
- La longueur de la fissure initiale,
- Le nombre de cycles avant le perçage et l'expansion

Dans la partie suivante, nous allons étudier les autres paramètres influents, comme le diamètre final du trou, le taux d'expansion, etc.

Nous voyons que peu de travaux ont été consacrés à l'existence d'un optimum pour le degré d'expansion. Notre travail numérique et expérimental vise à proposer une méthode afin de déterminer l'optimum du degré d'expansion et à valider la valeur optimale.

II. MODELISATION NUMERIQUE

II.1 Objectif de l'étude numérique

Dans cette partie, la modélisation numérique est réalisée afin de déterminer l'étendue des champs de contraintes résiduelles et de déformations plastiques au bord d'un trou expansé. L'expansion d'un trou en fond de fissure de fatigue peut conduire à un gain considérable de durée de vie grâce à l'introduction de contraintes résiduelles de compression au bord du trou, cet effet s'ajoute à la diminution du coefficient de concentration de contraintes locales par effet géométrique du perçage proprement dit.

Durant les essais expérimentaux, les fissures de fatigue s'amorcent d'abord en face d'entrée de la bille en acier. A cause de la limitation de l'analyse 2D, le contact entre le trou et la bille en acier ne peut pas être réalisé réellement. Donc la modélisation numérique 3D est faite en vue d'étudier l'évolution des champs de contraintes résiduelles et de déformations plastiques à travers l'épaisseur de l'éprouvette.

II.2. Modélisation numérique 2-D

II.2.1. Processus d'expansion du trou percé

R GHFIRI [4], lors de l'étude expérimentale a étudié l'effet du perçage avec et sans expansion sur le retard à l'amorçage et sur la vitesse de propagation d'une fissure de fatigue. Les matériaux utilisés sont des alliages d'aluminium de la série 6000 (6005A T6 et 6082 T6). Ces deux alliages existent sous forme de tôles rectangulaires d'épaisseur $B = 6mm$ et $B = 8mm$. Les courbes rationnelles de traction, pour les deux alliages, sont données par la figure (II.1). Les principales caractéristiques mécaniques sont regroupées dans le tableau (II.1).

Un des objectifs de cette étude est d'analyser l'effet du perçage avec expansion sur la durée de vie en fatigue. Le perçage est effectué en fond de fissure comme le montre le schéma de la figure (II.2). Dans cette position, le perçage supprime les singularités et diminue le coefficient local de concentration de contrainte K_t .

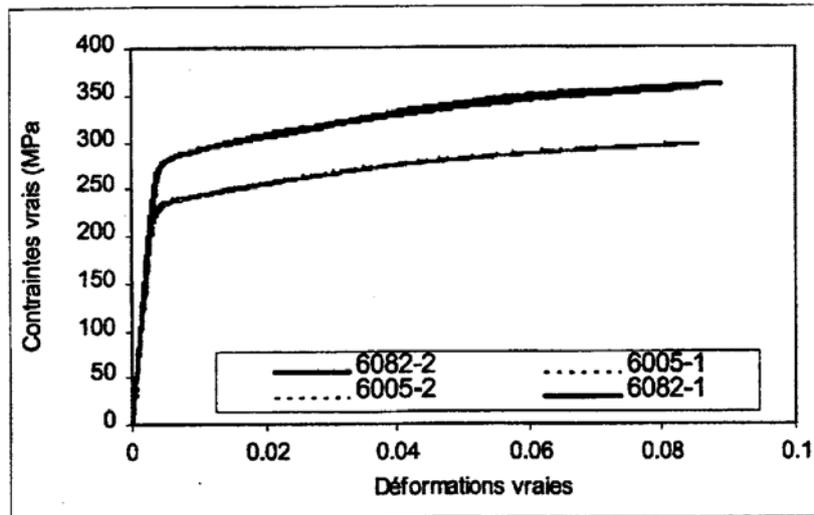


Figure (II.1) : Courbes rationnelles de traction pour les deux alliages d'aluminium

Alliage	$R_{e0.2\%}$ (MPa)	R_m (MPa)	E (GPa)	ν coefficient de Poisson	HV50
6005A T6	220	273	68	0,3	90 ± 10
6082 T6	255	327	68	0,3	95 ± 10

Tableau (II.1) : Caractéristiques mécaniques des deux alliages d'aluminium utilisés

L'expansion du trou en fond de la fissure est un processus mécanique utilisé pour accroître l'effet bénéfique du perçage sur le nombre de cycles à l'amorçage et le ralentissement de la vitesse de propagation de la fissure. L'expansion est réalisée par l'introduction forcée d'une bille, en acier à haute limite d'élasticité, de diamètre D dans un trou de diamètre initial d_0 ($D > d_0$) (Figure (II.3))

Le degré d'expansion DE est défini en pourcentage par le rapport suivant :

$$DE\% = \frac{D - d_0}{d_0} \times 100 \quad (\text{II.1})$$

Le passage de la bille est réalisé par une machine hydraulique. La bille est lubrifiée à l'huile afin de réduire les frottements entre bille et matériau et de protéger le bord du trou percé, d'un endommagement parasite, durant l'expansion.

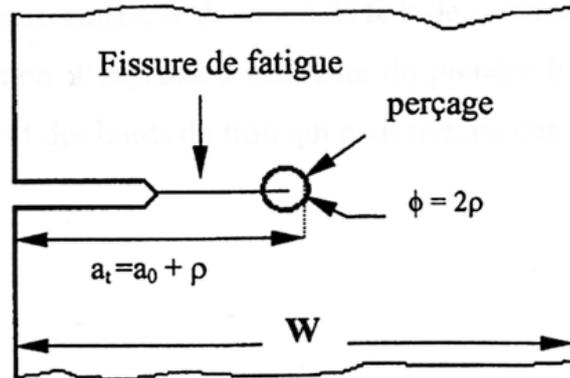


Figure (II.2) : Perçage en fond de fissure

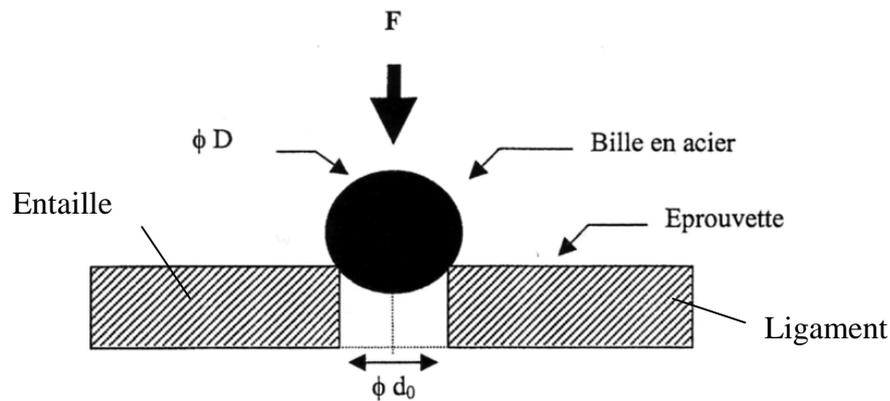


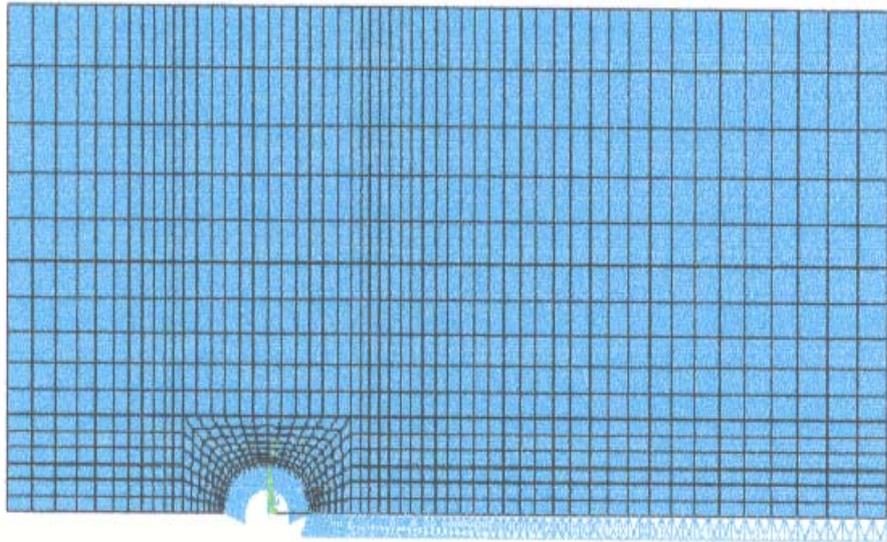
Figure (II.3) : Processus d'expansion du trou percé

II.2.2 Conditions de modélisation

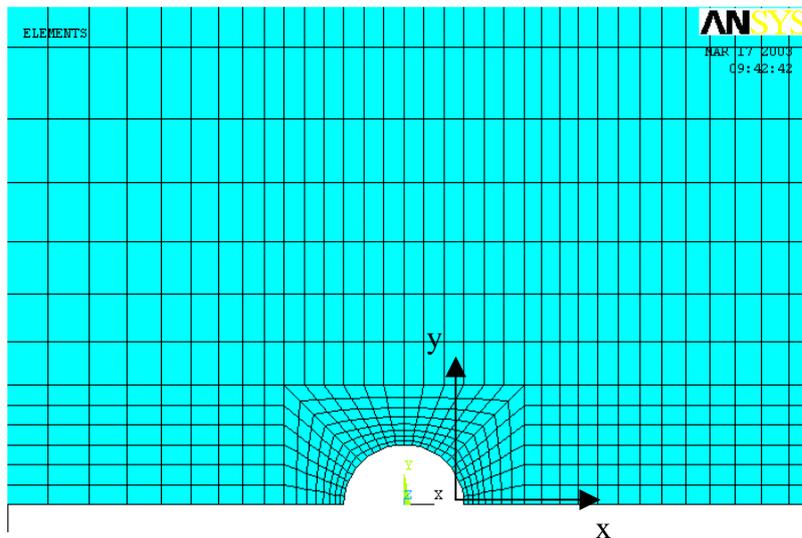
Pour une raison de symétrie, la simulation numérique a été réalisée sur la moitié de l'éprouvette. Des mailles 2D quadrangulaires à 8 nœuds sont utilisées. Ce type de mailles est adapté dans le cas des calculs élasto-plastiques. Au voisinage du bord du trou, le maillage est très fin, maille minimum est de 0,19 mm, comme le montre la figure (II.4). Il y a 968 éléments et 3062 nœuds dans le modèle.

Les conditions aux limites imposées sont les suivantes :

- les déplacements suivant y des nœuds situés en aval du bord du trou sont bloqués,
- les calculs numériques sont réalisés à l'aide du code de calcul ANSYS,
- les calculs ont été menés en contraintes planes avec écouissage cinématique.



(a)



(b)

Figure (II.4) : (a) Maillage d'une demi-éprouvette, (b) zoom sur le trou percé

II.2.3. Processus de charge

Dans la simulation de l'expansion, le processus de chargement est réalisé en trois étapes.

- La première étape consiste en un déplacement radial appliqué, sur les nœuds qui se trouvent au bord du trou, du diamètre initial d_0 jusqu'au diamètre final $D = 6$ mm. Le déplacement des nœuds est effectué en 30 incréments.

- La deuxième étape consiste à prendre la force de réaction calculée par déplacement.

- La troisième étape consiste à l'annulation de la force pour permettre le retour élastique.

Le processus de chargement est présenté sur la figure (II.5).

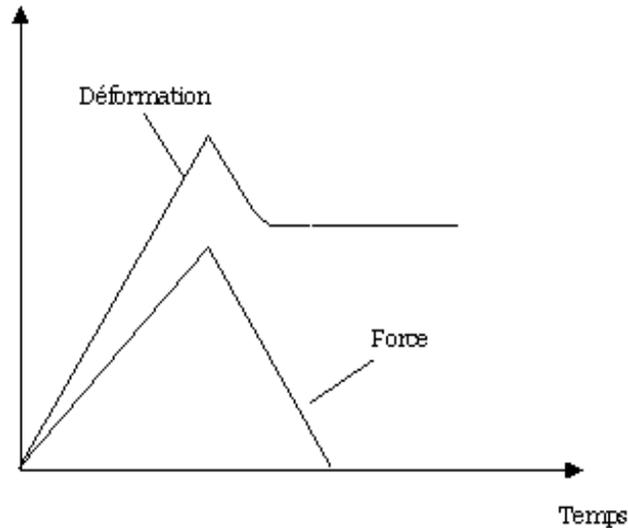


Figure (II.5) : Processus de chargement dans la simulation 2D

II.2.4. Résultats

II.2.4.1. Distribution des déformations résiduelles équivalentes de Von Mises

La figure (II.6) donne les distributions des déformations résiduelles équivalentes Von Mises, on montre le cas du diamètre final du trou $D = 6mm$ et le degré d'expansion $DE = 4,3\%$ pour les deux alliages d'aluminiums 6005A T6 et 6082 T6.

Il y a une zone de déformations résiduelles au voisinage du bord du trou expansé.

II.2.4.2. Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles

Durant les essais de fatigue, la contrainte résiduelle circonférentielle au bord du trou expansé joue un rôle important sur l'amélioration de la durée de vie. La figure (II.7) montre les distributions des contraintes résiduelles circonférentielles des deux alliages d'aluminium.

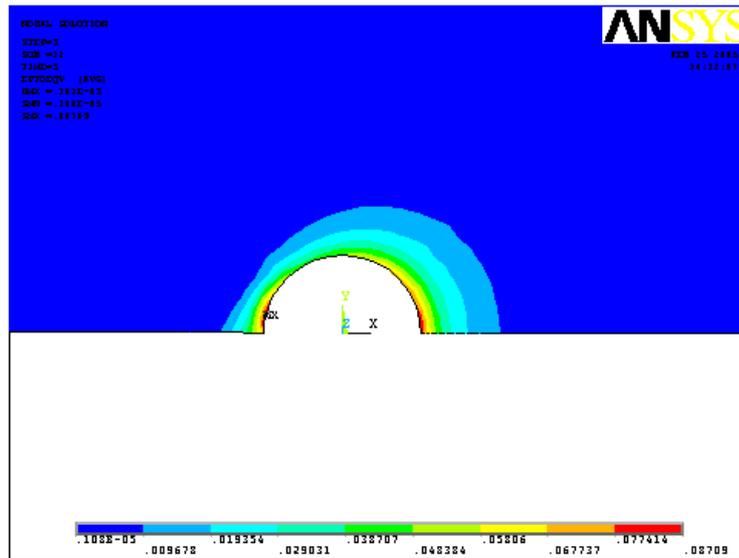
Après expansion, il y a une zone où les contraintes résiduelles circonférentielles sont en compression.

Après annulation du déplacement des nœuds, l'évolution des contraintes résiduelles circonférentielles en fonction de la distance au bord du trou pour les deux alliages d'aluminium est représentée sur la figure (II.8). Les contraintes résiduelles circonférentielles σ_θ sont normalisées par la limite d'élasticité σ_y .

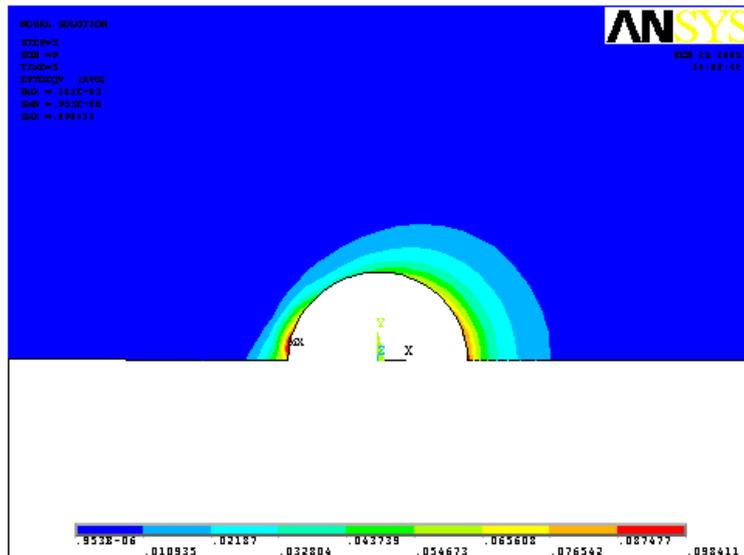
Les courbes montrent l'existence de deux zones de contraintes :

- **zone 1** où les contraintes résiduelles sont de compression et évoluent entre le maximum obtenu au bord du trou et la valeur zéro.
- **zone 2** où les contraintes résiduelles sont de traction. Après avoir atteint une valeur maximale, ces contraintes tendent vers zéro.

La contrainte résiduelle circonférentielle de compression au bord du trou tend à diminuer la « force motrice » en fond de fissure. Ce constat explique bien l'accroissement du nombre de cycles à l'amorçage après expansion.

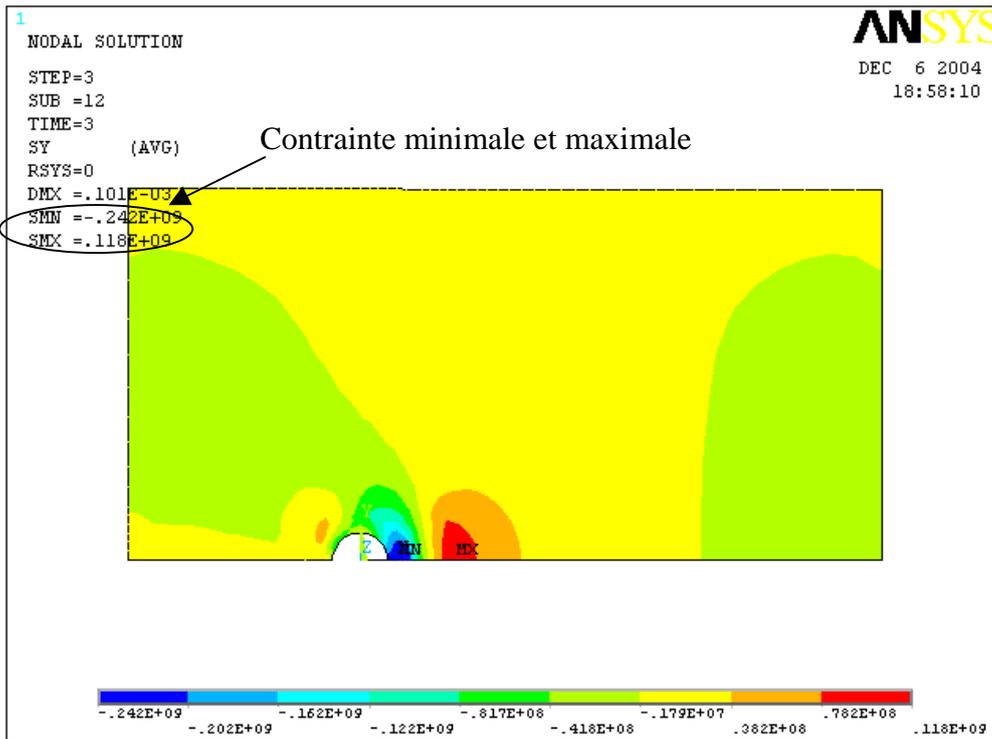


(a)

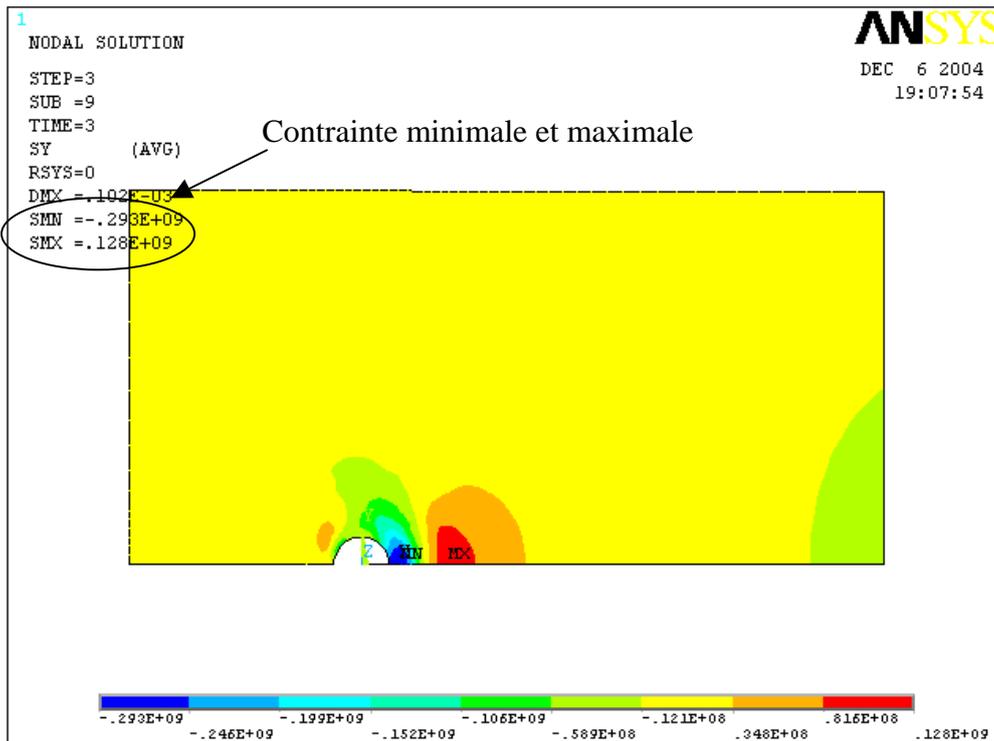


(b)

Figure (II.6) : Distributions des déformations plastiques équivalentes de Von Mises (a) Aluminium 6005; (b) Aluminium 6082 (D=6 mm, DE=4,3%)



(a)



(b)

Figure (II.7): Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles sur l'éprouvette

(a)Aluminium 6005 (b) Aluminium 6082 (D=6 mm, DE=4,3%)

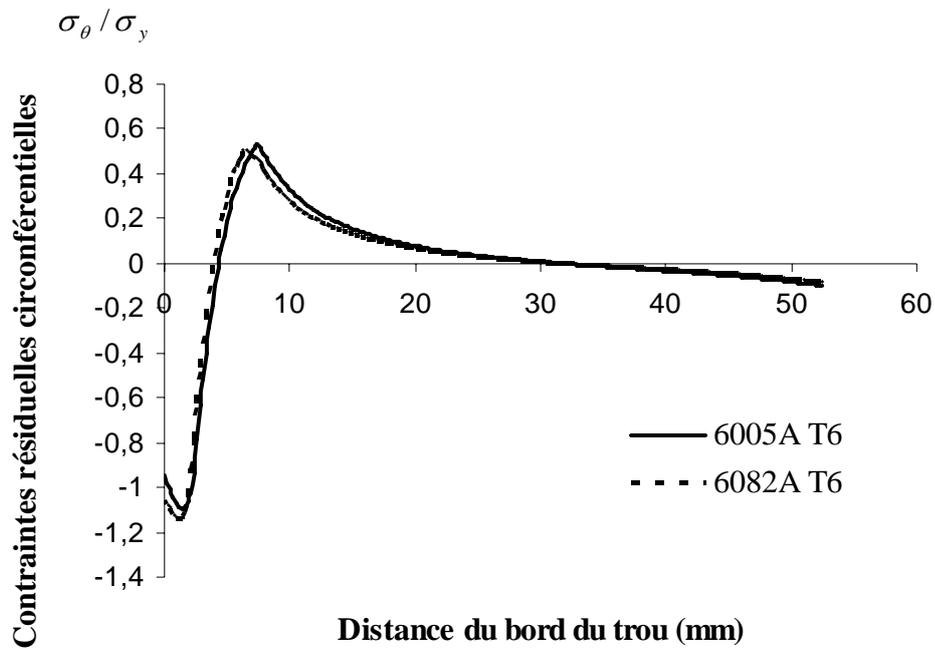


Figure (II.8) : Evolution des contraintes résiduelles circonférentielles normalisées $\sigma_{\theta} / \sigma_y$ à partir du bord du trou pour les deux alliages d'aluminium

II.2.4.3. Limites du modèle 2-D

Le modèle 2D décrit antérieurement a les inconvénients suivants.

- D'abord, il ne tient pas compte de la nature asymétrique du processus d'expansion. En effet comme le mentionne certains auteurs, D STEFANESCU, P PAPANIKOS [32,38], on observe une différence des niveaux de contraintes résiduelles entre la face d'entrée et la face de sortie de l'éprouvette.

- De plus, il ne prend pas en compte les conditions de contact entre la bille et le trou, il est incapable de prendre en compte le frottement à travers l'épaisseur de la plaque et la déformabilité de la bille lors du processus d'expansion.

II.3. Modélisation numérique 3-D

II.3.1. Introduction

Nous devons simuler le processus d'expansion d'un trou à l'extrémité de la fissure de fatigue et créer le modèle numérique correspondant.

Six degrés d'expansion sont simulés lors des calculs : 1,7 – 3,4 – 4,3 - 5 - 6 et 8 %.

Notre objectif est d'étudier les champs de contraintes résiduelles et de déformations plastiques en direction de l'épaisseur des éprouvettes pour les différents niveaux de degré d'expansion.

Sur la courbe de répartition des contraintes résiduelles circonférentielles, on appelle la **Z**one où les **C**ontraintes **R**ésiduelles **C**irconférentielles sont de **C**ompression « **Z**one des **C**ontraintes **R**ésiduelles de **C**ompression » (ZCRC), et la zone entre le bord du trou et la position où les contraintes résiduelles sont maximales traction « **Z**one des **D**éformations **P**lastiques » (ZDP) (Figure (II.9)).

Le niveau des contraintes résiduelles de compression normalisées $\sigma_{\theta_{\max}} / \sigma_y$, la zone des contraintes résiduelles de compression ZCRC et la zone des déformations plastiques ZDP sont les paramètres importants étudiés dans l'étude 3D. On observera clairement avec le paragraphe II.3.4.3 que le degré d'expansion a une influence sur les paramètres ZCRC et ZDP (Tableau (II.3) (II.4)).

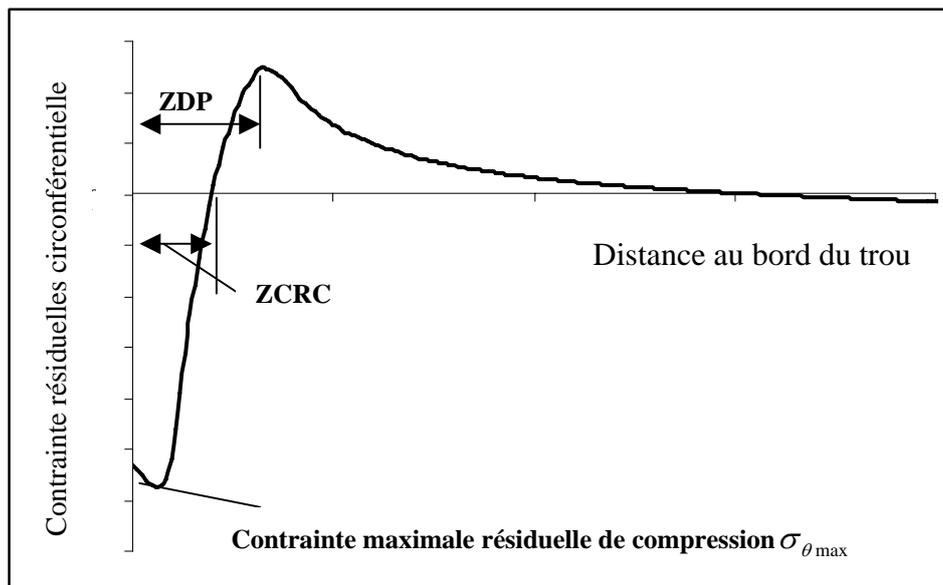


Figure (II.9): Définitions des zones ZCRC et ZDP

II.3.2. Matériaux utilisés

Les matériaux utilisés dans la simulation 3D sont les alliages d'aluminium 6005A T6, 6082 T6 et l'acier A42.

Les courbes de traction monotone et les caractéristiques mécaniques sont données sur la figure (II.10) et dans le tableau (II.2).

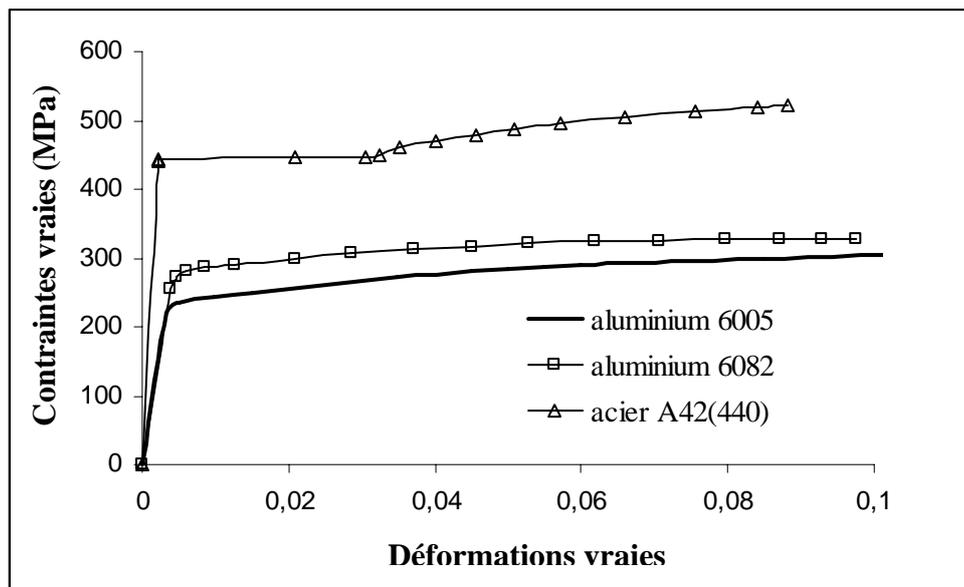


Figure (II.10) : Courbes de traction des trois matériaux

Matériau	Limite élastique σ_y (MPa)	Module de Young E (GPa)	ν Coefficient de Poisson
6005A T6	220	68	0,3
6082A T6	255	68	0,3
A42	440	211	0,3

Tableau (II.2) : Caractéristiques mécaniques des trois matériaux utilisés

II.3.3. Conditions de modélisation

II.3.3.1. Modèle par éléments finis

Une fissure de longueur a_0 dans une plaque carrée, un trou de rayon ρ est réalisé en fond de la fissure pour obtenir une entaille de longueur totale $a_0 + \rho = 27,5$ mm. Les plaques ont 80 mm de côté et 8 mm d'épaisseur pour l'alliage d'aluminium 6082, 6 mm pour le 6005 et 10

mm pour l'acier A42. Le diamètre final du trou est de 6 mm, la bille est supposée infiniment rigide.

En raison de la symétrie par rapport au plan X-Z, seulement une moitié de l'éprouvette et une moitié de la bille sont considérées. Le maillage est illustré par la figure (II.11).

Les conditions aux limites imposées sont les suivantes :

- les déplacements suivant y des nœuds au delà du bord du trou situés dans le plan X-Z sont nuls (nœuds bloqués).
- les déplacements suivant z des nœuds situés dans la surface rectangle avec la hauteur inférieure de d_0 et la hauteur supérieure de 40 mm en face de sortie sont nuls (nœuds bloqués).

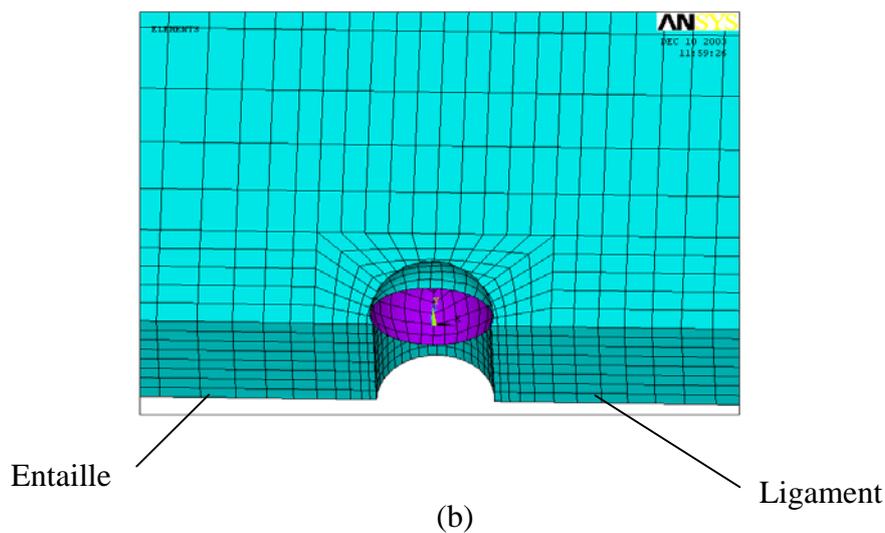
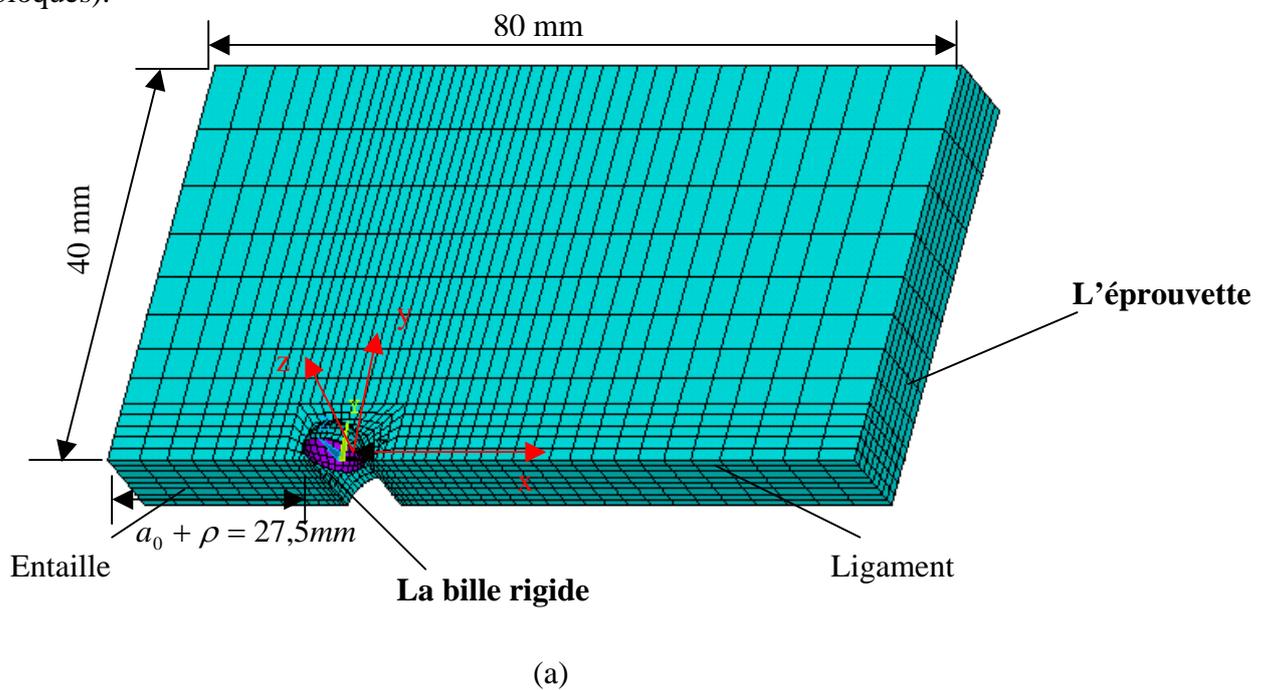


Figure (II.11): Maillage du modèle (a) entier (b) au voisinage du trou

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, de la face d'entrée à la face de sortie, sur la bille pour simuler le processus d'expansion. Le processus est réalisé en 100 pas.

Les éléments structuraux à 8-nœud sont utilisés, en plus, les éléments de contact sont utilisés entre la bille et le trou.

II.3.3.2. Prise en compte du frottement dans la modélisation

Les auteurs, T.N CHAKHERLOU, P PAPANIKOS [8,38], 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 le champ des déformations plastiques. Pour vérifier l'effet du frottement dans la modélisation numérique, la simulation a été réalisée avec et sans frottement. Le coefficient de frottement entre l'aluminium et l'acier lubrifié est estimé à 0,15 [47].

Nous avons fait deux calculs avec des coefficients de frottement de 0 (sans frottement) et 0,15. La figure (II.12) représente les distributions des contraintes résiduelles circonférentielles normalisées σ_θ / σ_y à partir du bord du trou et jusqu'à mi-épaisseur pour les différents coefficients de frottement. On peut remarquer sur la figure (II.12), que le niveau des contraintes résiduelles circonférentielles de compression est plus élevé en considérant le frottement entre la bille et le trou, ceci est en accord avec la littérature [8,38]. Par conséquent et pour éviter la complexité du calcul 3D, on ne considère pas le frottement entre la bille et le trou ; c'est favorable dans le sens de sécurité.

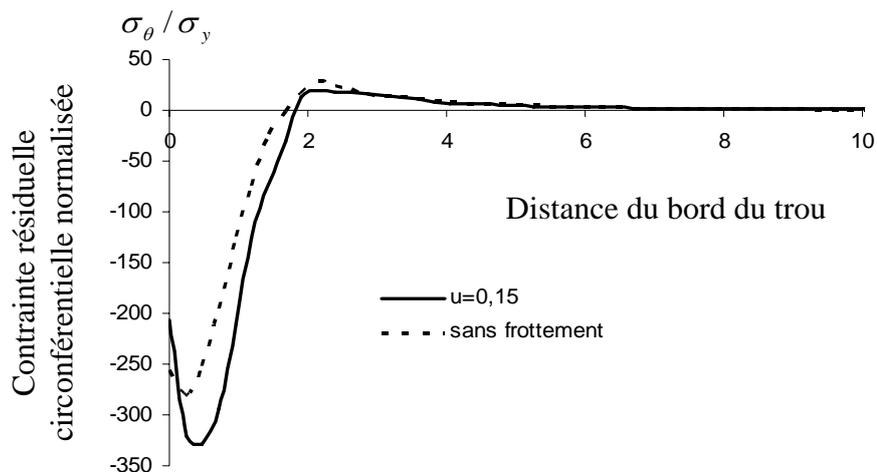


Figure (II.12) : Comparaison de la distribution des contraintes résiduelles circonférentielles normalisées après l'expansion avec et sans frottement

II.3.4. Résultats

II.3.4.1. Distribution des contraintes résiduelles circonférentielle

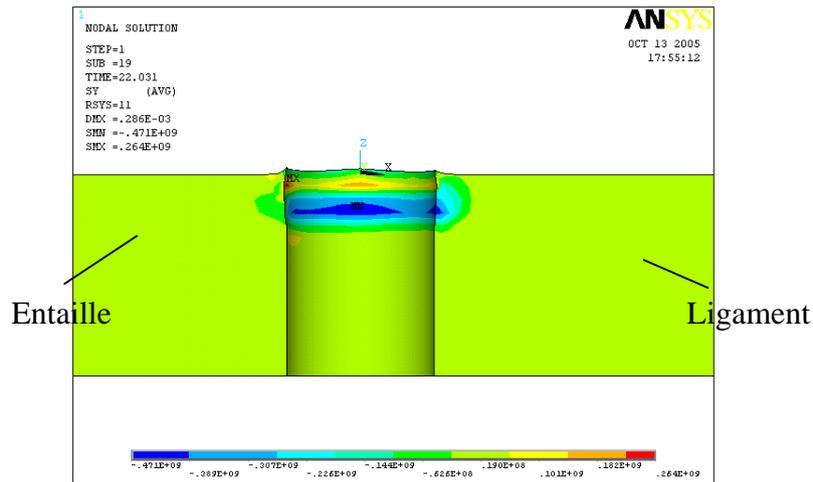
La simulation numérique 3D a été réalisée avec les trois matériaux cités précédemment, (Tableau (II.2)) et pour six degrés d'expansion successifs : 1,7, 3,4, 4,3, 5, 6 et 8 % (afin de se rapprocher des conditions expérimentales). La figure (II.13) montre l'évolution des contraintes résiduelles circonférentielles au cours de l'expansion de l'alliages d'aluminium 6082, avec un degré d'expansion $DE = 3,4\%$ à différentes profondeur (25 %, 75 % et 100 %) du processus d'expansion.

A 25%, nous remarquons que 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 compression est d'environ -300 MPa.

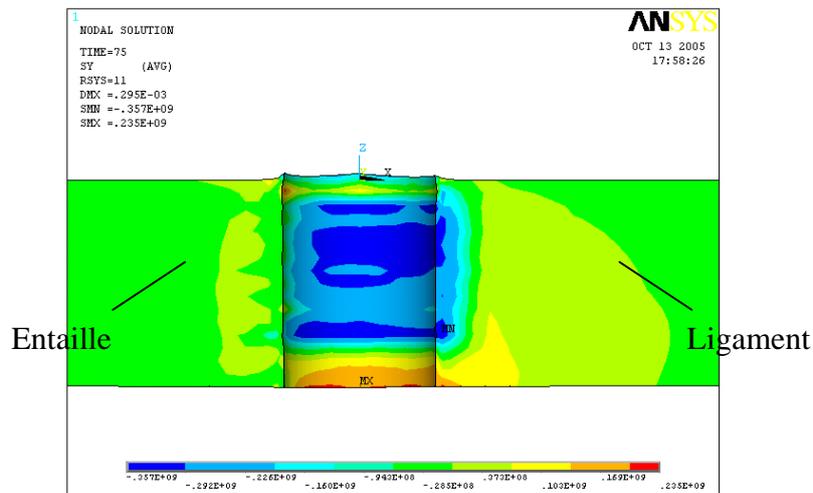
A 75 %, les contraintes sont de compression, la valeur maximale est de -350 MPa et se trouve au milieu de la plaque. En face d'entrée, la contrainte de compression est la plus faible (-100 MPa). Dans le reste de l'épaisseur où la bille n'a pas encore pénétré, les contraintes sont de traction et en face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

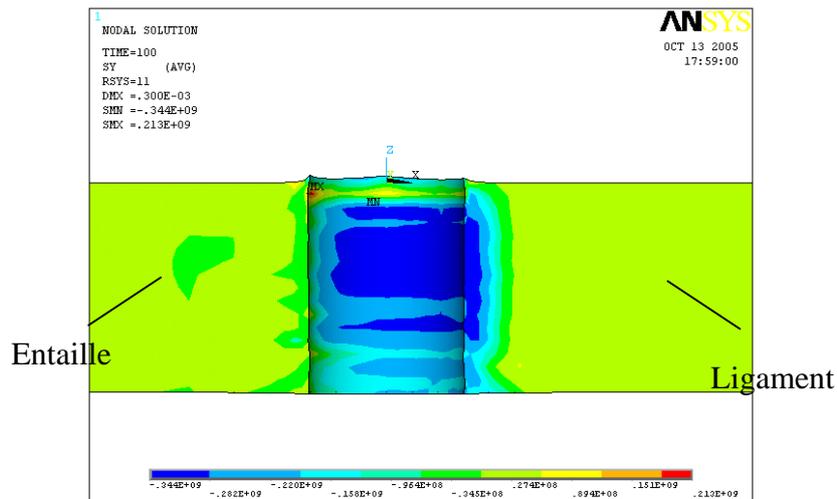
La figure (II.14) donne la distribution des déformations résiduelles équivalentes de Von Mises après expansion totale. Nous remarquons que la déformation résiduelle équivalente n'est pas uniforme dans l'épaisseur. En face d'entrée, la déformation équivalente est la plus faible (0.01) dans le ligament de l'éprouvette. Les déformations équivalentes sont beaucoup plus importantes au voisinage de l'entaille que dans le ligament (la déformation maximale dans l'entaille est de 0,06, celle dans le ligament est de 0,04).



(a) 25 %



(b) 75 %



(c) 100 %

Figure (II.13) : Evolution des contraintes résiduelles circonférentielles au cours de l'expansion (aluminium 6082, DE = 3,4 %)

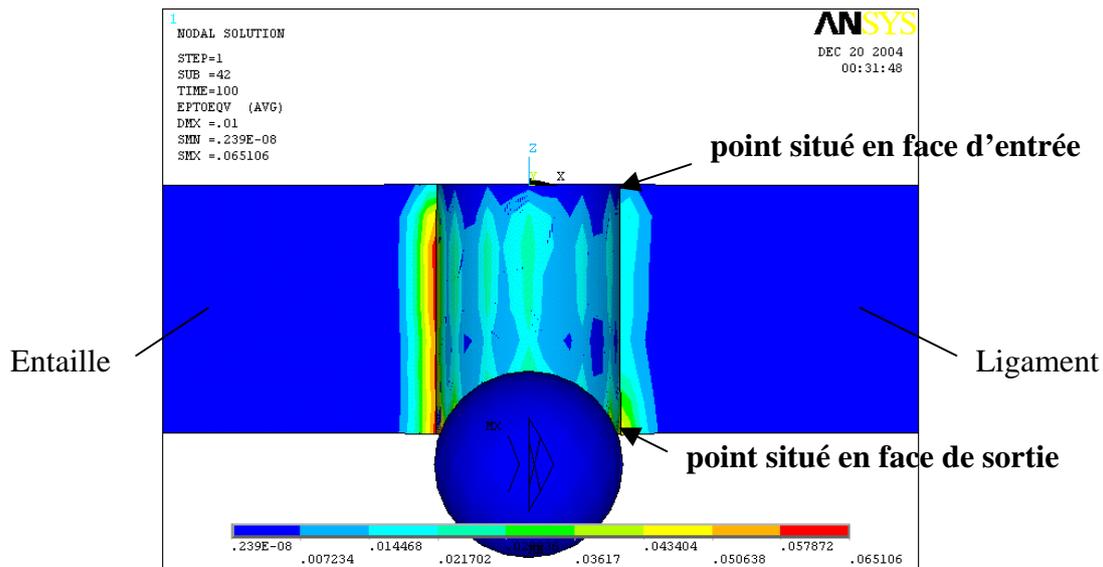
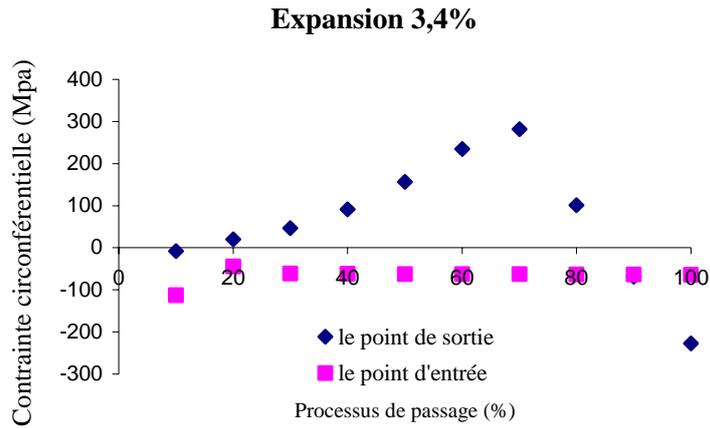


Figure (II.14) : Distribution des déformations équivalentes de Von Mises après expansion (aluminium 6082, DE = 3,4 %)

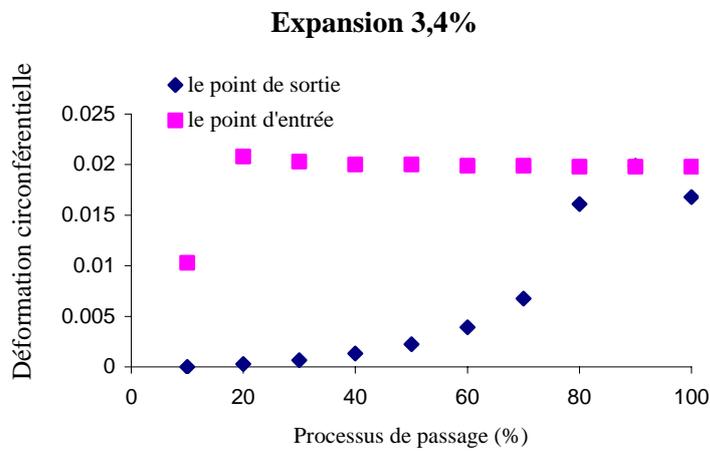
Afin d'analyser la différence des contraintes et des déformations entre la face d'entrée et la face de sortie, nous comparons, durant la simulation du processus d'expansion, la variation des champs de déplacements, de contraintes et de déformations sur deux points au bord du trou, l'un est en face d'entrée et l'autre est en face de sortie comme indiqué sur la figure (II.14)

La figure (II.15) représente les variations de la contrainte circonférentielle (a) de la déformation circonférentielle (b), et du déplacement radial (c) en fonction du pourcentage d'expansion (10, 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, 90 et 100 %).

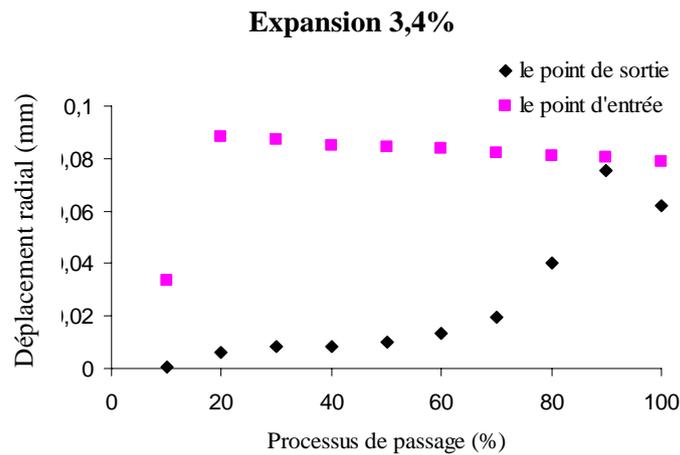
Dès le début de l'expansion, le point au bord du trou en face d'entrée est déformé. La contrainte circonférentielle, la déformation circonférentielle et le déplacement radial atteignent leur valeur maximale aux environs de 20 % du passage de la bille, ceux-ci ne varient plus durant le reste de l'expansion. Par contre les contraintes, les déformations et le déplacement du point de sortie augmentent durant le processus de passage de la bille, mais dans les dernières étapes du processus d'expansion, entre 80 et 90 % du passage de la bille, les différents paramètres retournent à une valeur résiduelle. Ceci met en évidence la non uniformité des champs de contraintes et de déformations entre la face d'entrée et la face de sortie.



(a)



(b)



(c)

Figure (II.15) : Variation de (a) la contrainte circonférentielle (b) la déformation circonférentielle (c) le déplacement radial des deux points dans le processus d'expansion pour l'alliage d'aluminium 6082-T6 avec DE = 3,4 %

La déformation circonférentielle est positive au début de l'expansion. Au point d'entrée, la déformation circonférentielle est beaucoup plus importante que celle sur le point de sortie. Et les déformations du point de sortie augmentent faiblement avant 80 % du passage de la bille. Mais dans le dernier temps, les déformations arrivent à la valeur maximale à 90 % du passage et retournent à une valeur résiduelle.

Pour comparer la distribution des contraintes résiduelles circonférentielles au bord du trou en différents points tout au long de l'épaisseur, nous décrivons la contrainte résiduelle circonférentielle sur trois plans : sur la face d'entrée, au milieu et sur la face de sortie de l'échantillon en alliage d'aluminium 6082 (Figure (II.16)). Les contraintes résiduelles circonférentielles sont normalisées par la limite élastique du matériau. La figure (II.16) 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 %.

L'annexe (A.I) donne la distribution des contraintes résiduelles de l'alliage d'aluminium 6005, et de l'acier A42 (Figures (A.1) (A.2)).

Les distributions des contraintes résiduelles circonférentielles des alliages d'aluminium 6005 et 6082 présentent les mêmes évolutions. 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 et M.J. Pavier [16,48]. 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 :

$$\Delta K_{eff} = K_{appl} + K_{res} \quad (II.2)$$

Où ΔK_{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 contraintes correspondant à la contrainte résiduelle.

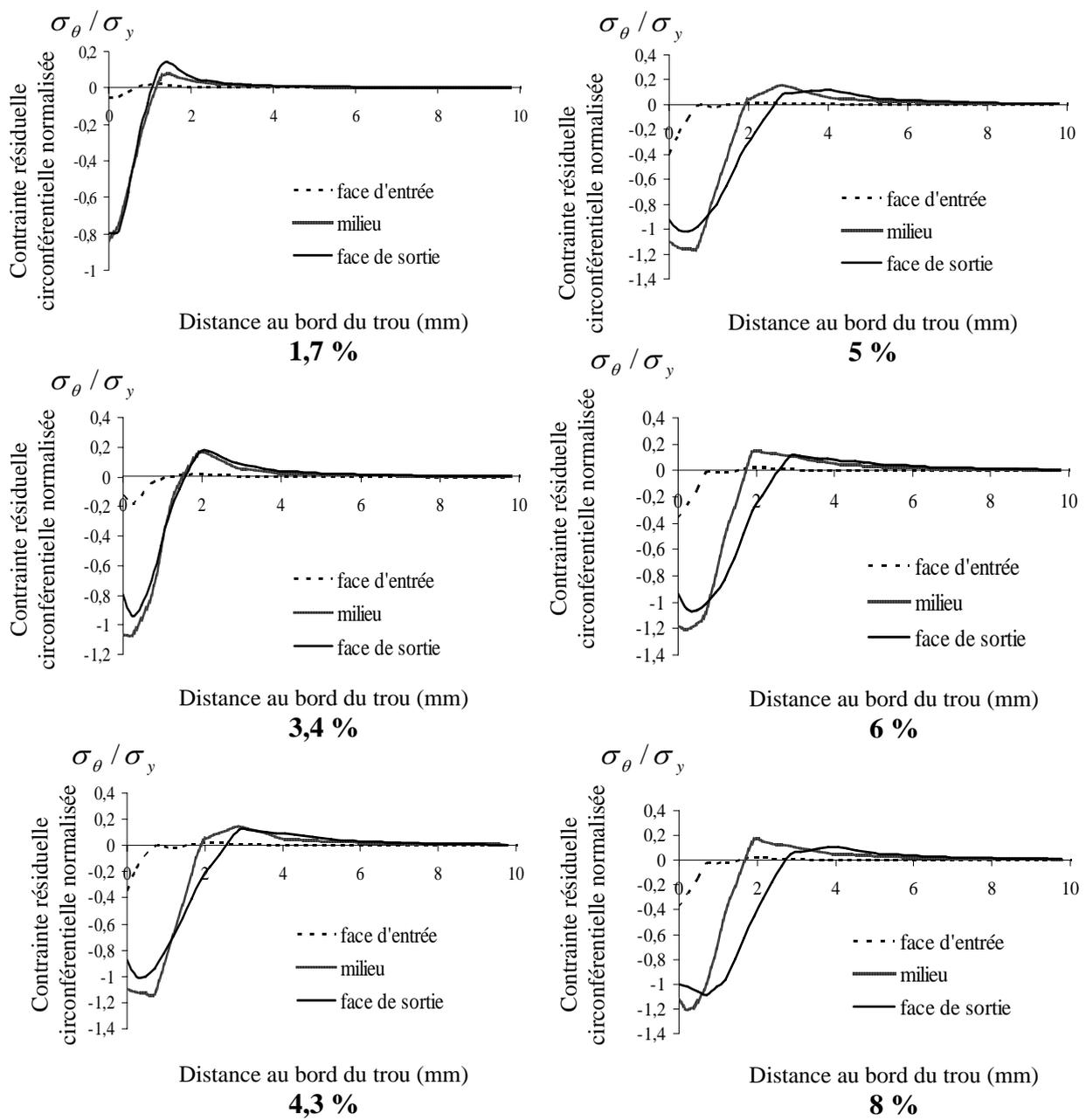


Figure (II.16) : Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles sur les trois faces pour les six degrés d'expansion (alliage d'aluminium 6082)

II.3.4.2. Influence du degré d'expansion (DE) sur la contrainte résiduelle circonférentielle maximale de compression ($\sigma_{\theta_{\max}}$)

La figure (II.17) montre respectivement l'évolution des contraintes résiduelles circonférentielles maximales de compression avec l'augmentation du degré d'expansion (DE) des trois matériaux, (a) en face d'entrée, (b) au milieu et (c) en face de sortie. La contrainte résiduelle circonférentielle maximale de compression $\sigma_{\theta_{\max}}$ est normalisée par la limite d'élasticité du matériau σ_y .

En observant les trois figures nous pouvons noter que la contrainte $\sigma_{\theta_{\max}}$ est minimale en face d'entrée, maximale au milieu et un peu moins que les valeurs au milieu en face de sortie et ce pour les trois matériaux. La contrainte résiduelle circonférentielle maximale de compression en face d'entrée augmente avec le degré d'expansion. Cependant, au milieu et en face de sortie les contraintes résiduelles circonférentielles maximales de compression ne varient pas ou peu avec l'augmentation du degré d'expansion. L'explication est peut-être parce qu'elles atteignent la contrainte d'écoulement.

Malgré les différentes caractéristiques mécaniques, les valeurs normalisées de la contrainte $\sigma_{\theta_{\max}} / \sigma_y$ restent proches pour les deux alliages d'aluminium 6005 et 6082 et pour l'acier A42. Ainsi plus la limite élastique σ_y est élevée plus la contrainte maximale résiduelle circonférentielle de compression est élevée.

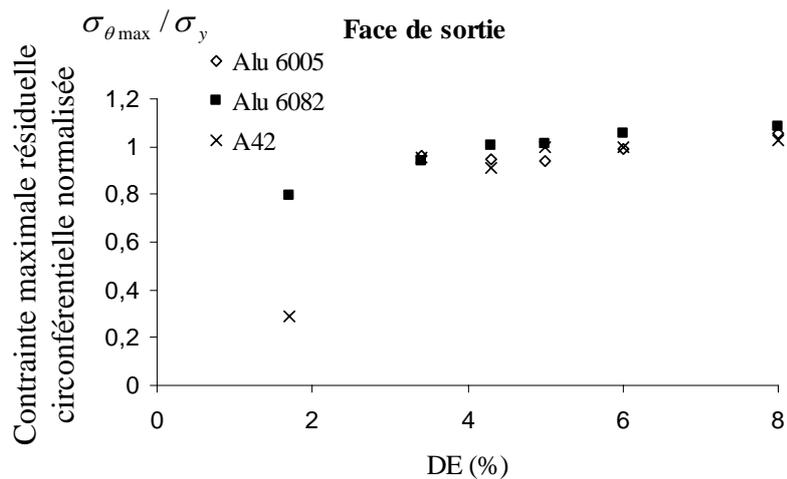
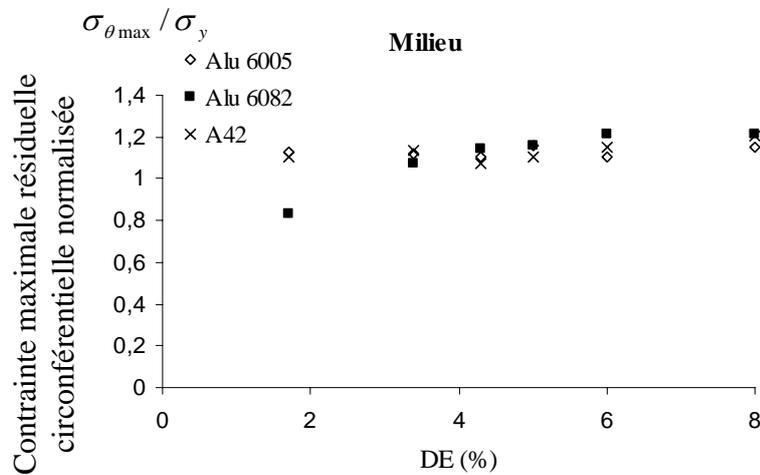
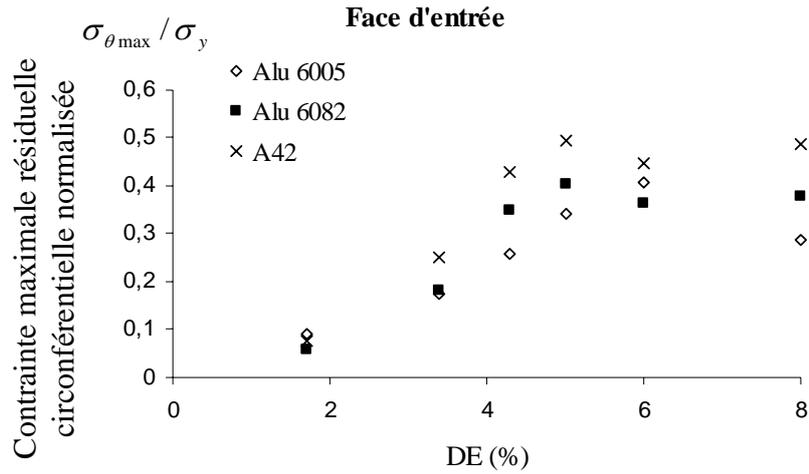


Figure (II.17) : Evolution du niveau des contraintes maximales résiduelles circonférentielles de compression en fonction du degré d'expansion pour différentes localisations dans l'épaisseur

II.3.4.3. Influence du Degré d'Expansion (DE) sur la Zone des Contraintes Résiduelles de Compression (ZCRC) et la Zone des Déformations Plastiques (ZDP)

La figure (II.18) montre les variations de la taille de la zone de contrainte résiduelle circonférentielle de compression (ZCRC) avec l'augmentation du degré d'expansion (DE) en face d'entrée, au milieu et en face de sortie pour les trois matériaux. La figure (II.19) montre les variations de la taille de la zone de la déformation plastique (ZDP) avec l'augmentation du degré d'expansion (DE) sur les trois plans considérées. Les valeurs sont données dans le tableau (II.3) et le tableau (II.4).

Au milieu et sur la face de sortie, les termes ZCRC et ZDP augmentent avec l'augmentation du degré d'expansion, mais sur la face d'entrée, la taille de ZCRC et ZDP n'augmente pas de façon significative avec l'augmentation du degré d'expansion. La croissance de ZCRC et ZDP s'arrête à $DE = 5\%$ pour les trois matériaux et sur toutes les faces considérées. Ceci semble résulter de la difficulté de convergence du calcul 3D. La simulation 2D permet d'analyser l'influence du DE sur ZCRC et ZDP plus facilement, les résultats sont donnés en annexe (Figure (B.1) (B.2) (B.3)).

En comparant les trois figures de (II.18), nous remarquons que les tailles des ZCRC et des ZDP en face de sortie sont plus grandes que celles au milieu. Celles en face d'entrée sont les plus petites. Ceci va encore dans le sens d'un amorçage de la fissure de fatigue plus rapide en face d'entrée.

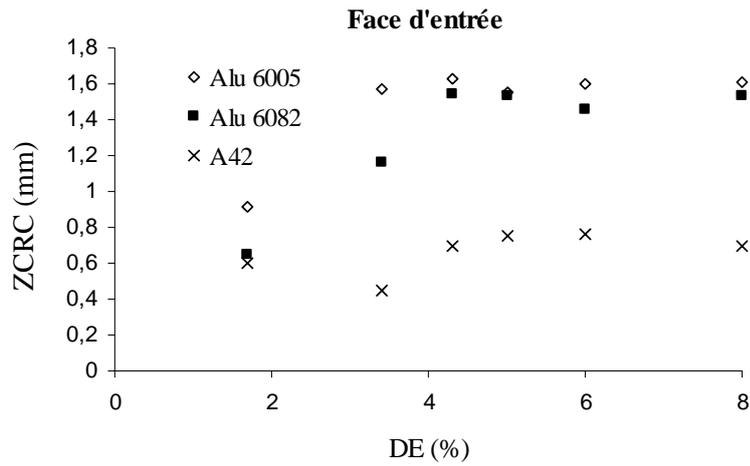
Sur la majeure partie de l'épaisseur de l'éprouvette, sauf en face d'entrée, les tailles de la ZCRC et de la ZDP de l'acier A42 sont plus grandes que celles observées sur les alliages d'aluminium 6005 et 6082. Il se confirme que les caractéristiques mécaniques ont une influence sur la distribution des contraintes résiduelles circonférentielles. Pour pallier aux difficultés de convergence de la simulation 3D, l'influence des propriétés mécaniques sera étudiée avec une simulation 2D.

ZCRC		1,7%	3,4%	4,3%	5%	6%	8%
Face d'entrée	Alu 6082	0,647	1,16	1,54	1,53	1,46	1,53
	Alu 6005	0,916	1,57	1,63	1,55	1,6	1,61
	Acier A42	0,6	0,45	0,7	0,75	0,766	0,7
Milieu	Alu 6082	1,1	1,55	1,88	1,9	1,75	1,69
	Alu 6005	1,155	1,96	2,3	2,34	1,88	1,66
	Acier A42	1,59	2,54	2,6	2,63	2,41	2,31
Face de sortie	Alu 6082	1	2,03	2,57	2,83	2,6	2,74
	Alu 6005	1,135	2,54	3,24	2,85	2,6	2,74
	Acier A42	0,85	2,77	2,84	2,91	2,82	3,35

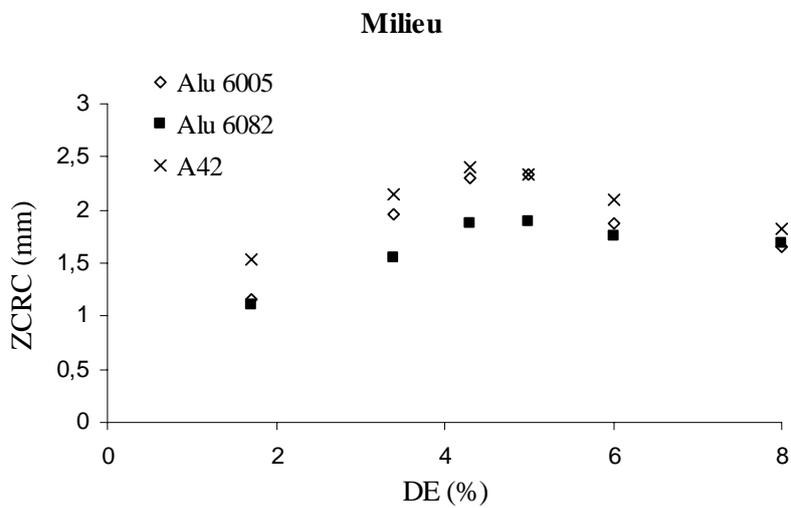
Tableau (II.3) : Les valeurs de la taille de la Zone des Contraintes Résiduelles de Compression (ZCRC) des trois matériaux correspondants aux différents degrés d'expansion (en mm)

ZDP		1,7%	3,4%	4,3%	5%	6%	8%
Face d'entrée	Alu 6082	1,19	1,91	1,91	1,91	1,91	1,91
	Alu 6005	1,19	2,15	2,15	2,15	1,91	1,91
	Acier A42	0,955	0,716	0,955	0,955	0,955	0,955
Milieu	Alu 6082	1,43	2,15	2,86	2,86	1,91	1,91
	Alu 6005	1,43	2,39	2,86	2,86	2,86	1,91
	Acier A42	1,91	2,86	2,86	2,86	2,86	2,86
Face de sortie	Alu 6082	1,43	2,15	2,86	4,06	3,86	3,82
	Alu 6005	1,43	3,1	4,06	4,06	4,06	3,82
	Acier A42	1,91	4,06	4,06	4,06	4,06	4,06

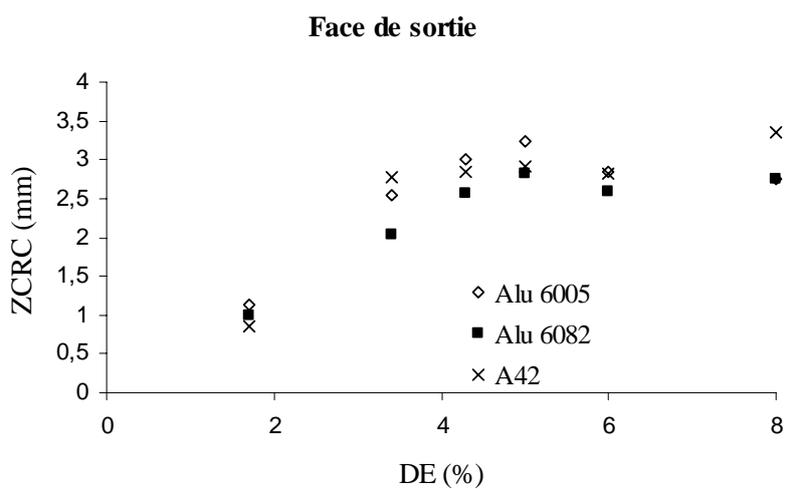
Tableau (II.4) : Les valeurs de la taille de la Zone des Déformations Plastiques (ZDP) des trois matériaux correspondants aux différents degrés d'expansion (en mm)



(a)



(b)



(c)

Figure (II.18) : Variation de la taille de la zone des contraintes résiduelles circonférentielle de compression (ZCRC) en fonction du degré d'expansion (DE) pour les trois matériaux

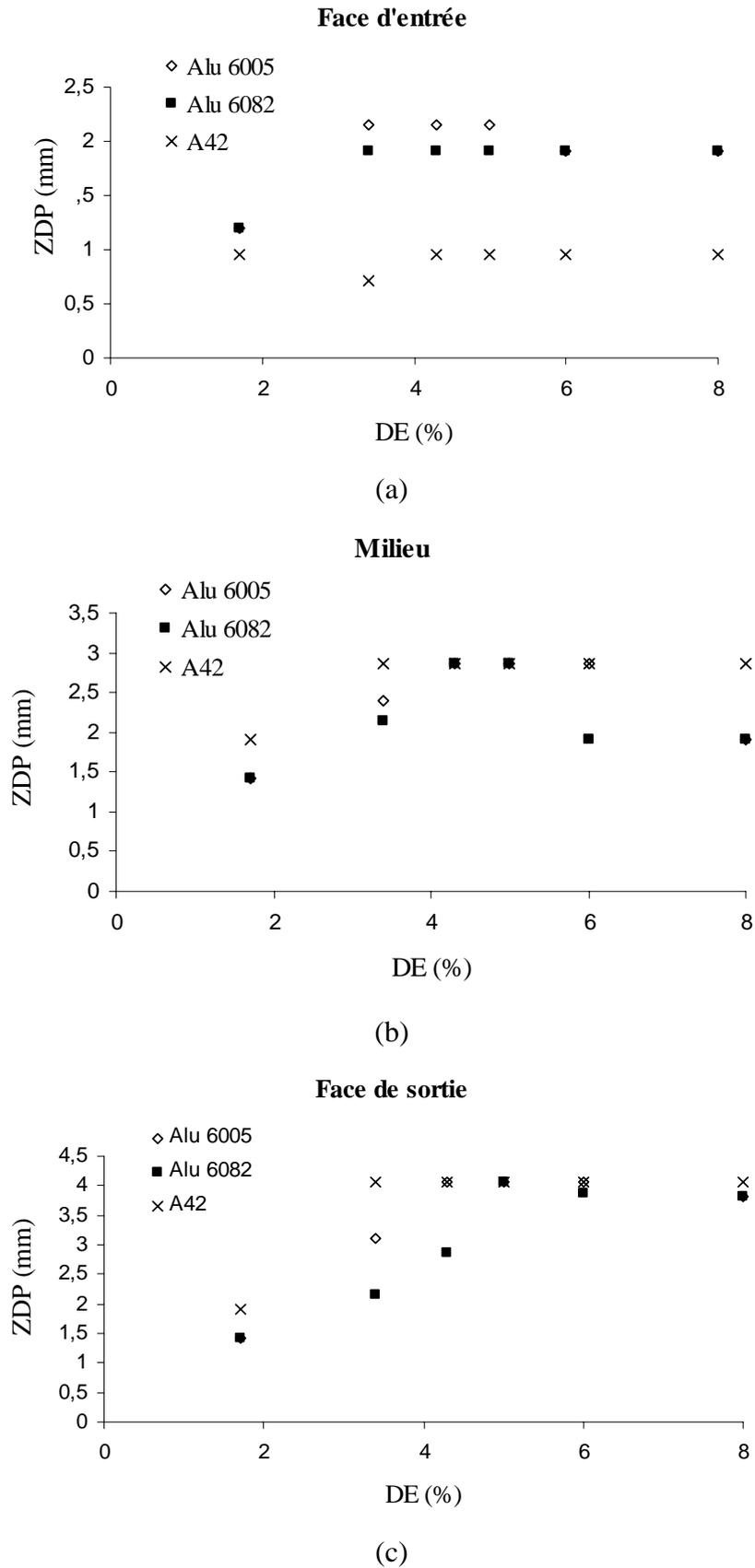


Figure (II.19) : Variation de la zone des déformations plastiques (ZDP) en fonction du degré d'expansion (DE) pour les trois matériaux

II.3.4.4. Conclusions

De ce premier calcul en 3D sur les champs de déplacement et de déformation nous pouvons tirer les conclusions suivantes :

1. La distribution des contraintes résiduelles circonférentielles et celle des déformations résiduelles au bord du trou ne sont pas uniforme dans l'épaisseur. En comparant les distributions sur les trois plans, le niveau des contraintes résiduelles circonférentielles en face d'entrée est beaucoup plus faible que ceux au milieu et en face de sortie. Les contraintes résiduelles circonférentielles de compression sont maximales au milieu d'épaisseur, la contrainte maximale de compression est presque trois fois celle en face d'entrée.
2. La taille de la zone de contraintes résiduelles circonférentielles de compression (ZCRC) est maximale en face de sortie et minimale en face d'entrée.
3. La zone des déformations plastiques (ZDP) est maximale en face de sortie et minimale en face d'entrée.
4. Le degré d'expansion n'a pas beaucoup d'influence sur la contrainte résiduelle circonférentielle maximale $\sigma_{\theta_{\max}}$ au milieu et en face de sortie. Par contre le niveau des contraintes résiduelles circonférentielles maximales de compression en face d'entrée semble sensible à l'augmentation du DE : il « monte » avec l'augmentation du DE de 1,7-5 % et ne « monte » plus pour 6 et 8%.

II.3.5. Modélisation de la double expansion

Afin d'analyser l'hétérogénéité des champs des contraintes résiduelles dans l'épaisseur et d'essayer d'y remédier, nous avons étudié l'effet d'une double expansion dans le même sens et dans le sens inverse et comparé les résultats de la double expansion aux résultats d'une expansion unique.

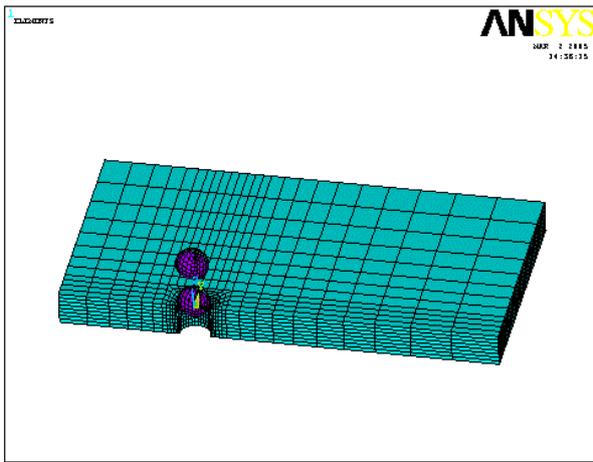
Dans la partie bibliographique, nous avons mentionné l'effet de la double expansion sur la durée de vie [4,12]. Les auteurs R GHRIFI et M BERNARD ont fait la deuxième expansion par le passage du mandrin ou de la bille suivant l'axe du perçage dans le même sens et dans le sens opposé à la première expansion avec des nombres de cycles intermédiaires. Rachid GHFIRI [4] a effectué la double expansion aux niveaux (DE=1,7 et 1,7 % pour obtenir un degré d'expansion total 3,4%). Le modèle de la simulation est en accord avec les travaux expérimentaux de Rachid GHFIRI [4]. Nos objectifs à modéliser la double expansion sont :

- de comparer le champ des contraintes résiduelles circonférentielles avec la double expansion et l'expansion unique mais avec le même niveau d'expansion totale,
- d'analyser l'effet de la double expansion sur la durée de vie,
- d'étudier l'influence du sens de la seconde expansion sur les champs des contraintes résiduelles circonférentielles avec le même niveau d'expansion totale.

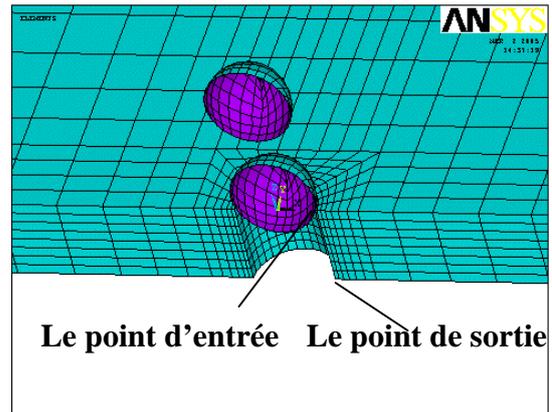
II.3.5.1. Modèle par éléments finis

Dans la simulation de la double expansion, le matériau utilisé est l'alliage d'aluminium 6082 T6, avec perçage en fond de fissure. Les conditions limites sont les mêmes que pour la simulation 3 D avec une seule expansion. Il y a deux billes dans le modèle, une plus petite avec le diamètre 5,9 mm, une plus grande avec le diamètre 6 mm. Et le diamètre initial du trou est de 5,8 mm. Après le passage de la petite bille, le trou est expansé avec le degré d'expansion 1,7 %; et après le passage de la grande bille, le trou est ré-expansé avec le degré d'expansion 3,4 %.

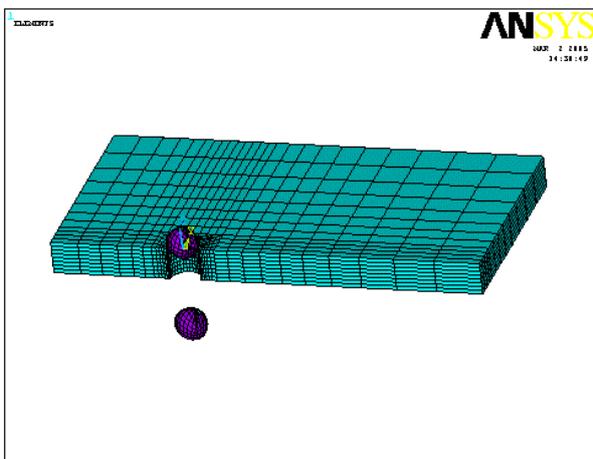
Nous utilisons deux cas de figure : dans le premier cas, la deuxième expansion est réalisée dans le même sens que la première expansion ; dans le second cas, la deuxième expansion est réalisée dans le sens opposé à la première expansion. Les maillages sont impliqués sur la figure (II.20). Dans la partie suivante, la face d'entrée et la face de sortie sont définis par le sens du passage de la bille de la première expansion.



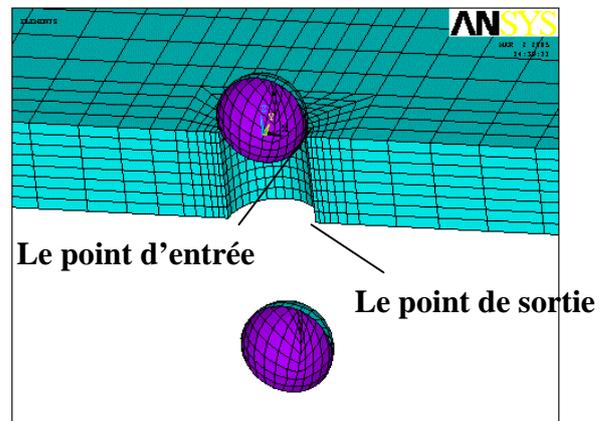
(a.1) modèle entier



(a.2) maillages locaux



(b.1) modèle entier



(b.2) maillages locaux

Figure (II.20) Modèles éléments finis de la double expansion (a) dans la même direction
(b) dans la direction opposée

II.3.5.2. Variation des champs de contrainte et de déformation durant le processus de l'expansion

La figure (II.21), montre la variation de la contrainte circonférentielle en fonction du pourcentage du processus d'expansion sur les deux points correspondant à la face d'entrée et à la face de sortie dans la configuration de la double expansion dans le même sens (figure a), ou dans la configuration d'expansion dans le sens opposé (b). On peut voir que le sens de la seconde expansion a une influence sur la contrainte circonférentielle au bord du trou. Les valeurs des contraintes résiduelles correspondantes aux différents pourcentages du processus de l'expansion sont présentées dans le tableau (II.5).

Lorsque le processus arrive à 50%, ceci correspond à la fin de la première expansion, et quand celui-ci atteint 100% cela correspond à la fin de la deuxième expansion.

Lors du premier passage (50%), les contraintes résiduelles sont de compression sur le point correspondant à la face d'entrée du début du processus jusqu'à 20% et celles ci restent stables (-110 MPa environ) jusqu'à 50% du processus. Par contre sur le point correspondant à la face de sortie, nous avons une augmentation des contraintes résiduelles qui sont de traction du début et jusqu'aux environ de 40% du processus au delà et jusqu'à 50 % nous observons une baisse des contraintes résiduelles qui deviennent de compression.

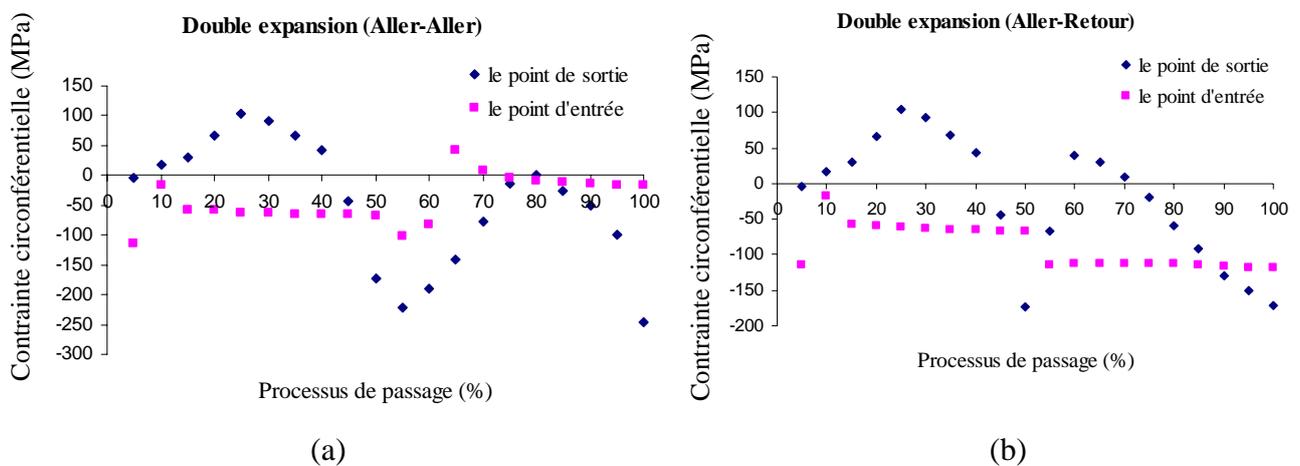


Figure (II.21) : Variation des contraintes circonférentielles au cours d'expansion du point en face d'entrée et en face de sortie (a) double expansion dans le même sens et (b) double expansion dans le sens opposé

Contrainte circonférentielle (MPa)		10%	20%	30%	40%	50%	60%	70%	80%	90%	100%
		Double expansion dans le même sens	point d'entrée	-160	-116	-115	-116	-117	-83	9	-10
point de sortie	17		59	189	165	-136	-189	-79	68	-51	-189
Double expansion dans le sens opposé	point d'entrée	-160	-116	-115	-116	-117	-113	-112	-113	-116	-119
	point de sortie	17	58	189	165	-136	40	10	-60	-130	-172

Tableau (II.5) : Contrainte circonférentielle en cours d'expansion des points au bord du trou en face d'entrée et en face de sortie

Dans la deuxième expansion dans le même sens que la première (de 50% à 100 % du processus), nous remarquons la même évolution des contraintes résiduelles circonférentielles que durant la première phase (0% - 50%). Les contraintes sur le point de la face de sortie passent d'une valeur de -200 MPa à une valeur proche de zéro aux environ de 80% du processus d'expansion pour repasser à une valeur proche de celle du début de la deuxième expansion (-200 MPa) à 100% du processus. Pour les contraintes correspondant au point sur la face d'entrée, elles présentent une augmentation au début du processus (50%) pour se stabiliser à une valeur proche de zéro à la fin du processus (100%). Ceci nous conduit à observer que la double expansion dans le même sens est bénéfique sur la face de sortie (contraintes résiduelles de compression) et ne l'est pas sur la face d'entrée en terme de contraintes (contraintes de traction ou proches de 0).

La figure (II.21 (b)), montre que la double expansion dans le sens opposé est bénéfique à la face d'entrée en terme de contraintes (contraintes résiduelles de compression plus importantes).

La variation de la déformation circonférentielle, en fonction du pourcentage du processus, des deux points (face d'entrée, face de sortie) dans le sens opposé et dans le même sens est donnée sur la figure (II.22). Les valeurs sont présentées dans le tableau (II.6).

La déformation circonférentielle du point d'entrée croît au début du processus de la première expansion, pour rester à un niveau stable proche de 0,01 entre 20% et la fin de la première expansion (50%). Nous observons la même évolution lors du processus de la deuxième expansion dans le même sens, par contre l'amplitude de la variation de la déformation représente le double de celle rencontrée lors du début de la première expansion.

Sur le point de la face de sortie la déformation croît jusqu'à 45% de la double expansion et "descend" à la fin de la première expansion et la même évolution est constatée lors de la deuxième expansion dans le même sens.

Sur la figure (II 25b), nous avons la même évolution sur les deux points représentant la face de sortie et la face d'entrée lors de la première expansion. Par contre lors de la deuxième expansion dans le sens opposé, la déformation du point de la face d'entrée n'évolue pas. La déformation du point de la face de sortie passe d'une valeur faible presque nulle tout au début du processus pour arriver à une valeur maximale 1,5% à 45% de la double expansion, et "descend" à la fin de la première expansion. Dans la deuxième expansion dans le sens opposé, la déformation circonférentielle du point de la face de sortie "monte" à une valeur maximale de 4,4% à 60% du processus et se stabilise jusqu'à la fin de la seconde expansion dans le sens opposé. La déformation circonférentielle du point de sortie est plus importante que celle du point d'entrée.

La figure (II.23) donne les variations des déplacements radiaux des points sur la face d'entrée et la face de sortie en cours de l'expansion. Les valeurs du déplacement radial sont présentées dans le tableau (II.7). Lors de la première expansion, nous avons un déplacement du point de la face d'entrée dès le début du processus de la première expansion par contre le déplacement du point de la face de sortie commence à évoluer aux environs de 20% du processus d'expansion. La deuxième expansion dans le même sens donne un déplacement beaucoup plus important sur la face d'entrée que sur la face de sortie dont le déplacement évolue durant le processus de la deuxième expansion. Lors de la deuxième expansion dans le sens opposé, nous avons un accroissement du déplacement de la face de sortie dès le début du processus de la deuxième expansion, par contre le déplacement de la face d'entrée reste à la même valeur que lors de la première expansion.

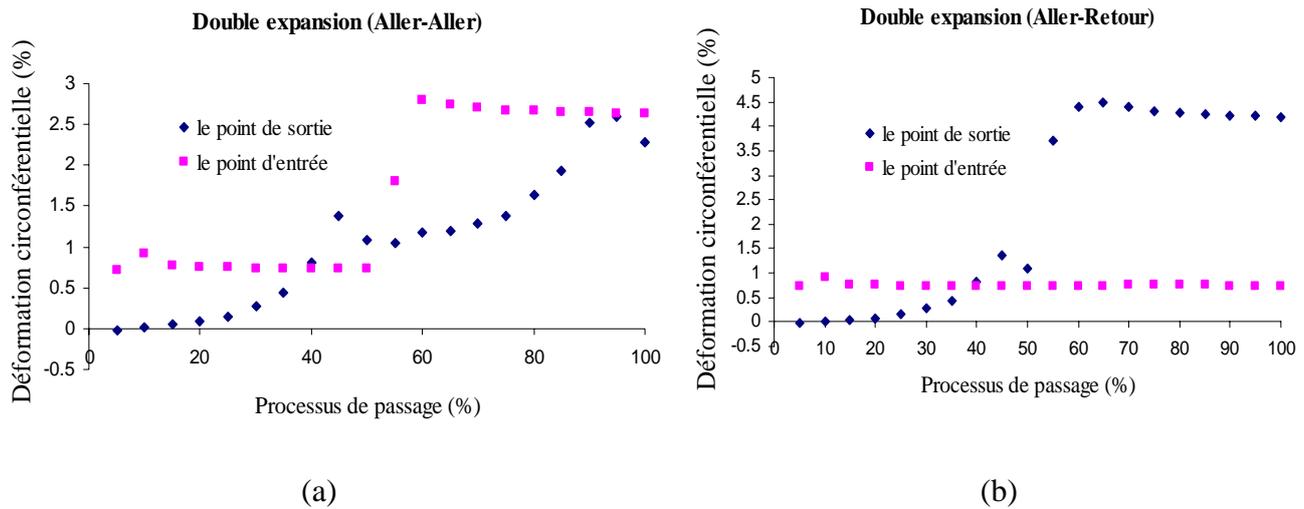


Figure (II.22) : Variation des déformations circonférentielles au cours d'expansion des points sur la face d'entrée et sur la face de sortie (a) cas de la double expansion dans le même sens et (b) cas de la double expansion dans le sens opposé

Déformation circonférentielle (%)		10%	20%	30%	40%	50%	60%	70%	80%	90%	100%
		Double expansion dans le même sens	point d'entrée	0,9	0,75	0,74	0,73	0,73	2,8	2,71	2,66
	point de sortie	0,02	0,08	0,3	1,18	1,14	1,18	1,28	1,64	2,52	2,28
Double expansion dans le sens opposé	point d'entrée	0,9	0,75	0,74	0,73	0,73	0,74	0,75	0,76	0,74	0,73
	point de sortie	0,02	0,08	0,3	1,18	1,14	4,39	4,4	4,28	4,23	4,2

Tableau (II.6) : Déformation circonférentielle (%) au cours d'expansion au bord du trou sur la face d'entrée et sur la face de sortie

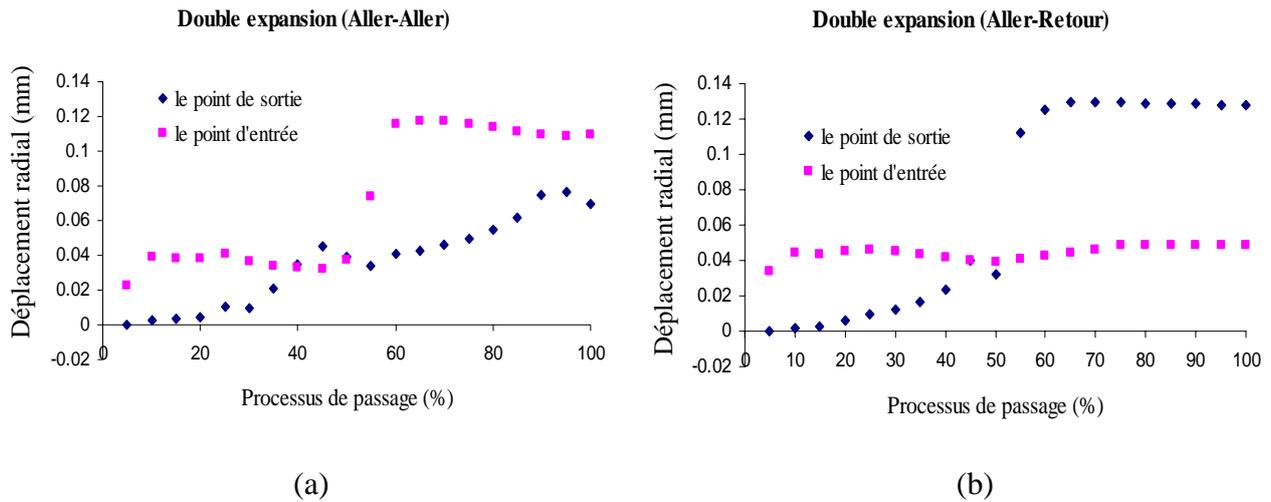


Figure (II.23) : Variation des déplacements radiaux au cours de l'expansion du point en face d'entrée et en face de sortie pour (a) la double expansion dans le même sens et (b) la double expansion dans le sens opposé

Déplacement radial (mm)		10%	20%	30%	40%	50%	60%	70%	80%	90%	100%
Double expansion dans le même sens	point d'entrée	0,04	0,04	0,04	0,03	0,04	0,07	0,12	0,11	0,11	0,11
	point de sortie	0,002	0,005	0,009	0,03	0,04	0,04	0,05	0,05	0,07	0,07
Double expansion dans le sens opposé	point d'entrée	0,04	0,04	0,04	0,03	0,04	0,04	0,05	0,05	0,05	0,05
	point de sortie	0,002	0,005	0,009	0,03	0,04	0,11	0,13	0,13	0,13	0,13

Tableau (II.7) : Déplacement radial au cours d'expansion des points au bord du trou en face d'entrée et en face de sortie

II.3.5.3. Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles

Nous avons étudié et comparé les champs de contraintes résiduelles circonférentielles obtenus par simple et double expansion. La figure (II.24) montre les distributions des contraintes résiduelles normalisées $\sigma_{\theta} / \sigma_y$ correspondant à trois cas :

- (1) après la deuxième expansion (DE = 1,7 %) dans la même direction, pour obtenir le degré d'expansion total de 3,4 % ;
- (2) après la deuxième expansion (DE=1,7%) dans la direction opposée (DE total=3,4%);
- (3) après l'expansion unique (DE = 3,4 %)

en face d'entrée, au milieu et en face de sortie, respectivement. Les faces d'entrée et de sortie sont définies par la direction de la première expansion.

II.3.5.4. Discussion et conclusion

La figure (II.25, (a), (b), (c)) montre pour chaque localisation

(a) face d'entrée, (b) milieu, (c) face de sortie.

- la contrainte maximale normalisée circonférentielle de compression $\sigma_{\theta_{\max}} / \sigma_y$,
- la zone des contraintes résiduelles de compression (ZCRC),
- la zone des déformations plastiques (ZDP) conduit par la double expansion en même sens, la double expansion dans le sens opposé et l'unique expansion.

II.3.5.4.1. Comparaison entre la double expansion et l'expansion unique

La contrainte résiduelle circonférentielle maximale normalisée $\sigma_{\theta_{\max}} / \sigma_y$ dans la plupart de l'épaisseur de l'éprouvette varie peu (à peu près 1.3 au milieu et 1 en face de sortie). Ce résultat vérifie la conclusion précédente : le niveau des contraintes résiduelles circonférentielles de compression ne change pas avec l'augmentation du degré d'expansion au centre et en face de sortie.

Par rapport à l'expansion unique (DE = 3,4 %), la zone de contraintes résiduelles de compression (ZCRC) et la zone de déformations plastiques (ZDP) induites par la double expansion sont plus grandes sur les trois localisations de référence. Les rapports de ZCRC et ZDP de la double expansion sur l'expansion unique au milieu sont de 1,4. La double expansion avec le degré d'expansion total égal à l'expansion unique est plus bénéfique que l'expansion unique. Ceci est vérifié par les résultats expérimentaux dans [4,12] : le perçage

suiivi d'une double expansion permet d'obtenir un nombre de cycles à l'amorçage plus important qu'avec expansion unique.

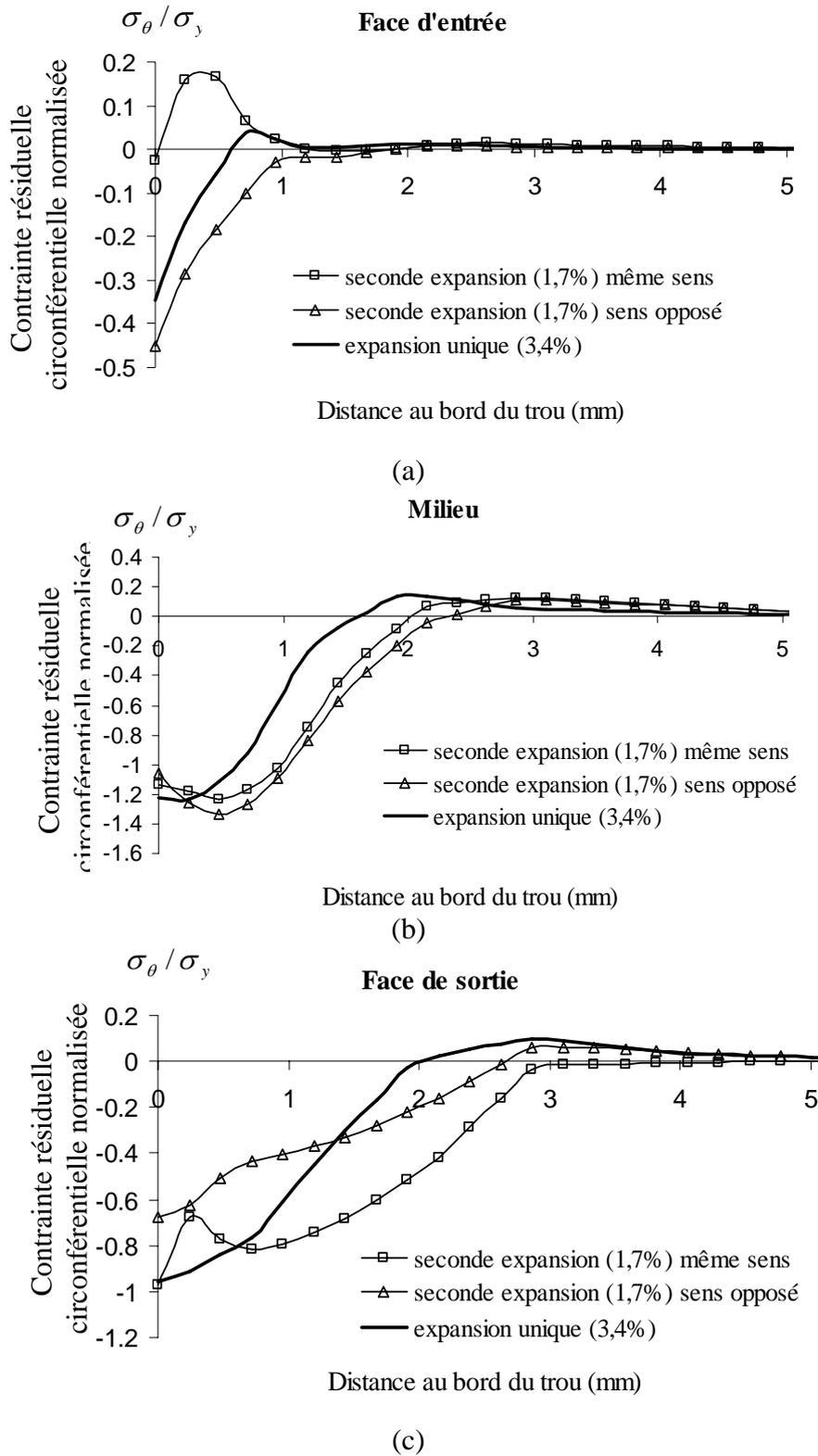


Figure (II.24) : Distributions des contraintes résiduelles circonférentielles normalisées au bord du trou des différents processus d'expansion de l'aluminium 6082 (a) sur la face d'entrée, (b) au milieu et (c) sur la face de sortie

II.3.5.4.2. Comparaison entre les secondes expansions dans le même sens et le sens opposé

Au centre, les distributions des contraintes résiduelles circonférentielles des deux modes pour la seconde expansion sont très proches ($\sigma_{\theta_{\max}} / \sigma_y = 1,23-1,34$)

En face d'entrée, la zone de contraintes résiduelles de compression (ZCRC) après la seconde expansion dans le sens opposé (la taille est de 1 mm) est plus grande que celle après la seconde expansion dans le même sens (la taille est de 0,2 mm).

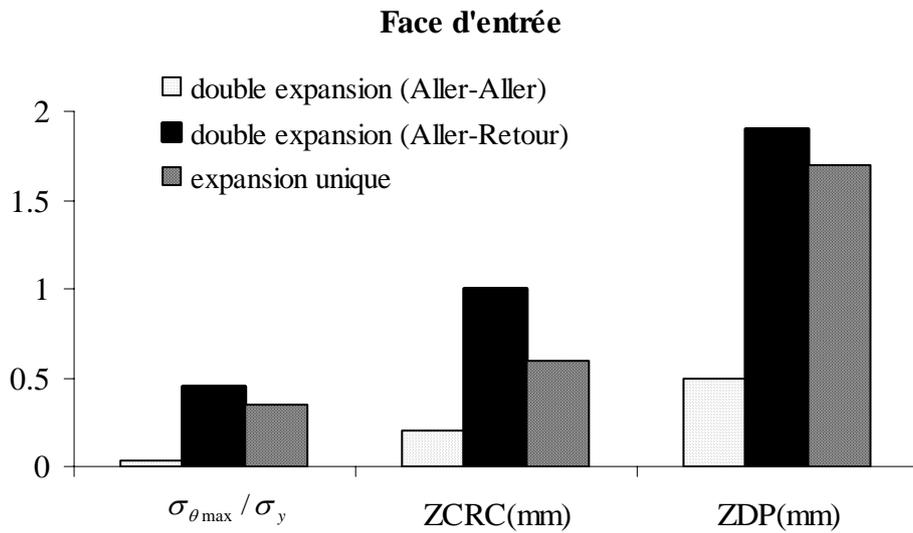
En face de sortie, la ZCRC après la seconde expansion dans la direction opposée (la taille est de 2,7 mm) est plus faible que celle après la seconde expansion dans la même direction (la taille est de 3 mm).

Pour la double expansion dans le sens opposé, la face d'entrée de la seconde expansion correspond à la face de sortie de la première expansion. C'est pourquoi en face d'entrée la seconde expansion, dans la direction opposée, est bénéfique mais en face de sortie, elle est néfaste. Nous remarquons que la ZCRC et la ZDP en face d'entrée induites par la deuxième expansion dans le sens opposé sont beaucoup plus importantes que celles introduites par la deuxième expansion dans le même sens comme le montre la figure (II.25). Et en face de sortie on trouve la situation inverse.

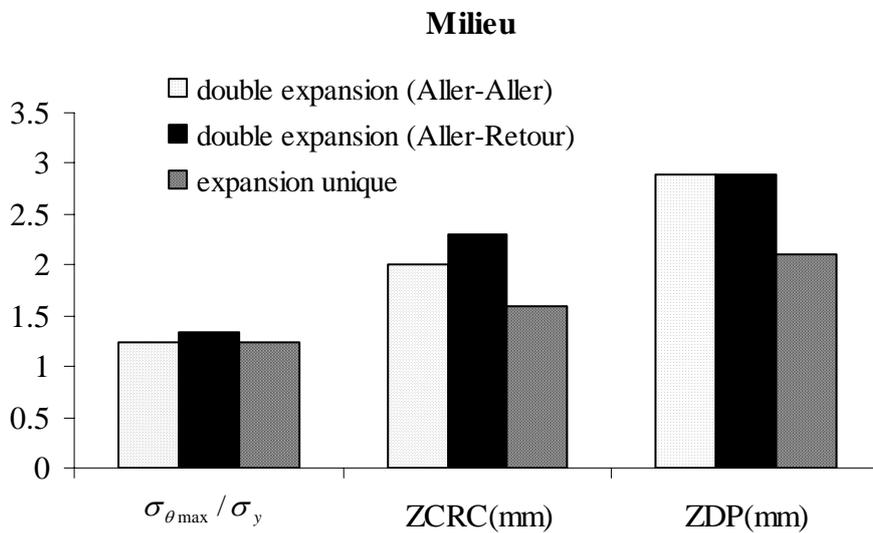
La face d'entrée est toujours la face la plus facile à endommager dans l'éprouvette là où s'initie la fissure parce que la double expansion n'améliore pas considérablement le niveau des contraintes résiduelles circonférentielle de compression $\sigma_{\theta_{\max}} / \sigma_y$, et la non uniformité des contraintes résiduelles circonférentielles n'a pas été améliorée par la double expansion dans le sens opposé. Ceci confirme la conclusion de M. BERNARD [12] :

« Le retard à l'amorçage n'est pas affecté par la direction de la seconde expansion. »

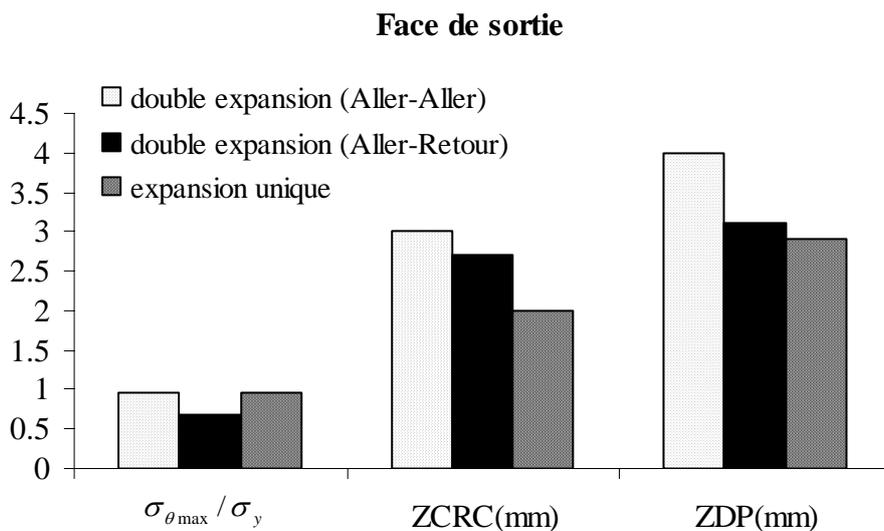
Donc la double expansion dans la direction opposée n'est pas une méthode efficace pour créer la contrainte résiduelle uniforme à travers d'épaisseur.



(a)



(b)



(c)

Figure (II.25) : Comparaison des paramètres entre la double expansion et l'expansion unique

II.4. Etudes des paramètres influant sur la durée de vie en fatigue

A travers des études précédentes, nous avons bien montré la variation du champ des contraintes résiduelles circonférentielles à travers l'épaisseur par l'analyse des éléments finis 3D pour une simple et double expansion.

Dans cette partie, nous nous intéressons aux paramètres induits par l'expansion à froid ayant une influence sur la durée de vie en fatigue. On utilisera le modèle 2D pour étudier l'influence du diamètre du perçage, du degré d'expansion et des caractéristiques mécaniques sur la distribution des contraintes résiduelles circonférentielles.

Les conditions de modélisation et les maillages par éléments finis sont présentés dans la partie II.2.2 et sur la figure (II.4). Dans ses travaux expérimentaux, Rachid GHIFIRI [4] a réalisé des essais de fatigue sur des éprouvettes avec différents diamètres de perçage et pour différents degrés d'expansion. Pour vérifier les résultats de l'influence du diamètre du trou sur la durée de vie, nous prenons en compte trois diamètres du trou : 4, 6 et 8 mm. R GHIFIRI [4] a aussi réalisé des essais sur des éprouvettes avec différents degrés d'expansion (DE = 1,7, 3,4 et 4,3 %). En plus, il a appliqué des degrés d'expansion plus grands (DE = 7.1 et 9 %) pour voir s'il existait un seuil critique pour le degré d'expansion. Pour analyser les résultats expérimentaux sur l'influence du diamètre du trou et du degré d'expansion sur la durée de vie, nous prenons en compte numériquement sept degrés d'expansion : 1,7, 3,4, 4,3, 5,0, 6,0, 7,1 et 9 %. Les matériaux utilisés dans cette partie sont les mêmes que ceux utilisés pour l'analyse 3D : alliages d'aluminium 6005A T6, 6082 T6 et acier A42.

II.4.1. Distributions des contraintes résiduelles circonférentielles

La figure (II.26) montre les distributions des contraintes résiduelles circonférentielles pour tous les degrés d'expansion et pour les trois diamètres finaux du trou de l'alliage d'aluminium 6082 T6. Les résultats concernant l'alliage d'aluminium 6005A T6 et l'acier A42 se trouvent dans l'annexe (Figure (A.3) (A.4)).

Comme les définitions précédentes, nous allons étudier l'influence des paramètres comme le degré d'expansion, le diamètre final, etc., sur la contrainte maximale résiduelle circonférentielle de compression $\sigma_{\theta_{\max}}$, la taille de la zone des contraintes résiduelles de compression (ZCRC) et celle de la zone des déformations plastiques (ZDP).

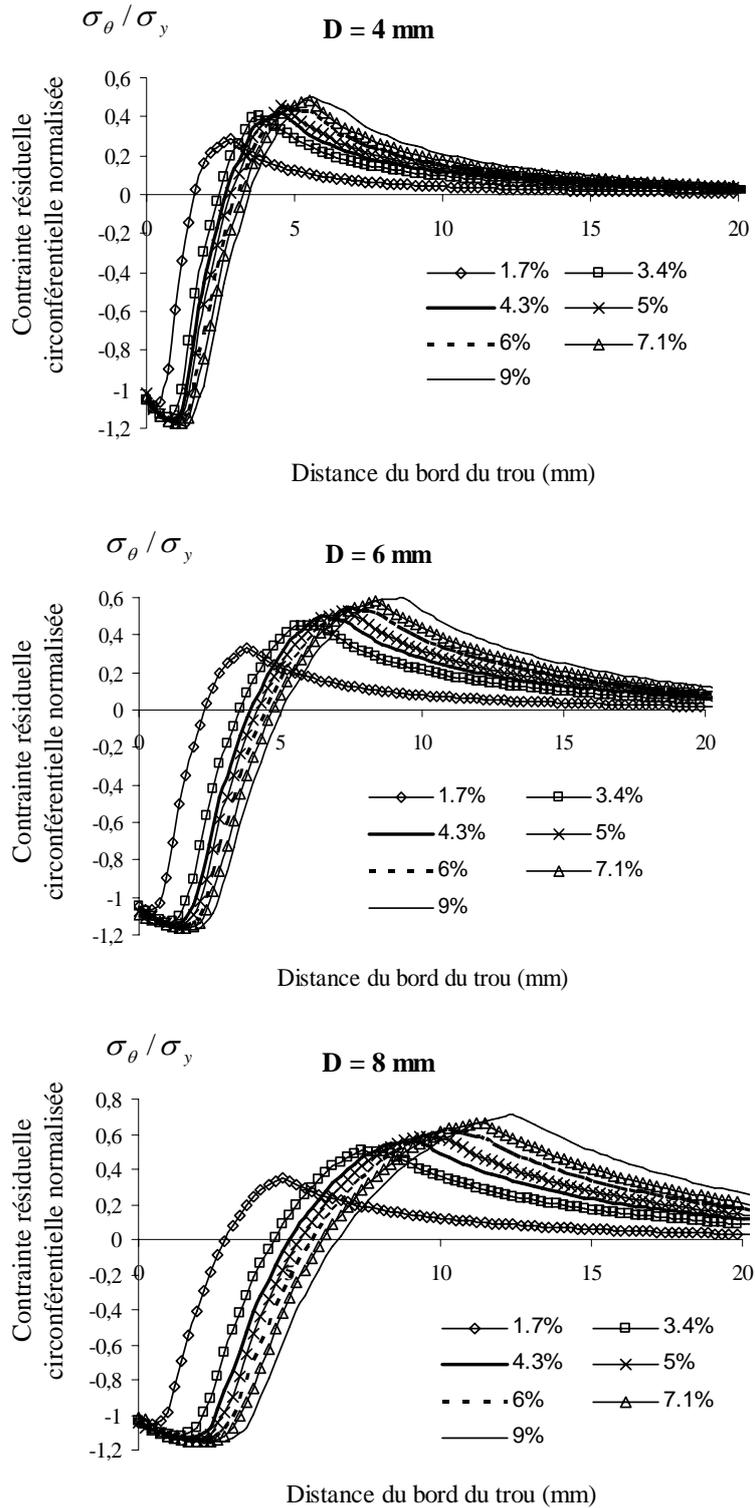


Figure (II.26) : Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles normalisées à partir du bord du trou pour les différents degrés d'expansion et les différents diamètres finaux du trou de l'alliage d'aluminium 6082 T6

II.4.2. Influence du degré d'expansion (DE) et du diamètre final (D) sur le niveau des contraintes résiduelles circonférentielles de compression

La figure (II. 27) montre l'évolution de la valeur maximale des contraintes résiduelles circonférentielles de compression $\sigma_{\theta_{\max}}$ au bord du trou avec l'augmentation du degré d'expansion pour l'alliage d'aluminium 6082 T6. Les valeurs maximales sont normalisées par la limite élastique σ_y du matériau (voir les courbes en annexe (Figure (B.1))). Le terme $\sigma_{\theta_{\max}} / \sigma_y$ ne change pas beaucoup pour les différents diamètres finaux et les matériaux étudiés, et évolue entre 1 et 1.2. On constate une légère augmentation de $\sigma_{\theta_{\max}} / \sigma_y$ pour de faibles valeurs de DE.

La figure (II.27) montre également l'influence du diamètre final D . Pour tous les matériaux, $\sigma_{\theta_{\max}} / \sigma_y$ diminue avec l'augmentation du diamètre final. Le degré d'expansion et le diamètre final n'ont peu d'influence sur le niveau de la contrainte résiduelle circonférentielle maximale de compression.

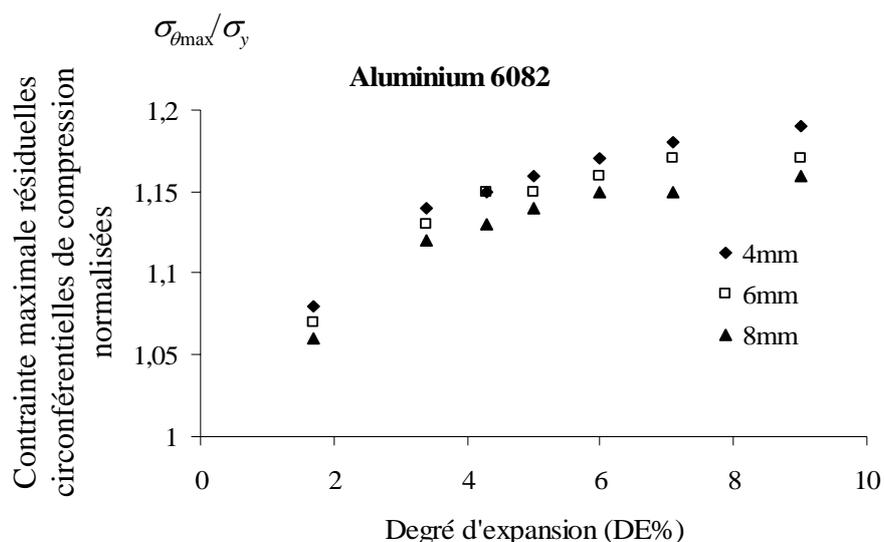


Figure (II.27) : Evolution de la valeur maximale des contraintes résiduelles circonférentielles de compression en fonction du degré d'expansion de l'Aluminium 6082

II.4.3. Influence du degré d'expansion (DE) et du diamètre final (D) sur la zone des contraintes résiduelles de compression (ZCRC)

La figure (II.28) montre l'évolution de la taille de la zone des contraintes résiduelles de compression (ZCRC) en fonction du degré d'expansion (DE) pour l'aluminium 6082A T6. Les figures correspondantes aux autres matériaux sont dans l'annexe (Figure (B.2)). Les

tailles de ZCRC augmentent avec l'augmentation du DE pour un même diamètre final. Ceci permet d'expliquer la croissance du nombre de cycles à l'amorçage avec l'augmentation du degré d'expansion de 1,7 % à 4,3 %.

L'augmentation du degré d'expansion, dans un domaine limité, améliore de façon significative la durée de vie en fatigue.

En plus, nous pouvons constater l'influence du diamètre final sur la zone des contraintes résiduelles de compression. Pour un degré d'expansion donné, la taille de ZCRC croît avec l'augmentation du diamètre final. C'est-à-dire, un trou expansé de 8 mm occasionne une zone de contraintes résiduelles de compression plus importante qu'un trou expansé de 6 mm et de 4 mm.

L'influence du diamètre final augmente avec le degré d'expansion.

Pour un même degré d'expansion, le nombre de cycles au réamorçage est d'autant plus important que le diamètre final est grand.

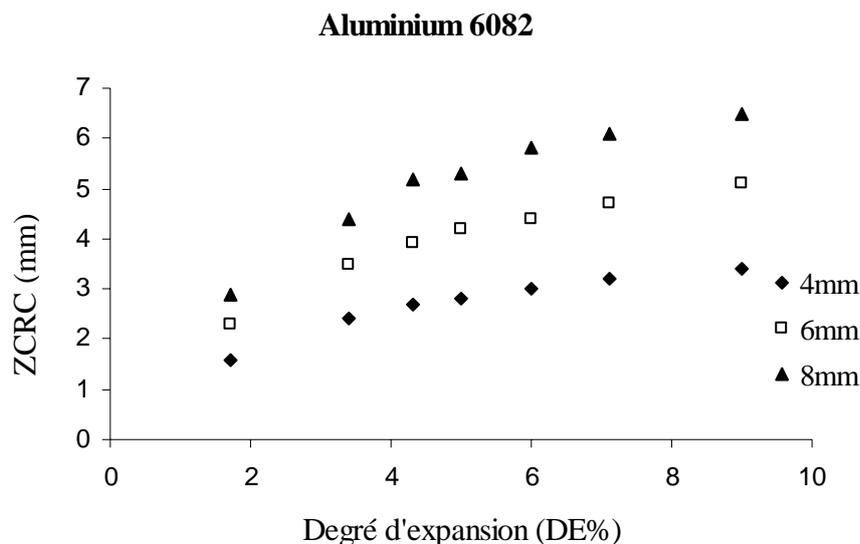


Figure (II.28) : Evolution de la taille de la zone des contraintes résiduelles de compression (ZCRC) en fonction du degré d'expansion (DE) de l'alliage d'aluminium 6082

II.4.4. Influence du degré d'expansion (DE) et du diamètre final (D) sur la zone des déformations plastiques (ZDP)

La figure (II.29) montre l'évolution de la zone des déformations plastiques (ZDP) en fonction du degré d'expansion (DE) pour les trois matériaux. Les tailles de la ZDP augmentent avec l'augmentation du DE pour différents diamètres finaux.

La taille de la zone des déformations plastiques (ZDP) croît avec l'augmentation du diamètre final. Pour un DE égale à 6%, elle passe d'une valeur de 4 mm pour un diamètre de 4 mm à une valeur de 11 mm pour un diamètre de 8 mm.

Le degré d'expansion (DE) et le diamètre final (D) ont une influence importante sur la zone des contraintes résiduelles de compression (ZCRC) et la zone des déformations plastiques (ZDP).

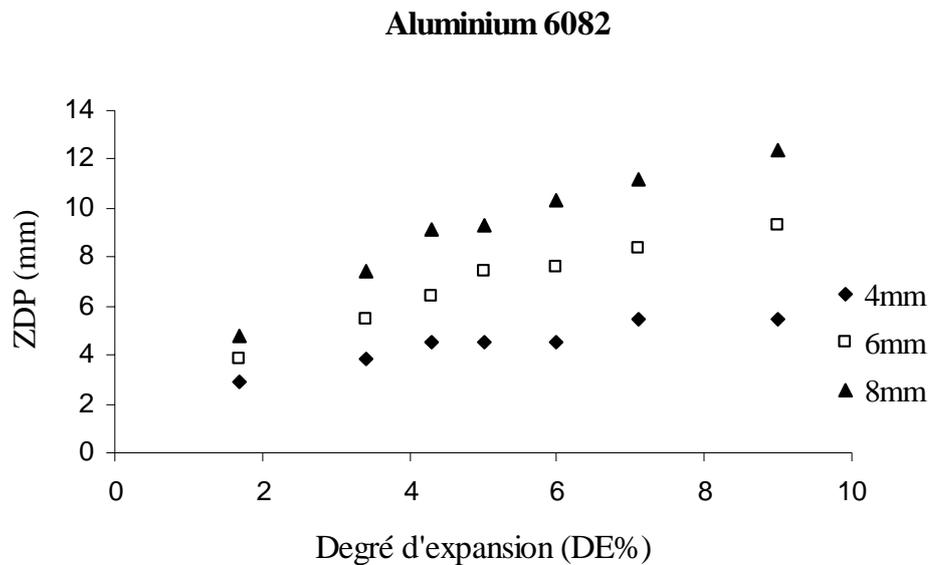


Figure (II.29) : Evolution de la taille de la zone des déformations plastiques (ZDP) en fonction du degré d'expansion (DE) de l'Aluminium 6082

II.4.5. Influence des caractéristiques mécaniques

II.4.5.1. Matériaux utilisés

Il y a trois caractéristiques mécaniques principales qui nous intéressent dans cette partie : la limite d'élasticité σ_y , le module de Young E et le coefficient d'érouissage n . Pour étudier les influences de ces trois caractéristiques mécaniques sur la distribution des contraintes résiduelles circonférentielles, on fait varier celles-ci pour l'alliage d'aluminium 6082 et pour l'acier A42.

La figure (II.30) montre les modifications, sur les courbes de traction contrainte vraie-déformation vraie, induites par les variations des 3 paramètres pour l'aluminium 6082. La limite d'élasticité passe de 255 MPa à 300 MPa pour la courbe "limite=300 MPa" ; le module de Young passe de 68 GPa à 100 GPa pour la courbe "E=100 GPa"; le coefficient d'érouissage est grandi pour la courbe "n (plus grand)" (de 0.3 à 0.45). Les courbes modifiées de l'acier A42 sont montrées en l'annexe (Figure (C.1)).

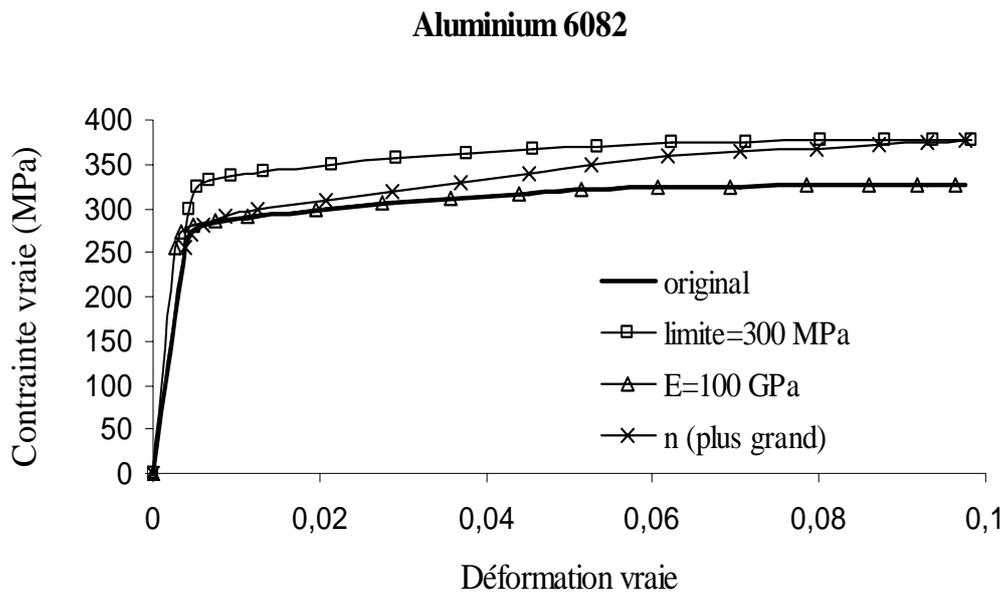


Figure (II.30): Courbes rationnelles modifiées de l'alliage d'aluminium 6082

II.4.5.2. Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles pour les différentes courbes de comportement

Nous avons simulé l'expansion du trou avec le degré d'expansion $DE = 3,4 \%$ pour un diamètre final de 6 mm. La figure (II.31) montre les distributions des contraintes résiduelles circonférentielles résultant de la modification des paramètres de la loi de comportement.

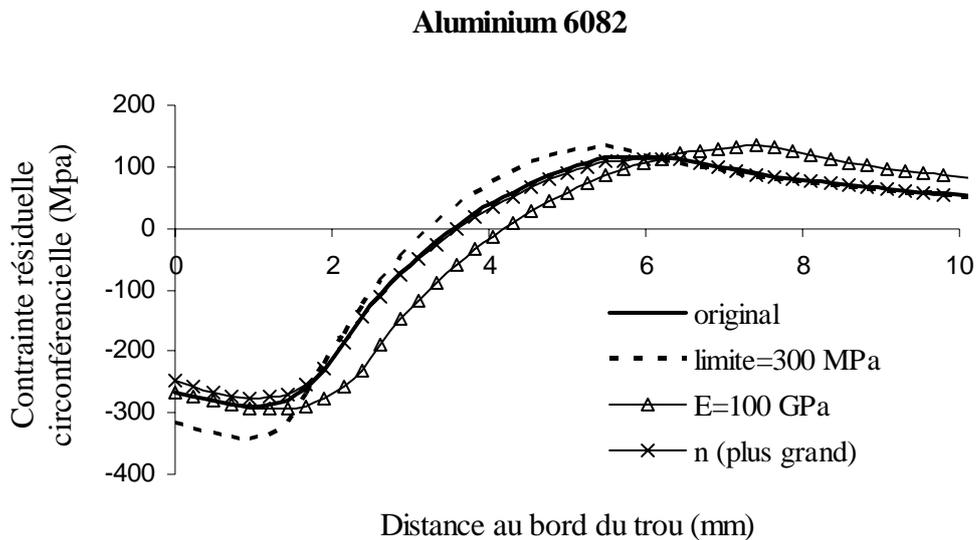


Figure (II.31) : Distributions des contraintes résiduelles circonférentielles pour les différentes variantes de lois de comportement pour l'alliage d'aluminium 6082

II.4.5.3. Discussion et conclusion

La figure (II.31) montre l'influence des caractéristiques mécaniques sur :

- le niveau des contraintes résiduelles circonférentielles,
- la taille de la zone des contraintes résiduelles de compression ZCRC,
- la taille de la zone des déformations plastiques ZDP.

1. Pour le même module du Young E et le même coefficient d'érouissage n , 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.

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 que dans celui de l'alliage 6005A-T6. Ceci confirme notre conclusion sur l'influence de la limite élastique. En effet la limite d'élasticité du 6082-T6 (255 MPa) est plus importante que celle de 6005A-T6 (220 MPa).

- L'effet d'expansion sur l'amélioration de la durée de vie est d'autant plus important que la limite d'élasticité est plus grande. Pour une même contrainte appliquée l'endommagement est d'autant plus faible que l'on est loin de la limite d'élasticité.

2. Pour une même limite élastique σ_y et un même coefficient d'érouissage n les tailles de ZCRC et ZDP sont d'autant plus importantes que le module d'Young est élevé. La contrainte maximale résiduelle circonférentielle de compression n'est pas influencée par le module de Young.

- L'effet de l'expansion sur l'amélioration de la durée de vie est d'autant plus important que le module de Young est élevé.

3. Pour une même limite élastique σ_y et un même module de Young E , le coefficient d'érouissage n a peu d'influence sur la distribution des contraintes résiduelles circonférentielles.

- Le coefficient d'érouissage n n'a pas d'influence significative sur la durée de vie en fatigue (amorçage).

Les conclusions sont les mêmes pour l'acier A42. Les résultats concernant l'acier A42 sont rassemblés en annexe (Figure (C.2)).

II.5. Etude du degré d'expansion optimum

R.GHFIRI dans ses travaux [4], a appliqué des degrés d'expansion plus grands en vue de vérifier les limites de cette technique de réparation : 7,1 et 9 %. Une diminution significative de la durée de vie a été observée pour les degrés d'expansion 7,1% et au delà. Ceci montre l'existence d'une valeur optimale du degré d'expansion permettant un gain considérable au niveau de la durée de vie et une valeur seuil au delà de laquelle l'expansion devient néfaste. Au-delà de cette valeur seuil, l'expansion introduit un endommagement local important au niveau du trou préjudiciable à la durée de vie.

A.T.ÖZDEMIR et al. [9] ont également fait des essais de fatigue pour des degrés d'expansion de 2, 4 et 6 % sur les alliages d'aluminium 7050 et 8090. Les contraintes résiduelles en surface sont mesurées par la méthode de Sachs. Au bord du trou, les contraintes résiduelles circonférentielles de compression ne semblent pas dépendre du degré d'expansion. Un degré d'expansion important ne donne pas des contraintes résiduelles circonférentielles importantes. Le gain de la durée de vie est associé avec la présence de contraintes résiduelles circonférentielles de compression favorables. La durée de vie n'augmente pas indéfiniment avec l'augmentation du degré d'expansion. Il existe une limite supérieure du degré d'expansion.

La figure (II.32) (a) montre que la durée de vie pour $DE = 4,3\%$ est augmentée d'environ 3,5 fois par rapport à celle du perçage sans expansion. Sur cette figure, on remarque une diminution significative de la durée de vie normalisée par le nombre de cycles à l'amorçage du perçage sans expansion et une augmentation de la vitesse minimale de propagation à partir d'une valeur seuil DE . Au delà de cette valeur seuil, l'expansion devient néfaste à la fois en terme de durée de vie et en terme de vitesse de propagation après réamorçage.

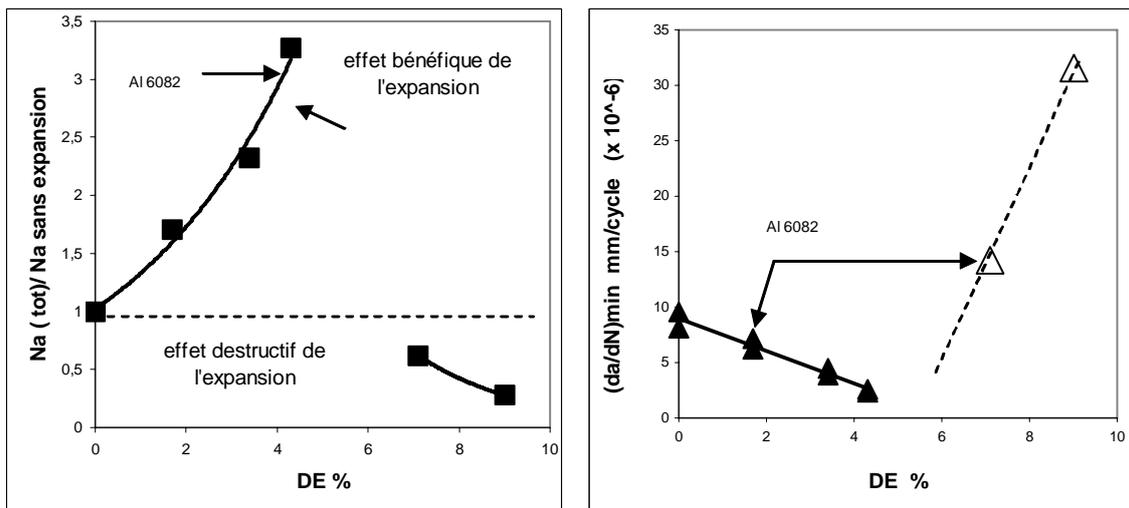


Figure (II.32): (a) Durée de vie normalisée en fonction du DE, (b) Vitesse minimale de propagation de fissure de fatigue en fonction du DE

A partir de ces constatations il convient maintenant d'estimer le seuil de dangerosité du degré d'expansion de manière à optimiser celui-ci dans les procédures de réparation.

II.5.1. Analyse de l'approche

La courbe conventionnelle contrainte - déformation d'un matériau ductile présente un maximum de charge. Dans une première phase la diminution de section est compensée par le durcissement du matériau (écrouissage), la charge (ou la contrainte) augmente avec le déplacement (ou la déformation). A partir d'une certaine valeur le durcissement ne compense plus la diminution de section et la charge décroît, la déformation plastique se localise et la striction apparaît conduisant à la rupture. Ce point est appelé " instabilité plastique ". Ce point qui est aussi la limite dans le processus de mise en forme par déformation peut être considéré comme un point d'endommagement irréversible. Nous faisons l'hypothèse, et allons la vérifier, que ce point correspond au seuil d'expansion au delà duquel nous avons critiqué du processus. Cette contrainte d'instabilité sera exprimée en terme de contrainte équivalente de Von Mises.

La figure (II.33) montre les évolutions des courbes rationnelle et conventionnelle de traction mettant bien en évidence ce phénomène d'instabilité plastique (PI). Celui-ci sera essentiel dans la suite de notre travail.

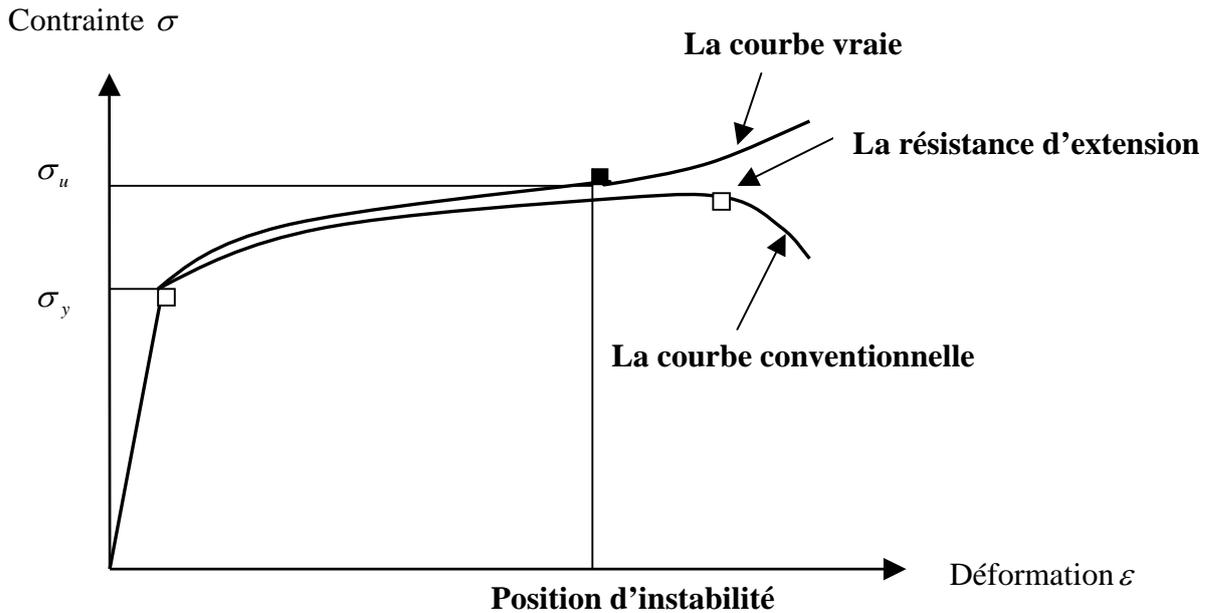


Figure (II.33): Schéma des courbes vraie et conventionnelle de contrainte-déformation

II.5.2. Influence de la position d'instabilité sur la contrainte équivalente de Von Mises dans le processus d'expansion

Pour l'alliage d'aluminium 6082-T6, la courbe contrainte-déformation vraie est très plate, il est difficile de déterminer la position d'instabilité. En vue d'étudier l'influence de la position d'instabilité, nous modifions la courbe comme indiquée sur la figure (II.34). La courbe initiale est la courbe contrainte-déformation vraie du matériau 6082-T6, et les courbes 1, 2 et 3 ont les positions d'instabilité différentes, à 6, 8 et 10 % respectivement. Pour l'alliage d'aluminium 6082-T6, la contrainte maximale (instabilité) σ_u est 327 MPa. La contrainte vraie σ_u croît au delà de ce point d'instabilité.

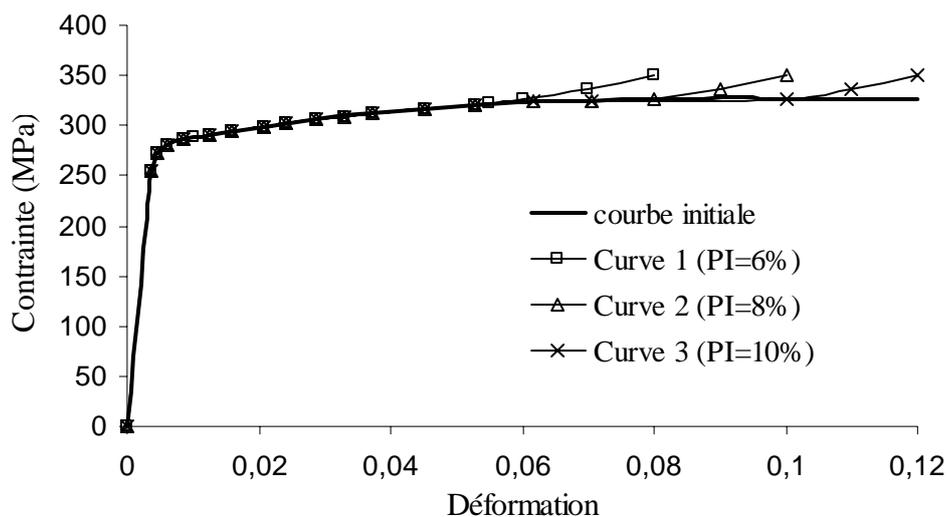


Figure (II.34): Courbe contrainte-déformation avec différentes positions d'instabilité pour l'alliage d'aluminium 6082-T6

Après perçage, les contraintes résiduelles au bord du trou peuvent être de compression ou de traction, tout dépend de l'histoire de sa réalisation. Mais pendant le passage de la bille (expansion), les contraintes au bord du trou sont de traction et peuvent atteindre la limite d'élasticité du matériau.

La figure (II.35) montre la distribution de la contrainte équivalente de Von Mises, à partir du bord du trou, dans le processus d'expansion.

La figure (II.36) montre, pour les quatre positions de l'instabilité et les sept degré d'expansion, la contrainte maximale équivalente de Von Mises près du bord du trou. On remarque que plus la position d'instabilité est faible (faible pourcentage de déformation plastique), plus le DE nécessaire pour que la contrainte équivalente dépasse σ_u est bas. Par exemple, la contrainte maximale équivalente, 327 MPa, de la courbe 1 est atteinte pour un DE = 3,4 %, mais n'est seulement atteinte qu'avec un DE 5% pour la courbe 3 correspondant à une déformation à l'instabilité plus grande.

Pour la courbe initiale, les contraintes équivalentes ne changent plus au-delà 3.4 % parce que la position d'instabilité de cette courbe est difficile à déterminer et que les contraintes n'ont pas dépassé 327 MPa sur cette courbe. Il n'est pas possible dans ce cas de trouver une valeur du DE au delà de laquelle les contraintes équivalentes vont dépasser σ_u .

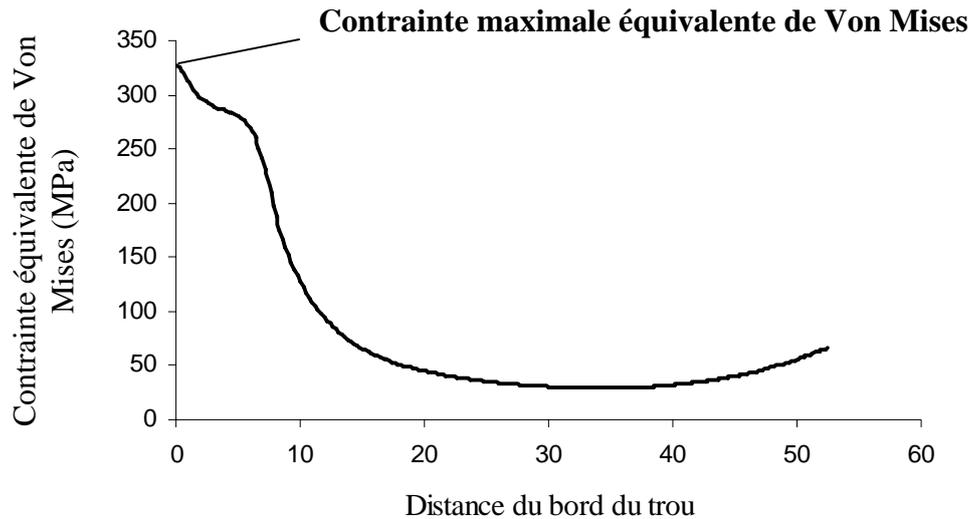


Figure (II.35) : Distribution de la contrainte équivalente Von Mises dans le processus d'expansion

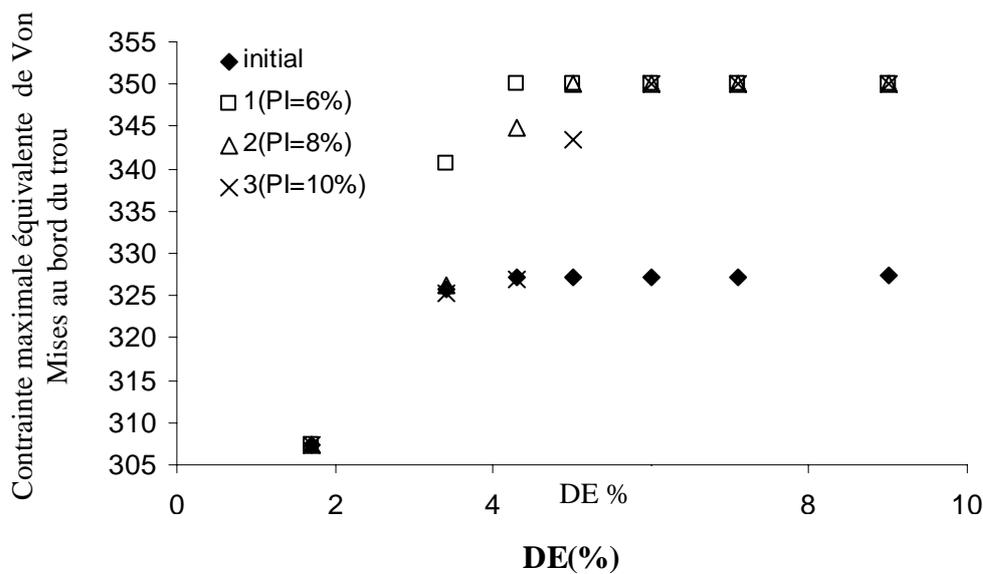


Figure (II.36): Variation de la contrainte maximale équivalente de Von Mises en cours d'expansion avec l'augmentation du DE

II.5.3. Méthode de détermination du DE critique

Comme la courbe contrainte vraie – déformation vraie de l'alliage d'aluminium 6082A-T6 utilisée dans les essais expérimentaux est plate et qu'il est difficile de déterminer la position d'instabilité (PI), nous modélisons numériquement des aciers qui ont un écrouissage fort.

Les courbes vraies sont montrées sur la figure (II.37). Pour les courbes vraies nous choisissons seulement la partie avant la PI parce que nous ne nous intéressons qu'au DE

critique correspondant à la résistance d'expansion σ_u . Le DE critique est atteint quand la contrainte maximale équivalente de Von Mises, au bord du trou, dans le processus d'expansion atteint σ_u .

Si le DE est plus grand que la valeur critique, la contrainte maximale équivalente de Von Mises au bord du trou va dépasser la résistance critique et le matériau au bord du trou sera endommagé. La durée de vie en fatigue décroît au delà de ce seuil d'expansion critique.

Dans l'approche proposée, le DE critique est influencé par σ_u et par la valeur en déformation de l'instabilité (PI) (la déformation vraie correspondant à la contrainte à l'instabilité). Le tableau (II.8) montre les facteurs importants pour la détermination du DE optimum dans les essais de fatigue.

Après avoir déterminé la valeur critique du DE, nous choisirons un DE un peu plus faible en vue de vérifier et de valider l'optimisation du degré d'expansion.

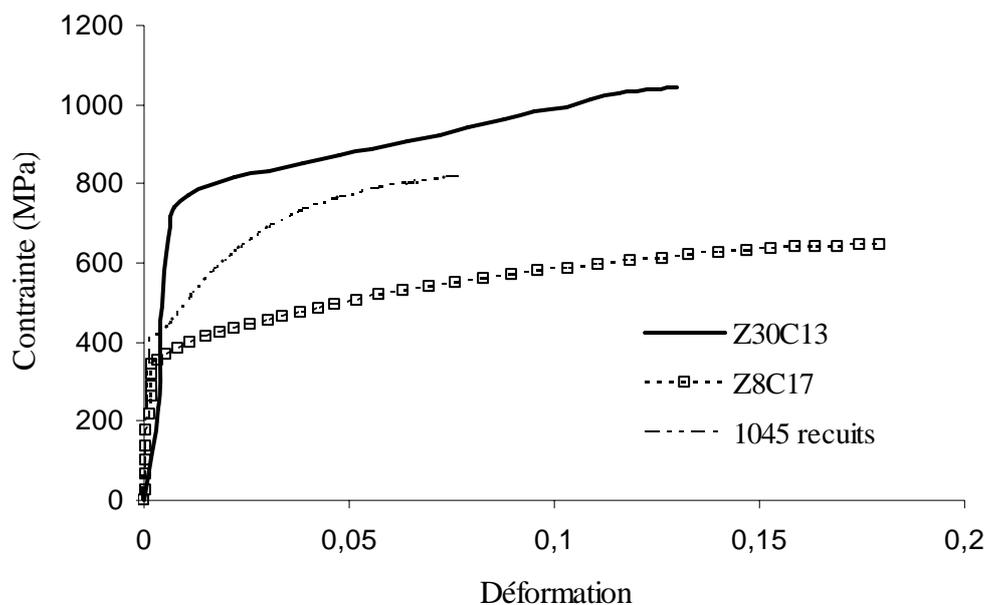


Figure (II.37) : Courbes "vraies" de comportement des aciers utilisés dans la modélisation numérique

Pour suivre la méthode, nous identifions le DE critique pour toutes les courbes dans la figure (II.34) de l'alliage d'aluminium 6082-T6. Si PI = 10 %, le DE critique est de 4,4 % ; si PI = 12 %, le DE critique est de 5,4 %. Bien que nous ne pouvons pas déterminer la position d'instabilité exacte, mais elle est sûrement entre 10 % et 12 %, donc le DE critique se situe entre 4,4 % et 5,4 %. Pour DE = 7,1 et 9 %, nous avons un endommagement local car ces valeurs de DE dépassent les valeur de l'optimum pour ce matériau.

Matériaux	Résistance ultime σ_u (MPa)	Position d'instabilité	DE critique (%)
1045(recuit)	810	0,075	3,9
Z30C13	1040	0,13	6,9
Z8C17	645	0,18	8,5

Tableau (II.8): Identification du DE critique pour les aciers utilisés

II.5.4. Influence des caractéristiques mécaniques sur le degré d'expansion critique

Pour étudier l'influence des caractéristiques mécaniques sur la détermination du DE critique, nous prenons les courbes de comportement de la figure (II.30) : correspondants aux différentes limites élastiques, aux différents modules de Young ainsi qu'aux différents coefficients d'écrouissage de l'alliage d'aluminium 6082. On suppose que la position d'instabilité des trois courbes est de 10%. Les valeurs critiques du DE déterminées par la méthode sont précisées dans le tableau (II.9).

	Initial	Différent σ_y	Différent E	Différent n
DE critique	4,4	4,4	4	4,8

Tableau (II.9) : Influence des caractéristiques mécaniques sur le degré d'expansion critique

Quand la limite élastique σ_y augmente de 255 MPa à 300 MPa, la valeur critique du DE ne change pas. Quand le module de Young E augmente de 68 GPa à 100 GPa, la valeur critique du DE diminue de 4,4 à 4. Quand le coefficient d'écrouissage n augmente de 0,3 à 0,45, le DE critique augmente aussi de 4,4 à 4,8. Nous pouvons voir que la limite élastique n'a pas d'influence sur le DE critique, mais le module de Young et le coefficient d'écrouissage jouent un rôle dans la détermination du DE critique.

II.5.5. Influence de la position d'instabilité sur le degré d'expansion critique

Dans cette partie, nous avons utilisé quatre matériaux : l'alliage d'aluminium 6082-T6, les aciers Z30C13, Z8C17 et 1045 recuit. Pour les aciers, nous avons les valeurs de la position

d'instabilité donc nous pouvons déterminer les degrés d'expansion critiques ; mais pour l'alliage d'aluminium 6082 on peut calculer les valeurs critiques correspondantes aux différentes positions d'instabilité à 10% et 12%. La figure (II.38) montre les DE critiques des aciers et les DE critiques supposés de l'aluminium.

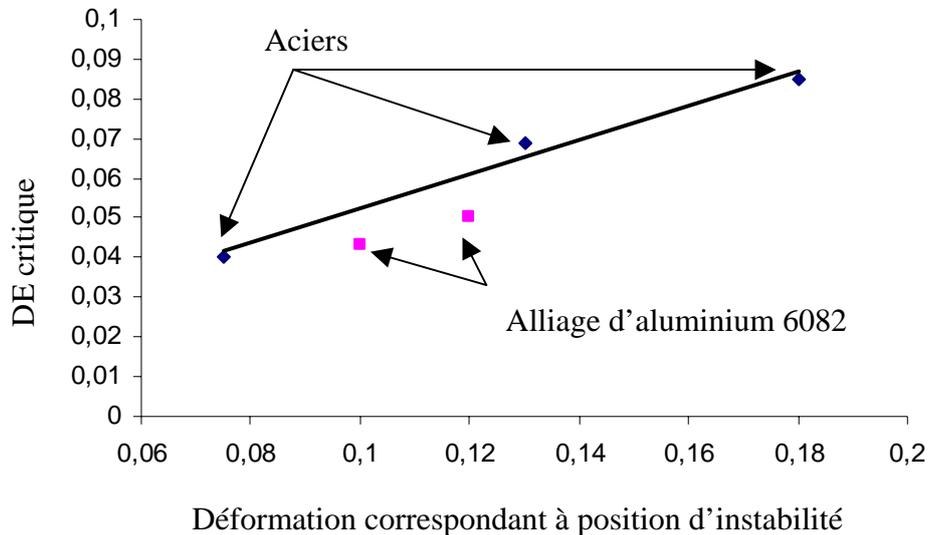


Figure (II.38) : Relation entre DE critique et position d'instabilité (PI) des différents matériaux

Sur la figure, les DE critiques des aciers se situent sur une droite. Selon l'étude de l'influence des caractéristiques mécaniques, le module du Young et le coefficient d'écroutissage ont plus d'influence sur la détermination du DE critique que la limite élastique. Les trois aciers ont des valeurs proches du module de Young et du coefficient d'écroutissage donc la relation entre le DE critique et la position d'instabilité des aciers reste valable, même les limites d'élasticité sont différentes. Et le degré d'expansion critique croît linéairement avec l'augmentation de la position d'instabilité.

Les DE critiques supposés de l'aluminium 6082 se situent en dehors de la droite représentant la relation entre DE critique et PI de l'acier. Parce que le module de Young et le coefficient d'écroutissage de l'aluminium sont très différents de ceux de l'acier. Nous mettons l'hypothèse que la variation du DE critique en fonction de PI des différents alliages d'aluminium est aussi sur une droite comme celle de l'acier, mais avec une pente différente.

II.6. Conclusion

Dans cette partie, nous réalisons les simulations numériques en 2D et en 3D par la méthode des éléments finis sur le code ANSYS. La simulation numérique de l'expansion d'un trou a bien montré la distribution des contraintes résiduelles circonférentielles au bord du trou des éprouvettes d'alliage d'aluminium et d'acier. Les principaux paramètres analysés dans ce travail sont le niveau des contraintes résiduelles circonférentielles de compression $\sigma_{\theta_{max}}$, la zone des contraintes résiduelles circonférentielles de compression (ZCRC), et la zone des déformations plastiques (ZDP). Ils ont une influence sur la durée de vie de fatigue.

Nous retenons les conclusions suivantes :

1. La simulation 2D ne tient pas compte de la nature asymétrique du processus de l'expansion, et elle ne peut pas traiter la non uniformité des contraintes résiduelles circonférentielles au bord du trou à travers l'épaisseur. Il est donc nécessaire de réaliser la simulation en 3D pour voir la distribution des contraintes résiduelles dans l'épaisseur.
2. Dans l'analyse en 3D, la distribution des contraintes résiduelles circonférentielles et des déformations résiduelles 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 ceux au milieu et en face de sortie. Les contraintes résiduelles circonférentielles de compression sont maximales en milieu d'épaisseur. Les tailles de ZCRC et ZDP sont maximales en face de sortie et minimales en face d'entrée. Les fissures de fatigue s'amorcent plutôt en face d'entrée du passage de la bille en acier.
3. La double expansion d'un trou a créé des zones ZCRC et ZDP plus grandes par rapport à celles liés à l'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 même sens que la première expansion présente des zones ZCRC et ZDP plus grandes en face de sortie qu'en face d'entrée ; au contraire, la deuxième expansion dans le sens opposé que la première expansion présente des zones plus grandes en face d'entrée qu'en face de sortie. De ce cadre là, la double expansion dans le même sens est bénéfique à la face de sortie, et la double expansion dans le sens opposé est bénéfique à la face d'entrée. Mais le sens de la deuxième expansion ne remédie

pas à la non uniformité des contraintes résiduelles circonférentielles au bord du trou à travers l'épaisseur.

4. Le degré d'expansion, le diamètre final du trou, et les propriétés mécaniques sont considérés. Le niveau des contraintes résiduelles circonférentielles de compression n'augmente pas beaucoup avec l'augmentation du DE, et il diminue avec l'augmentation du diamètre final du trou. L'effet d'expansion sur l'amélioration de la durée de vie est d'autant plus important que la limite d'élasticité est plus grande.

Les tailles des zones ZCRC et ZDP augmentent avec l'augmentation du DE et du diamètre final du trou. ZCRC et ZDP sont d'autant plus importantes que le module d'Young est élevé.

5. L'effet d'expansion sur l'amélioration de la durée de vie est d'autant plus important que le degré d'expansion (DE) est plus grand, mais pas pour les DE supérieurs à une limite. Dans le calcul des contraintes équivalentes au cours du passage de la bille, nous remarquons que les contraintes équivalentes Von mises ont dépassé la résistance ultime du matériau au bord du trou pour certaines valeurs du DE. Le DE déterminé par la méthode numérique et appliqué comme l'optimum du DE en vue d'obtenir le meilleur effet de l'expansion du trou. Nous définissons un paramètre important sur la courbe de Déformation-Contrainte du matériau : la Position d'Instabilité (PI).

Des essais expérimentaux ont été réalisés afin de valider cette approche, les résultats sont donnés dans le chapitre suivant.

III. ETUDE EXPERIMENTALE

III.1 Description de l'environnement expérimental

III.1.1 Machine d'essais et Montage

Les essais de fatigue sont réalisés sur une machine hydraulique INSTRON 8501 de capacité ± 100 kN (figure (III.1)). La machine est pilotée par un ordinateur équipé du logiciel MAX qui permet l'acquisition des mesures. Le suivi de la propagation de la fissure est assuré par une caméra vidéo avec une précision de 0,1 mm.



Figure (III.1) : Machine d'essai INSTRON 8501

La liaison Machine - Eprouvette la plus simple est un axe, or un perçage unique entraînerait une déformation de la pièce au niveau de la liaison lors du chargement cyclique. Pour cela, nous avons décidé d'intercaler entre la chape et l'éprouvette deux plaques percées de cinq trous afin de répartir les efforts. Un calcul par éléments finis nous a permis d'optimiser le diamètre des perçages à 14 mm (figure (III.2)). Le même calcul a été effectué pour les plaques intermédiaires. Un matériau de limite d'élasticité égale à 600 MPa était nécessaire pour la réalisation des plaques. Nous avons donc effectué, sur un acier XC 38, une trempe à l'eau (suite à un maintien à 850 °C pendant 45 min) puis un revenu (550 °C pendant 45 min), conduisant à une limite élastique de 630 MPa.

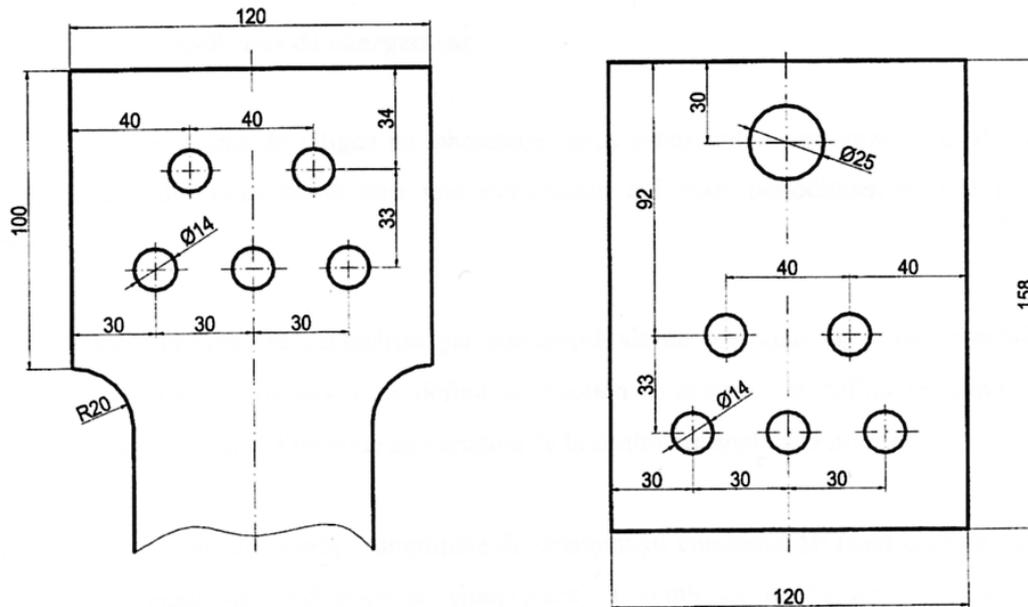


Figure (III.2) : Schéma de l'éprouvette et des plaques intermédiaires d'épaisseur 15 mm

La machine est reliée à un moniteur de commande à partir duquel on peut régler les paramètres expérimentaux suivants:

- La forme d'onde (signaux sinus, carré etc.)
- Les valeurs des chargements
- La fréquence des chargements

Pour les essais, nous travaillerons en : contrainte ondulée de traction, définie par

$$\sigma_{\max} > \sigma_{\min} > 0.$$

Pour l'acier, nous travaillerons avec un rapport de chargement $R = \sigma_{\min} / \sigma_{\max} = 0,33$

III.1.2 Epreuves de fissuration par fatigue

Les éprouvettes qui ont été utilisées pour les essais de fissuration par fatigue ont une géométrie de type SENT. Le prélèvement des éprouvettes est effectué dans le sens du laminage. Les dimensions de l'éprouvette sont conformes à la norme ASTM E647 [49] comme l'indique la figure (III.3).

Les éprouvettes ont subi un polissage (papier et diamant) sur une bande d'environ 60 mm de largeur autour de la zone de pré-fissuration et ceci pour deux raisons : la première est de pouvoir améliorer la détection de l'amorçage et le suivi de la propagation de fissure, la deuxième est d'éliminer tous les défauts (rayures) en surface qui pourraient provoquer un amorçage précoce ou une bifurcation de la fissure.

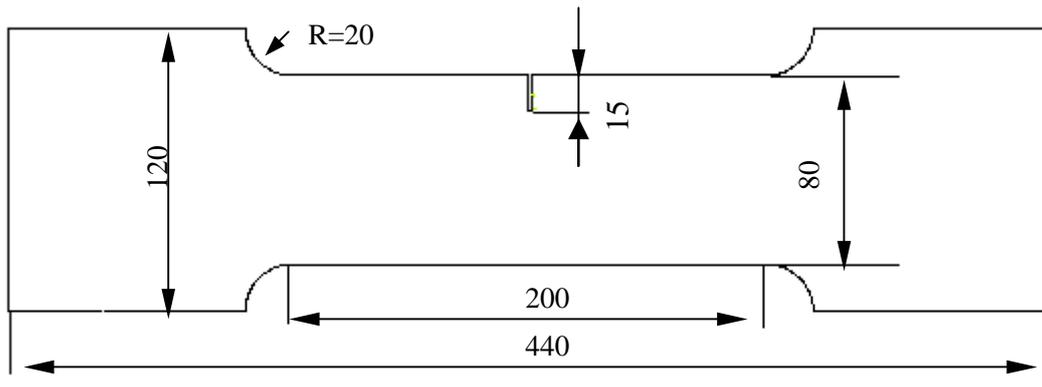


Figure (III.3) : Géométrie des éprouvettes de fissuration (dimensions en mm)

III.1.3. Méthode de mesure du nombre de cycle à l'amorçage et à la propagation

Nous mesurons le nombre de cycles nécessaires à l'amorçage de la fissure; en effet les données essentielles dans nos expériences sont la vitesse de propagation de la fissure - avant et après réparation - ainsi que le nombre de cycles de retard obtenus après réparation, c'est-à-dire avant le réamorçage de la fissure. Nous observons l'amorçage de la fissure grâce à une camera orientée sur l'éprouvette au niveau de la zone d'amorçage et reliée à un moniteur de contrôle.

Lorsque la fissure s'est amorcée, nous suivons la propagation de la fissure, le nombre de cycles de fatigue réalisés, ceci permettant de déterminer et de calculer les variations de la vitesse de propagation.

III.1.4. Matériaux utilisés dans les essais

Dans cette partie, les essais de fatigue sont réalisés afin de valider la méthode de détermination de l'optimum du degré d'expansion proposée dans l'étude numérique et d'analyser les contraintes résiduelles en surface des éprouvettes avec un trou expansé après différents nombres de cycles (0-100-1000-10000-100000 cycles). La figure (III.4) montre les courbes de traction des matériaux utilisés pour les essais : les deux alliages d'aluminium 6005 et 6082, l'acier H.L.E.S 490D, et l'acier A42. Le tableau (III.1) rassemble les caractéristiques mécaniques principales des matériaux. L'épaisseur de l'éprouvette est de 6 mm pour l'alliage d'aluminium 6005A T6, de 8 mm pour 6082 T6, et de 5 mm pour l'acier H.L.E.S. 490D, de 10 mm pour A42.

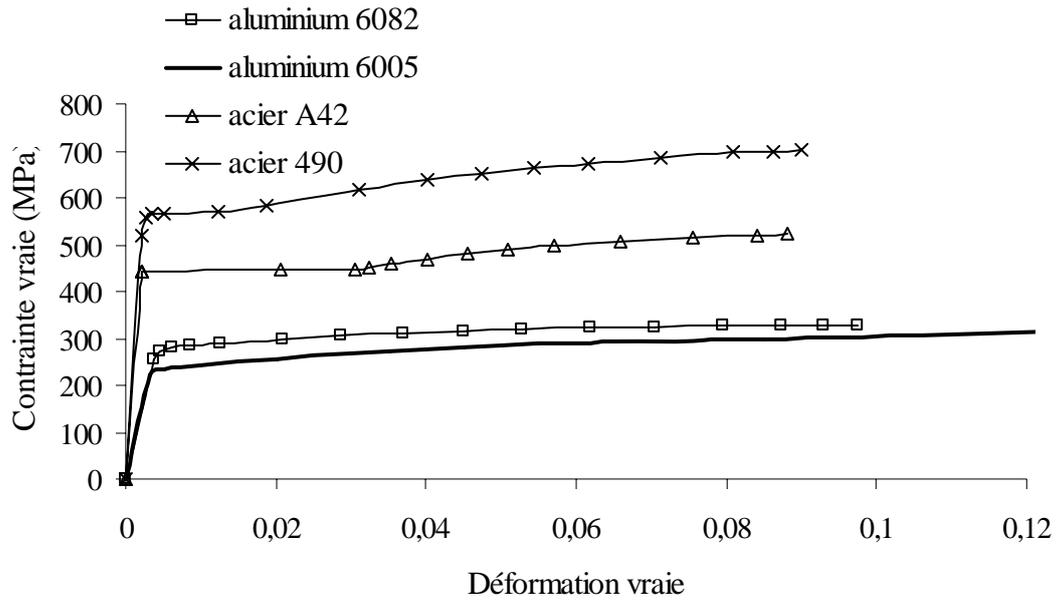


Figure (III.4) : Courbes de traction rationnelles des matériaux utilisés

	Limite élastique σ_y (MPa)	Module de Young E (GPa)	Coefficient de Poisson ν
Alu 6005	220	68	0.3
Alu 6082	255	68	0.3
Acier A42	440	211	0.3
Acier 490	520	235	0.3

Tableau (III.1) : Caractéristiques mécaniques des matériaux utilisés

III.2. Vérification du degré d'expansion optimum

Nous avons proposé une méthode numérique pour déterminer le degré d'expansion optimum. Il y a deux paramètres importants dans cette méthode : la charge maximum (instabilité plastique) σ_u et la position d'instabilité PI (la déformation qui correspond à la résistance d'extension σ_u). Dans cette partie, nous allons déterminer la valeur critique du DE du matériau par la méthode décrite lors de l'étude numérique (chapitre II, paragraphe 5.3), et réaliser des essais de fatigue avec différents DE pour valider la valeur critique. Nous appliquons des degrés d'expansion inférieurs à la valeur critique pour montrer l'amélioration de la durée de vie obtenue par la méthode d'expansion ; ensuite, nous appliquons un degré d'expansion supérieur à la valeur critique pour vérifier si la durée de vie est diminuée et que celui-ci correspond bien à la valeur critique.

III.2.1 Matériaux utilisés

Dans cette partie, l'acier H.L.E.S 490D est utilisé pour les essais de fatigue. La courbe de traction est présentée sur la figure (III.4) et les propriétés mécaniques dans le tableau (III.1). L'analyse numérique nous a donné la position d'instabilité PI = 0,09 et la résistance d'extension $\sigma_u = 704$ MPa.

III.2.2 Détermination du DE critique de l'acier 490D

On a appliqué différentes valeurs du DE dans le calcul, et noté la contrainte maximale équivalente en cours d'expansion au bord du trou. Le tableau (III.2) donne les contraintes maximales équivalentes et les DE correspondants. On note que la contrainte maximale équivalente $\sigma_{eq\ max}$ augmente avec l'augmentation du DE, mais quand DE est égal à 3,9%, $\sigma_{eq\ max}$ atteint la résistance maximum (instabilité plastique) σ_u (704 MPa). C'est-à-dire qu'à partir de cette valeur, le matériau au bord du trou est endommagé par la déformation plastique. Donc la valeur critique de DE de l'acier 490D est de 3,9 %.

DE (%)	3,0	3,5	3,6	3,7	3,8	3,9	4,0
$\sigma_{eq\ max}$ (MPa)	684,4	696,2	697,8	699,6	702,5	704,8	704,9

Tableau (III.2) : Variation de la contrainte maximale équivalente en cours d'expansion au bord du trou en fonction du DE

III.2.3 Essais de fatigue

Dans notre cas, la longueur totale de la fissure est constante : $a_t = a_0 + \rho = 27,5$ mm. Les essais de fatigue sont réalisés avec des conditions de chargement bien définies :

- L'amplitude du facteur d'intensité de contrainte ΔK est déterminée avec la relation de [49]:

$$\Delta K = \frac{\Delta P \cdot f\left(\frac{a}{w}\right)}{t\sqrt{w}} \quad (\text{III.1})$$

où : $\Delta K(\text{MPa}\sqrt{m})$: amplitude de facteur d'intensité de contrainte

ΔP (kN) : amplitude de chargement

a (mm) : longueur de la fissure

w (mm) : largeur de l'éprouvette

t (mm) : épaisseur de l'éprouvette

$f(a/w)$: fonction de calibration liée à la géométrie de l'éprouvette

- La fonction de calibration est obtenue à l'aide de la relation donnée par [50] :

Pour une fissure débouchant dans une plaque de largeur finie en Mode I :

$$f\left(\frac{a}{w}\right) = 1,99\left(\frac{a}{w}\right)^{0,5} - 0,41\left(\frac{a}{w}\right)^{1,5} + 18,7\left(\frac{a}{w}\right)^{2,5} - 38,48\left(\frac{a}{w}\right)^{3,5} + 53,85\left(\frac{a}{w}\right)^{4,5} \quad (\text{III.2})$$

Dans notre cas l'amplitude du facteur d'intensité de contraintes est de $31 \text{ MPa}\sqrt{m}$ ce qui correspond à une amplitude de chargement ΔP de 23 kN on a :

$$F_{\min} = 11,3 \text{ kN et } F_{\max} = 34,3 \text{ kN}$$

Les essais sont réalisés avec une fréquence constante de 30 Hz.

Nous choisissons deux degrés d'expansion : 3,4 et 4,3 % avec un trou de diamètre 6 mm sans expansion dans les essais. L'expansion est réalisée sur la presse hydraulique (figure (III.5)). Nous avons adopté dans chaque cas une méthodologie pour le processus de réparation :

a. Perçage à $\varnothing 6$ mm:

- Perçage avec un forêt $\varnothing 3,5$ mm,

- Perçage avec un forêt $\varnothing 6$ mm.

b. Perçage à $\varnothing 5,8$ mm et expansion à $\varnothing 6$ mm correspondant à un degré d'expansion de 3,4% :

- Perçage avec un forêt $\varnothing 3,5$ mm,
- Perçage avec un forêt $\varnothing 5,8$ mm,
- Expansion avec une bille d'acier $\varnothing 6$ mm.

c. Perçage à $\varnothing 5,75$ mm et expansion à $\varnothing 6$ mm correspondant à un degré d'expansion de 4,3%

- Perçage avec un forêt $\varnothing 3,5$ mm
- Perçage avec un forêt $\varnothing 5,75$ mm
- Expansion avec une bille d'acier $\varnothing 6$ mm

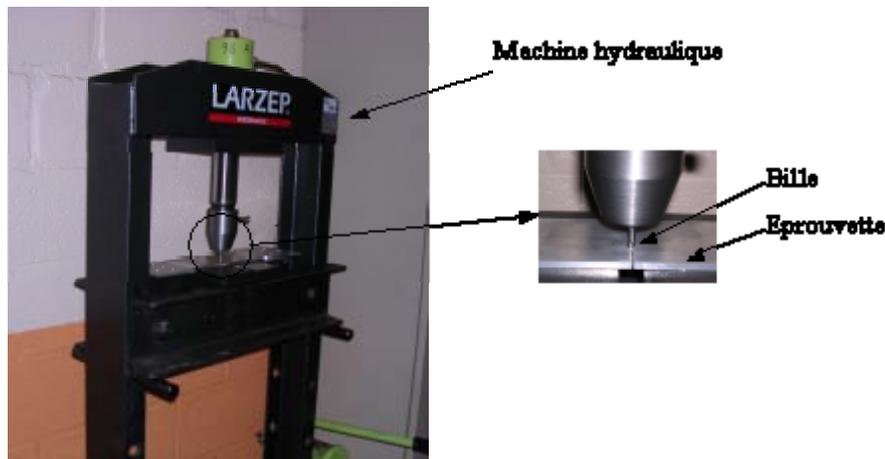


Figure (III.5) : Presse hydraulique utilisée pour l'expansion du trou

III.2.4. Résultats et discussions

Les résultats expérimentaux, pour les alliages d'aluminium 6005 et 6082, sont présentés dans le tableau (III.3). Celui-ci indique:

- Le nombre de cycles à l'amorçage correspondant à un trou sans expansion,
- Le nombre de cycles à l'amorçage correspondant à des degrés d'expansion de 4,3, 7,1 et 9% sont montrés.

Le nombre de cycles à l'amorçage pour les degrés d'expansion de $DE= 7.1$ et 9% est moins importants que celui correspondant à des éprouvettes sans expansion pour les alliages d'aluminium.

Pour une expansion avec $DE=4,3\%$ nous obtenons un gain important sur le nombre de cycles à l'amorçage par rapport aux éprouvettes sans expansion. Ceci montre et valide le fait

que les degrés d'expansion 7,1 et 9% sont supérieurs à l'optimum du degré d'expansion déterminé numériquement pour ces alliages (chapitre II, paragraphe 5.3).

Nuance	Sans expansion	DE=4,3%	DE=7,1%	DE=9%
6005	340000	1208000	211000	95000
6082	611000	2000000	321000	130000

Tableau (III.3) : Nombre de cycles au réamorçage correspondant aux différents degrés d'expansion et au cas du trou de 6 mm sans expansion

Sur la figure (III.6), sont représentées les courbes de propagation de la fissure [$a=f(N)$] pour un perçage sans expansion et pour les perçages suivis d'une expansion de 3,4% et de 4,3% avec un chargement ΔP égal à 23 kN correspondant à un ΔK de $31 \text{ MPa.m}^{0,5}$. Pour l'acier 490D, l'expansion avec 3.4 % semble plus efficace que celle de 4,3 %. En effet, le nombre de cycles à réamorçage N_a avec DE = 4,3 % est moins important que celui du perçage sans expansion. Le bénéfice de l'expansion n'existe plus pour ce degré d'expansion, celle-ci semble au contraire endommager le matériau.

Les résultats expérimentaux sont présentés aussi dans le tableau (III.4). Celui-ci indique:

- Le nombre de cycles à l'amorçage correspondant à un trou sans expansion,
- Le nombre de cycles à l'amorçage correspondant à des degrés d'expansion de 3,4% et de 4,3% sont montrés.

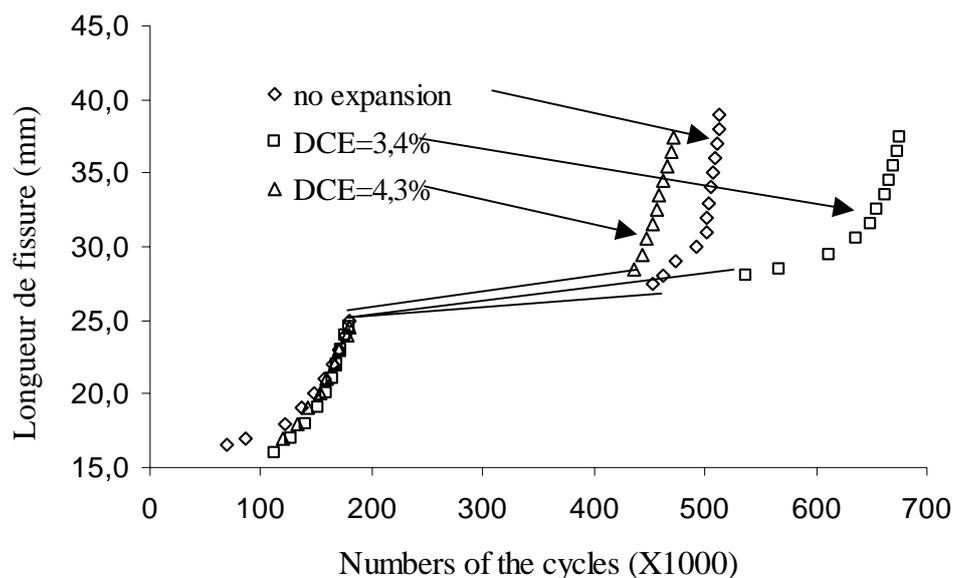


Figure (III.6) : Courbes de fissuration : la longueur de la fissure a en fonction du nombre de cycles avec et sans expansion

Nuance	Sans expansion	DE=3,4%	DE=4,3%
A 490D	453000	537000	437000

Tableau (III.4) : Nombre de cycles au réamorçage correspondant à différents degrés d'expansion et au cas du trou de 6 mm sans expansion, pour l'acier 490 D

Les résultats expérimentaux valident l'estimation et les hypothèses faites dans le calcul numérique : le degré d'expansion critique de l'acier 490D est 3,9 %. Pour un DE égale à 4,3 % nous dépassons la valeur critique de l'expansion, la durée de vie de fatigue décroît par rapport au perçage sans expansion. De plus, nous remarquons dans la figure (III.6) que la propagation de la fissure pour DE=3,4% est plus lente que pour le cas DE=4,3%, ce qui va également dans le sens de la sécurité.

III.3. Augmentation de la durée de vie après une double expansion, influence du nombre de cycles intermédiaires

Les études expérimentales de Rachid GHFIRI [4] ont montré l'augmentation de la durée de vie totale après une double expansion pour les alliages d'aluminium 6005 et 6082. Une première expansion avec un DE de 1,7% est faite, on réalise ensuite des nombres de cycles de 25, 50 et 75% du nombre de cycles à l'amorçage, et puis on réalise l'expansion du trou de nouveau avec DE=1,7% en vue d'obtenir un DE total =3,4%.

La durée de vie totale après une double expansion a augmenté de façon significative par rapport à la durée de vie avec un degré d'expansion total équivalent obtenue par une seule expansion. Ce résultat est également obtenu avec les travaux de M. BERNARD et al. [12] : la ré-expansion avec un certain nombre de cycles est plus efficace vis à vis de l'amélioration de la durée de vie totale (Figure (I.26)).

Il y a trois paramètres influant sur la durée de vie dans les résultats :

- le niveau des contraintes résiduelles circonférentielles de compression $\sigma_{\theta_{\max}}$,
- la **Z**one des **C**ontraintes **R**ésiduelles circonférentielles de **C**ompression **ZC**RC,
- la **Z**one des **D**éformations **P**lastiques **ZDP**.

Les causes possibles à l'amélioration de la durée de vie, mais qui restent à vérifier dans une étude ultérieure, seraient :

- l'évolution des contraintes résiduelles présentée au paragraphe suivant,
- l'évolution de la taille des zones ZCRC et ZDP.

III.3.1. Influence du chargement cyclique sur le niveau des contraintes résiduelles

Après expansion du trou, des contraintes résiduelles circonférentielles de compression apparaissent au bord du trou. Les contraintes résiduelles de compression circonférentielles jouent un rôle très important dans l'amélioration de la durée de vie en fatigue des structures mécaniques. Il est indispensable de vérifier la stabilité et la non relaxation des contraintes résiduelles au cours du chargement pas très élevé.

V.D. LACARAC et al. [29] ont mesuré les contraintes résiduelles au bord du trou en surface par diffraction X après expansion et après chargement. Ils ont trouvé que la relaxation de la contrainte résiduelle à travers l'épaisseur, qui est une fonction du rayon du trou conduit à une distribution des contraintes résiduelles plus uniforme. La relaxation des contraintes résiduelles ne se produit pas si leur niveau est inférieur à 200 MPa.

Afin d'étudier la relaxation des contraintes résiduelles avec la charge, nous avons fait les mesures par diffraction X après expansion (Figure (III.7)), 100 cycles, 1000 cycles, 10 000 cycles et 100 000 cycles . Les résultats des mesures et du calcul numérique sont rassemblés sur la figure (III.8). Le matériau des éprouvettes est l'acier A42. La charge est 39 KN, soit la contrainte est 85 MPa. Les contraintes résiduelles circonférentielles sont représentées en fonction de la distance au bord du trou et mesurées sur la face de sortie de l'éprouvette.

Nous remarquons que les contraintes résiduelles ne changent pas de façon significative avec le nombre de cycles. Sur les points de mesure, le niveau des contraintes résiduelles correspondant à 0, 100, 1000, 10 000 et 100 000 cycles reste stable et très proche des résultats du calcul numérique.

Les données bibliographiques [29] et la mesure des contraintes résiduelles montrent qu'un chargement cyclique avec une charge supérieure à une valeur critique peut entraîner la relaxation des contraintes résiduelles, mais l'influence du nombre de cycles sur le niveau des contraintes n'est pas significative en dessous de la valeur critique.



Figure (III.7) : Machine de diffraction des rayons X

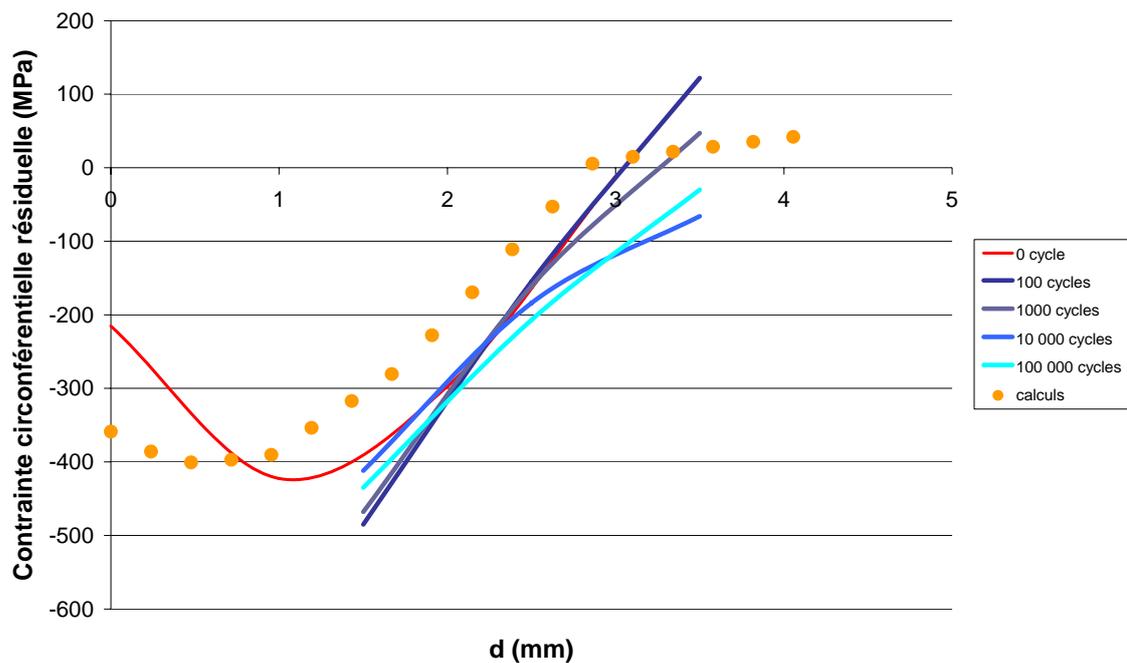


Figure (III.8) : Contraintes résiduelles circonférentielle sur la face de sortie après chargement cyclique

III.3.2. Influence du chargement cyclique sur les zones ZCRC et ZDP

Après expansion, une zone plastique apparaît au bord du trou (Figure (III.9)). On a préalablement, (chapitre II, paragraphe 3.1, (Figure (II.9))) défini numériquement la zone des contraintes résiduelles circonférentielles de compression ZCRC et la zone des déformations plastiques ZPD. La zone plastique, ZDP, n'est pas modifiée par un chargement cyclique. La largeur de ZCRC et ZDP joue un rôle important dans l'augmentation de la durée de vie de fatigue. Cet aspect a été décrit au chapitre II : la durée de vie augmente avec l'augmentation du DE, et dans la distribution des contraintes résiduelles circonférentielles, les zones ZCRC et ZDP grandissent avec l'augmentation du DE.



Figure (III.9) : Zone plastique sur l'éprouvette après expansion du trou

III.4. Effet d'un traitement thermique sur la relaxation des contraintes résiduelles

V.D. Lacarac et al. [29], montrent sur la figure (III.10) que, la relaxation des contraintes résiduelles en face d'entrée ne se fait pas à cause de leur niveau (entre 100MPa et 150MPa) que se soit par un traitement thermique seul ou un traitement thermique avec une contrainte de traction. Par contre sur la face de sortie ($\sigma_R \approx 300MPa$), les auteurs remarquent une relaxation partielle de l'ordre de 100 MPa et l'absence sensible d'influence par application d'une contrainte en traction de 162 MPpa.

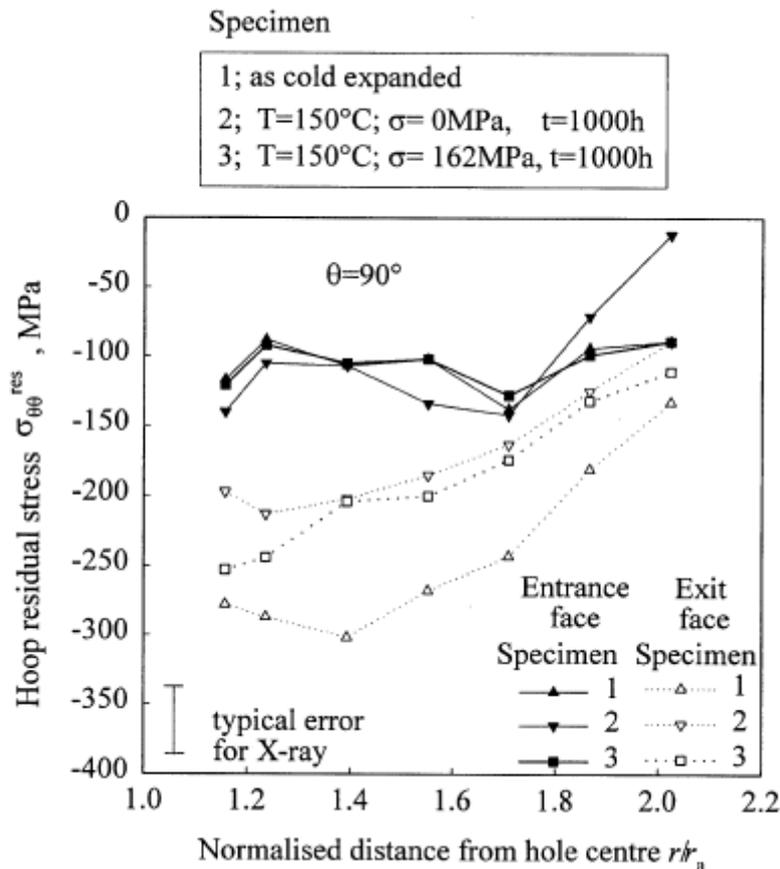


Figure (III.10) : Analyse des contraintes résiduelles circonférentielles par la méthode des rayons X après expansion, en face d'entrée et en face de sortie pour l'alliage d'aluminium 2650 [29]

Pour déterminer l'effet du traitement thermique sur la relaxation des contraintes résiduelles, nous avons soumis les éprouvettes d'alliage d'aluminium 6082 à une température de 160°C pendant deux heures. Ensuite les éprouvettes ont été soumises à un chargement cyclique comme précédemment. Les résultats sont présentés dans le tableau (III.5).

Eprouvette	Chargement ΔK (MPa m ^{1/2})	Nombre de cycles à l'amorçage		
		Perçage 6 mm	Expansion 4,3%	Expansion + relaxation
1	12	171500	485000	168000
2	12	161000	395000	185000

Tableau (III.5) : Comparaison des résultats des essais de fatigue du perçage, sans et avec relaxation causée par le traitement thermique

Les résultats montrent que la durée de vie à l'amorçage est sensiblement la même après perçage sans expansion et après perçage avec une expansion suivi d'une relaxation des contraintes. Ceci montre que ce sont bien les contraintes résiduelles qui occasionnent l'augmentation de la durée de vie.

Dans le cas de la propagation de fissure, on observe, Figure (III.11), que la vitesse de propagation, après relaxation, se situe entre la vitesse de propagation après perçage et après perçage et expansion et ne se superpose pas à la courbe de propagation après perçage sans expansion comme c'est le cas pour l'amorçage. Ceci peut être expliqué par la relaxation des contraintes résiduelles résultant du traitement thermique de relaxation et par le fait qu'après expansion la fissure se propage dans une zone écrouie.

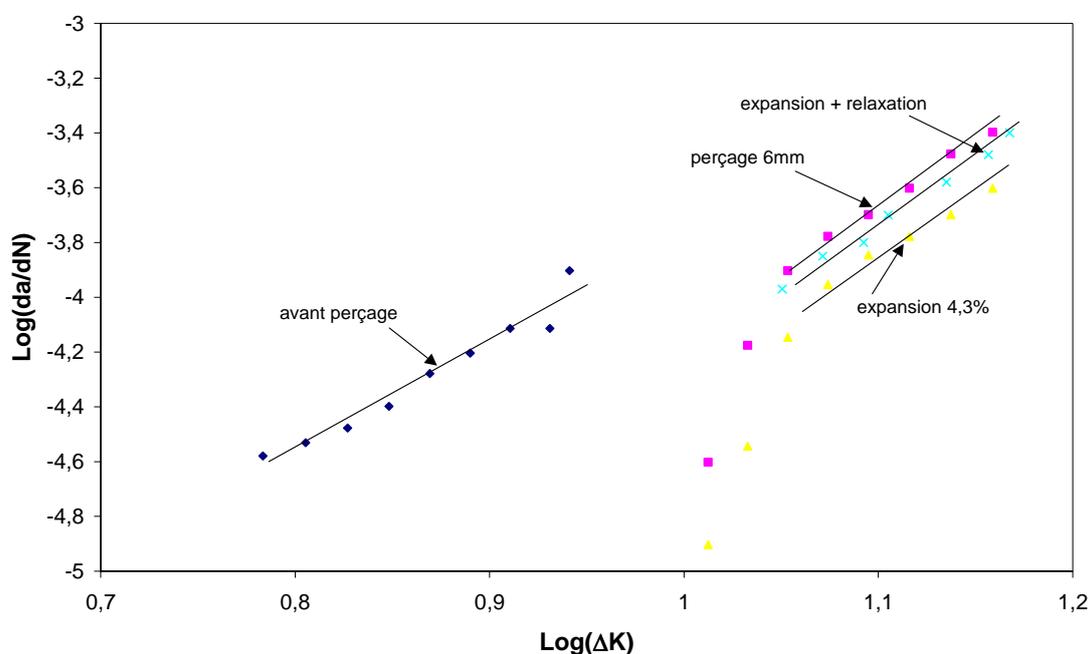


Figure (III.11) : Vitesse de propagation (avant perçage, après perçage 6 mm, expansion 4,3 % et expansion avec relaxation)

III.5. Conclusion et discussion

Les essais de fatigue avec et sans expansion ($DE=3,4, 4,3\%$) de l'acier 490 D ont vérifié le degré d'expansion critique déterminé par la méthode numérique. L'expansion inférieure à la valeur critique ($3,9\%$) peut améliorer considérablement la durée de vie ; au contraire, l'expansion supérieure à la valeur critique n'amène pas d'amélioration sur la durée de vie, le nombre de cycles au réamorçage étant st du même ordre de grandeur que celui correspondant au perçage sans expansion.

Le niveau des contraintes résiduelles circonférentielles ne change pas avec l'augmentation du nombre de cycles. La relaxation des contraintes résiduelles n'est pas évidente après le chargement cyclique.

Selon les résultats de R. GHFIRI [4], la vitesse de propagation de la fissure diminue quand le degré d'expansion augmente (Figure (I.31)) et la simulation numérique montre que le niveau des contraintes résiduelles circonférentielles de compression n'augmente pas de façon significative avec l'accroissement du degré d'expansion (Figure (II.30)) par contre les tailles des ZCRC et ZDP augmentent avec l'accroissement du degré d'expansion (Figure (II.31), (II .32)). Nous pouvons en déduire que les zones des contraintes résiduelles de compression ZCRC et les zones plastiques ZDP jouent un rôle plus important sur la vitesse de propagation que le niveau des contraintes résiduelles circonférentielles de compression qui varient peu.

X. ZHANG et al [16] ont fait l'étude expérimentale sur des éprouvettes d'alliage d'aluminium 2024-T351, les éprouvettes ont été pré fatiguées à 25, 50 et 75% de la durée de vie totale correspondant aux trous sans expansion. Les résultats indiquent que l'augmentation de la durée de vie est significative lorsque l'expansion est appliquée après 25% de la durée de vie. Ces résultats sont en accord avec ceux de R.GHFIRI [4] : l'augmentation de la durée de vie totale lors d'une double expansion est plus significative lorsque la deuxième expansion est appliquée après 25 % de la durée de vie.

En dessous d'un nombre de cycles critique, correspondant à l'optimum de la durée de vie totale, la charge cyclique peut créer une zone plastique au bord du trou avant l'expansion, donc le réamorçage nécessite un nombre de cycles plus important en comparaison à une expansion sans cycle intermédiaire, la durée de vie totale de fatigue est prolongée. Au delà de cette valeur, la charge cyclique n'amène plus d'amélioration de la durée de vie.

L'influence de la charge cyclique intermédiaire sur la vitesse de la propagation reste à étudier. Il est nécessaire de faire des essais de propagation, après réamorçage, lorsque

l'expansion est réalisée après un certain nombre de cycles. Des travaux sont nécessaires pour déterminer le nombre de cycles intermédiaires optimum.

CONCLUSION GENERALE

Les travaux présentés dans ce mémoire ont été consacrés à la possibilité d'optimisation de la méthode du perçage avec expansion en fond de la fissure de fatigue afin d'atteindre la durée de vie maximale après réparation d'une structure fissurée ou de retarder l'apparition de celle-ci dans les structures rivetées ou boulonnées. Les paramètres ayant un rôle important sur le gain de durée de vie en fatigue des structures mécaniques ont été proposés et étudiés par une méthode numérique (Eléments Finis) afin d'analyser la nature de l'influence de l'expansion à froid du trou sur la zone plastique locale au bord du trou, comme le degré d'expansion DE, la **Zone des Contraintes Résiduelles** circonférentielles de **Compression** ZCRC et la **Zone des Déformations Plastiques** ZDP. Une méthode a été proposée pour déterminer le degré d'expansion optimum et a été validée expérimentalement.

1. Etude de la distribution des contraintes résiduelles circonférentielles obtenue par expansion du trou

L'expansion du trou permet d'accroître la durée de vie en fatigue par l'introduction de contraintes résiduelles circonférentielles de compression au bord du trou. Dans la simulation numérique en 3D, nous avons choisi trois localisations typiques (face d'entrée, centre, face de sortie) pour visualiser la distribution des contraintes résiduelles circonférentielles sur une génératrice du cylindre obtenu par perçage et expansion.

La non uniformité des contraintes résiduelles circonférentielles dans l'épaisseur de l'éprouvette est vérifiée, et est en concordance avec les résultats issus de la bibliographie:

- Le niveau des contraintes résiduelles circonférentielles de compression $\sigma_{\theta_{\max}}$ en face d'entrée de la bille en acier utilisée pour l'expansion, est le plus faible et celui au milieu est le plus important.

- La **Zone des Contraintes Résiduelles** circonférentielles de **Compression** ZCRC et la **Zone des Déformations Plastiques** ZDP sont minimales en face d'entrée et maximales en face de sortie.

Ces constatations permettent d'expliquer un résultat expérimental : en fatigue la fissure s'amorce, depuis le bord du trou, toujours en face d'entrée.

2. Etude des paramètres influençant la distribution des contraintes résiduelles circonférentielles au bord du trou

Les propriétés mécaniques du matériau, le degré d'expansion, la double expansion, et le diamètre final du trou, sont analysés.

Propriétés mécaniques :

Les caractéristiques mécaniques étudiées sont :

- la limite élastique σ_y ,
- le module de Young E
- le coefficient d'écrouissage n.

La simulation numérique en 2D est utilisée pour étudier l'influence des paramètres précités sur la distribution des contraintes résiduelles circonférentielles.

Les principaux résultats sont :

* La contrainte résiduelle circonférentielle maximale $\sigma_{\theta \max}$ est d'autant plus importante que la limite d'élasticité σ_y est plus grande ;

* La **Z**one des **C**ontraintes **R**ésiduelles circonférentielles de **C**ompression **Z**CRC et la **Z**one des **D**éformations **P**lastiques **Z**DP sont d'autant plus importantes que le module d'Young E est élevé.

* Le coefficient d'écrouissage n a peu d'influence sur la distribution des contraintes résiduelles circonférentielles.

Degré d'expansion

La contrainte résiduelle circonférentielle maximale $\sigma_{\theta \max}$ augmente peu (5% de la limite élastique de DE=1,7% à DE= 9%) mais la **Z**one des **C**ontraintes **R**ésiduelles circonférentielles de **C**ompression **Z**CRC et la **Z**one des **D**éformations **P**lastiques **Z**DP augmentent fortement (entre 60% et 100% de DE=1,7% à DE=9%) avec l'augmentation du DE.

Double expansion

La double expansion du trou est étudiée par simulation numérique 3D

La double expansion d'un trou génère des zones ZCRC et ZDP au milieu plus grandes (environ 30%) par rapport à l'expansion unique avec le même niveau d'expansion, mais elle n'a pas d'influence sur le niveau des contraintes résiduelles.

Deux cas de figure ont été étudiés

- la deuxième expansion est réalisée dans le même sens que la première expansion
 - la deuxième expansion est réalisée dans le sens opposé à la première expansion.
- La deuxième expansion dans le même sens que la première expansion présente les zones ZCRC et ZDP plus grandes en face de sortie par rapport à l'expansion unique équivalente (30% - 50%), mais les zones sont plus faibles en face d'entrée par rapport à l'expansion unique équivalente (1-2,5 fois) ; la deuxième expansion dans le sens opposé à la première expansion présente les zones plus grandes en face d'entrée et en face de sortie par rapport à l'expansion unique (20%- 50%).

Diamètre du trou

- La contrainte résiduelle circonférentielle maximale $\sigma_{\theta_{\max}}$ diminue et la Zone des Contraintes Résiduelles circonférentielles de Compression ZCRC et la Zone des Déformations Plastiques ZDP augmentent avec l'augmentation du diamètre du trou.

3. Etude sur l'optimum du Degré d'Expansion (DE)

L'effet de l'expansion sur l'amélioration de la durée de vie croît avec le degré d'expansion (DE) jusqu'à une valeur critique au delà de laquelle l'expansion devient néfaste. Nous constatons en effet pour les alliages d'aluminium et les aciers utilisés que le nombre de cycles au réamorçage a diminué par rapport à celui du perçage d'un trou sans expansion au delà de la valeur critique du DE. Dans le calcul des contraintes équivalentes, au cours du passage de la bille, nous remarquons que les contraintes équivalentes de Von mises ont dépassé la résistance maximale (contrainte d'instabilité plastique) du matériau au bord du trou au-delà de la valeur du DE critique.

Le DE, correspondant à cette instabilité plastique, déterminé par la méthode numérique est considéré comme l'optimum du DE en vue d'obtenir la durée de vie maximale.

Nous définissons un paramètre important sur la courbe de Déformation-Contrainte du matériau : la Position d'Instabilité (PI) (Contrainte vraie – déformation vraie).

Le DE optimum a été validé expérimentalement sur un acier H.L.E. 490D et les alliages d'aluminium 6005 et 6082. L'expansion n'est plus bénéfique pour l'amélioration de la durée de vie quand le DE dépasse la valeur critique obtenue par le calcul numérique.

A l'issue de ce travail, il est possible, connaissant la courbe contrainte - déformation des matériaux, de procéder à l'expansion optimale sans avoir à réaliser un nombre d'essais de fatigue, souvent longs et onéreux.

PERSPECTIVES

Double expansion

Nous avons mis en évidence l'existence d'un optimum pour le degré d'expansion et fourni la procédure pour déterminer celui-ci par calcul numérique. La double expansion conditionne le nombre de cycles au réamorçage et la vitesse de propagation après réamorçage.

Réamorçage

Nos travaux et ceux issus de la bibliographie ont montré qu'une expansion réalisée en deux étapes (double expansion) permettait d'accroître l'efficacité de la méthode. En effet un certain nombre de cycles intermédiaire entre les deux expansions (25% de la durée de vie) amène une amélioration significative sur la durée de vie par rapport à l'expansion unique équivalente. Par contre un nombre de cycles plus important n'améliore pas la durée de vie et peut même pour certaines valeurs être néfaste. Les études sur la double expansion seront poursuivies afin de déterminer s'il existe un optimum sur le nombre de cycles intermédiaires de savoir, comment le déterminer et quels sont les paramètres influençant celui-ci. Nous avons analysé, par diffraction X, les contraintes résiduelles circonférentielles après une première expansion avec différents nombres de cycles et nous avons constaté que le niveau des contraintes résiduelles circonférentielles ne change pas avec l'augmentation du nombre de cycles. Nous envisageons d'analyser numériquement la distribution et l'étendue de contraintes résiduelles circonférentielles avec l'augmentation du nombre des cycles. Le chargement cyclique numérique remplacera le modèle de chargement statique.

Les points à déterminer sont :

- L'influence de la charge cyclique sur le niveau des contraintes résiduelles circonférentielles de compression $\sigma_{\theta \max}$,
- L'influence de la charge cyclique sur la **Z**one des **C**ontraintes **R**ésiduelles de **C**ompression **Z**CRC et la **Z**one des **D**éformations **P**lastiques **Z**DP.

Ces paramètres serviront alors à déterminer le nombre optimal de cycles intermédiaires pour obtenir l'amélioration maximale de la durée de vie totale.

Vitesse de propagation après réamorçage de la fissure

L'étude numérique et expérimentale dans ce travail ne présente pas les résultats sur la vitesse de propagation après réamorçage. Celle ci est cependant un élément de la sécurité de

fonctionnement. Des premiers résultats ont mis en évidence une diminution de la vitesse de propagation et paramètres de la loi de PARIS.

On envisage de déterminer les paramètres influant sur les coefficients de la loi de PARIS et de façon plus spécifique

- L'effet de la charge cyclique entre le perçage et l'expansion sur la vitesse de propagation de la fissure
- L'effet du nombre de cycles intermédiaire entre la première et la deuxième expansion sur la vitesse de propagation de la fissure après le réamorçage.

Ces travaux sur l'expansion pourront être mis à profit pour améliorer la durée de vie des structures rivetées et boulonnées en pratiquant une expansion sur le trou de passage du rivet ou du boulon. Des travaux ont effectivement montré que la durée de vie des structures rivetées était améliorée de façon significative si l'on pratiquait une expansion.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

[1] P.S. SONG, S. HWANG, C.S. SHIN

Effect of artificial closure materials on crack growth retardation, *Engineering Fracture Mechanical*; 60(1): 47–58, 1998.

[2] P.S. SONG, B.C. SHEU, H.H. CHOU

Deposition of plating metals to improve crack growth life, *International Journal of Fatigue*; 23: 259–270, 2001.

[3] A.BAUS, H.P.LIEURADE, G. SANZ et M.TRUCHON

Etude de l'amorçage des fissures de fatigue sur des éprouvettes en acier à très haute résistance possédant des défauts de formes, et de dimensions différentes, *Revue de Métallurgie* ; 565-584, Octobre 1977.

[4] 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.

[5] P.S. SONG , Y.L. SHIEH

Stop drilling procedure for fatigue life improvement, *International Journal of Fatigue*, 26: 1333–1339, 2004.

[6] N. CHANDAWANICH et W. N. Jr. GRANDT

An experimental study of fatigue crack initiation and growth from cold worked holes, *Engineering Fracture Mechanics*, 11: 609-620, 1979.

[7] M. BURLAT

Effet et optimisation de l'écrouissage des trous des plaques d'assemblage sur le comportement en fatigue, Master thesis, Ecole Polytechnique, Montréal, 1994.

[8] T.N. CHAKHERLOU, J. VOGWELL

The effect of cold expansion on improving the fatigue life of fastener holes, *Engineering Failure Analysis*, 10:13–24, 2003.

[9] A. T. ÖZDEMİR, R. HERMANN

Effect of expansion technique and plate thickness on near-hole residual stresses and fatigue life of cold expanded holes, *Journal of Materials Science*, 34: 1243-1252, 1999.

[10] R. GHFIRI, A. AMROUCHE, A. IMAD, G. MESMACQUE

Fatigue life estimation after crack repair in 6005 A-T6 aluminium alloy using the colding expansion hole technique, *Fatigue Fracture Engineering Material Structure*, 23:911–916, 2000.

[11] A. AMROUCHE, G. MESMACQUE, S. GARCIA, A. TALHA

Cold expansion effect on the initiation and the propagation of the fatigue crack, *International Journal of Fatigue*, 25:949–954, 2003.

[12] M. BERNARD, T. BUI-QUOC et M. BURLAT

Effects of re-coldworking on fatigue life enhancement of a fastener hole, *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 18(7): 765-775, 1995.

[13] R. HERMANN

Three-dimensional stress distribution around cold expanded holes in aluminium alloys, *Engineering Fracture Mechanics*, 48(6): 819-835, 1994.

[14] Rachid GHIFIRI, Hui-Ji SHI, Ran GUO, Gerard MESMACQUE

Effects of expanded and non-expanded hole on the delay of arresting crack propagation for aluminium alloys, *Materials Science and Engineering A*, 286: 244-249, 2000.

[15] V. LACARAC, D.J. SMITH, M.J. PAVIER, M. PRIEST

Fatigue crack growth from plain and cold expanded holes in aluminium alloys, *International Journal of Fatigue*, 22:189–203, 2000.

[16] 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.

[17] J.J. SCHUBBE, S. Mall

Investigation of a cracked thick aluminium panel repaired with a bonded composite patch, *Engineering Fracture Mechanical*, 63:305–323, 1999.

[18] AA. BAKER

Repair efficiency in fatigue-cracked aluminium components reinforced with boron/epoxy patches. *Fatigue Fracture Engineering Material Structure*, 16(7):753–765, 1993.

[19] G.E. LINNERT

Welding metallurgy, vol 2. New York: American Welding Society; 1967.

[20] LG. NOVOTNY

Overstressing of pressure vessels to increase service life, *Proc Inst Mechanical Engineering UK*, C268 /86:249–56, 1986.

[21] P.S. SONG, G.L. SHEU

Retardation of fatigue crack propagation by indentation technique, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 79:725–733, 2002.

[22] C.S. SHIN, C.M. WANG, and P.S. SONG

Fatigue damage repair: a comparison of some possible methods, *International Journal of Fatigue*, 18(8):535-546, 1996.

[23] M.TOPARLI, A. ÖZEL, T, AKSOY

Effect of the residual stresses on the fatigue crack growth behavior at fastener holes, *Materials Science and Engineering*, A225:196-203, 1997.

[24] Won-kyun LIM, Jin-sang YOO, Seung-yong CHOI

The effects of concurrent cold-expansion and ring-indentation on the growth of fatigue cracks emanating from circular holes, *Engineering Fracture Mechanics*, 59(5): 643-653, 1998.

[25] A.T. ÖZDEMİR, L. EDWARDS

Measurements of the three-dimensional residual stress distribution around split-sleeve cold-expanded holes, *Journal of Strain Analysis*, 31: 413-421, 1996.

[26] D.J. SMITH, M.J. PAVIER, C.P. POUSSARD

An assessment of Sachs method for measuring residual stresses in cold worked fastener holes. *Journal of Strain Analysis*, 33: 263-274, 1998.

[27] A.A GARCIA-GRANADA, M.J. PAVIER, D.J. SMITH

A new procedure based on Sachs' boring for measuring non-axisymmetric residual stresses, *International Journal of Mechanics Science*, 42:1027–1047, 2001.

[28] A.A GARCIA-GRANADA, M.J. PAVIER, D.J. SMITH

A new procedure based on Sachs' boring for measuring non-axisymmetric residual stresses: experimental application, *International Journal Mechanics Science*, 43(12): 2753–2768, 2001.

[29] V.D. LACARAC, D.J. SMITH, M.J. PAVIER

The effect of cold expansion on fatigue crack growth from open holes at room and high temperature, *International Journal of Fatigue*, 23: 161– 170, 2001.

[30] D.L.BALL, D.R.LOWRY

Experimental investigation on the effects of cold expansion of fastener holes, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials structures*, 21:17-34, 1998.

[31] P.F.P. de MATOS, P.M.G.P. MOREIRA, J.C.P. PINA, A.M. DIAS, P.M.S.T. de CASTRO

Residual stress effect on fatigue striation spacing in a cold-worked rivet hole, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 42: 139–148, 2004.

- [32] D. STEFANESCU, J. R. SANTISTEBAN, L. EDWARDS and M. E. FITWPATRICK
Residual Stress Measurement and Fatigue Crack Growth Prediction after Cold Expansion of Cracked Fastener Holes, *Journal of Aerospace Engineering, ASCE* / July, /91, 2004.
- [33] I.CARON, F. FIORI, G. MESMACQUE, T. PIRLING, M. SU
Expanded hole method for arresting crack propagation: residual stress determination using neutron diffraction, *Physica B* 350: e503–e505, 2004.
- [34] C. POUSSARD, M.J. PAVIER, D.J. SMITH
Analytical and finite element predictions of residual stresses in cold worked fastener holes, *Journal of Strain Analysis*, 30(4):291–304, 1995.
- [35] M. PRIEST, C.G. POUSSARD, M.J. PAVIER and D.J. SMITH
An assessment of residual stress measurements around cold-worked holes, *Experimental Mechanics*, 35:361-366, 1995.
- [36] P. PAPANIKOS, S.A. MEGUID
Elasto-plastic finite-element analysis of the cold expansion of adjacent fastener holes, *Journal of Materials Processing Technology*, 92-93: 424-428, 1999.
- [37] J. VOGWELL, T.N. CHAKHERLOU, J.M. MINGUEZ
The effect of cold expansion on fatigue resistance of fastener holes, *The 10th international congress of fracture, ICF10022OR*, 2001.
- [38] 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.
- [39] S.A FORGUES, M. BERNARD, T. BUI-QUOC
3D axisymmetric numerical analysis and experimental study of the fastener hole cold working process, *Computer methods and experimental measurements for surface treatment effects*. Southampton, UK: Computational Mechanics Publications.61–70, 1993.

[40] Cheol KIM, Dae-Jin KIM, Chang-Sung SEOK, Won-Ho YANG

Finite element analysis of the residual stress by cold expansion method under the influence of adjacent holes, *Journal of Materials Processing Technology*, 153–154: 986–991, 2004.

[41] T.N.CHAKERLOU, J.VOGWELL

A novel method of cold expansion which creates near-uniform compressive tangential residual stress around a fastener hole, *Fatigue & Fracture Engineering Materials & Structures*, 27: 343-351, 2004.

[42] X. B. LIN, R A. SMITH,

Stress intensity factor for corner crack emanating from fastener holes under tension, *Engineering Fracture Mechanics*, 62: 535-553, 1999.

[43] V.D. LACARAC, A.A. GARCIA-GRANADA, D.J. SMITH, M.J. PAVIER

Prediction of the growth rate for fatigue cracks emanating from cold expanded holes. *International Journal of Fatigue*, 26: 585–595, 2004.

[44] Jidong KANG, and W. STEVEN JOHNSON

Three dimensional finite element analysis of the cold expansion process of holes with and without cracks, 6c-1, *Aging Aircraft*, 2001.

[45] V.D. LACARAC, D.J. SMITH, M.J. PAVIER, M. PRIEST

Fatigue crack growth from plain and cold expanded holes in aluminium alloys, *International Journal of Fatigue*, 22:189–203, 2000.

[46] D.J. SMITH, G.H.FARRAHI, W.X.ZHU, C.A.MCMAHON

Experimental measurement and finite element simulation of the interaction between residual stresses and mechanical loading, *International Journal of Fatigue*, 23: 293-302, 2001.

[47] *Machinery's Handbook*/ ed. par R.E.Green, New York, 1992, 24th edn, Industrial press Inc.

[48] 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.

[49] Standard test method for measurement of fatigue crack growth rates, ASTM Designation E, 1988, p 647-88a.

[50] Standard method of test for plain strain fracture toughness of metallic materials, ASTM Designation E, 1978, 399-78, Part.

Annexes

A.1. Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles à partir du bord du trou pour différentes localisations de l'épaisseur et pour différents DE

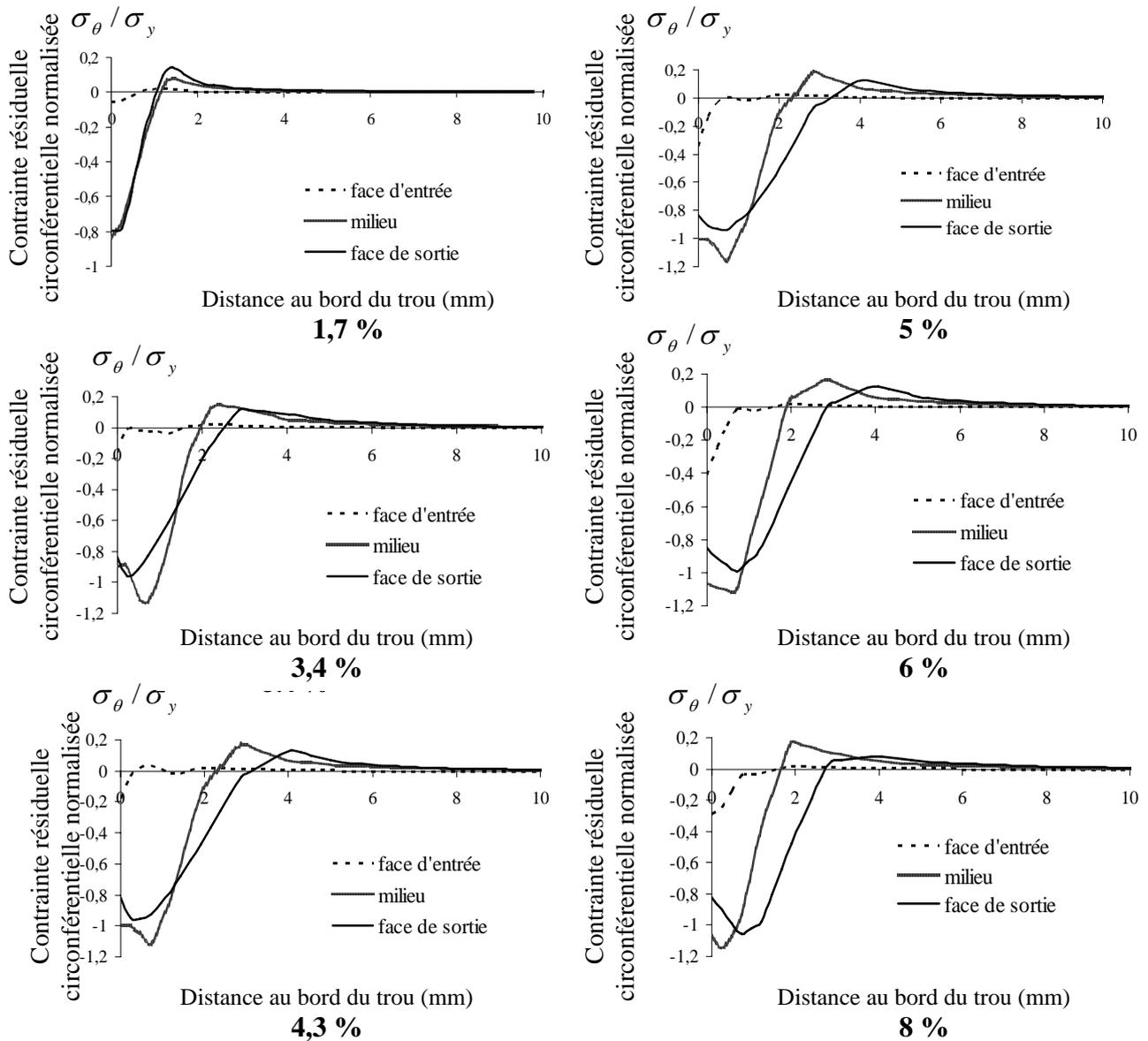


Figure (A.1) : Répartition des contraintes résiduelles circonférentielles avec différents degrés d'expansion pour différentes localisations de l'épaisseur de l'alliage d'aluminium 6005

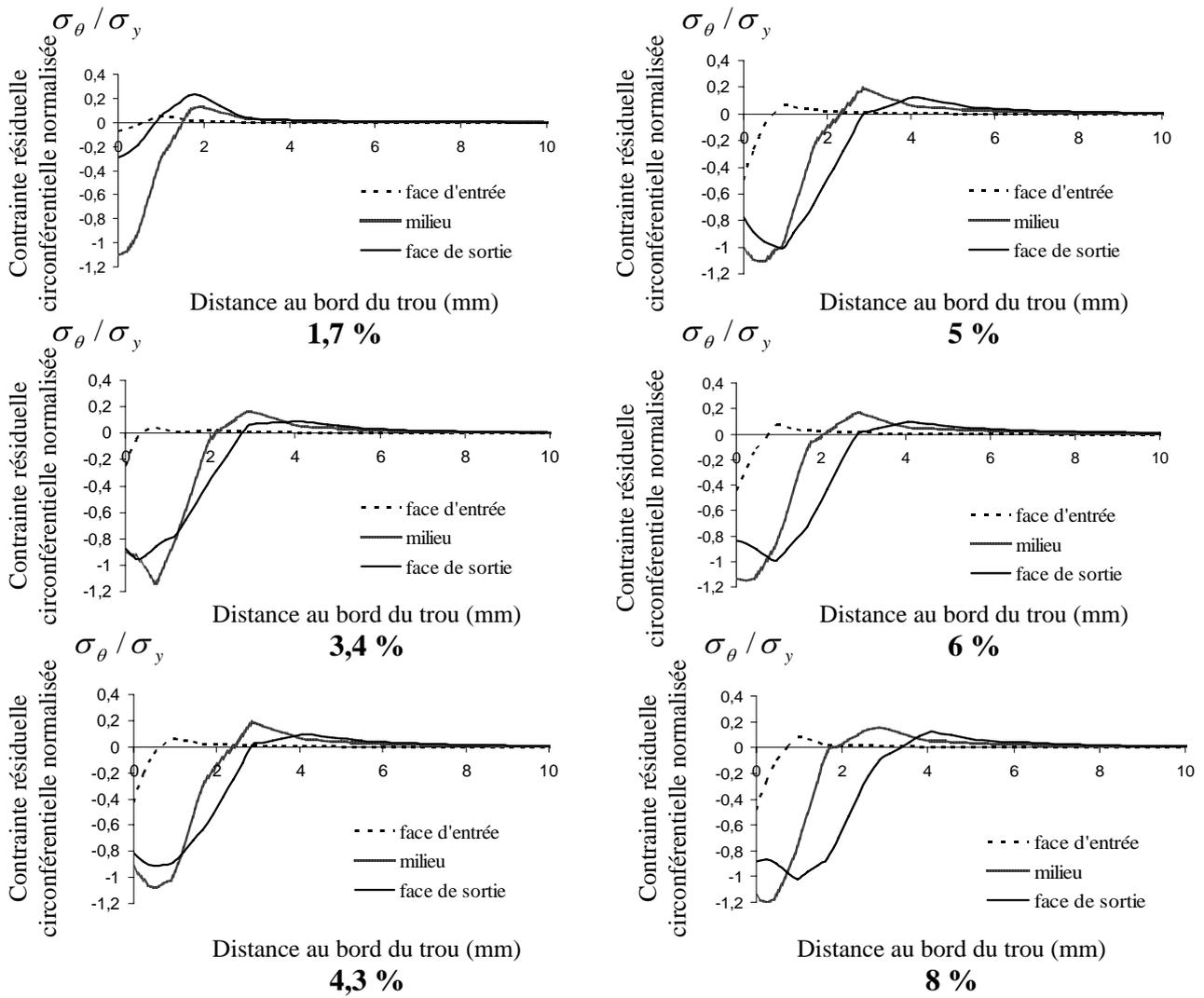


Figure (A.2) : Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles avec différents degrés d'expansion sur les différentes localisations de l'épaisseur de l'acier A42

A.2. Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles à partir du bord du trou avec différents degrés d'expansion et différents diamètres du trou

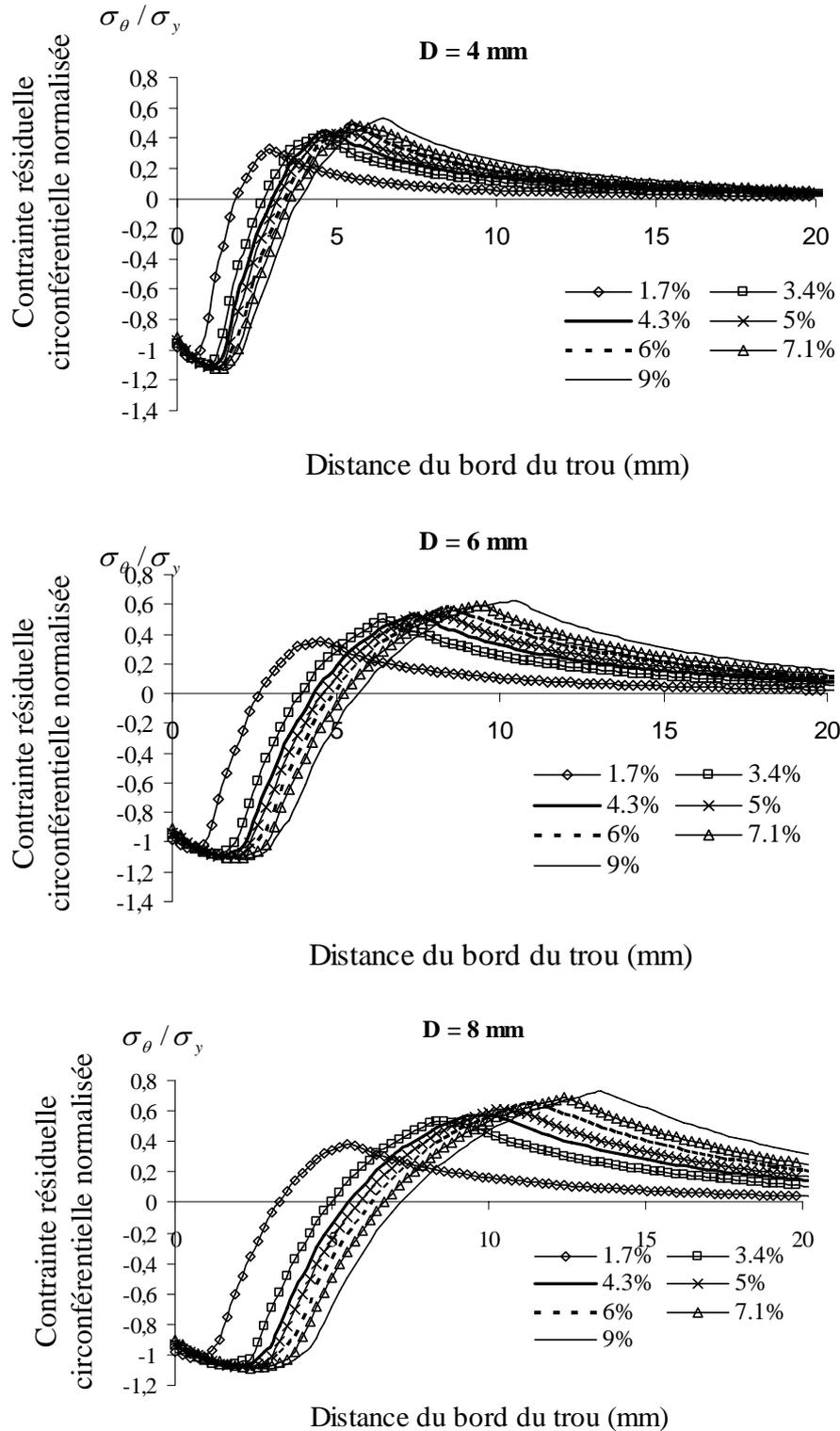


Figure (A.3) : Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles normalisées à partir du bord du trou pour différents degrés d'expansion et différents diamètres finaux du trou, obtenue avec l'alliage d'aluminium 6005A T6

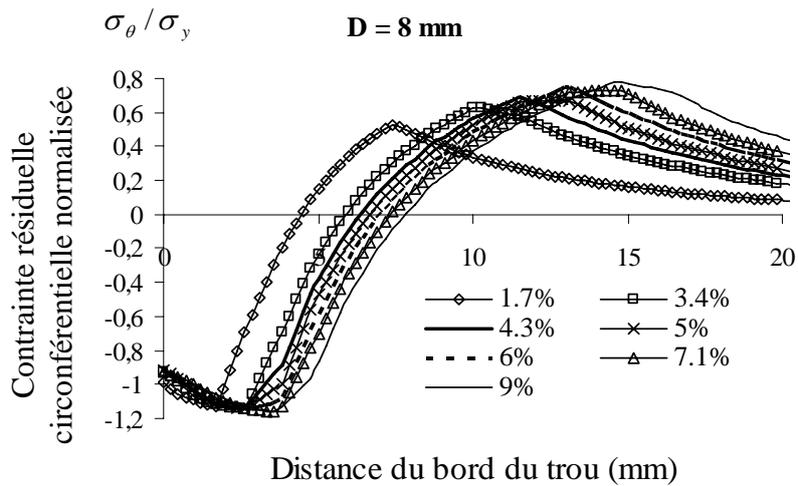
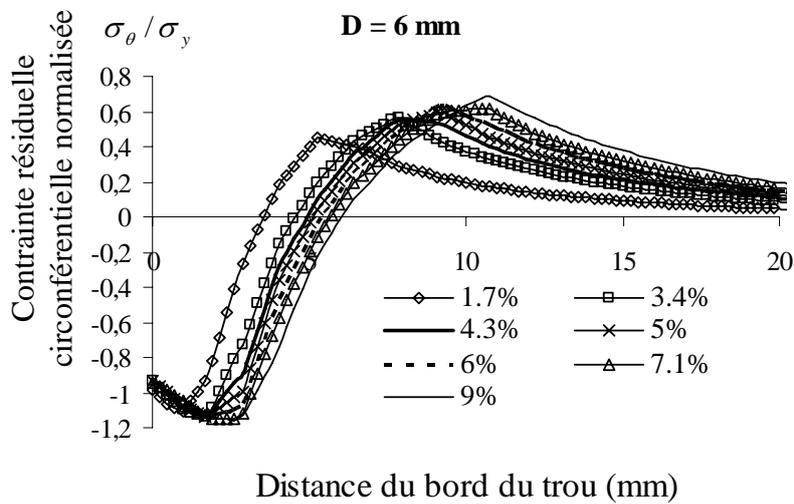
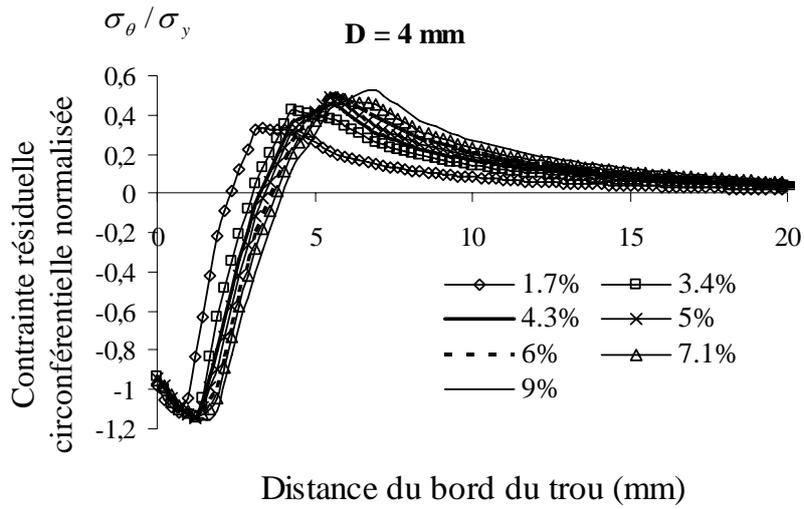
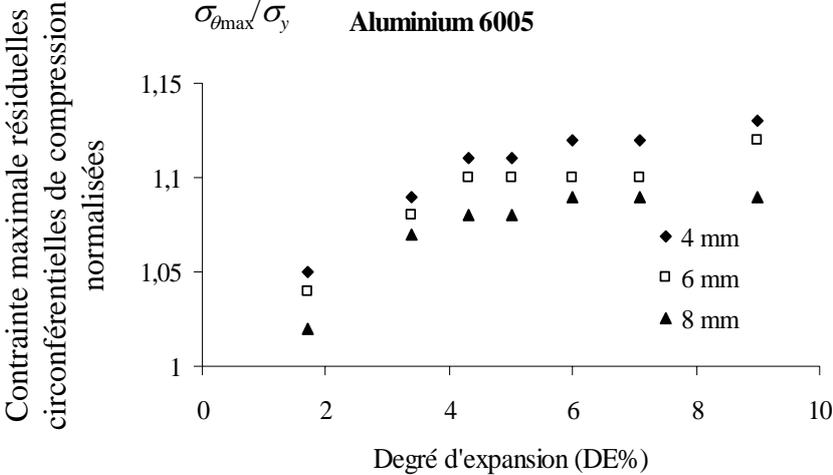
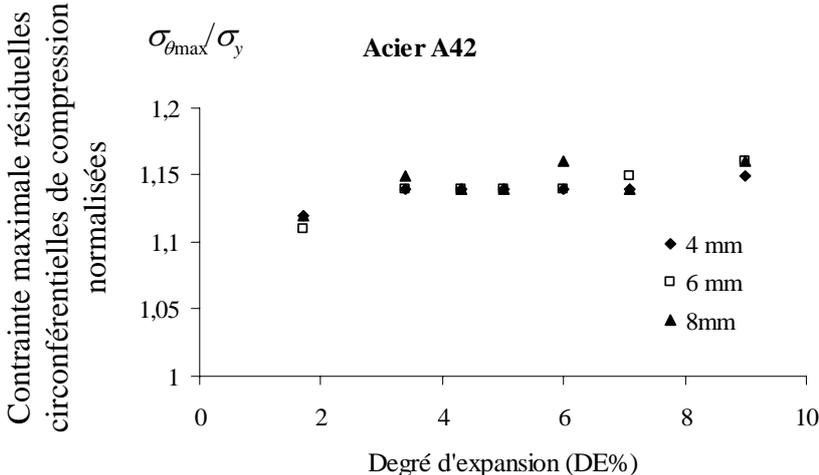


Figure (A.4) : Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles normalisées à partir du bord du trou pour différents degrés d'expansion et différents diamètres finaux du trou, obtenue avec l'acier A42

B.1. Influence du degré d'expansion (DE) sur le niveau des contraintes résiduelles circonférentielles de compression



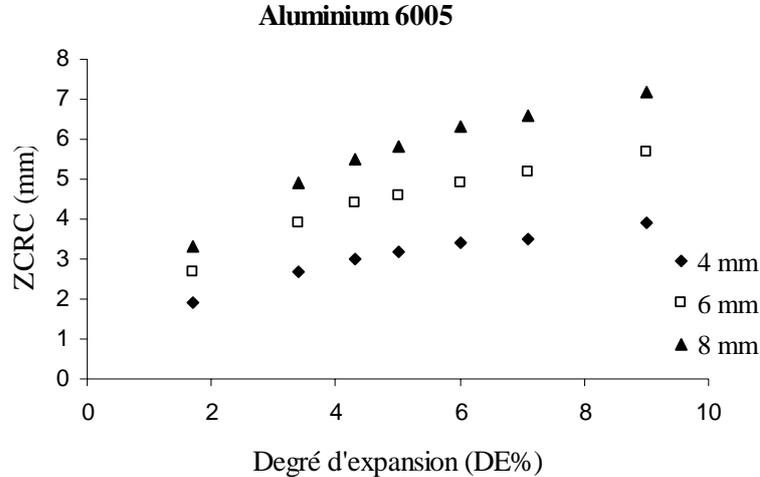
(a)



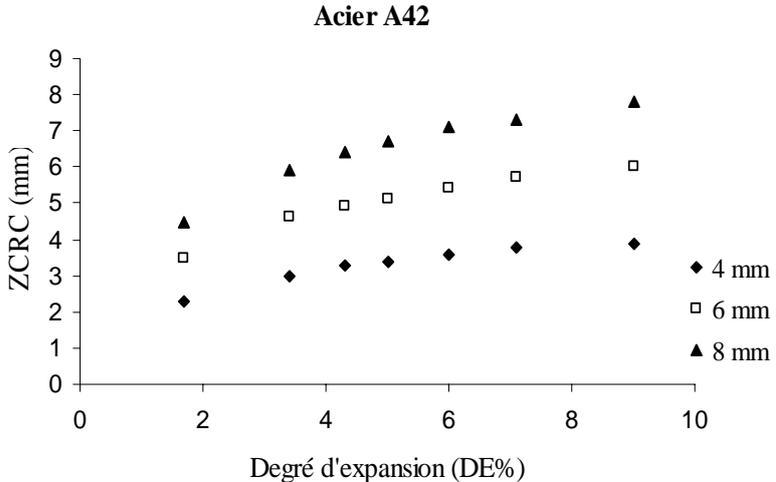
(b)

Figure (B.1) : Evolution de la valeur maximale des contraintes résiduelles circonférentielles de compression en fonction du degré d'expansion de (a) aluminium 6005A T6 et (b) acier A42

B.2. Influence du degré d'expansion (DE) sur la taille de la zone des contraintes résiduelles circonférentielles de compression (ZCRC)



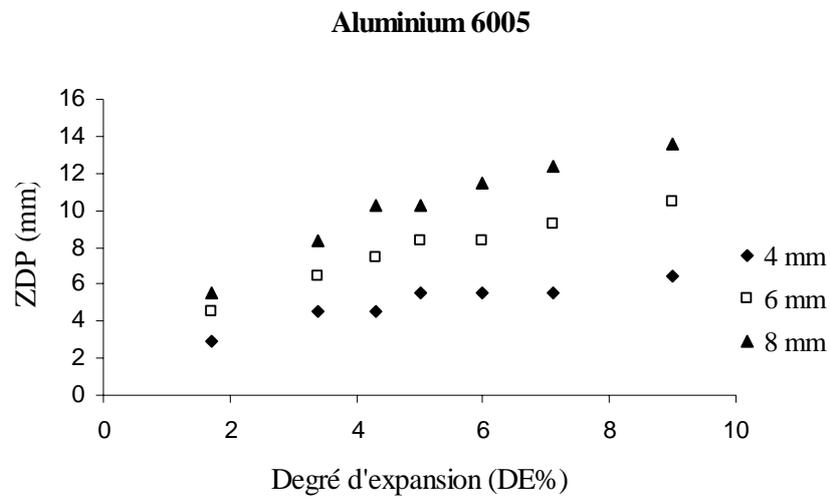
(a)



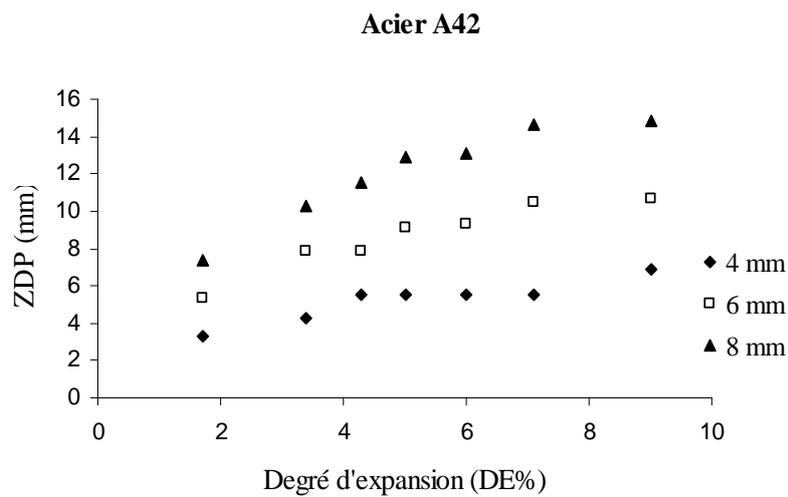
(b)

Figure (B.2) : Evolution de la taille de la zone des contraintes résiduelles de compression (ZCRC) en fonction du degré d'expansion (DE) de (a) aluminium 6005 (b) acier A42

B.3. Influence du degré d'expansion (DE) sur la taille de la zone des déformations plastiques (ZDP)



(a)



(b)

Figure (B.3) : Evolution de la taille de la zone des déformations plastiques (ZDP) en fonction du degré d'expansion (DE) de (a) Aluminium 6005 (b) Acier A42

C. Influence des caractéristiques mécaniques sur la durée de vie

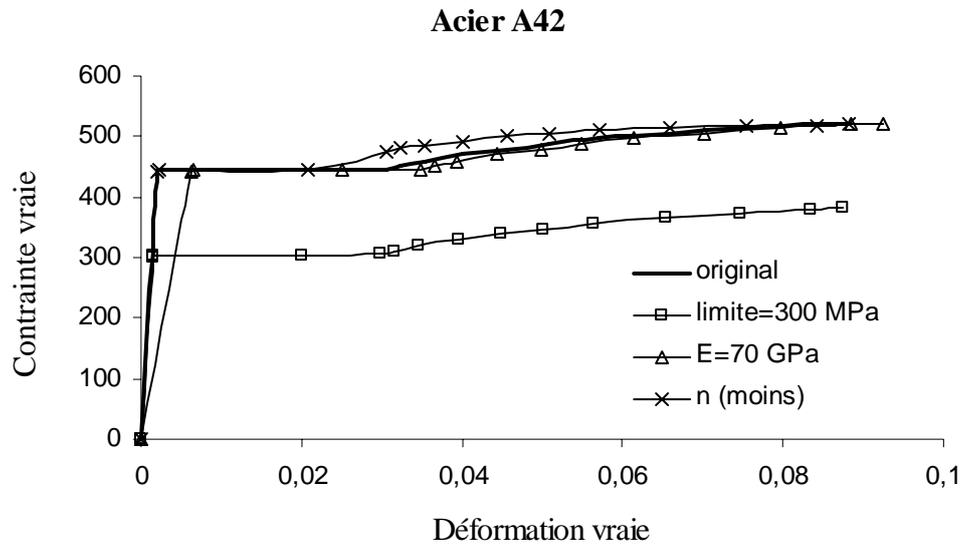
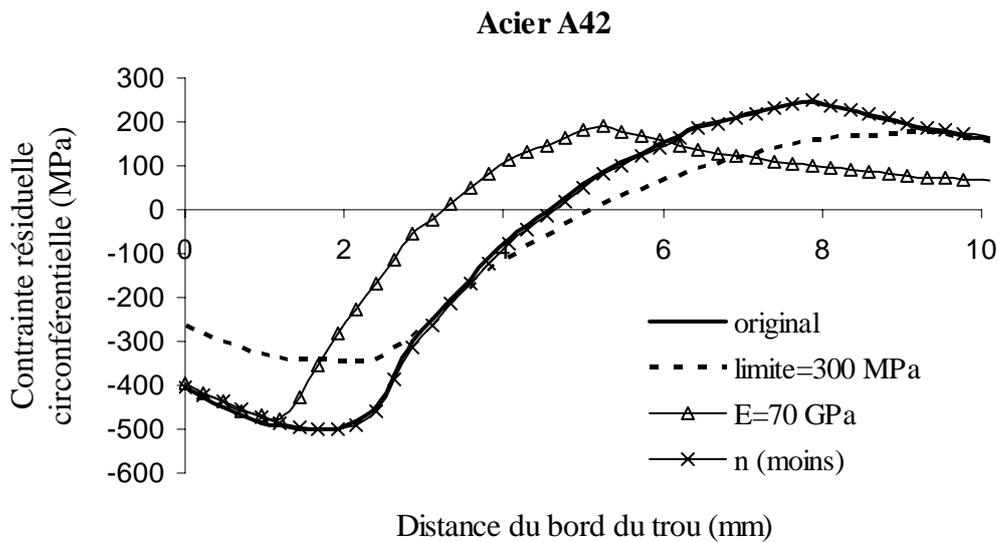


Figure (C.1): Les courbes rationnelles modifiées de l'acier A42



(b)

Figure (C.2) : Distributions des contraintes résiduelles circonférentielles des différentes courbes de l'acier A42