

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية

République algérienne démocratique et populaire

وزارة التعليم العالي و البحث العلمي

Ministère de l'Enseignement Supérieure et de la Recherche Scientifique

جامعة أبي بكر بلقايد - سنان

Université Abou Bekr Belkaid – Tlemcen

Faculté de TECHNOLOGIE



THESE

Présentée pour l'obtention du grade de Docteur en Sciences

en : Génie Mécanique

Spécialité : Sciences des Matériaux

Présenté par : **EL HABIRI Mohamed**

Sujet

***Influence des contraintes résiduelles sur l'amorçage
et la propagation des fissures de fatigue***

Le : 06 / 07 / 2019 devant le jury composé de :

Président :	CHEIKH Abdelmadjid	Pr.	Univ. Tlemcen
Directeur de thèse :	BENACHOUR Mustapha	Pr.	Univ. Tlemcen
Examineur :	BENGUEDIAB Mohamed	Pr.	Univ. Sidi Bel Abbes
Examineur :	BOUCHOUICHA Benatou	Pr.	Univ. Sidi Bel Abbes
Invité :	HADJOUI Abdelhamid	Pr.	Univ. Tlemcen

Année universitaire : 2018-2019

ملخص

تحتوي ثقب التثبيت، و بصورة أكثر دقة ثقب البرشمة، على مواقع تفضيلية لتركيز الإجهاد، وبالتالي مواقع بدء شقوق التعب. من أجل تقليل آثار تركيز الإجهاد من الحفرة المحفورة ، يتم إدخال لإجهادات الضاغطة المتبقية حول الثقب من خلال عملية التمدد البارد. تميل هذه الضغوط المتبقية إلى إحداث تأخير في التعب وبالتالي إطالة وتحسين مدة بدء الشقوق انتشارها. الهدف من هذه الدراسة هو دراسة تأثير عملية التمدد البارد على بدء وانتشار شقوق التعب في ن سبائك الألومنيوم. يتم تطبيق نمذجة العناصر المحدودة ثلاثية الأبعاد لتقييم مجالات إجهاد الضغوط المتبقية لدرجات مختلفة من التمدد (3 إلى 6.6%) من خلال النظر في عملية التمدد البلاستيكي عن طريق تصلب متسق الاتجاهات. تُظهر الضغوط المتبقية التي تم الحصول عليها عن طريق النمذجة الثلاثية الأبعاد عدم انتظام على طول سماكة الثقب. تعتبر الإجهادات المتبقية عند منتصف السماكة ووجه الخروج كبيرة مقارنةً بالضغوط الموجودة على واجهة مدخل الثقب الحفرة. آثار ضغط الضغط المتبقي حول حافة الثقب لها تأثيرات مفيدة على عمر التهيئة والانتشار. تعتمد مدة التعب بشكل أساسي على درجة التمدد المنجز.

الكلمات المفتاحية: شقوق التعب ، بدء التشقق والانتشار، الضغوط المتبقية ، التمدد البارد ، نمذجة العناصر المحدودة ثلاثية الأبعاد

Abstract

Fastener holes and more precisely the riveting holes have preferential sites of stress concentration and consequently sites of initiation of fatigue cracks. In order to reduce stress concentration effects from the drilled hole, residual compressive stresses are introduced around the hole by cold expansion process. These residual stresses tend to create a delay and consequently improve the initiation and propagation lives and reduce the fatigue crack growth rates. The objective of this investigation is to study the effect of the cold expansion process on the initiation and propagation of fatigue cracks in 2024 T351 aluminium alloy.

3D finite element modelling is applied to evaluate the residual stress fields for different degrees of expansion (3 to 6.6%) by considering a plastic deformation process with apply isotropic hardening criterion. Residual stresses obtained by 3D modelling show non-uniformity through the thickness of the hole. The residual stresses at mid-thickness and at the exit face are large compared with the stresses on the entry face of the hole. The effects of Compressive residual stresses around the edge of the hole have beneficial effects on initiation and propagation lives. These fatigue lives depend mainly on performed degree of expansion.

Key words: Fatigue cracks, initiation and propagation, residual stress, cold expansion, 3D finite element modelling

Résumé

Les trous de fixation et plus précisément les trous de rivetage présentent des sites préférentiels de concentration de contraintes et en conséquence des sites d'amorçage des fissures de fatigue. Afin de réduire les effets de concentration de contraintes à partir du trou percé, des contraintes résiduelles de compression sont induites autour du trou par processus d'expansion à froid. Ces contraintes résiduelles tendent à créer un retard et en conséquence prolonger et améliorer la durée de vie à l'amorçage et à la propagation. L'objectif de la présente étude est l'étude de l'effet du processus d'expansion à froid sur l'amorçage et la propagation des fissures de fatigue de l'alliage d'aluminium 2024 T351.

Une modélisation par éléments finis 3D est appliquée pour évaluer les champs de contraintes résiduelles pour différents degrés d'expansion (3 à 6.6%) en considérant un processus de déformation plastique considérant un critère par d'écrouissage isotrope. Les contraintes résiduelles obtenues par modélisation 3D montre la non uniformité le long de l'épaisseur du trou. Les contraintes à mi-épaisseur et en face de sortie sont importantes par rapport aux contraintes sur la face d'entrée du trou.

Les effets des contraintes résiduelles de compression autour du bord du trou présentent des effets bénéfiques sur la durée de vie à l'amorçage et la propagation. Ces durées de vies en fatigue dépendent principalement du degré d'expansion exécuté.

Mots clés : Fissures de fatigue, amorçage et propagation, contraintes résiduelles, expansion à froid, modélisation par élément finis 3D

LISTE DES FIGURES

Chapitre I :

Figure 1.1. Origine de rupture autour des coins d'hublots rectangulaire	6
Figure 1.2. Propagation d'une fissure de fatigue amorcée au coin d'un hublot au cours d'un essai de fatigue sur un avion Comet I	7
Figure 1.3. Accident du Boeing 737-200 d'Aloha Airlines en 1988	7
Figure 1.5: Phases d'endommagements et paramètres associés	9
Figure 1.6: Phases d'endommagements et paramètres associés	9
Figure 1.7: Formes de chargements cycliques	10
Figure 1.8. Nature des contraintes en fonction du rapport de charge	10
Figure 1.9 : Amorçage d'une fissure de fatigue à partir du bord d'une inclusion dans un alliage d'aluminium	12
Figure 1.10 : Amorçage d'une fissure à travers une inclusion	12
Figure 1.11 : Formation d'intrusion/extrusion en surface d'un matériau sous un chargement cyclique	13
Figure 1.12. Formation d'une micro fissure de fatigue par phénomène d'intrusion/extrusion	13
Figure 1.13. Concentration de contrainte au niveau d'un trou pour une plaque fini de largeur W	14
Figure 1.14. Amorçage et propagation de fissure à fond d'entaille	15
Figure 1.15. Critère d'amorçage pour l'acier API 5 L X65 en appliquant l'approche élastique locale	16
Figure 1.16 : Evolution de la vitesse de propagation	19
Figure 1.17 : Effet du rapport de charge sur la durée de vie en fatigue de l'alliage d'aluminium 2024 T351	21
Figure 1.18 : Effet du rapport de charge sur la vitesse de fissuration de l'acier 4340	22
Figure 1.19 : Fermeture de fissure par plasticité en fond de fissure	23

Chapitre II :

Figure 2.1. Types de contraintes résiduelles	31
Figure 2.2. Méthodes d'expansions de trous (a) par bille (b) mandrin (c) par manchon fendu	32
Figure 2.3. Phénomène de génération des contraintes résiduelles par expansion	33
Figure 2.4. Contraintes résiduelles obtenues par MEF à ceux d'expérimentales par diffraction des rayons X	34
Figure 2.5. Distribution des contraintes résiduelles obtenues par les modèles éléments finis 2D et 3D	35
Figure 2.6. Distribution des contraintes résiduelles obtenues par les modèles éléments finis 3D pour une plaque en alliage d'aluminium 2024 T3	36
Figure 2.7. Distribution des contraintes résiduelles dues à l'expansion dans une plaque en alliage d'aluminium pour DCE= 4.7%	37
Figure 2.8. Evolution des contraintes résiduelles dues à l'expansion à froid d'un trou dans une plaque en alliage d'aluminium 7075T6	37
Figure 2.9. Distribution des contraintes résiduelles dues à l'expansion dans une plaque en alliage d'aluminium 2024 T3 pour DCE=1.15%	38
Figure 2.10. Effet de l'expansion à froid d'un trou dans une plaque en alliage d'aluminium pour DCE=6%	39
Figure 2.11. Distribution des contraintes résiduelles sous une expansion à froid de 4% de l'alliage d'aluminium 5251	39
Figure 2.12. Influence du degré d'expansion sur la contrainte résiduelle maximale pour différents diamètres des trous percés	41
Figure 2.13. Influence du degré d'expansion sur la taille de la zone des contraintes résiduelles de compression	41
Figure 2.14. Influence du degré d'expansion sur la distribution des contraintes résiduelles de compression obtenues par un modèle élément finis 2D	42
Figure 2.15. Effet du degré d'expansion sur la taille de la zone des contraintes résiduelles de compression à la face d'entrée et à la face de sortie	43
Figure 2.16. Evolution des contraintes résiduelles sous l'effet de la variation du degré d'expansion	44
Figure 2.17. Distribution des contraintes résiduelles pour différent degrés d'expansion	44
Figure 2.18. Distribution des contraintes résiduelles pour différent rapport d'expansion	45
Figure 2.19. Effet combiné du frottement et du degré d'expansion sur l'évolution des contraintes résiduelles	46
Figure 2.20. Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles après expansion à froid avec et sans frottement	47
Figure 2.21. Effet des contraintes résiduelles par préchargement mécanique sur la durée de vie à l'amorçage de l'alliage d'aluminium 2024 T351	48
Figure 2.22. Influence du degré d'expansion sur la durée à la rupture de l'alliage d'aluminium LY12-CZ	49

Figure 2.23. Effet du degré d'expansion sur la durée de vie à la rupture de l'alliage d'aluminium 2024 T3	50
Figure 2.24. Effet du degré d'expansion sur la fissuration par fatigue de l'alliage 6082	50
Figure 2.25. Effet du processus d'expansion sur la fissuration par fatigue de l'alliage 2024 T3	51
Figure 2.26. Effet du degré d'expansion sur la durée de vie à la rupture par fatigue de l'alliage de magnésium	52
Figure 2.27. Effet de l'expansion de trou à froid sur la durée de vie en fatigue	53
Figure 2.28. Effet du degré d'expansion sur la durée de vie à l'amorçage	53
Figure 2.29. Effet des contraintes résiduelles de compression sur la durée de vie à l'amorçage et à la propagation de l'alliage 2024 T351	54
Figure 2.30. Effet du degré d'expansion sur l'incrément de la durée de vie en fatigue de l'alliage d'aluminium 7050 T7451	55
Figure 2.31. Effet du degré d'expansion sur l'amorçage de fissure de fatigue de l'alliage 2024T3	55
Figure 2.32. Effet du trou percé et du trou expansé sur la vitesse de fissuration de l'alliage d'aluminium 6061 T6	56

Chapitre III :

Figure 3.1. Modèle géométrique pour les essais de fatigue	66
Figure 3.2. Processus d'expansion à froid (a) Détail du manchon conique (b) Maillage utilisant un modèle d'éléments finis 3D	67
Figure 3.3. Courbe contrainte/déformation totale pour l'écroutissage isotrope	68
Figure 3.4. Élément tétraédrique à 10 nœuds "Solid 186"	69
Figure 3.5. Convergence des contraintes résiduelles maximales de compression	70
Figure 3.6. Courbe contraintes/déformations de l'alliage d'aluminium 2024 T351	71
Figure 3.7. Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles pour DCE=4.6% à la face d'entrée	72
Figure 3.8. Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles pour DCE=4.6% à mi-épaisseur	73
Figure 3.9. Evolution des contraintes résiduelles circonférentielles à travers l'épaisseur de la plaque à la face de sortie	73
Figure 3.10. Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles pour DCE=4.6%	76
Figure 3.11. Distribution des contraintes de Von Mises pour DCE=4.6%	76
Figure 3.12. Evolution des contraintes résiduelles circonférentielles à travers l'épaisseur de la plaque	77
Figure 3.13. Distribution 3D des contraintes résiduelles circonférentielles pour un degré d'expansion de 6.6.	78
Figure 3.14. Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles σ_{XX} pour un degré d'expansion de 3.0 %	79

Figure 3.15. Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles σ_{XX} pour un degré d'expansion de 4.6 %	79
Figure 3.16. Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles σ_{XX} pour un degré d'expansion de 5.6 %	80
Figure 3.17. Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles σ_{XX} pour un degré d'expansion de 6.6 %	80
Figure 3.18. Effet du degré d'expansion sur la distribution des contraintes résiduelles circonférentielles σ_{XX} à la face d'entrée	81
Figure 3.19. Effet du degré d'expansion sur la distribution des contraintes résiduelles circonférentielles σ_{XX} à mi-épaisseur	82
Figure 3.20. Effet du degré d'expansion sur la distribution des contraintes résiduelles circonférentielles σ_{XX} à la face de sortie	82
Figure 3.21. Effet du degré d'expansion sur la contrainte résiduelle maximale de compression	83
Figure 3.22. Effet du degré d'expansion sur la taille de la zone de contraintes résiduelles de compression	84

Chapitre IV :

Figure 4.1. Modèle géométrique pour la prédiction du comportement en fatigue	88
Figure 4.2. Evolution de la durée de vie d'amorçage en fonction du rapport de charge	90
Figure 4.3. Effet du rapport de charge sur la durée de vie à l'amorçage	92
Figure 4.3. Effet du degré d'expansion sur la durée de vie à l'amorçage	93
Figure 4.4. Effet du degré d'expansion sur l'évolution du facteur d'intensité de contrainte résiduelle K_r suivant le sens a_1	97
Figure 4.5. Effet du degré d'expansion sur l'évolution du facteur d'intensité de contrainte résiduelle K_r suivant l'épaisseur de la plaque (Sens a_2)	98
Figure 4.6. Evolution de la longueur de la fissure en fonction du nombre de cycle pour DEC=6.6% dans les sens a_1 et a_2	100
Figure 4.7a. Profil de propagation finale à partir de la face d'entrée pour un DCE=6.6%	100
Figure 4.7b. Profil de propagation finale à partir de la face d'entrée pour un trou non expansé	100
Figure 4.8. Effet du degré d'expansion sur la vitesse de fissuration en fonction de la longueur de la fissure dans le sens a_1	101
Figure 4.9. Effet du degré d'expansion sur la vitesse de fissuration en fonction de la longueur de la fissure dans le sens a_2	102
Figure 4.10. Effet du degré d'expansion sur la vitesse de fissuration dans le sens a_1	103
Figure 4.11. Effet du degré d'expansion sur la vitesse de fissuration dans le sens a_2	103

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 3.1. Caractéristiques mécaniques de l'alliage d'aluminium 2024 T351	71
Tableau 4.1. Propriétés cycliques de l'alliage d'aluminium 2024 T351	88
Tableau 4.2. Paramètres de l'équation Nasgro pour l'alliage d'aluminium 2024 T351	88
Tableau 4.3. Taux d'amélioration de la durée de vie à l'amorçage pour différents degrés d'expansion	94

Liste des Symboles & des Abréviations

a : Longueur de la fissure(mm)

a_0 : Longueur de la fissure initiale (mm)

a_1, a_2 : Sens de propagation des fissures

$A_i, A_0, A1, A2, A3$: Coefficients du model Forman Mettu

A_k, B_k : Paramètres d'ajustement

b : Exposant de la contrainte en fatigue

c : Exposant de la ductilité en fatigue

C_{th} : Coefficient seuil

C, n, p et q : Constantes du modèle de propagation Nasgro.

d : Diamètre du mandrin (mm)

D : Diamètre de trou (mm)

DCE : degré d'expansion à froid (%)

da/dN : Vitesse de fissuration (m/cycle)

E : Module de Young (MPa)

f : Coefficient de contribution de la fermeture de la fissure

F_{ch} : Fonction de Newman et Raju

g_1, g_2, f_ϕ, f_w : Fonctions de Newman et Raju

K_{max} : Facteur d'intensité de contrainte maximale (MPa.Sqrt(m))

K_{min} : Facteur d'intensité de contrainte minimale (MPa.Sqrt(m))

K_{eff} : Facteur d'intensité de contrainte effective (MPa.Sqrt(m))

K_{app} : Facteur d'intensité de contraintes due au chargement appliqué (MPa.Sqrt(m))

K_{ouv} : Facteur d'intensité de contrainte à l'ouverture de la fissure (MPa.Sqrt(m))
 ΔK : Amplitude du facteur d'intensité de contrainte (MPa.Sqrt(m))
 ΔK_0 : Amplitude du facteur d'intensité de contrainte seuil à $R = 0$
 $\Delta K_{th,s}$: Facteur d'intensité de contrainte seuil (MPa.Sqrt(m))
 Δ
 ΔK_{eff} : Variation du facteur d'intensité de contrainte effective
 K_{IC} : Ténacité du matériau (MPa.Sqrt(m))
 K_t : Facteur de concentration de contrainte
 K_I : Facteur d'intensité de contrainte en mode I (MPa.Sqrt(m))
 K_σ : Facteur de concentration de contrainte
 K_r : Facteur d'intensité de contrainte due aux contraintes résiduelles (MPa.Sqrt(m))
 K_f : Coefficient d'effet d'entaille en fatigue
 K_{crit} : Facteur d'intensité de contrainte critique (MPa.Sqrt(m))
 K' : Coefficient de la loi d'érouissage cyclique
 M_1, M_2, M_3 : Constantes de Newman et Raju
 N : Nombre de cycles
 N_{i-CR} : Durée de vie d'amorçage dans le cas d'un trou expansé
 N_{i-SCR} : Durée de vie d'amorçage dans le cas d'un trou non expansé.
 N_a : Nombre de cycles gagnés sur la dure de vie par rapport a une structure non réparée
 N_p : Durée de vie à la propagation des fissures
 N_t : Durée de vie totale
 N_i : Cycle de fatigue initial
 N_r : Nombre de cycles à rupture de l'échantillon
 n' : Exposant de la loi d'érouissage cyclique

Q : Facteur de forme lie à la forme de la fissure

R : Rapport de charge

R_{eff} : Rapport de charge effectif

R_i : Rapport de la durée de vie à l'amorçage entre un trou expansé et un trou non expansé

R_σ : Rapport entre la contrainte minimale sur un cycle et la contrainte maximale.

r : Rayon du trou (mm).

r_p : Rayon de la zone plastifiée (mm)

t : Epaisseur (mm)

t_0 : Epaisseur de référence (condition de déformation plane) (mm)

U(R) : Fonction de fermeture de fissure

UTS : Limite de rupture ultime

W : Largeur de la plaque

X : Distance caractéristique à partir du font d'entaille

α : Rapport de contrainte/déformation plane

$\Delta\varepsilon$: Amplitude de déformations locales en fond d'entailles

$\Delta\varepsilon_t$: Amplitude de déformations locales en fond d'entailles

$\Delta\varepsilon_e$: Déformation élastique

$\Delta\varepsilon_p$: Déformation plastique

$\Delta\varepsilon_{nom}$: Amplitude de déformation nominale

$\Delta\sigma$: Amplitude des contraintes $\Delta\sigma$: L'étendue de contrainte.

$\Delta\sigma_{nom}$: Amplitude de contrainte nominale

$\Delta\varepsilon$: Amplitude de déformation

ε_f' : Coefficient de la ductilité en fatigue

ε_{Max} : Déformation maximale

ε_{Min} : Déformation minimale

σ^{I} : Contraintes résiduelles du 1er ordre

σ^{II} : Contraintes résiduelles du 2ème ordre

σ^{III} : Contraintes résiduelles du 3ème ordre

σ_e : Contrainte effective de Van Misses (MPa)

σ_{min} : Contrainte minimale (MPa).

σ_{max} : Contrainte maximale (MPa)

σ_0 : Contrainte d'écoulement (MPa)

σ_m : Contrainte moyenne (MPa)

$\sigma_{\theta\theta}$: Contraintes circonférentielles et/ou contrainte tangentielle (MPa)

$\Delta\sigma_{\theta\theta}$: Amplitude de contrainte d'ouverture (MPa)

$\Delta\sigma_{xx}$: Contraintes résiduelles circonférentielles suivant la direction X (MPa)

$\Delta\sigma_{ys}$: Limite d'élasticité (MPa)

ν : Coefficient de poisson du matériau

σ'_f : Coefficient de la contrainte en fatigue

σ_r : Contraintes résiduelles (MPa)

σ_{Nom} : Contrainte nominale (MPa)

SOMMAIRE

INTRODUCTION GÉNÉRALE

I. INTRODUCTION GÉNÉRALE	2
I.1. OBJECTIFS	2
I.2. STRUCTURE DE LA THESE.....	3

CHAPITRE I : GENERALE

II.1. STADES D'ENDOMMAGEMENT PAR FATIGUE	8
II.2. AMORÇAGE DES FISSURES DE FATIGUE	10
II.1.1. <i>Amorçage à partir de micro hétérogénéités de la microstructure</i>	11
II.1.2. <i>Amorçage par glissement cyclique irréversible</i>	12
II.1.3. <i>Amorçage de fissures à partir du fond d'entaille</i>	13
II.1.3.1. <i>Coefficient de concentration de contraintes en fond d'entaille</i>	13
II.1.3.2. <i>Analyse élastoplastique de l'amorçage des fissures à partir d'entailles</i>	16
II.3. PROPAGATION DES FISSURES DE FATIGUE.....	18
RESUME:	23
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUE	24

CHAPITRE II : ETAT DE L'ART SUR LES EFFETS DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES

II. METHODES DE GENERATION DES CONTRAINTES RESIDUELLES PAR EXPANSION	31
III. EVALUATION DES CONTRAINTES RESIDUELLES PAR EXPANSION	34
III.1. DISTRIBUTIONS DES CONTRAINTES RESIDUELLES.....	34
III.2. EFFET DU DEGRE D'EXPANSION SUR LA DISTRIBUTION DES CONTRAINTES RESIDUELLES	40
III.3. INFLUENCE DU COEFFICIENT DE FROTTEMENT	45

IV. INFLUENCE DES CONTRAINTES RESIDUELLES PAR EXPANSION SUR LE COMPORTEMENT EN FATIGUE	47
V. RESUME.....	57
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUE	58

CHAPITRE III : MODÉLISATION NUMÉRIQUES DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES PAR EXPANSION

I. INTRODUCTION	66
II. MODÉLISATION TRIDIMENSIONNELLE PAR ÉLÉMENTS FINIS	66
II.1. MODELE GEOMETRIQUE	66
II.2. MATERIAU D'ÉTUDE.....	71
III. EXEMPLE DE VALIDATION DU MODELE APPLIQUÉ	71
IV. CONTRAINTES RESIDUELLES CIRCONFÉRENTIELLES A PARTIR DU BORD DU TROU	74
IV.1. EFFET DE L'EXPANSION SUR LA DISTRIBUTION DES CONTRAINTES	74
IV.2. EFFET DU DEGRE D'EXPANSION SUR LA DISTRIBUTION DES CONTRAINTES CIRCONFÉRENTIELLES.....	77
IV.3. EFFET DU DEGRE D'EXPANSION "DCE%" SUR LA CONTRAINTE RESIDUELLES DE COMPRESSION MAXIMALE ET LA TAILLE DE LA ZONE DES CONTRAINTES RESIDUELLES DE COMPRESSION	83
V. RESUME.....	84
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUE	85

CHAPITRE IV : EFFETS DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES SUR L'AMORÇAGE & LA PROPAGATIONS DES FISSURES DE FATIGUE

I. INTRODUCTION	87
II. MODELE GEOMETRIQUE ET PARAMETRES DE FISSURATION PAR FATIGUE.....	87
III. EFFET DE L'EXPANSION A FROID SUR LA DUREE DE VIE A L'AMORÇAGE	89

IV. EFFET DU RAPPORT DE CHARGE SUR LA DUREE DE VIE A L'AMORÇAGE	91
V. EFFET DU DEGRE D'EXPASION SUR LA DUREE DE VIE A L'AMORÇAGE.....	92
VI. EFFET DU DEGRE D'EXPASION SUR LA PROPAGATION EN FATIGUE.....	95
REFERENCES BIBILIOGRAPHIQUE	104

CONCLUSION GÉNÉRALE & PERSPECTIVES

CONCLUSION GENERALE & PERSPECTIVES	107
--	-----

INTRODUCTION
GENERALE

I. INTRODUCTION GENERALE

1.1. Objectifs

La fatigue est un processus d'endommagement provoquant le changement des propriétés de résistance aux chargements cycliques. La répétition des chargements cycliques conduit à la rupture des structures. Cette dernière généralement se produit à des contraintes au dessous de la limite élastique. En pratique, l'endommagement par fatigue des composantes mécaniques est estimé à 90% (**Wanhill, 2002**). Afin d'améliorer la tenue en fatigue ou de réparer des fissures à partir d'entailles plusieurs techniques expérimentales ont été développées. Le principe consiste à réduire le facteur de concentration de contraintes.

L'expansion par déformation plastique à froid est un processus largement employé dans l'industrie mécanique et spécialement l'industrie aéronautique et ferroviaire afin d'améliore et/ou prolonger la vie en fatigue de trous d'assemblages grâce à la génération d'un champ de contraintes résiduelles tangentielles de nature compressive. Le processus d'expansion à froid consiste à faire passé un mandrin conique où bille à travers un trou. Le processus d'expansion tend à réduire les concentrations de contraintes et en conséquence réduire le facteur de concentration de contrainte à la fatigue et prolonger la durée de vie en fatigue. En cas d'apparition de fissure les vitesses de propagation seront réduites ce qui laisse le temps de conduire une opération de maintenance ou changement d'organes mécaniques.

L'objectif de cette thèse consiste à étudier les effets des contraintes résiduelles de compression développées par expansion à froid autour des trous de rivetage sur la fissuration et d'estimer les durées de vie d'amorçage et de propagation par fatigue. Pour étudier l'effet de l'expansion à froid des trous sur la fissuration par fatigue, une modélisation numérique 3D par élément finis est mise en œuvre afin d'évaluer les champs de contraintes résiduelles au bord des trous. Cette modélisation a incluse l'effet du degré d'expansion sur le niveau des contraintes induites au bord du trous et sur une profondeur désigné zone de contraintes résiduelles de compression.

1.2. Structure de la thèse

La thèse est structurée en quatre chapitres. Le premier chapitre fait un rappel des approches théoriques fondamentales de la rupture par fatigue. Ces approches incluent les mécanismes d'amorçage et de propagations des fissures de fatigue. Les modèles de prédictions des phases d'amorçage et de propagations ont été présentés et discutés.

Le deuxième chapitre, dans une première partie, fait une présentation théorique des contraintes résiduelles et plus précisément les contraintes résiduelles par expansion et les techniques d'expansion. Dans la deuxième partie, un état de l'art et une synthèse des travaux scientifiques de la génération des contraintes résiduelles expérimentalement et numériquement par la méthode des éléments finis. L'effet du degré d'expansion sur la distribution des contraintes résiduelles par modélisation 2D et 3D a été mis en évidence.

Le niveau des contraintes résiduelles de compression maximales et la zone des contraintes résiduelle de compression sont liés au degré d'expansion. Le deuxième chapitre comporte aussi un état de l'art sur les effets des contraintes résiduelles générés par expansion sur le comportement en fatigue des alliages d'aluminium et le niveau d'amélioration de la durée en fatigue.

Le troisième chapitre est réservé la modélisation numérique et simulation du processus d'expansion à froid en appliquant la méthode des éléments finis avec un modèle 3D.

La simulation tridimensionnelle "3D" a pour but d'évaluer aussi les contraintes résiduelles à travers l'épaisseur où leurs niveaux sont importants à mi-épaisseur et à la face de sortie par rapport à la face d'entrée du mandrin conique d'expansion.

Le phénomène d'amorçage et de propagation de fissure étant reliés à l'évolution des champs de contraintes résiduelles et champs de contraintes dus aux chargements appliqués, le quatrième chapitre est réservé dans une première partie à l'analyse des effets des contraintes résiduelles dues à l'expansion sur l'amorçage des fissures de fatigue sous la variation du degré d'expansion et du rapport de charges

La deuxième partie est consacrée à l'étude de l'effet des contraintes résiduelles sur la durée de vie à la propagation et la vitesse de fissuration

En dernier, la thèse est finalisée par des conclusions et des perspectives afin d'approfondir l'étude des déformations plastiques par écrouissage sur les mécanismes de rupture par fatigue.

CHAPITRE I :

APPROCHES THÉORIQUES DE L'ENDOMMAGEMENT PAR FATIGUE

I. INTRODUCTION

L'endommagement des matériaux par fatigue provient du caractère cyclique des sollicitations appliquées. Ce type d'endommagement peut conduire à la ruine du composant ou de la structure lorsque son accumulation atteint une valeur critique dépendant du matériau en question. Généralement le niveau de sollicitation appliqué génère des contraintes inférieures à la limite élastique. L'étude de ce phénomène d'endommagement prend une allure importante depuis les années 50 suite aux accidents dans le domaine d'aéronautique, nucléaire, ferroviaire, transport de gaz et pétrole,....etc. Parmi les accidents importants on cite l'écrasement du Havilland Comet I (Figure 1.1) dont l'origine de cet accident est l'amorçage et la propagation de fissures de fatigue au niveau des coins des hublots (Swift 1987 ; Bron, 2004). La figure 1.2 montre une fissure de fatigue amorcée au coin d'un hublot au cours d'un essai de fatigue sur un avion Comet I (Bron, 2004). En 1985, l'aviation japonaise a perdu un Boeing 747 SR suite à la réparation incomplète de la cloison arrière demandant un double rangé de rivet. Un seul rangé de rivet a été appliquée et cela a engendré la réduction de sa résistance et l'apparition de microfissure au niveau des trous d'où leurs propagations (Takeda et al, 1985).

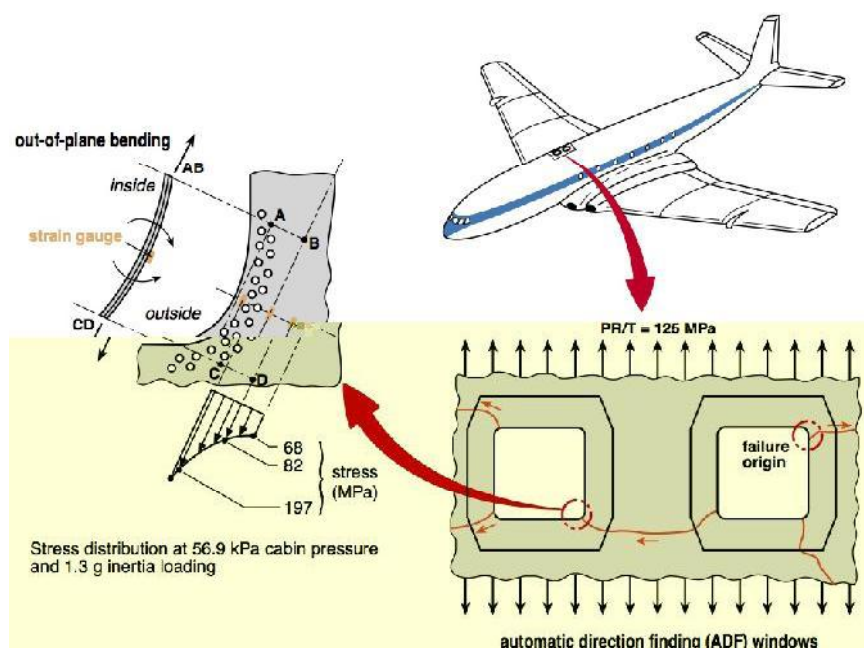


Figure 1.1. Origine de rupture autour des coins d'hublots rectangulaire (Wanhill, 2002).

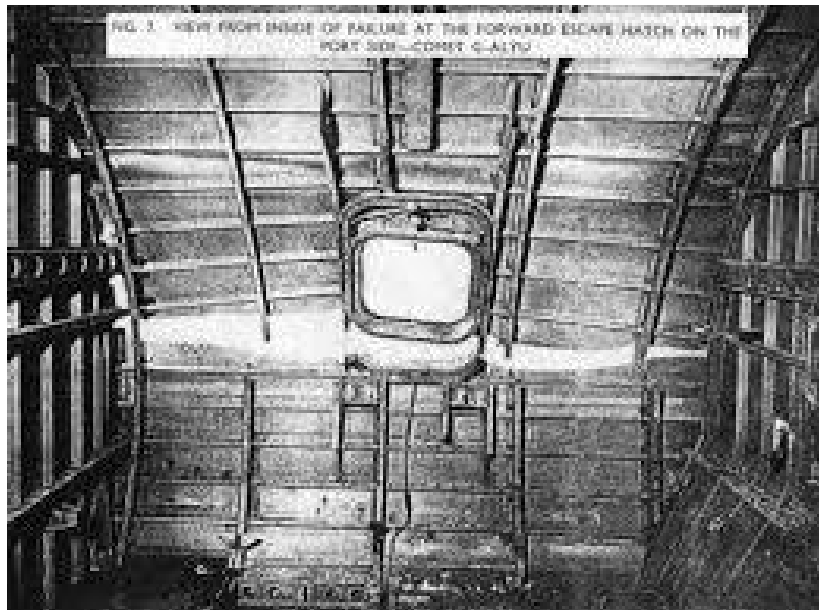


Figure 1.2. Propagation d'une fissure de fatigue amorcée au coin d'un hublot au cours d'un essai de fatigue sur un avion Comet I
(<http://histaero.blogspot.com/2014/02/lepopée-du-comet-22.html>, 2018)

L'amorçage et la propagation de fissures multiples au niveau des trous de rivets ont conduit à l'incident en 1988 (Figure 1.3) d'un avion de la compagnie Aloha Airlines (**Hendricks, 1991**). L'historique de la fatigue fût présenté en détail par Shutz (**Shutz, 1996**).



Figure 1.3. Accident du Boeing 737-200 d'Aloha Airlines en 1988

II. ENDOMMAGEMENT PAR FATIGUE

II.1. Stades d'endommagement par fatigue

Les études des mécanismes de rupture par fatigue à travers les examens macroscopiques et microscopiques (analyse fractographique) ont permis aux chercheurs de découpler les phases d'endommagement par fatigue en trois phases distincts ([Lemaignan, 2003](#) ; [François et al. 2009](#)) :

- Phase d'initiation ou amorçage : Correspond à l'apparition des microfissures au niveau du matériau et à leur croissance difficile à prédire dans le volume du matériau en question.
- Phase de fissuration ou propagation : Correspond à l'accroissement stable des microfissures amorcées dans le matériau et dépend des charges appliquées.
- Phase de rupture brutale : correspond à la propagation instable où les fissures ont atteint une taille critique liée à la capacité de résistance du matériau

Les différentes phases d'endommagement peuvent être schématisées par le processus donné par la figure 1.4. Forsyth ([Forsyth, 1963](#)) fut le premier à identifier les stades de fissuration où le premier stade correspond au développement de contraintes de cisaillement inclinée par rapport à la direction de chargement (Figure 1.6). Après le stade I on est en présence d'un stade transitoire reliant le stade I au stade II ([Wong et al., 2002](#)). Le stade II est caractérisé par l'orientation perpendiculaire de la fissure par rapport au chargement.

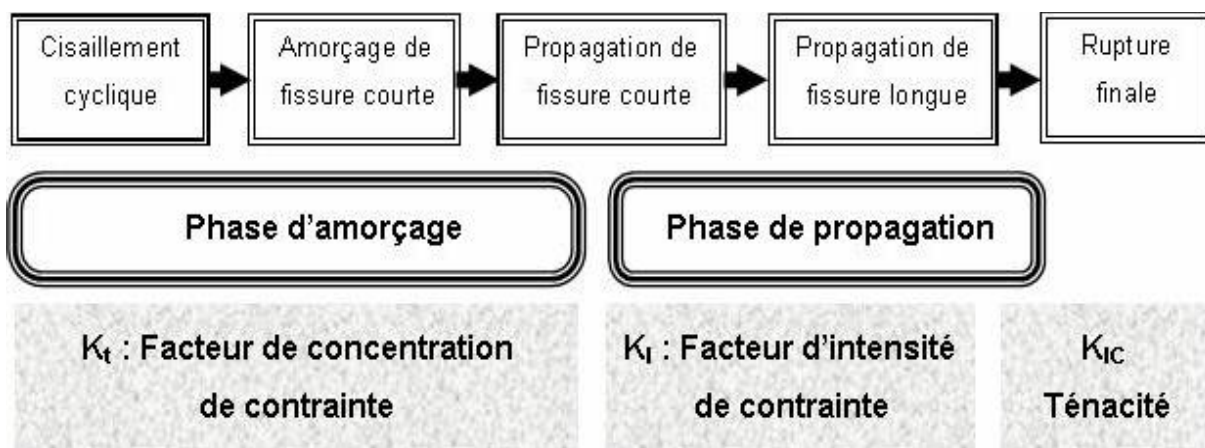


Figure 1.5: Phases d'endommagements et paramètres associés (Schijve, 2007)

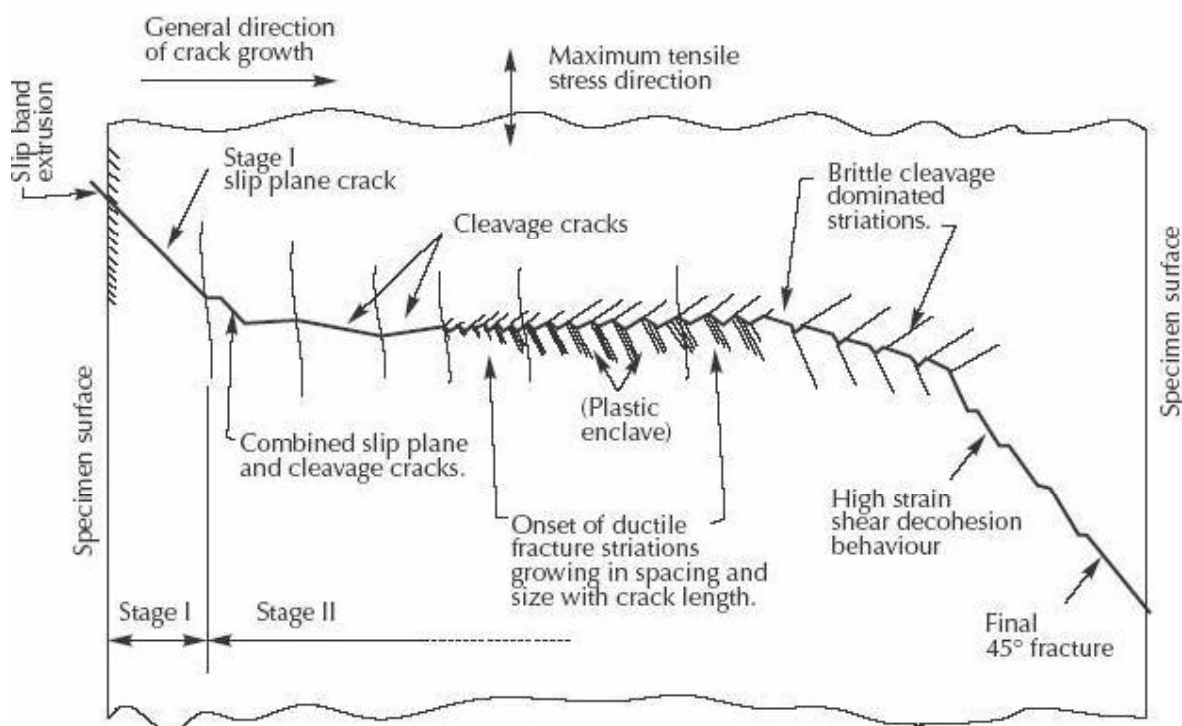


Figure 1.6: Phases d'endommagements et paramètres associés (Forsyth, 1963)

Le chargement cyclique appliqué peut prendre plusieurs formes : chargement à amplitude constant, amplitude variable ou aléatoire (figure 1.7). Le cycle de chargement est défini par le chargement maximal, le chargement minimal, la contrainte moyenne et l'amplitude de contrainte. Pour des chargements cycliques à amplitude constant, le rapport charge minimale charge maximale définit le rapport de charge R (figure 1.8)

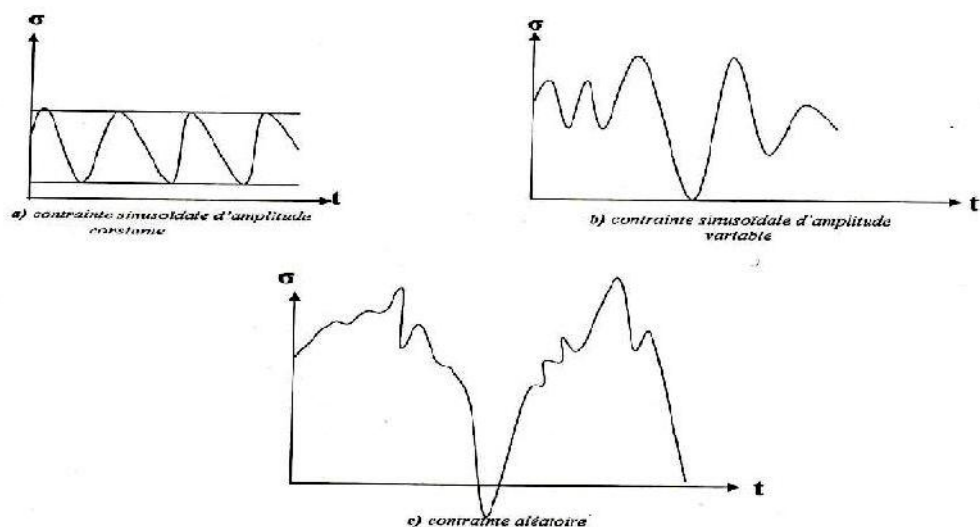


Figure 1.7: Formes de chargements cycliques

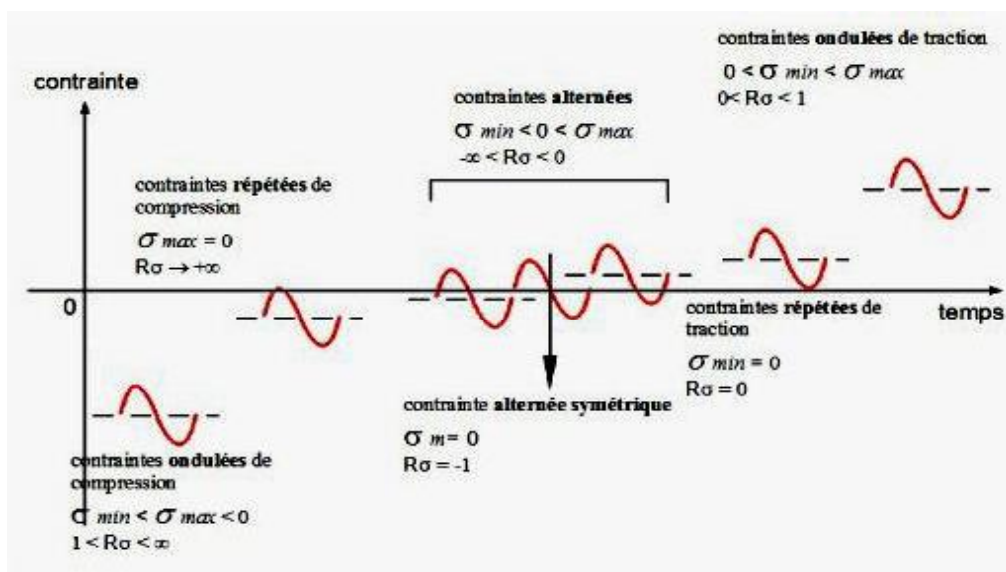


Figure 1.8. Nature des contraintes en fonction du rapport de charge

II.2. Amorçage des fissures de fatigue

Les stades d'endommagement cités ci-dessus ont occupés un grand d'intérêt d'études expérimentales et numériques (Taghizadeh et Chalherlou, 2017 ; Wu, 2012 ; Ngiau et Kujawski 2001; Glinka et Stephens, 1983). Chaque stade est défini selon les mécanismes et les origines mis en jeu.

La durée de vie en fatigue d'une structure peut être divisée en deux phases, la durée de vie à l'amorçage et la durée de vie à la prop

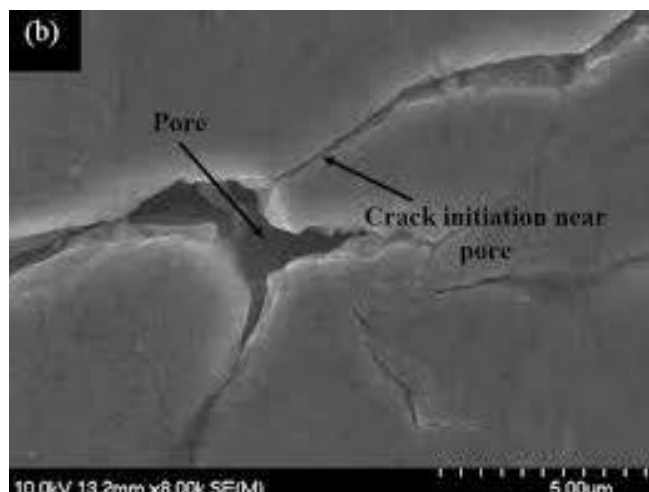


Figure 1.9 : Amorçage d'une fissure de fatigue à partir du bord d'une inclusion dans un alliage d'aluminium (Sinha et Farhat, 2015)

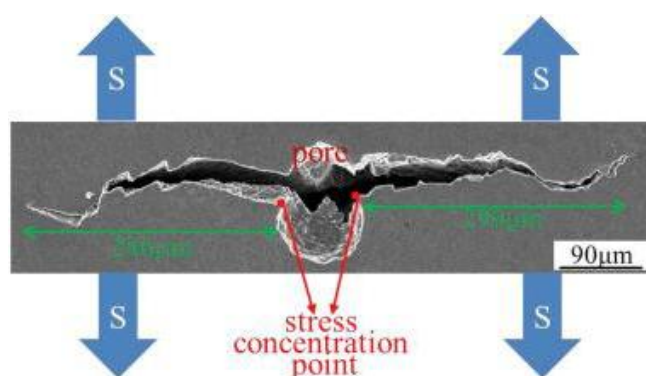


Figure 1.10 : Amorçage d'une fissure à travers une inclusion (Liu et al, 2018)

II.1.2. Amorçage par glissement cyclique irréversible

Lors de l'application d'un chargement cyclique, des dislocations sont entraînées sur les plans de glissements cristallographiques au niveau des grains du matériau par l'influence des contraintes de cisaillement cycliques locales. Si les glissements sont irréversibles on est en présence de formation d'extrusion et d'intrusion en surface (figure 1.11). Les intrusions/extrusions présentent alors des sites préférentiels de formation de microfissures d'où amorçage de fissures (figure 1.12). Dans une étude récente conduit par Polak et al. (Polak et al., 2017), il a été montré expérimentalement que les formes d'intrusions ressemblant à des fissures provoquent des concentrations de déformations et de contraintes d'où le développement de fissures à partir du sommet des intrusions.

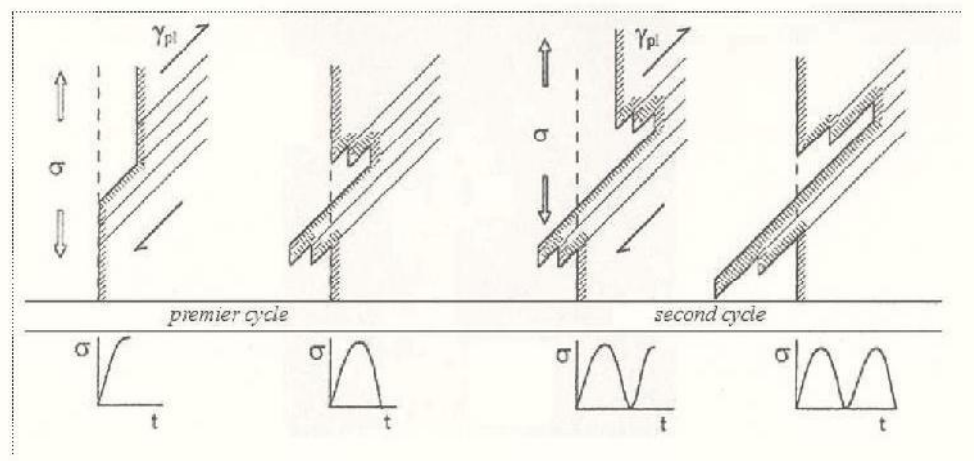


Figure 1.11 : Formation d'intrusion/extrusion en surface d'un matériau sous un chargement cyclique (Pommier 2000)

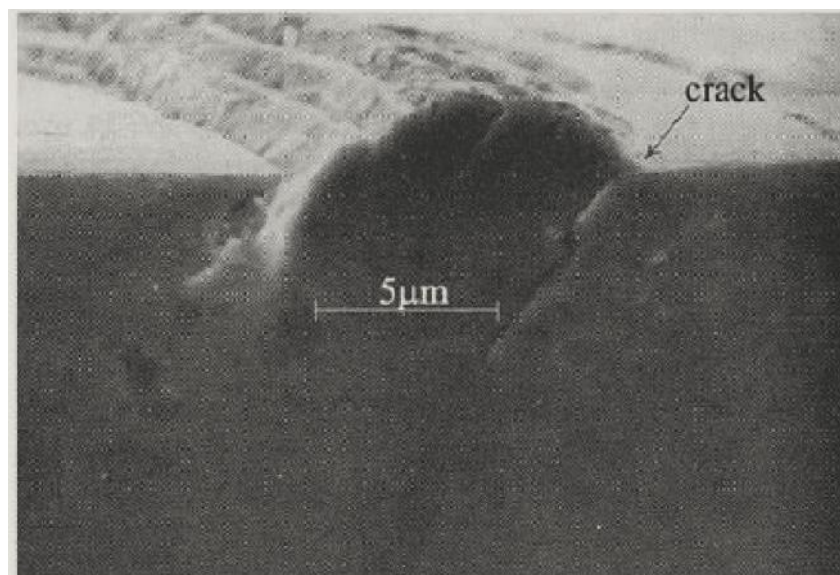


Figure 1.12. Formation d'une micro fissure de fatigue par phénomène d'intrusion/extrusion (Suresh, 1991)

II.1.3. Amorçage de fissures à partir du fond d'entaille

II.1.3.1. Coefficient de concentration de contraintes en fond d'entaille

La présence des discontinuités dans une structure ou élément mécanique génère des concentrations de contraintes et cela présente un lieu d'amorçage de fissure de fatigue sous un chargement cyclique. Cet effet est connu sous le nom de "Effet d'entaille".

L'effet de concentration de contrainte est défini par le facteur de concentration de contrainte "K_t" (équation 1.1). Ce coefficient dépend de la taille de l'entaille et la dimension de la structure (effet du gradient de la contrainte (Heywood, 1962)).

$$K_t = \frac{\sigma_{Max}}{\sigma_{Nom}} \quad (1.1)$$

Pour une plaque à trou centrale le coefficient de concentration de contraintes est exprimé en fonction du diamètre du trou et de la largeur de la plaque (équation 1.2). La figure 1.14 montre l'amorçage et la propagation d'une fissure de fatigue à partir d'une entaille lieu de concentration de contrainte.

$$K_t = 2 + \left(1 - \frac{d}{W}\right)^3 \quad (1.2)$$

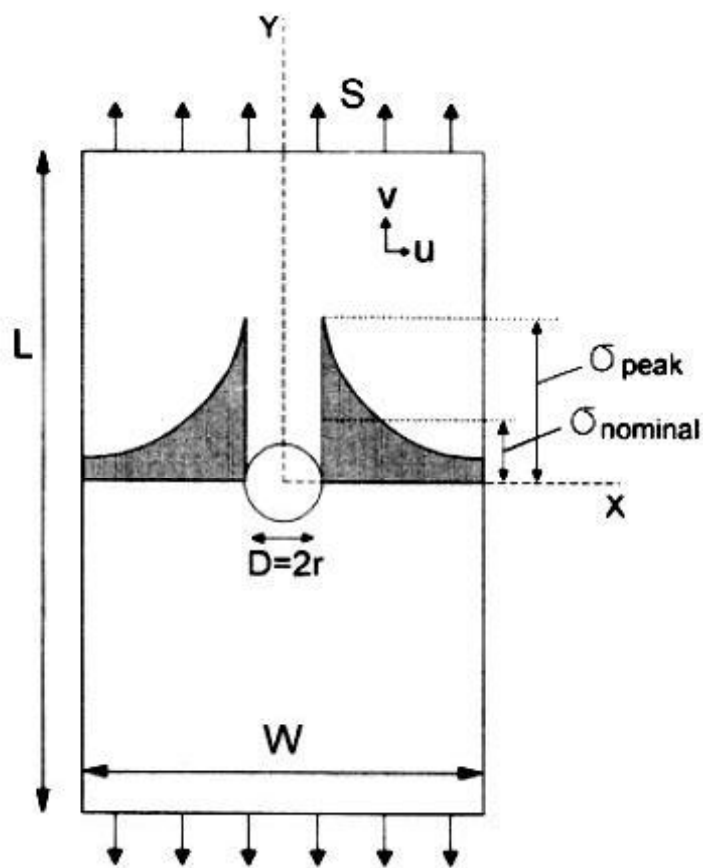


Figure 1.13. Concentration de contrainte au niveau d'un trou pour une plaque fini de largeur W (Schijve, 2004)

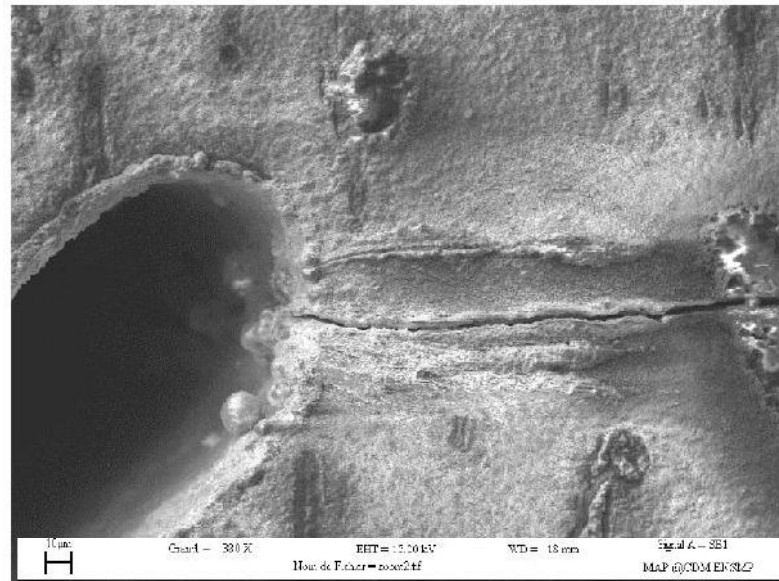


Figure 1.14. Amorçage et propagation de fissure à fond d'entaille ([Geuffard, 2011](#))

Dans le cas de concentration de contrainte excessive, la contrainte maximale est plastique. De ce fait une relaxation de contrainte se génère en fond d'entaille et dans ce cas on définit les facteurs de concentration de contrainte de déformation élastoplastique défini par :

$$K_{\sigma} = \frac{\sigma_{\text{Max}}}{\sigma_{\text{Nom}}} \quad (1.3)$$

$$K_{\sigma} = \frac{\varepsilon_{\text{Max}}}{\varepsilon_{\text{Nom}}} \quad (1.4)$$

Le facteur de concentration de contrainte globale est défini par le produit des facteurs de concentration de contrainte est de déformation (équation 1.5)

$$K_t^2 = K_{\sigma} \times K_{\varepsilon} \quad (1.5)$$

II.1.3.2. Analyse élastoplastique de l'amorçage des fissures à partir d'entailles

L'analyse de l'amorçage des fissures de fatigue a pris son importance d'études depuis le début des années soixante ([Peterson, 1959](#) ; [Neuber, 1961](#)). Différentes méthodes ont été mises en œuvres. On cite l'analyse élastique globale, lié à la mécanique de la rupture, dépend de l'évolution du facteur d'intensité de contrainte et du rayon à fond d'entaille ([Clark, 1974](#), [Hammouda et al., 2004](#) ; [Hammouda et El-Batanony, 2010](#)). L'analyse élastique locale mise en œuvre par Descatha et al. ([Descatha et al., 1980](#)) permet d'exprimer le nombre de cycle à l'amorçage en fonction de la contrainte locale près de l'entaille. Cette contrainte est évaluée à une distance caractéristique "d" à partir du fond d'entaille où "d" est déterminée expérimentalement. Un critère d'amorçage appliquant cette approche a été déterminé par Devaux et al., ([Devaux et al., 1979](#)). Cette méthode a fait l'objet d'application par plusieurs chercheurs ([Mezière et al., 1994](#) ; [Mokhdani, 1995](#) ; [Benachour, 2013](#)). La figure 1.15 montre le critère d'amorçage ($N_i = f(\sigma_{\theta\theta})$) déterminé par Mokhdani ([Mokhdani, 1995](#)) pour différentes valeurs du rayon à fond d'entaille pour un acier X65.

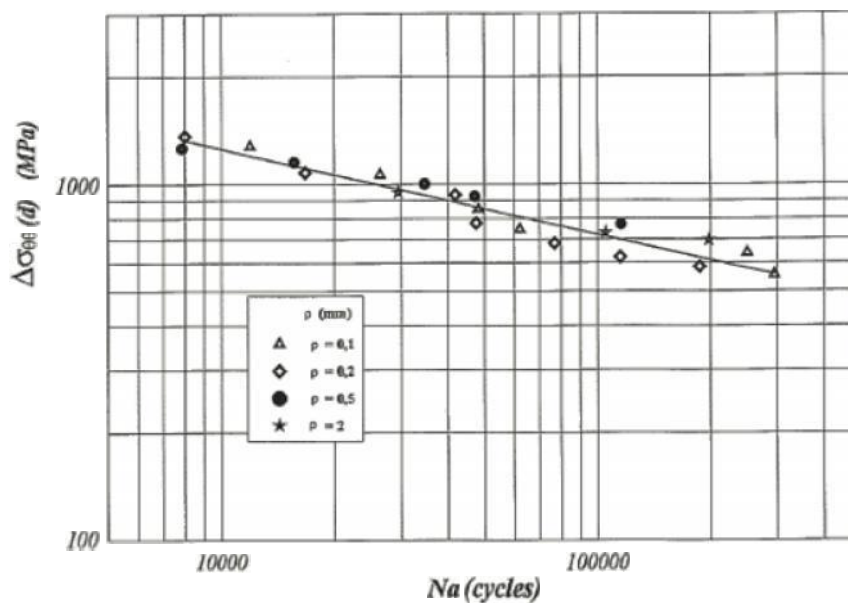


Figure 1.15. Critère d'amorçage pour l'acier API 5 L X65 en appliquant l'approche élastique locale ([Mokhdani, 1995](#))

Afin d'évaluer la phase d'amorçage, l'approche élastoplastique a été appliquée par différents chercheurs (**Topper et al., 1969 ; Seeger et Heuler, (1980) ; Tipton 1991; Visvanathaet et al. 2000, Spring et al. 2016**). Cette dernière utilise une approche basée sur les déformations élastiques et plastiques décrites dans l'équation de Basquin-Manson-Coffin ci-dessous (Equation 1.6) (**Manson, 1953 ; Coffin, 1954**). Les recherches actuelles pour l'évaluation de la durée de vie en fatigue se basent sur l'équation de Manson-Coffin avec calibration des paramètres ($\sigma_f', \varepsilon_f', b, c$) (**Nieslony et al. 2008 ; Yang et al. 2018**).

$$\frac{\Delta\varepsilon_t}{2} = \frac{\Delta\varepsilon_e}{2} + \frac{\Delta\varepsilon_p}{2} \quad (1.6)$$

$$\frac{\Delta\varepsilon_t}{2} = \frac{\sigma_f'}{E} (2N_r)^b + \varepsilon_f' (2N_r)^c \quad (1.7)$$

La relation globale 1.6 est basée sur la règle de Neuber (Equation 1.8) où la relation définissant le facteur de concentration de contrainte est donnée par la relation 1.5.

$$\Delta\sigma \times \Delta\varepsilon = K_f^2 (\Delta\sigma_{nom} \times \Delta\varepsilon_{nom}) \quad (1.8)$$

L'évolution de l'amplitude de déformation est régie par la loi de comportement suivante :

$$\Delta\varepsilon = \frac{\Delta\sigma}{E} + K' \left(\frac{\Delta\sigma}{E} \right)^{1/n'} \quad (1.9)$$

avec : E : Module de Young

K' : Coefficient de la loi d'écrouissage cyclique

n' : Exposant de la loi d'écrouissage cyclique

On peut écrire que pour un chargement d'amplitude constante le produit ($\Delta\sigma \times \Delta\varepsilon$) est constant et si le chargement nominal est constant (équation 1.10), on peut écrire que (équation 1.11):

$$\Delta\varepsilon_{\text{nom}} = \frac{\Delta\sigma_{\text{nom}}}{E} \quad (1.10)$$

D'où on peut écrire que :

$$\Delta\sigma \times \Delta\varepsilon = \frac{(K_f \cdot \Delta\sigma_{\text{nom}})^2}{E} \quad (1.11)$$

II.3. Propagation des fissures de fatigue

La propagation des fissures représente le deuxième stade d'endommagement par fatigue. Le phénomène qui se passe à ce stade est lié à l'étude de l'évolution de la vitesse de propagation (fissuration) en fonction de l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte (ΔK). Le sujet de la propagation a fait l'objet d'études diverses ([Paris et al., 1961, 1963](#)) ; [Walker, 1973](#) ; [Mettu, 1992](#) ; [Pugno et al., 2003](#) ; [Mohanty, 2009](#)) vu les facteurs qui influencent la propagation. La figure 1.16 présente l'évolution de la vitesse de fissuration en fonction de l'étude du facteur d'intensité de contrainte et les paramètres qui influencent la propagation du facteur d'intensité de contrainte. Le stade de propagation est divisé en trois domaines. Le domaine I est caractérisé par de faibles vitesses de propagation où la microstructure et l'environnement sont dominants. Le domaine II est caractérisé par des vitesses moyennes. La vitesse de propagation varie linéairement. Paris et al. (1961) furent les premiers qui ont développé un modèle de propagation régulier (modèle de propagation stable). Le modèle est décrit par une fonction puissance (équation 1.12)

Le domaine III est caractérisé par des vitesses très élevées et le facteur d'intensité de contrainte tend vers le facteur d'intensité de contrainte critique K_{IC} .

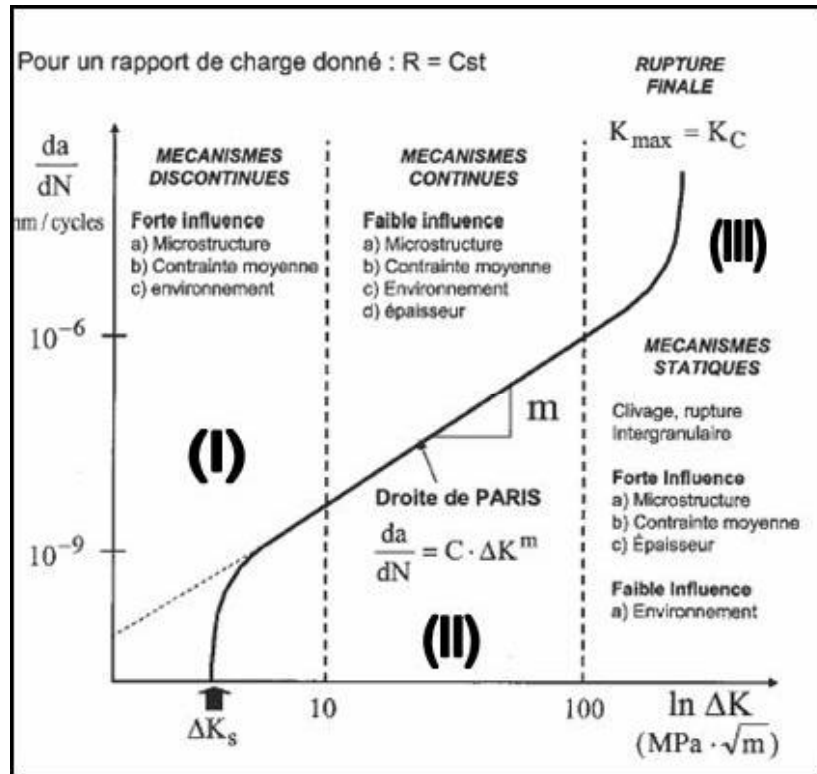


Figure 1.16 : Evolution de la vitesse de propagation (Zaoui et al., 1987)

Différents modèles régissant la propagation des fissures de fatigue ont été développés. Forman et Mettu (Forman Mettu, 1992) ont développés un modèle décrivant les trois domaines de fissuration par fatigue. Le modèle nommé équation de NASGRO est implémenté dans les codes de calculs NASGRO et AFGROW pour prédire la vitesse de fissuration. La vitesse de fissuration est exprimé par l'équation 1.13 pour les trois domaines :

$$\frac{da}{dN} = C \left[\left(\frac{1-f}{1-R} \right) \Delta K \right]^n \frac{\left(1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K} \right)^p}{\left(1 - \frac{K_{max}}{K_{crit}} \right)^q} \quad (1.13)$$

C , n , p , q sont des paramètres empiriques et K_{\max} et K_{crit} sont respectivement le facteur d'intensité de contrainte maximale et le facteur d'intensité de contrainte critique. f représente la contribution de la fermeture de la fissure :

$$f = \frac{K_{\text{op}}}{K_{\max}} = \begin{cases} \max(R, A_0 + A_1R + A_2R^2 + A_3R^3) & R \geq 0 \\ A_0 + A_1R & -2 \leq R < 0 \\ A_0 - 2A_1 & R < -2 \end{cases} \quad (1.14)$$

Les coefficients A_i sont données par :

$$A_i = \begin{cases} A_0 = (0.825 - 0.34\alpha + 0.05\alpha^2) \left[\cos\left(\frac{\pi}{2} \sigma_{\max} / \sigma_0\right) \right]^{\frac{1}{\alpha}} \\ A_1 = (0.415 - 0.071\alpha) \sigma_{\max} / \sigma_0 \\ A_2 = 1 - A_0 - A_1 - A_3 \\ A_3 = 2A_0 + A_1 - 1 \end{cases} \quad (1.15)$$

α : Rapport de contrainte plane et déformation plane

σ_{\max} / σ_0 : Rapport de la contrainte maximale appliquée sur la contrainte d'écoulement

ΔK_{th} : Amplitude du facteur d'intensité de contrainte seuil donnée par :

$$\Delta K_{\text{th}} = \Delta K_0 \left(\frac{a}{a + a_0} \right)^{\frac{1}{2}} / \left(\frac{1-f}{(1-A_0)(1-R)} \right)^{(1+C_{\text{th}}R)} \quad (1.16)$$

ΔK_0 : Amplitude du facteur d'intensité de contrainte seuil à $R = 0$

a : Longueur de la fissure

a_0 : Longueur de la fissure initiale

C_{th} : Coefficient seuil

Les valeurs de ΔK_0 et C_{th} sont données par la base de données matériels.

L'effet d'épaisseur dépend du rapport K_{crit} / K_{IC} donné par :

$$\frac{K_{crit}}{K_{IC}} = 1 + B_k e^{-\left(A_k \frac{t}{t_0}\right)^2} \quad (1.16)$$

K_{IC} : Ténacité du matériau

A_k, B_k : paramètres d'ajustement

t : Epaisseur

t_0 : Epaisseur de référence (condition de déformation plane)

$$t_0 = 2.5(K_{IC} / \sigma_e)^2 \quad (1.17)$$

Les différents modèles incluent l'effet du rapport "R" de charge et affecte la durée de vie en fatigue (figure 1.17) et la vitesse de fissuration par augmentation de cette dernière (Noorozi et al., 2005 ; Kujawski, 2001 ; Rodopoulos, 2004). La figure 1.18 montre l'effet du rapport de charge sur la durée de vie en fatigue de l'alliage d'aluminium 2024 T351 pour un chargement maximal constant (Benachour et al., 2017).

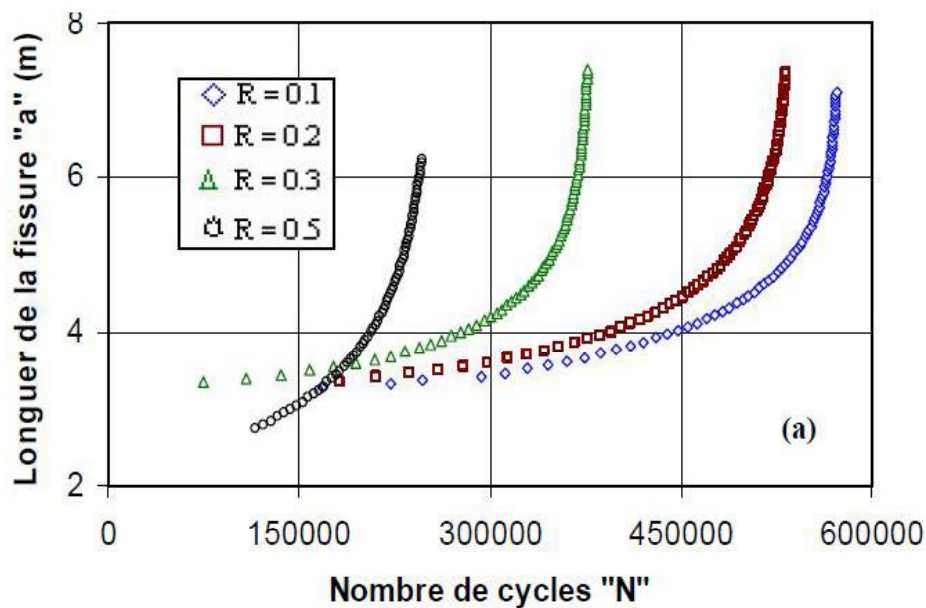


Figure 1.17 : Effet du rapport de charge sur la durée de vie en fatigue de l'alliage d'aluminium 2024 T351 (Benachour et al., 2017)

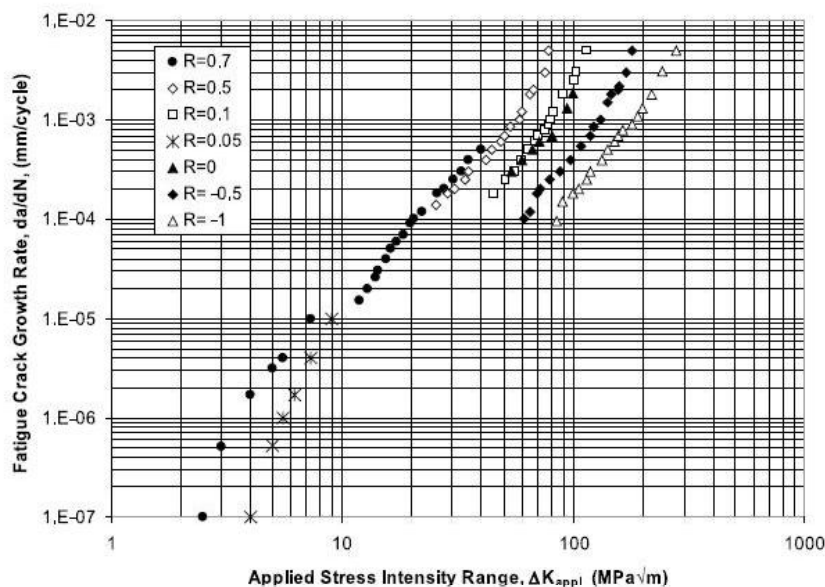


Figure 1.18 : Effet du rapport de charge sur la vitesse de fissuration de l'acier 4340 (Noorozi et al., 2005)

L'effet du rapport de charge fût expliqué par le phénomène de fermeture de fissure (Elber, 1970 ; Elber, 1971). La fermeture de fissure traduit le fait que la fissure puisse se fermer avant d'atteindre le chargement minimum. Ce phénomène est aussi expliqué par la formation de zones plastique au niveau de la pointe de la fissure (Figure 1.19). Elber (Elber, 1970) a développé un modèle de fermeture de fissure en se basant sur le modèle de Paris et est définie par l'équation 1.18. L'effet de fermeture de fissure fût étudié par divers chercheurs et spécialement pour les alliages d'aluminium de la série 2000 (Katcher et Kaplan, 1974 ; Schijve, 1981 ; Ibrahim et al. 1986; Benguediab, 1989, Petit et al., 1992 ; Yamada et Newman, 2009 ; Benachour, 2016)

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_{\text{eff}})^n \quad (1.18)$$

Le facteur d'intensité de contrainte effectif est exprimé en fonction du rapport de fermeture $U(R)$

$$\Delta K_{\text{eff}} = U(R) \Delta K \quad (1.19)$$

où

$$U(R) = \frac{K_{\text{max}} - K_{\text{ouv}}}{K_{\text{max}} - K_{\text{min}}} \quad (1.20)$$

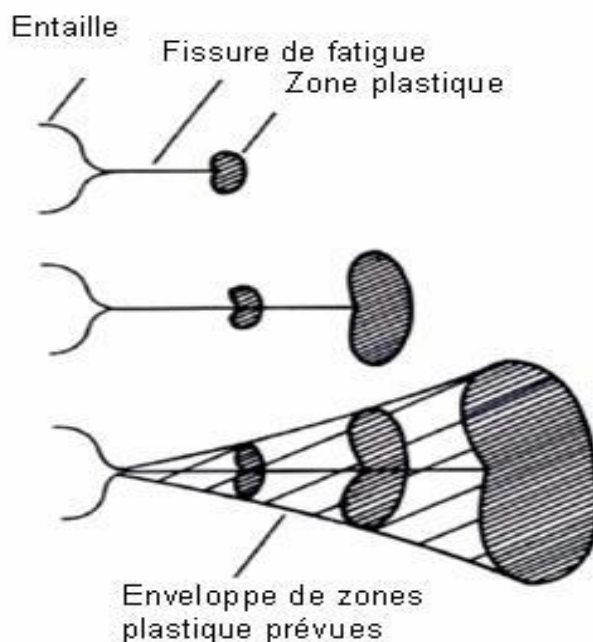


Figure 1.19 : Fermeture de fissure par plasticité en fond de fissure (Stephens, 2001)

RESUME:

Ce premier chapitre a fait l'objet d'une étude théorique sur l'endommagement par fatigue. Les concentrations de contraintes au niveau des entailles sont à l'origine de l'amorçage des fissures. La durée de vie en fatigue est divisé en deux stades, stade d'amorçage et stade de propagation. Le modèle de prédiction de l'amorçage des fissures est basé sur l'approche élastoplastique au niveau des entailles nommé modèle de "Manson-Coffin" reste le plus appliqué. La propagation des fissures de fatigue dépend du niveau de chargement appliqué et du phénomène de fermeture en fond de fissure. L'équation de Forman/Mettu pour la prédiction de la durée de vie à la propagation est intégrée dans les codes de calcul et tient compte de l'effet du rapport de charge et de la fermeture de fissure.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUE

- Basan R., Franulović M., Križan Božidar (2010). "On estimation of Basquin-Coffin-Manson fatigue parameters of low-alloy steel AISI4140". 14th International Research/Expert Conference: Trends in the Development of Machinery and Associated Technology. TMT 2010, Mediterranean Cruise, 11-18 September.
- Benachour, M., Benachour, N., Benguediab, M. (2017). "Fractographic observations and effect of stress ratio on fatigue striations spacing in aluminium alloy 2024 T351". Materials Science Forum, 887, pp 3-8. Trans Tech Publications, Switzerland
- Benachour N. (2013) "Effet des paramètres de géométrie et de chargement sur l'amorçage et la fermeture des fissures". Université de Tlemcen, Algérie.
- Benachour N., Benachour M. . Benguediab M. (2016). "R-ratio effect and crack closure model in Al-alloy". Revue Nature et Technologie, 8(2), pp 09-14.
- Benguediab, M. (1989). "Etude de la propagation des fissures de fatigue sous spectres de chargement réduits", Thèse de Doctorat d'Etat, Université de Poitiers.
- Bron Frédéric (2004). "Déchirure ductile des tôles minces en alliage d'aluminium 2024 pour application aéronautique". Thèse de Docteur de l'Ecole des Mines de Paris, France.
- Clark W.G.J. (1974). "Evaluation of the fatigue crack initiation properties of type 403 stainless steel in air and steam environments". ASTM-STP 559, pp 205-224.
- Coffin L.F. (1954). "A study of the effects of cyclic thermal stresses on a ductile metal". Transaction of the ASME. p. 76
- Cooper, C.V., Fine, M. E. (1984). "Coffin-Manson relation for fatigue crack initiation". Scripta Metallurgica, 18, pp. 593-596.
- Descatha Y., Devaux J.C., Bernard J.L., Pellissier A. (1980). "A criterion for analysing fatigue crack initiation in geometrical singularities". International Conference on Pressure Vessel Structural Technology. London. Pp 211-222.
- Descatha Y., Devaux J.C., Bernard J.L., Pellissier A. (1980). "A criterion for analysing fatigue crack initiation in geometrical singularities". International Conference on Pressure Vessel Structural Technology. London. Pp 211-222.

- Elber, W. (1970). "Fatigue crack closure under cyclic tension", *Engng. Fract. Mech.*, 2, pp 37-45.
- Elber, W. (1971). "The significance of fatigue crack closure". In: *Damage Tolerance in Aircraft Structures*, ASTM STP 486, pp 230-242.
- Forman, R.G., Mettu, S.R. (1992). "Behavior of surface and corner cracks subjected to tensile and bending loads in Ti-6Al-4V alloy". *Fracture Mechanics 22nd Symposium*, Vol. 1, ASTM STP 1131, H.A. Saxena and D.L. McDowell, eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia.
- Forsyth P.J.E. (1963), "Fatigue damage and crack growth in aluminium alloys". *Acta Metallurgica*, 11(7), pp 703–715.
- Glinka G., Stephens R.I. (1983), "Total fatigue life calculations in notch SAE cast steel under variable loading spectra" ASTM STP 791, pp. 427-445.
- Hammouda M.M.I., Sallam H.E.M., Osman H.G. (2004). "Mode I notch fatigue crack growth behaviour under constant amplitude loading and due to the application of a single tensile overload". *International Journal of Fatigue*, 26(2), pp. 183-92.
- Hammouda M.M.I., El-Batanony I.G. (2010). "Notch FCI life under constant amplitude uniaxial loads". *International Journal of Structural Integrity*, Vol. 1(1), pp. 12-19.
- Haobo Liu, Shanglei Yang, Chaojie Xie, Qi Zhang, Yaming Cao (2018). "Mechanisms of fatigue crack initiation and propagation in 6005A CMT welded joint". *Journal of Alloys and Compounds*, Vol. 741, pp 188-196.
- Hendricks W.R. (1991). "The Aloha accident: A new era for aging aircraft, structural integrity of aging aircraft". S.N. Alturi et al., Ed Springer Verlag, p153.
- Heywood R.B.(1962). "Designing against fatigue". London Chapman & Hall. p 436.
- Ibrahim, F.K., Thompson, J.C., Topper, T.H. (1986). "A study of the effect of mechanical variables on fatigue crack closure and propagation". *International Journal of Fatigue*, 8(3), pp135-142
- Kujawski, D. (2001) "Enhanced model of partial crack closure for correlation of R-ratio effects in aluminum alloys". *Int. J. Fatigue* 23, pp 95-102.
- Manson S.S. (1953). "Behavior of materials under conditions of thermal stress". *Heat Transfer Symposium*, University of Michigan Engineering Research Institute.

- Meziere Y., Champavere R., Batisse R., Mokhdani C., Pineau A., (1996). "Fatigue cracking from a notches in ferritic-pearlitic steels". 11th European Conference on Fracture, 3-6 septembre, Poitiers, France.
- Mokhdani C., (1995). "Amorçage et propagation de fissures de fatigue dans un acier pour tubes de transport de gaz : Identification des lois d'endommagement et application aux structures tubes sous pression interne". Thèse de Doctorat, Ecole Nationale Supérieur des Mines de Paris, France.
- Mohanty, J.R., Verma, B.B., Ray, P.K. (2009). "Prediction of fatigue crack growth and residual life using an exponential model: Part I (constant amplitude loading)". *International Journal of Fatigue* 31 (2009) 418–424.
- Neuber H. (1961). "Theory of stress concentration for shear strained prismatic bodies with arbitrary non-linear stress-strain law". *Trans. ASME, Journal of Applied Mechanics*, pp 544-550.
- Niesłony A., El Dsoki C., Kaufmann H., Krug P. (2008). "New method for evaluation of the Manson–Coffin–Basquin and Ramberg–Osgood equations with respect to compatibility". *International Journal of Fatigue*, 30(10-11), pp 1967-1977.
- Ngiau C., Kujawski D. (2001), "Sequence effects of small amplitude cycles on fatigue crack initiation and propagation in 2024-T351 aluminum. *International Journal of Fatigue*, 23, pp 807–815
- Paris, P.C., Gomez, M., Anderson, W.E. (1961). A rational analytic theory of fatigue. *Trend Eng, Univ Washington*, 13(1), pp 9-14.
- Paris, P., Erdogan, F., 1963. A critical analysis of crack propagation laws. *J. Basic Eng. Trans. ASME*, 528–534.
- Petit, J.(1992), "Theoretical concepts and numerical analysis of fatigue", Birmingham.
- Peterson R.E (1974). "Stress concentration factors". John Wiley & Sons, New-York.
- Noroozi, A.H., Glinka, G., Lambert, S. (2005). "A two parameter driving force for fatigue crack growth analysis". *International Journal of Fatigue*, 27, pp 1277-96.
- Patton G. (1995). "Mécanismes microscopique et comportement cyclique de l'alliage d'aluminium 7010", Thèse de doctorat INSA Lyon.
- Payne J., Welsh G., Christ R.J., Nardiello J., Papazian J.M. (2010). "Observations of fatigue crack initiation in 7075-T651". *International Journal of Fatigue*, 32(2), pp 247-255.

- Polák J., Mazánová V., Heczko M., Petráš R., Kuběna I., Casalena L., Man J. (2017). "The role of extrusions and intrusions in fatigue crack initiation". *Engineering Fracture Mechanics*, 185, pp 46-60.
- Pommier S. (2000). "Contribution à l'étude de la fatigue des matériaux métalliques". Habilitation à diriger les recherches, Ecole Centrale de Paris, p 172.
- Pugno, N., Ciavarella, M., Cornetti, P., Carpinteri, A. (2006). "A generalized Paris' law for fatigue crack growth". *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 54, pp1333-1349.
- Rodopoulos, C.A., J.-H. Choi, E.R. de los Rios, J.R. Yates (2004). Stress ratio and the fatigue damage map-Part II: The 2024-T351 aluminium alloy. *International Journal of Fatigue*, 26(7), 747-752
- Schijve J. (1981). Some formulas for the crack opening stress level, *Engineering Fracture Mechanics*, 14, pp 461-465.
- Schijve J. (2004). "Fatigue of Structures and Materials". Kluwer Academic Pub, NY.
- Schijve J., *Fatigue of Structures and Materials* (2nd Edition); Netherland, Kluwer Academic Publishers 2007.
- Schutz W. (1996), "A history of fatigue". *Engineering Fracture Mechanics* 54(2), pp 263-300.
- Seeger, T., Heuler, P., (1980). "Generalized application of Nueber's rule". *Journal of Testing and Evaluation*, 8(4), pp 199-204.
- Sinha A., Farhat Z. (2015). "Effect of surface porosity on tribological properties of sintered pure Al and Al 6061". *Materials Sciences & Applications*, 6, pp 549-66.
- Spring D.W., Gassama E., Stenta A., Cochran J., Panzarella C. (2016). "On the applicability of Neuber's rule for low-cycle fatigue". ASME. ASME Pressure Vessels and Piping Conference, Vol 1B: Codes and Standards: V01BT01A062.
- Suresh, S. (1991). "Fatigue of Materials", Cambridge University Press, Cambridge.
- Stephens.R.I., Fatemi.A., Stephens.R.R., Fuchs.H.O. (2001) "Metal Fatigue in Engineering" John Wiley & Sons, New York, 2001.
- Swift T. (1987). *Damage tolerance in pressurised fuselages*. 11th Plantema Memorial Lecture. *New Materials and Fatigue Resistant Aircraft Design* (ed. D L Simpson) pp 1-7. Engineering Materials Advisory Services Ltd., Warley, UK.

- Taghizadeh Hadi, Chalherlou Tajbakhsh Navid (2017), "Experimental investigation and numerical prediction of fatigue life in force fitted fastener holes". *Journal of Simulation & Analysis of Novel Technologies in Mechanical Engineering* 10 (4), pp 15-32.
- Takeda Shun, Yoshiomi Enomoto, Kiyoshi Nishimura, Jiro Ko, Akira Azuma (1985), *Aircraft Accident Investigation Report JA8119 – Boeing 747 SR 100*. Japan Air Lines Co.. Ltd
- Tipton S.M., (1991) "A Review of the Development and Use of Neuber's Rule for Fatigue Analysis". *SAE Transactions* 100(5): *Journal of Materials & Manufacturing*, pp. 143-148
- Topper T.H., Wetzel R.M., Morrow J. (1969). "Neuber's rule applied to fatigue of notched specimens", *Journal of Materials*, 1969. Vol 4, pp. 200-209.
- Toribo, J., Matos, J.C., Gonzalez, B. (2017). "Paris law-based approach to fatigue crack growth in notched plates under tension loading". *Procedia Structural Integrity*, 5, pp 1299-1303.
- Visvanatha S.K., Straznicky P.V., Hewitt R.L. (2000). "Influence of strain estimation methods on life predictions using the local strain approach" *International Journal of Fatigue*, 22, pp 675-681.
- Wanhill R.J.H. (2002). "Milestone case histories in aircraft structural design". National Aerospace Laboratory. NLR-TP-2002-521
- Walker, E.K., 1970. "The effect of stress ratio during crack propagation and fatigue for 2024-T3 and 7076-T6 aluminium. In: *Effect of environment and complex load history on fatigue life*", ASTM STP 462. Philadelphia: American Society for Testing and Materials, pp.1–14.
- Yamada, Y.C., Newman Jr, J. (2009). Crack-closure behavior of 2324-T39 aluminum alloy near-threshold conditions for high load ratio and constant K_{max} tests. *International Journal of Fatigue*, 31, pp 1780-1787.
- Yang Lu, Gao Yang, Shi Gang, Wang Xun, Bai Yu (2018). "Low cycle fatigue property and fracture behavior of low yield point steels". *Construction and Building Materials*, 165, pp 688–696.
- Zaoui A., Pineau, A., François, D. (1993). "Comportement mécanique des matériaux Tome 2: viscoplasticité, endommagement, rupture". Hermes Science Publications.

CHAPITRE II :
ETAT DE L'ART SUR LES EFFETS
DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES
PAR EXPANSION

I. GENERALITES

L'amorçage et la propagation des fissures dues au phénomène de fatigue et la présence des champs de contraintes résiduelles présentent des thèmes de recherche d'actualité en raison de leur importance dans de nombreuses applications d'ingénierie.

Les contraintes résiduelles sont des contraintes qui existent au sein des structures ou pièces en équilibre et en absence de toute efforts extérieurs. L'origine de ces contraintes est diversifiée (**Withers et Bhadeshia, 2001**). Au cours d'une déformation plastique trois types de contraintes sont générés (figure 2.1):

- ♦ Contraintes résiduelles du premier ordre : sont des contraintes homogènes dans de large zones du matériau et équilibrés dans l'ensemble de la pièce et provoquent des déformations dans la pièce à l'échelle macroscopique.
- ♦ Contraintes résiduelles du deuxième ordre : sont des contraintes homogènes à l'intérieur d'un grain et sont équilibrés sur quelques grains. Elles entraînent des déformations à l'échelle du grain.
- ♦ Contraintes résiduelles du troisième : sont des contraintes résiduelles microscopiques hétérogènes et sont en équilibres dans une partie d'un grain.

Le champ des contraintes résiduelles global est la superposition des contraintes résiduelles des trois ordres.

$$\sigma_r = \sigma_r^I + \sigma_r^{II} + \sigma_r^{III} \quad (2.1)$$

Les champs des contraintes se présentent sous deux états, un état de compression qui présente un effet bénéfique sur la durée de vie à l'amorçage et à la propagation des fissures de fatigue (**Bianchetti et al. 2019 ; Kumar et Babu, 2018 ; Seifi, R., 018 ; Cseh et al. 2013; Zaroog et al. 2011**). Contrairement, un état de tension augmente la vitesse de propagation où elle réduit la durée de la pièce ou de la structure. Un état de contraintes de tension est à l'origine des effets thermiques (traitement thermique, soudage,...) (**Fratini et al. 2009 ; Lados et al. 2010 ; Liu et al. 2019**).

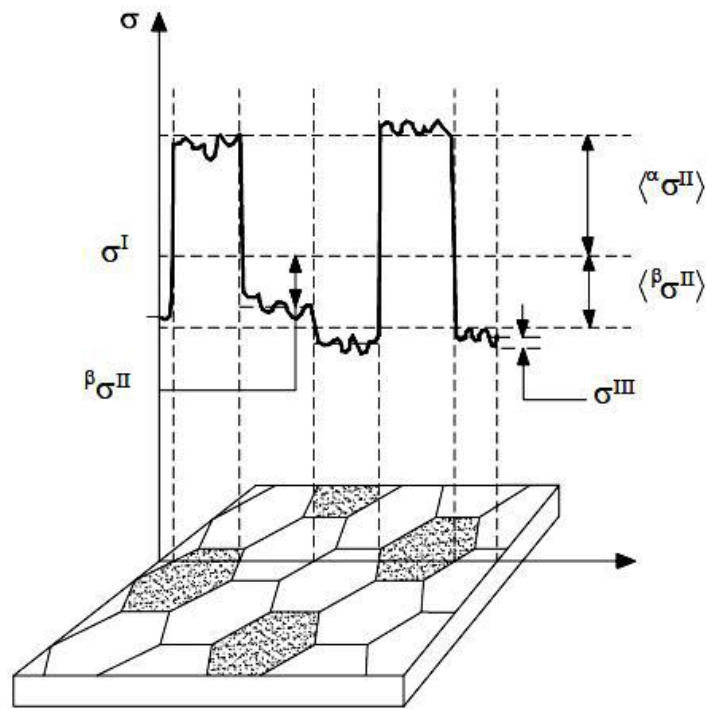


Figure 2.1. Types de contraintes résiduelles (Winholtz, 2001).

Les contraintes résiduelles d'origines mécaniques sont générées par des déformations plastiques. On cite les méthodes suivantes : le grenailage (Kanazawa et Tange, 2003), les prédéformations mécaniques (Jones et Dunn, 2008 ; Benachour, 2008) application de surcharges (Maligno et al., 2017), expansion de trou (Newman et Daniewicz, 2014 ; Seifi, 2018). La méthode d'expansion du trou représente une méthode de réparation et d'amélioration des trous de rivets (Ghfiri, 2000, Amrouche, 2003). Cette dernière va être détaillée plus bas.

II. METHODES DE GENERATION DES CONTRAINTES RESIDUELLES PAR EXPANSION

L'expansion des trous présente un mécanisme d'écaillage des matériaux autour des trous. Le mécanisme se réalise à froid par l'introduction d'une bille, d'un mandrin conique ou par manchon fondu avec un diamètre supérieur à celui du trou. Les deux premiers procédés consistent à un enfoncement de la bille ou du manchou (figures 2.2a et 2.2.b) par contre le troisième procédé consiste en un tirage d'un mandrin conique à travers un trou en métal, équipé d'une manche fondu lubrifiée (figure 2.2c).

On définit le niveau des contraintes introduites par le degré d'expansion en pourcentage « DCE »

$$DCE\% = \frac{D-d}{d} \times 100 \quad (2.2)$$

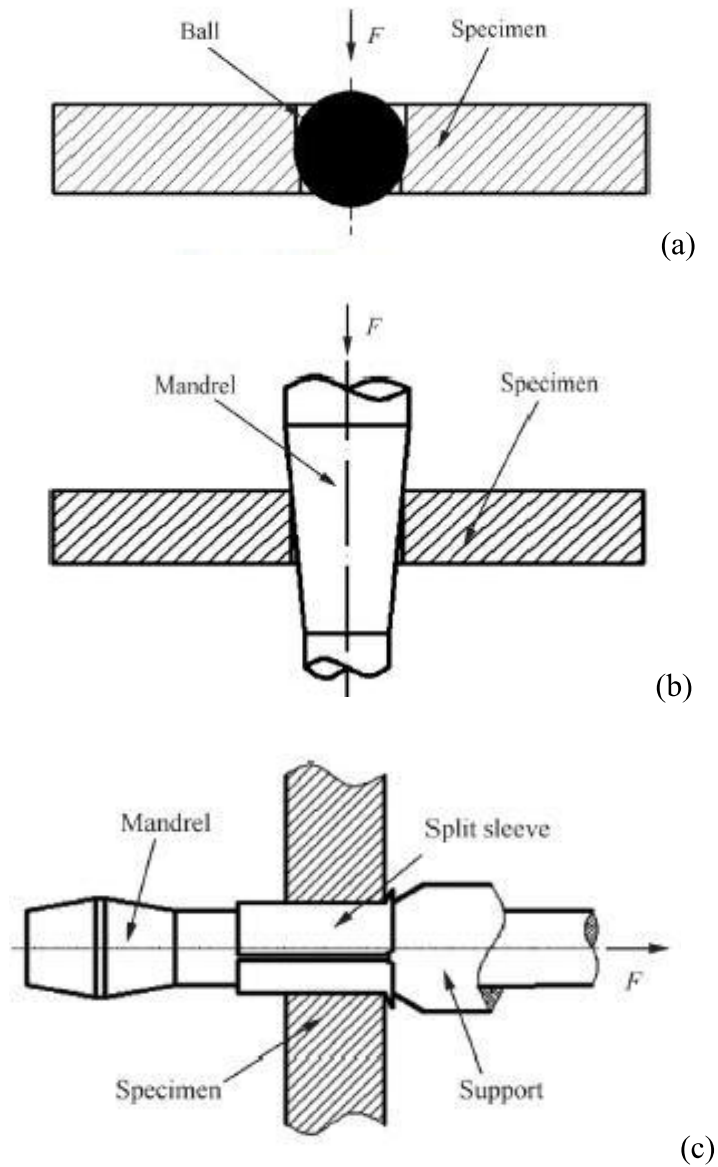


Figure 2.2. Méthodes d'expansions de trous (a) par bille (b) mandrin (c) par manchon fendu (Yucan et al. 2015)

La distribution des contraintes dues au processus d'expansion de trous est schématisée par la figure 2.3. Après l'opération de perçage, les contraintes résiduelles au bord du trou peuvent être en état de traction ou de compression. Après l'enfoncement du manchon conique ou de la bille dans le trou, les contraintes au bord sont de traction dont les valeurs peuvent atteindre la limite d'élasticité du matériau en question. Après la sortie du manchon, la zone déformée crée des contraintes résiduelles de compression au bord du trou et au long de l'épaisseur de la plaque. La dimension de la zone plastifiée et le niveau des contraintes résiduelles de compression introduites dépendent du degré d'expansion ([Amrouche et al. 2003](#) ; [Chakherlou et al. 2013](#); [Huang et al. 2015](#), [Shahriary & Chakherlou et al. 2018](#)).

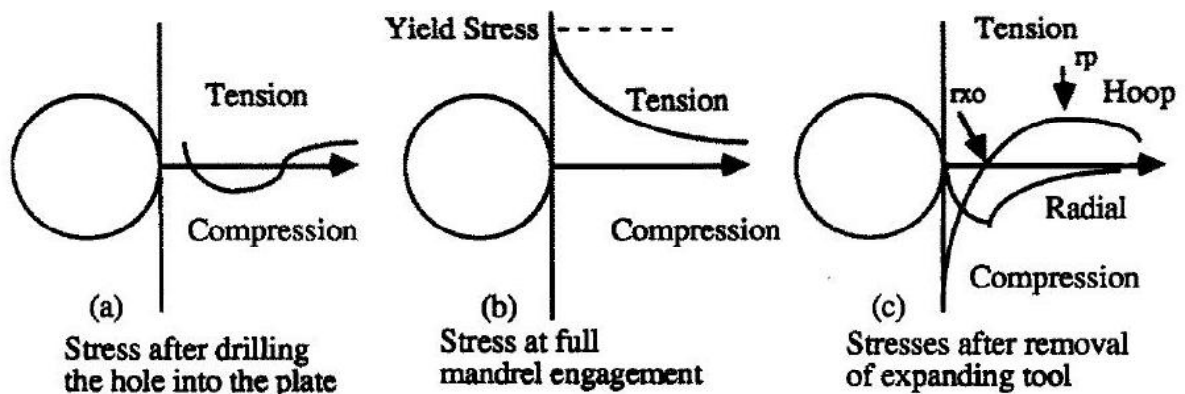


Figure 2.3. Phénomène de génération des contraintes résiduelles par expansion de trou (a) contraintes après perçage (b) au cours de l'expansion (c) Après le retrait de l'outil d'expansion ([Hermann, 1994](#))

III. EVALUATION DES CONTRAINTES RESIDUELLES PAR EXPANSION

III.1. Distributions des contraintes résiduelles

L'analyse par éléments finis présente un outil efficace et rapide pour évaluer la distribution des contraintes résiduelles dues à l'expansion à froid, malgré l'existence de méthodes expérimentales (diffraction par rayons X et diffraction neutronique). Ces dernières méthodes permettent de déterminer les contraintes résiduelles en surface (face d'entrée et face de sortie) (Su, 2005). Zhang et al. (Zhang et al., 2005) ont évalué les contraintes résiduelles autour d'un trou expansé dans une plaque mince où les contraintes déterminées numériquement et analytiquement ont été comparées aux résultats expérimentaux évalués par la méthode de diffraction des rayons X. Yongshou et al. (Yongshou et al., 2010) ont comparés les contraintes résiduelles déterminées par la méthode des éléments finis par rapport à celles obtenues expérimentalement en utilisant la diffraction des rayons X. Les résultats expérimentaux concordent bien avec les résultats de la simulation (figure 2.4).

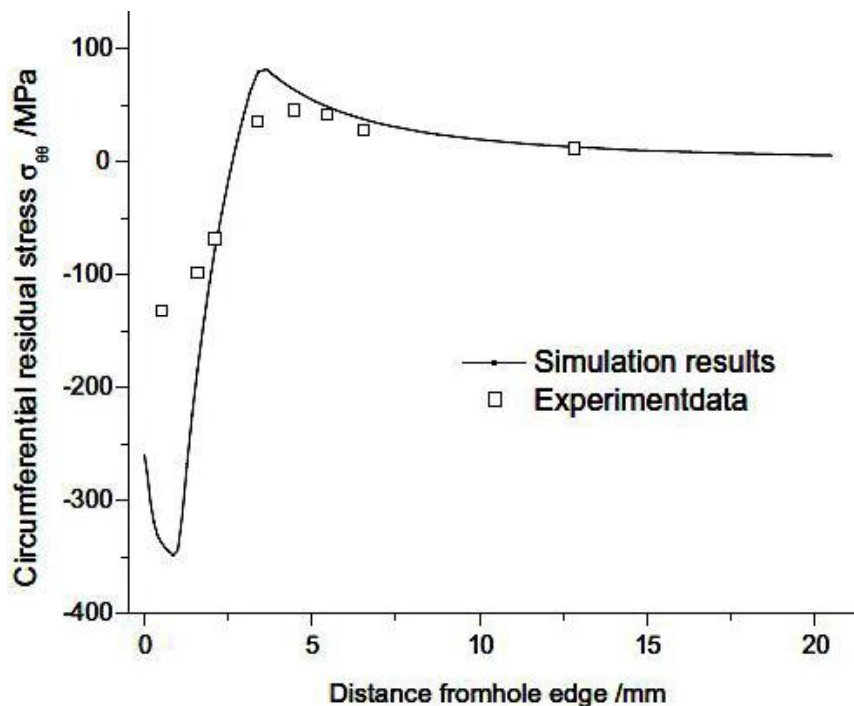


Figure 2.4. Contraintes résiduelles obtenues par la méthode des éléments finis et ceux d'expérimentales par diffraction des rayons X (Yongshou et al., 2010)

Une grande majorité des études ont été conduites afin de comparer la distribution des contraintes résiduelles obtenue par des modèles d'éléments finis d'expansion de trous en 2D et 3D (**Papanikos et Meguid, 1999 ; Kang et al., 2002 ; De Matos et al., 2005**). Il a été démontré à travers les études menées par Papanikos et Meguid (**Papanikos et Meguid, 1999**) utilisant des simulations 2D et 3D que la distribution des contraintes résiduelles au bord du trou en direction du bord de sortie (suivant l'épaisseur) est non uniforme. Les différents travaux numériques menés ont montré que la modélisation par élément fins 2D surestime les contraintes résiduelles par rapport aux contraintes résiduelles obtenues par le modèle 3D en surface. Kang et al., (**Kang et al., 2002**) ont fait une étude comparative de la distribution résiduelles déterminées par les modèles éléments finis 2D et 3D. Il constaté que les contraintes au bord du trou pour le modèle 2D se situe entre les contraintes sur la face d'entrée et le milieu de la plaque pour le modèle 3D (figure 2.5). Les travaux conduit par Poussard et al. (**Pou**

De nombreux travaux sur la modélisation par élément finis 3D ont été conduits afin d'étudier la distribution des contraintes résiduelles au niveau du trou expansé (Vogwell et al., 2001 ; Liu et al. 2008 ; Mahendra Babu, 2008 ; Chakherlou et al. 2012) où les différents systèmes d'expansion ont été appliqués (bille, Mandrin, Mandrin avec manchon)

L'étude menée par Chakherlou et al. (Chakherlou et al. 2012) de l'expansion d'un trou dans une plaque en alliage d'aluminium 2024 T3 montre que les contraintes résiduelles sont de compression autour du trou et le long de l'épaisseur de la plaque (de la face d'entrée à la face de sortie (Figure 2.6). Le même constat (figure 2.7) est reporté par Shahriary et Chakherlou (Shahriary et Chakherlou, 2018) pour un rapport d'expansion DCE=4.7%.

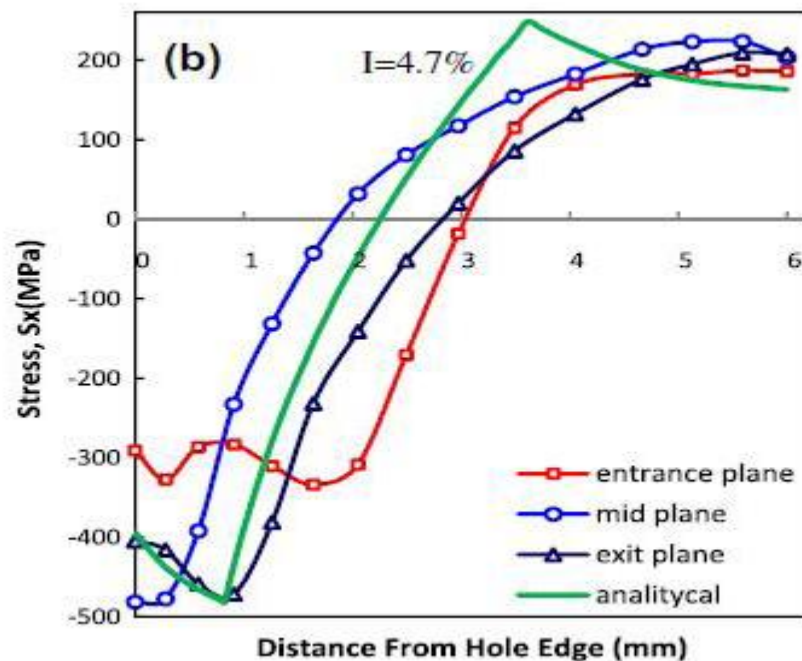


Figure 2.6. Distribution des contraintes résiduelles obtenues par les modèles éléments finis 3D pour une plaque en alliage d'aluminium 2024 T3 (Chakherlou et al. 2012)

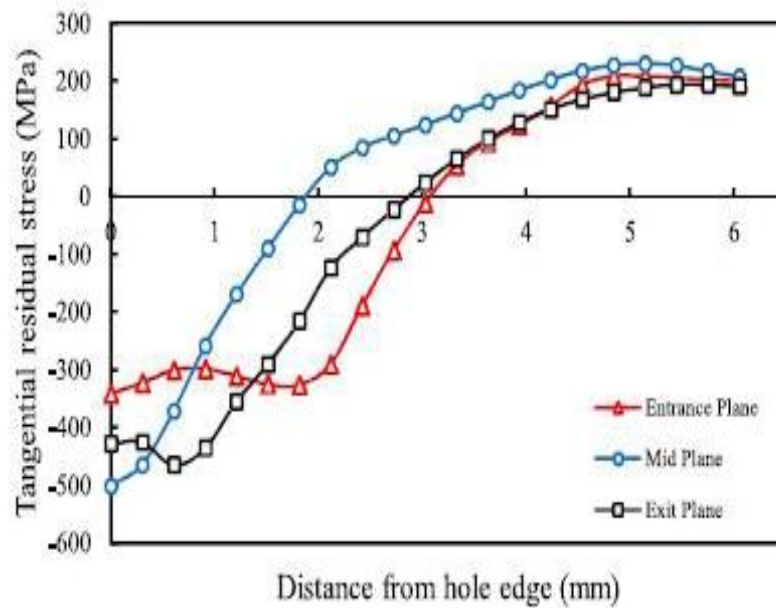


Figure 2.7. Distribution des contraintes résiduelles dues à l'expansion dans une plaque en alliage d'aluminium pour DCE= 4.7% (Shahriary et Chakherlou et al. 2018)

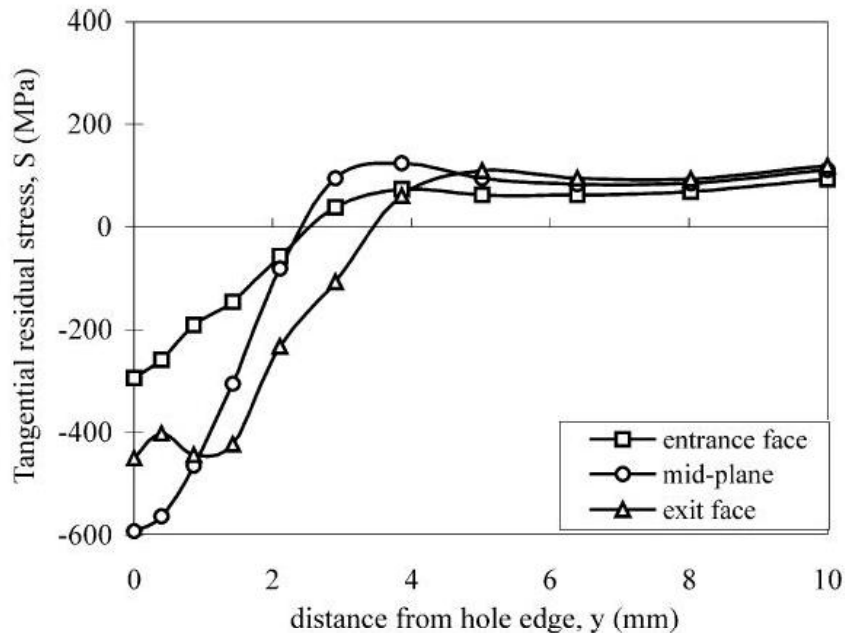


Figure 2.8. Evolution des contraintes résiduelles dues à l'expansion à froid d'un trou dans une plaque en alliage d'aluminium 7075T6 (Chakherlou et Vogwell, 2003)

La distribution des contraintes montre que les contraintes sur la face de sortie sont inférieures par rapports aux contraintes à mi-épaisseur de la plaque (figure 2.8), résultat vérifié par une autre étude menée par sur l'alliage d'aluminium 7075 T4 ([Chakherlou et Vogwell, 2003](#)). Aux faibles valeurs du degré d'expansion DCE, les contraintes résiduelles de compression autour du trou sont réduites d'une valeur variant de 100 à 150 MPa (voir figures 2.7 et 2.9).

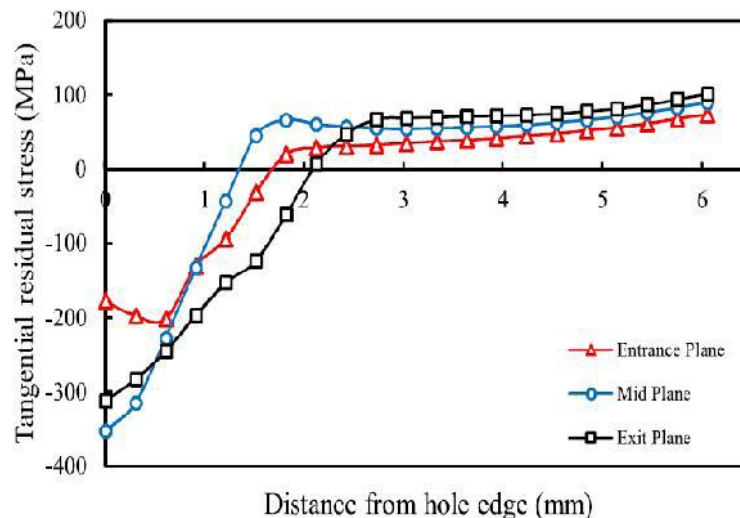


Figure 2.9. Distribution des contraintes résiduelles dues à l'expansion dans une plaque en alliage d'aluminium pour DCE=1.15% ([Shahriary et Chakherlou et al. 2018](#))

Liu et al. ([Liu et al. 2008](#)) ont utilisé un modèle éléments finis 3D pour évaluer la distribution des contraintes résiduelles sur une éprouvette trouée en alliage d'aluminium 2Al2T4 avec un degré d'expansion DCE=6%. La distribution des contraintes résiduelles donnée sur la figure 2.10, montre que les contraintes à la sortie et à mi-épaisseur sont importantes par rapport aux contraintes sur face d'entrée. En plus une différence de l'ordre de 30 MPa est constatée entre les contraintes à la face de sortie du trou et à mi-épaisseur du trou où les contraintes en sortie du trou sont supérieures à celles à mi-épaisseur (figure 2.10). Les travaux de Seifi ([Seifi, 2018](#)) sur la distribution des contraintes résiduelles ont montré que la contrainte résiduelle maximale au bord du trou à la face de sortie est supérieure à celle à mi-épaisseur où la différence est de l'ordre de 80 MPa. Aucune différence n'est constatée sur la taille de la zone plastique de compression (Figure 2.11).

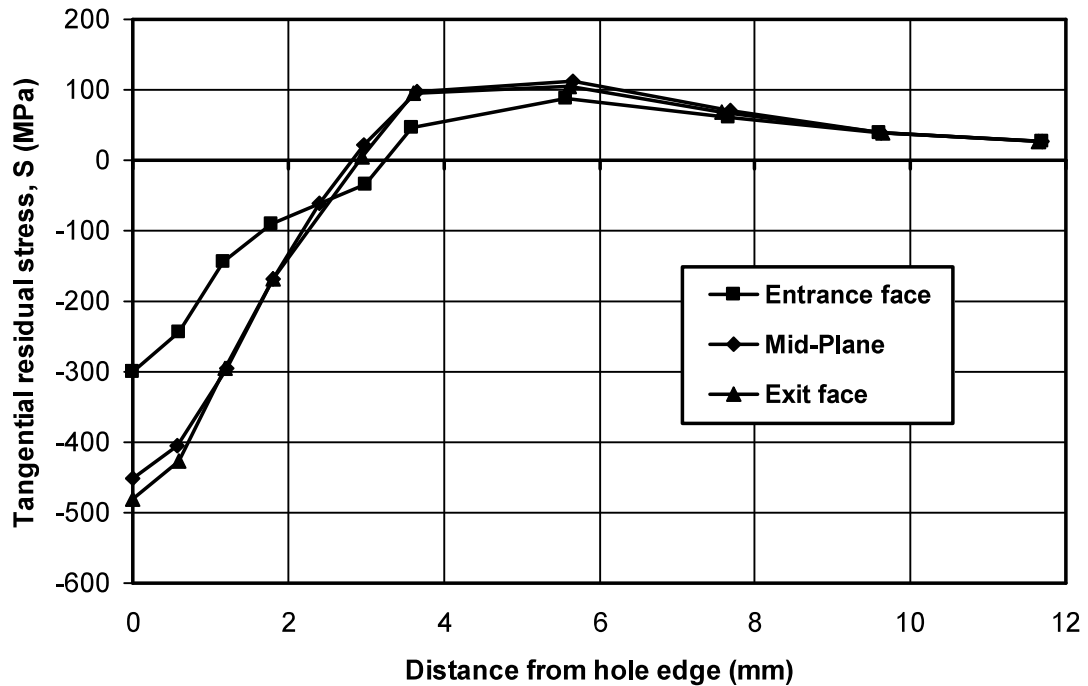


Figure 2.10. Effet de l'expansion à froid d'un trou dans une plaque en alliage d'aluminium pour DCE=6% (Liu et al. 2008)

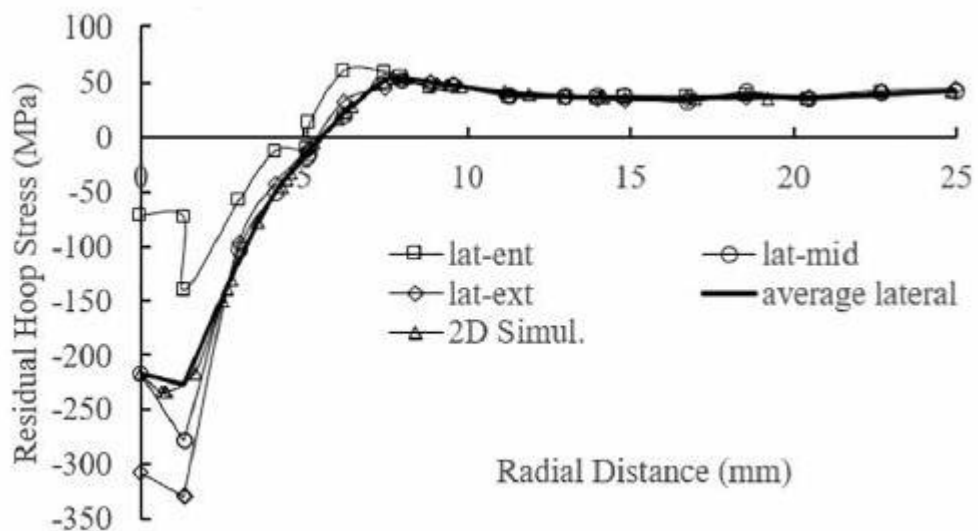


Figure 2.11. Distribution des contraintes résiduelles sous une expansion à froid de 4% de l'alliage d'aluminium 5251 (Seifi, 2018)

III.2. Effet du degré d'expansion sur la distribution des contraintes résiduelles

L'influence de la technique d'expansion sur la distribution des contraintes résiduelles de compression est caractérisée par la variation du degré d'expansion DCE%.

$$DCE\% = \frac{D - d}{d} \times 100 \quad (2.2)$$

Amrouche et al. ([Amrouche et al., 2003](#)) ont étudié l'influence du degré d'expansion DEC% sur la distribution des contraintes résiduelles de compression pour un alliage d'aluminium 6005. Ils ont montré que les contraintes maximales au bord du trou sont indépendantes du degré (figure 2.12), par contre la taille des zones des contraintes de compression dépend du degré d'expansion (figure 2.13). Ces contraintes augmentent avec l'augmentation du degré d'expansion. Le degré optimum d'expansion optimal est de 4.3%.

Ghfiri ([Ghfiri, 2000](#)) a montré à travers ses études de recherche l'existence d'un degré d'expansion optimum où le degré d'expansion maximum appliqué est de 9%. Il a montré que au-delà de 7%, l'expansion présente un effet néfaste sur la durée de vie à l'amorçage. Le degré d'expansion optimum pour l'expansion d'un trou dans une plaque en alliage d'aluminium 6082-T6 et une plaque en acier H.L.E.S 490D est de 4.4% selon l'étude menée par Amrouche et al. ([Amrouche et al., 2008](#)). De même Su ([Su, 2005](#)) a montré que le degré d'expansion optimum varie entre 4.4 à 5.4%

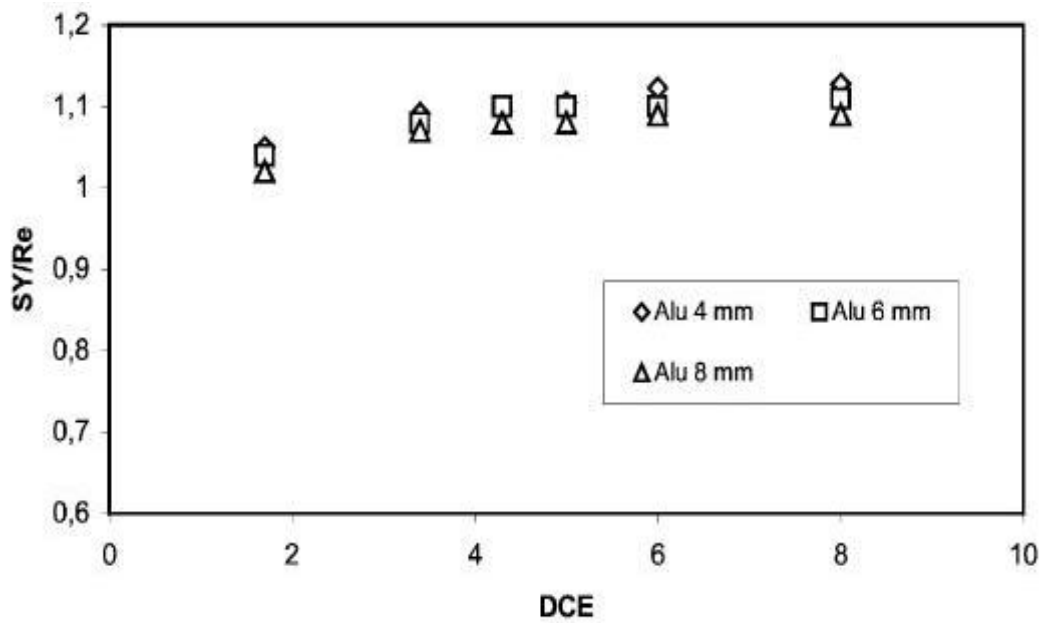


Figure 2.12. Influence du degré d'expansion sur la contrainte résiduelle maximale pour différents diamètres des trous percés (Amrouche et al., 2003)

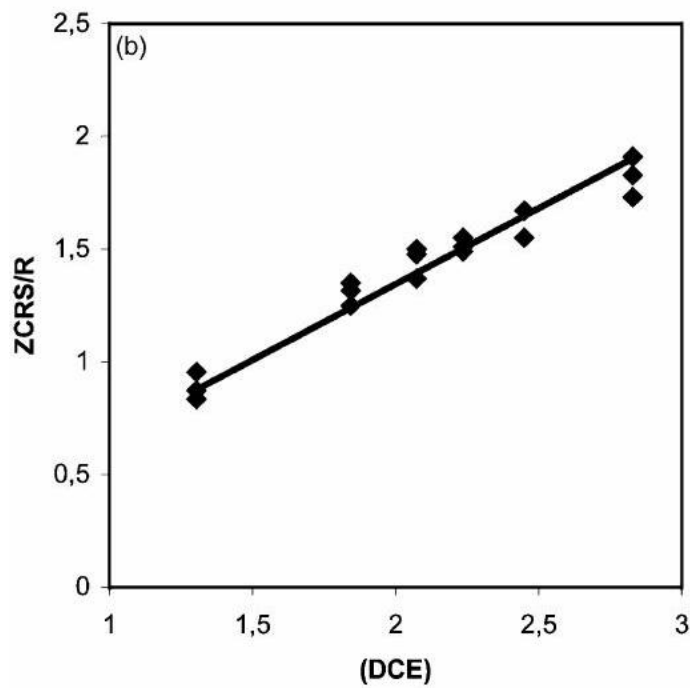


Figure 2.13. Influence du degré d'expansion sur la taille de la zone des contraintes résiduelles de compression (Amrouche et al., 2003)

Dans le cas de la modélisation 2D par éléments finis, Kim et al. (Kim et al., 2004) ont investigué l'effet de la variation du degré d'expansion sur la distribution des contraintes résiduelles circonférentielles à partir du bord du trou percé (figure 2.14). Les contraintes résiduelles normalisées par rapport à la limite élastique ont augmenté de 1.5 à 2 fois à une distance de 3 mm. On constate une faible différence des contraintes résiduelles de compression sur le bord du trou et la zone des contraintes résiduelles de compression augmente avec l'augmentation du degré d'expansion "DCE". Ce résultat est confirmé par les travaux menés par Su et Amrouche (Su, 2005 ; Amrouche, 2007) où il a appliqué une modélisation par élément finis 3D. La figure 2.14 montre l'effet du degré d'expansion sur la variation de la longueur de la zone de contrainte résiduelle de compression pour les faces d'entrées et de sorties. On constate approximativement qu'au-delà de 4.5% du degré d'expansion la taille des contraintes résiduelles de compression reste inchangée sur les deux faces (figure 2.15), par contre pour les faibles valeurs de "DCE", cette taille augmente avec l'augmentation de "DCE". Il a été conclu aussi que la distribution en face d'entrée est plus sensible à la variation du degré d'expansion. Yongshou et al. (Yongshou et al., 2010) ont montré aussi que les contraintes circonférentielles maximales près du trou sont affecté par la variation du degré d'expansion.

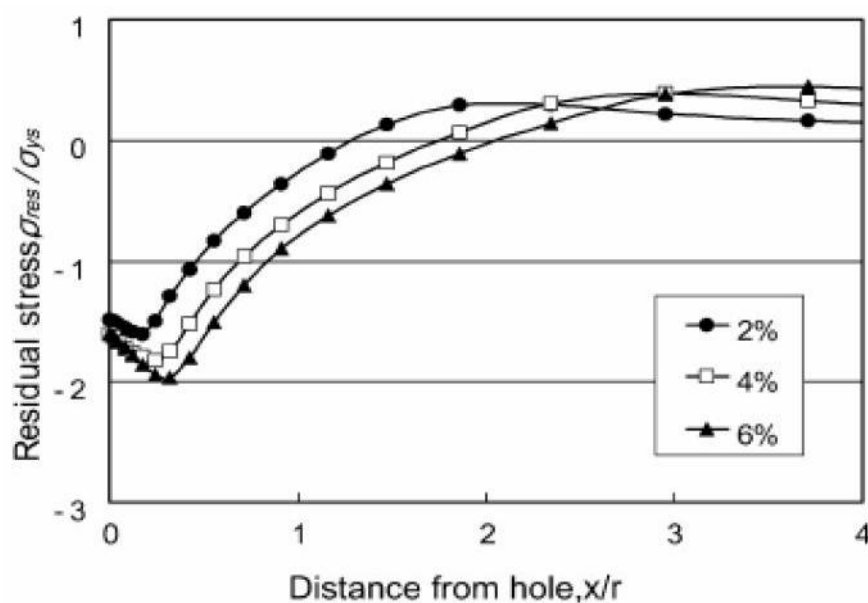


Figure 2.14. Influence du degré d'expansion sur la distribution des contraintes résiduelles de compression obtenues par un modèle élément finis 2D (Kim et al., 2004)

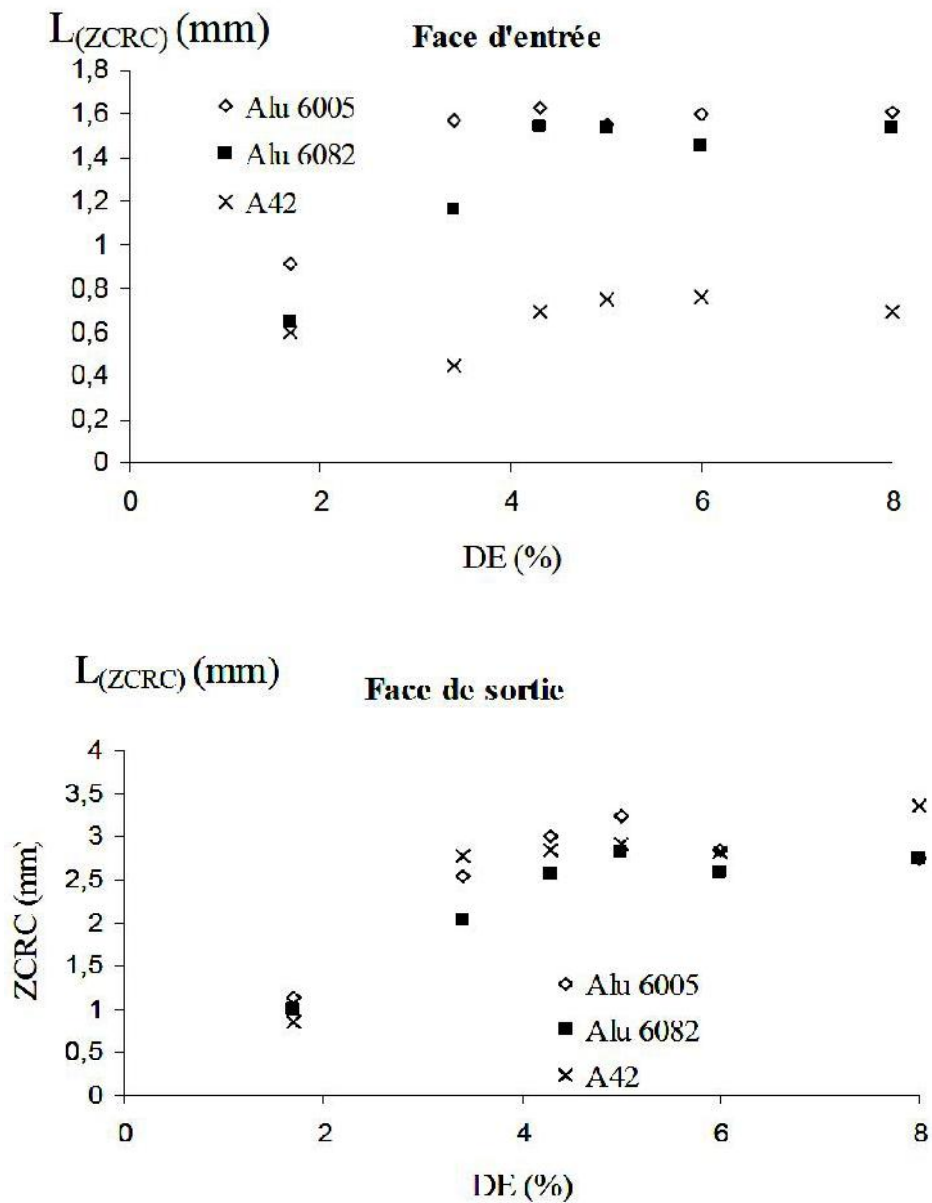


Figure 2.15. Effet du degré d'expansion sur la taille de la zone des contraintes résiduelles de compression à la face d'entrée et à la face de sortie (Su, 2005 ; Amrouche ; 2007)

Semari et al. (Semari et al., 2013) ont constaté une faible variation des contraintes résiduelles au bord du trou sous l'augmentation du degré d'expansion dans une plaque en alliage d'aluminium 6082 T6 (figure 2.16) et confirment également que la variation du degré d'expansion affecte la taille de la zone des contraintes résiduelles de compression (Kim et al., 2004 ; Amrouche, 2007).

L'étude numérique conduite par Zhang (Zhang, 2011) a montré aussi que l'augmentation du degré d'expansion affecte aussi la taille de la zone des contraintes de compression (augmentation de la zone de compression). De plus, les résultats trouvés montrent que l'augmentation du degré d'expansion augmente la contrainte maximale au bord du trou, ce résultat est en désaccord avec le résultat de Semari (Semari et al., 2013) (Figure 2.17).

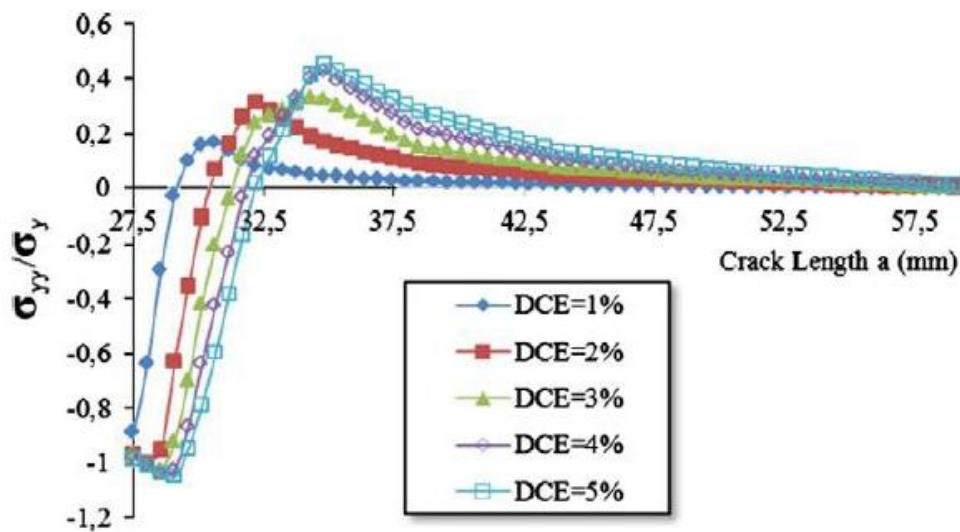


Figure 2.16. Evolution des contraintes résiduelles sous l'effet de la variation du degré d'expansion (Semari et al., 2013)

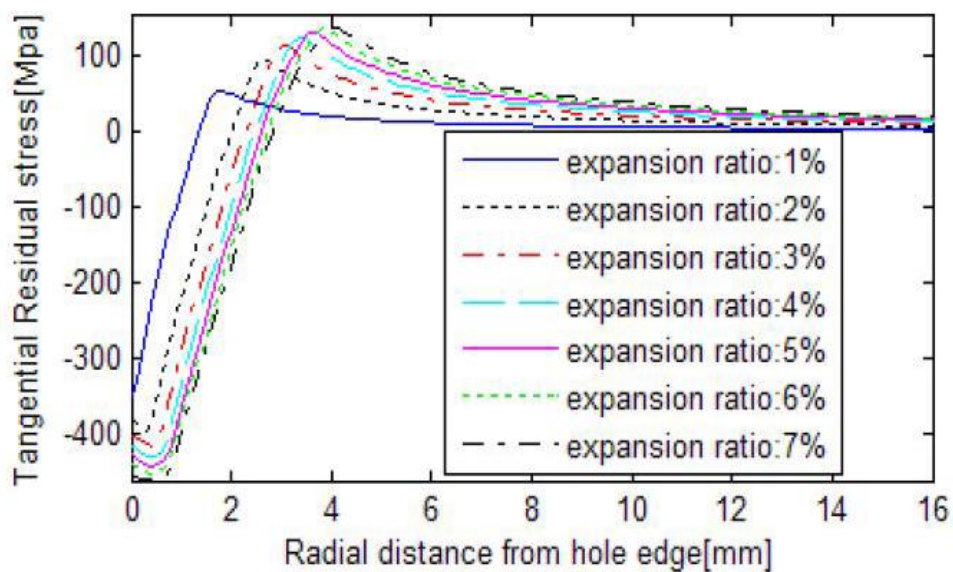


Figure 2.17. Evolution des contraintes résiduelles sous différents degrés d'expansion (Zhang, 2011)

Dans une étude récente de l'effet d'expansion de trou conduite sur une plaque en alliage d'aluminium 7475-T61, Arifin et al. (Arifin et al., 2017) ont montré que le niveau de contraintes de compression au tour du trou dépend du degré d'expansion "DCE". Au-delà de "DCE" égale 4% les contraintes résiduelles sont devenues fortement compressives et cela a été attribué au retour élastique (figure 2.18)

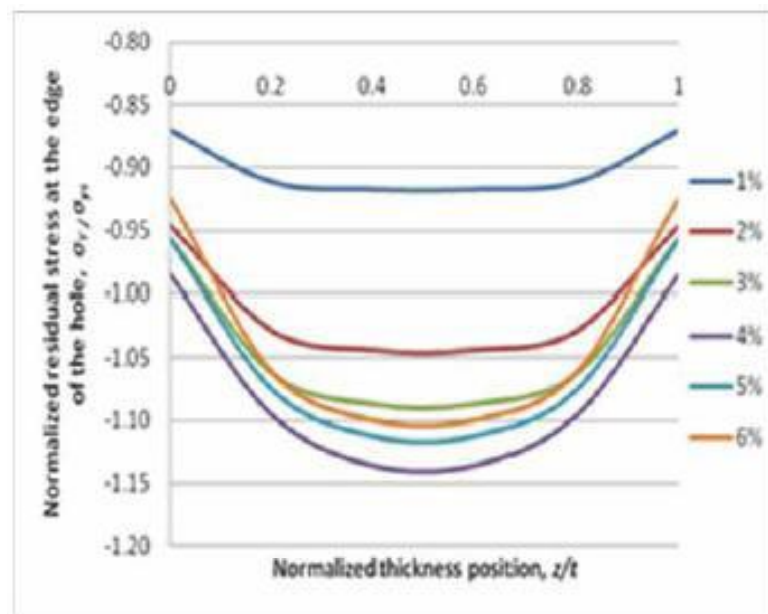


Figure 2.18. Distribution des contraintes résiduelles pour différent rapport d'expansion (Arifin et al., 2017)

III.3. Influence du coefficient de frottement

L'aspect de contact entre le mandrin et la surface du trou lors du processus d'expansion à froid génère des forces de frottement. Le type de frottement pris en compte par plusieurs chercheurs dans les études de simulations numériques est celui de Coulomb " μ " dont les valeurs considérées varient de 0.08 à 0.4 (Papanikos et Meguid, 1998 ; Chakherlou et Vogwell, 2003 ; Ismonov et al. 2009, Houghton et Campbell, 2011).

Yongshou et al. (Yongshou et al., 2010) ont considéré l'effet du coefficient de frottement sur la distribution des contraintes résiduelles et plus précisément les contraintes résiduelles de compression autour du trou. La figure 2.19 montre l'effet combiné du frottement et le degré d'expansion sur la distribution des contraintes résiduelles. L'effet de frottement est localisé au niveau de la contrainte maximale de compression près des limites du trou expansé. Le frottement considéré présente un effet bénéfique sur le niveau des contraintes résiduelles introduites.

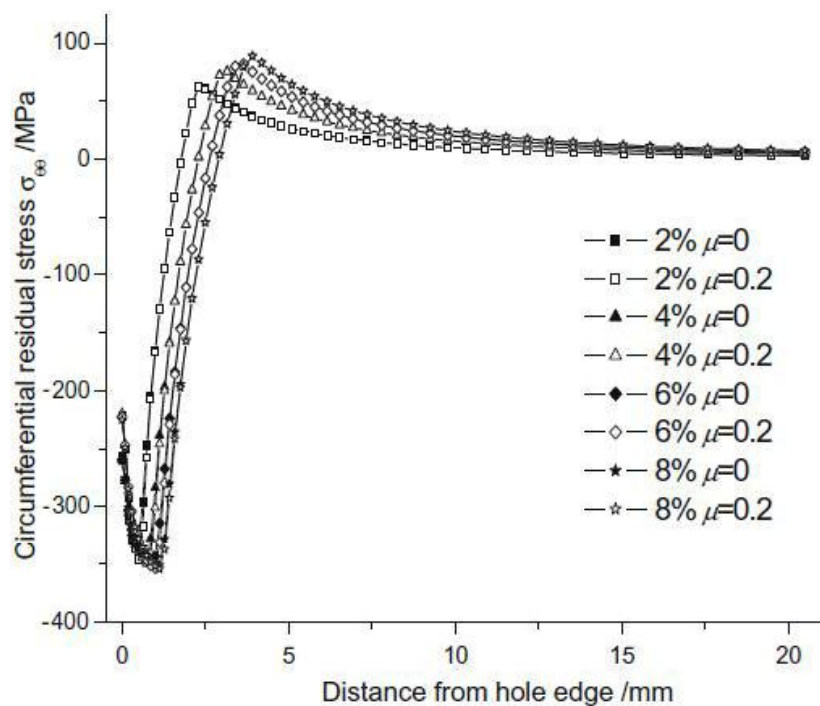


Figure 2.19. Effet combiné du frottement et du degré d'expansion sur l'évolution des contraintes résiduelles (Yongshou et al., 2010)

Papanikos et Meguid (Papanikos et Meguid, 1998) ont étudié l'influence de la variation du coefficient de frottement " μ " de 0.1 à 0.4, le résultat obtenu montre que le coefficient de frottement n'a pas une influence significative sur la distribution des contraintes résiduelles. Su (Su, 2005) a conduit une étude numérique de l'expansion à froid en tenant compte du frottement entre la bille d'expansion et la surface du trou. Le résultat obtenu montre que le niveau des contraintes résiduelles de compression est plus élevé avec prise en compte du frottement (figure 2.20).

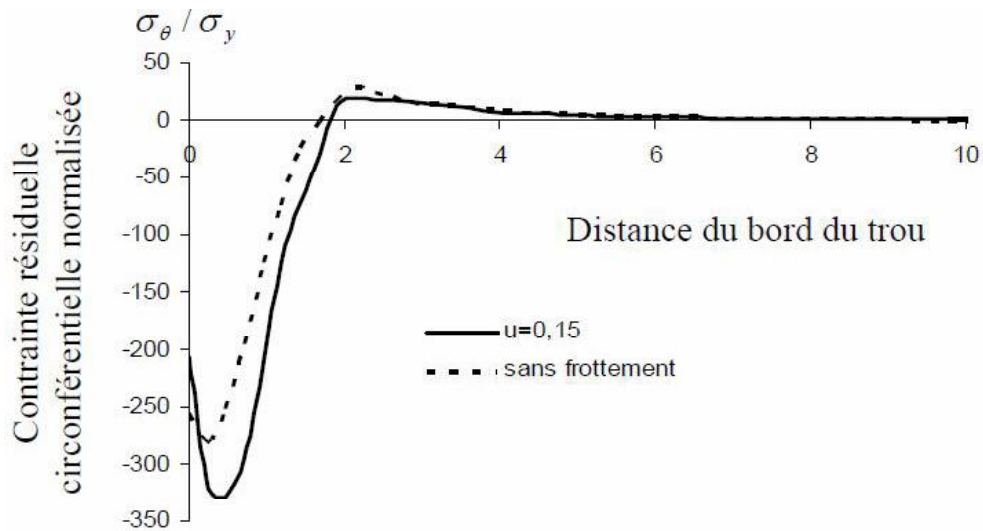


Figure 2.20. Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles après expansion à froid avec et sans frottement (Su, 2005)

IV. INFLUENCE DES CONTRAINTES RESIDUELLES PAR EXPANSION SUR LE COMPORTEMENT EN FATIGUE

La durée de vie en fatigue des pièces ou structures dépend de plusieurs paramètres. En phase d'amorçage, la durée de vie en fatigue est liée fortement aux paramètres métallurgiques (état de traitement thermique), géométriques (concentration de contraintes) et de chargements cycliques (rapport de charge, contrainte moyenne, amplitude de contrainte...), la nature des contraintes résiduelles présente dans la pièce (de compression ou de traction).

Pearson (Pearson, 1975) a montré expérimentalement que la durée de vie est affectée par le rapport de charge où la longueur d'amorçage considérée est de l'ordre de 0.05 mm. Plusieurs chercheurs ont étudié l'effet de ce paramètre sur l'amorçage et la propagation des fissures de fatigue en absence et en présence des contraintes résiduelles des alliages d'aluminium (Rodopoulos et al., 2004 ; Ostash et al., 2010 ; Idrus et al., 2014 ; Benachour et al., 2014 ; Benachour et al., 2017 ; Ferreira et al., 2018).

Benachour et al. (Benachour et al., 2014) ont étudié l'influence des contraintes résiduelles introduites par préchargement mécanique en flexion sur l'amorçage des fissures de fatigue dans des éprouvettes de type Charpy. Le champ de contraintes résiduelles est évalué avec considération de l'érouissage isotrope. La durée de vie à l'amorçage pour une longueur de fissure de 0.2 mm augmente avec l'augmentation du niveau de contraintes résiduelles de compression au niveau des entailles (figure 2.21). La durée de vie à l'amorçage présente 40 à 50% de la durée de vie totale de l'éprouvette. La phase propagation à travers les champs de contraintes résiduelles de compression générées ont permis de réduire la vitesse de propagation (Benachour, 2008).

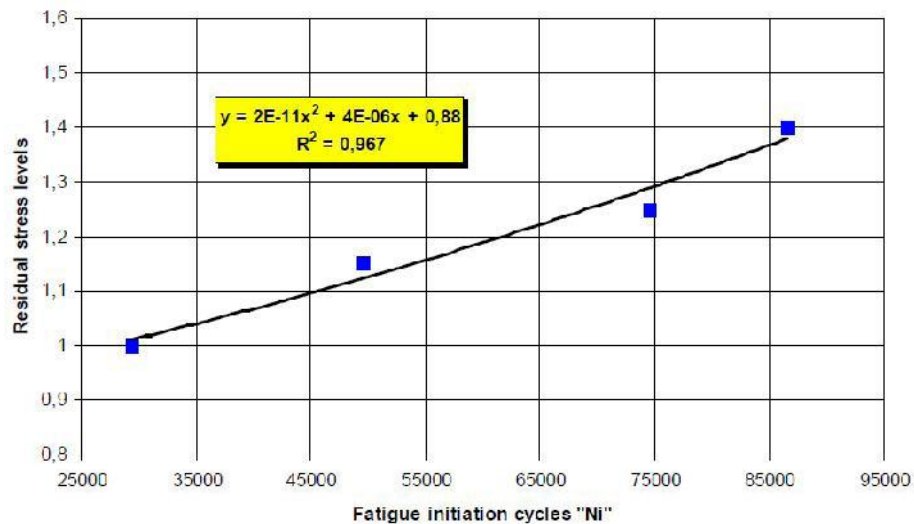


Figure 2.21. Effet des contraintes résiduelles par préchargement mécanique sur la durée de vie à l'amorçage de l'alliage d'aluminium 2024 T351 (Benachour et al., 2014)

Yongshou et al. (Yongshou et al., 2010) ont montré que les fissures de fatigue s'amorçent à partir de la face d'entrée du trou vu le faible niveau de contraintes résiduelles de compression comparativement par rapport à la face de sortie. La durée de vie après expansion de 4% et 6% a été augmentée moyennant de six fois par rapport à un trou non expansé (figure 2.22). La zone de contraintes résiduelles en compression et la zone de déformation plastique dues à l'expansion à froid sont les paramètres influençant la durée de vie à l'initiation et à la propagation de la fissure de fatigue (Sohel Rana et al., 2009).

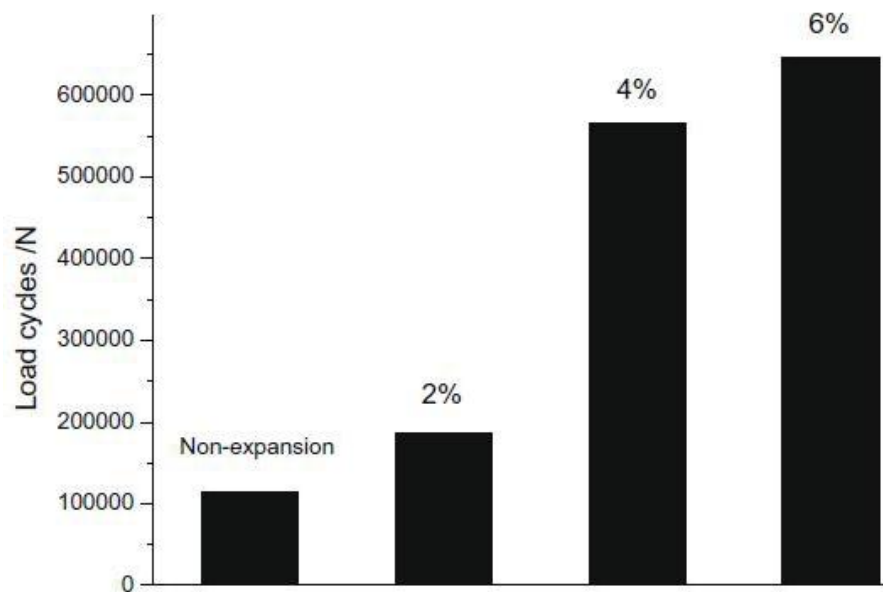


Figure 2.22. Influence du degré d'expansion sur la durée à la rupture de l'alliage d'aluminium LY12-CZ (Yongshou et al., 2010)

L'étude menée par Gopalakrishna et al. (Gopalakrishna et al., 2010) sur l'expansion des trous de rivets a montré que la technique d'expansion par mandrin offre une meilleure résistance à la fatigue par rapport à la technique d'expansion par bille à partir d'un degré d'expansion supérieur à 2% (figure 2.23). L'amélioration de la durée de vie en fatigue a atteint le maximum pour un degré d'expansion de 5% où la durée de vie a été augmenté de 2.3 fois par rapport à la durée de vie d'un trou non expansé.

L'investigation numérique menée par Aid et al. (Aid et al., 2014) a montré aussi que la durée de vie à la propagation et la vitesse de fissuration de l'alliage d'aluminium 6082 dépendent du niveau des contraintes résiduelles de compression introduite c.a.d du degré d'expansion (figure 2.24).

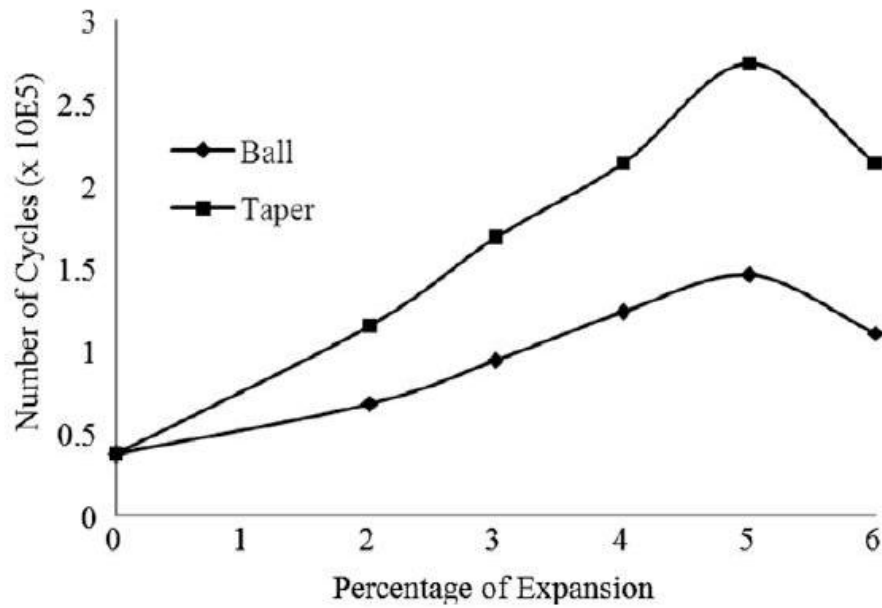


Figure 2.23. Effet du degré d'expansion sur la durée de vie à la rupture de l'alliage d'aluminium 2024 T3 ([Gopalakrishna et al., 2010](#))

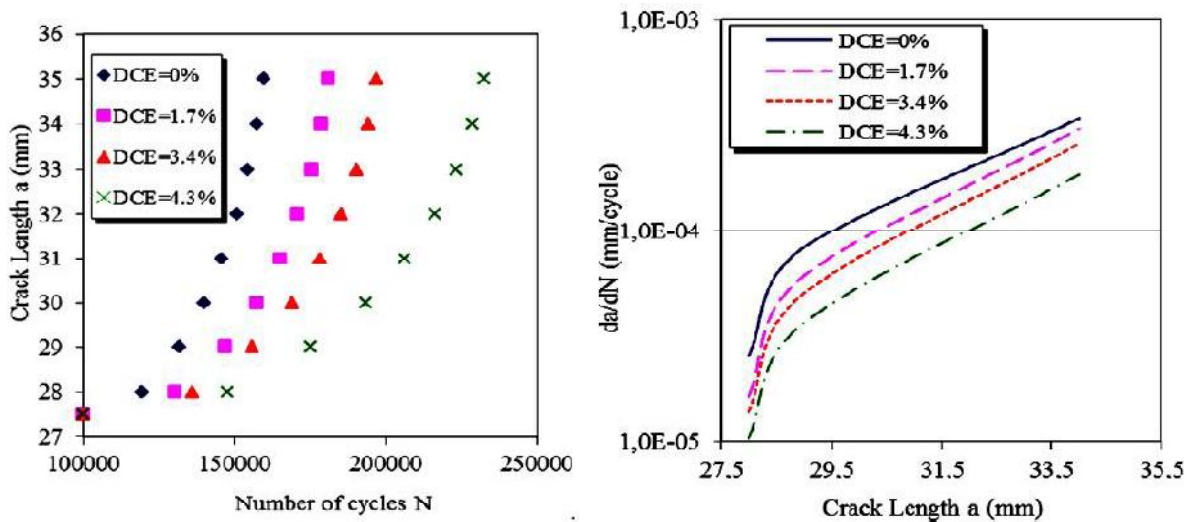


Figure 2.24. Effet du degré d'expansion sur la fissuration par fatigue de l'alliage 6082 (a) durée de vie en fatigue (b) Vitesse de fissuration ([Aid et al., 2014](#))

Adjrami et al. ([Adjrami et al., 2011](#)) ont montré que les fissures de fatigue pour l'alliage 2024 T3 s'amorcent à partir de la face d'entrée du trou expansé et cela est attribué aux faibles contraintes résiduelles de compression par rapport à la face de sortie et à mi-épaisseur de la plaque. De plus les durées de vie à l'amorçage et à la propagation sont affectées par la présence des contraintes résiduelles de compressions.

La figure 2.25 (a, b) montre la comparaison entre de la durée de vie en fatigue pour une plaque avec un trou expansé et un trou non expansé. Un retard à l'amorçage de 6 à 7 fois est constaté. Récemment Faghih ([Faghih, 2018](#)) a démontré expérimentalement que le degré d'expansion optimum dépend de l'épaisseur de la plaque. De plus la durée de vie finale de rupture par fatigue augmente par l'augmentation du degré d'expansion et devient importante pour le degré d'expansion optimum (figure 2.26).

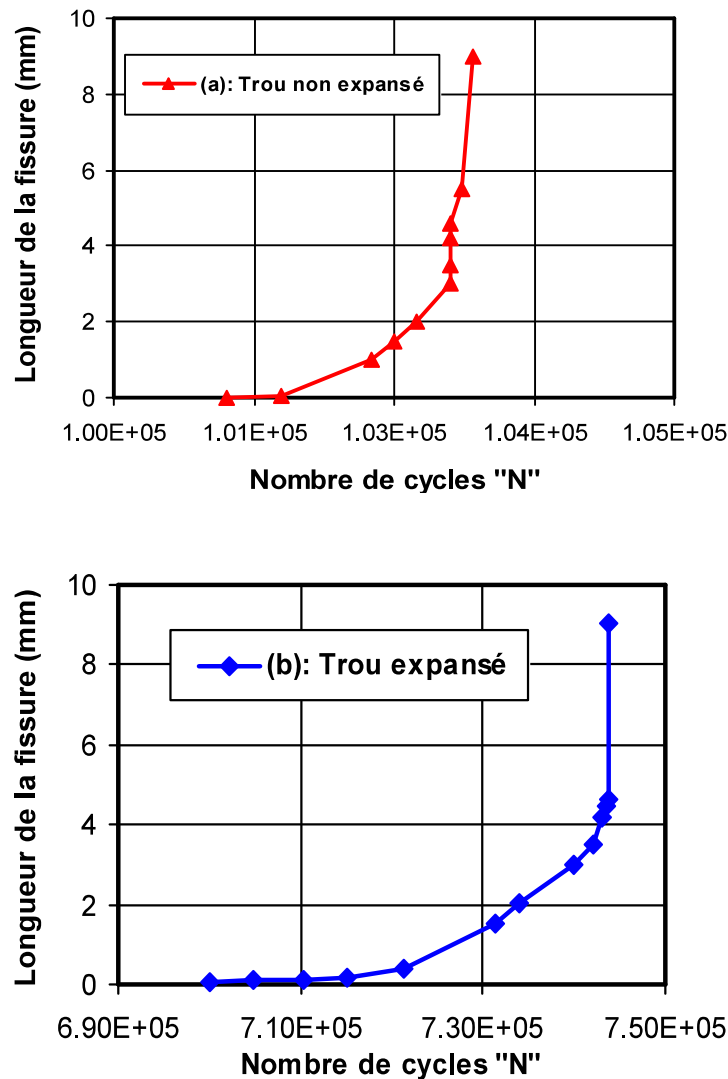


Figure 2.25. Effet du processus d'expansion sur la fissuration par fatigue de l'alliage 2024 T3 (a) Trou non expansé (b) Trou expansé ([Elajrami et al., 2011](#))

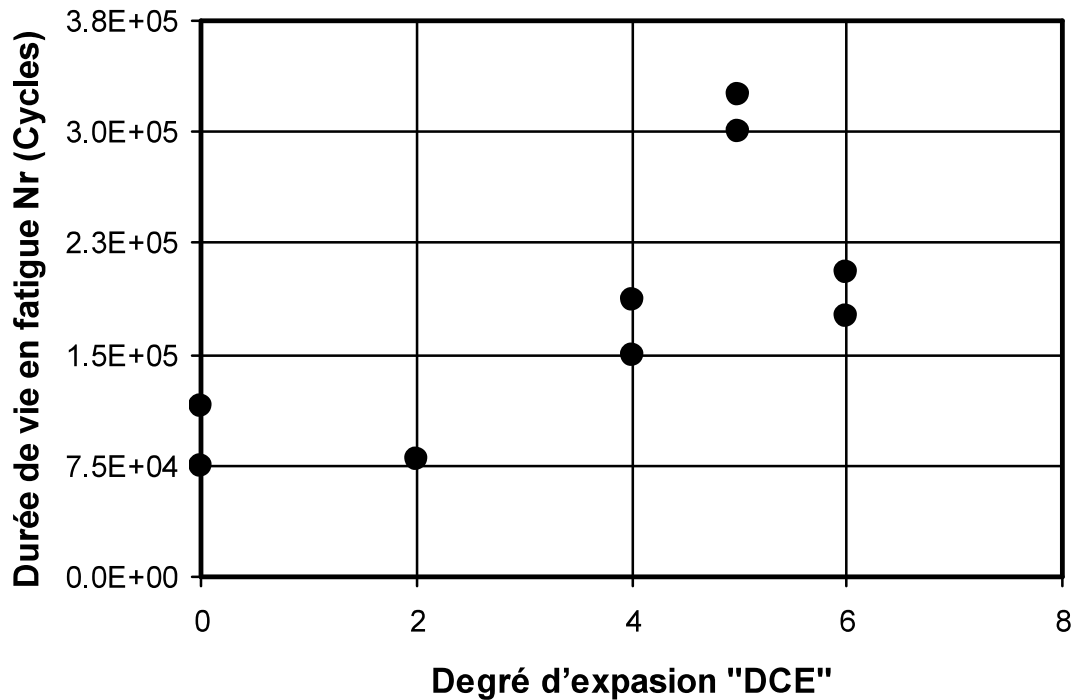


Figure 2.26. Effet du degré d'expansion sur la durée de vie à la rupture par fatigue de l'alliage de magnésium (Faghii, 2018)

L'étude menée par Chakherlou & Vogwell (Chakherlou & Vogwell, 2003) sur la fissuration par fatigue de l'alliage d'aluminium 7075 T6 a montré que la durée de vie en fatigue a été améliorée de 10 fois pour un trou expansé comparativement par rapport à un trou non expansé (Figure 2.27). Les essais de fatigue conduits par Ghfiri (Ghfiri, 2000), appliquant la méthode de réparation par trou, ont montré que la durée de vie à l'amorçage de l'alliage 6082 T6 augmente avec l'augmentation des contraintes résiduelles de compression autour du trou (augmentation du degré d'expansion de 1.7% à 4.3%) (Figure 2.28). De plus il a montré que la durée à l'amorçage décroît pour des degrés d'expansion important (supérieur à 7%) et cela est dû à un endommagement plastique local.

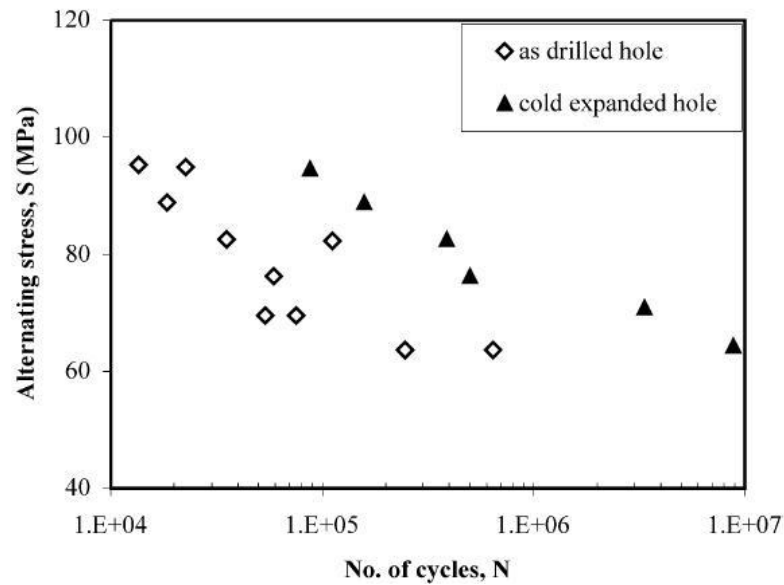


Figure 2.27. Effet de l'expansion de trou à froid sur la durée de vie en fatigue (Chakherlou & Vogwell, 2003)

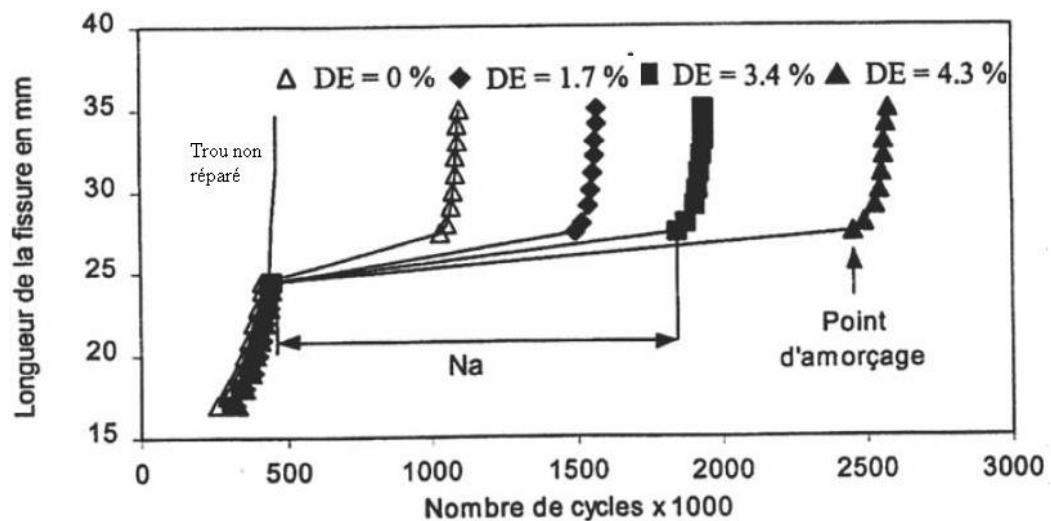


Figure 2.28. Effet du degré d'expansion sur la durée de vie à l'amorçage (Ghfiri, 2000)

Zhang et al. (Zhang et al., 2000) ont montré que la durée de vie à l'amorçage en absence des contraintes résiduelles pour une plaque trouée présente environ 85% de la durée de vie totale. Par contre pour un trou expansé le pourcentage en durée de vie pour la phase amorçage est de 57% par rapport à la durée de vie totale (figure 2.29). Un gain en durée de vie à l'amorçage est évalué à 36%. Il est constaté que la phase propagation est aussi affecté par la présence des contraintes résiduelles de compression.

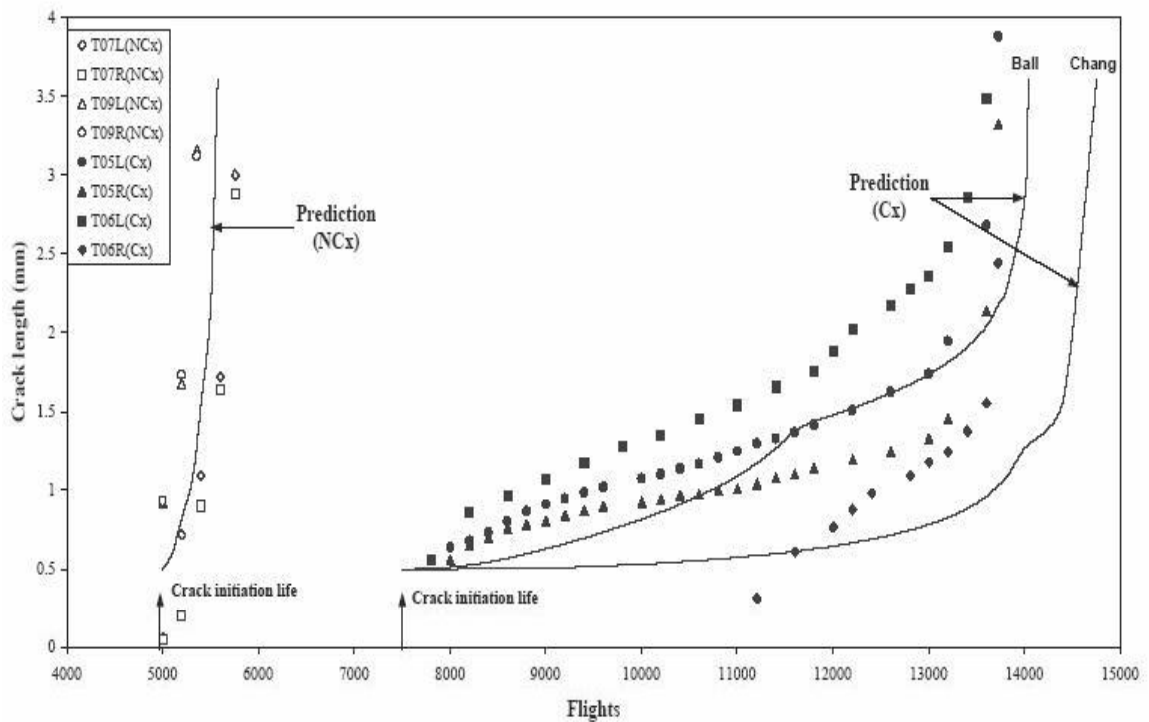


Figure 2.29. Effet des contraintes résiduelles de compression sur la durée de vie à l'amorçage et à la propagation de l'alliage 2024 T351 (Zhang et al, 2000)

La durée de vie en fatigue de l'alliage 7050 T7451 augmente avec l'augmentation de la taille de la zone de contraintes résiduelles en compression générée par expansion (figure 2.30). Au-delà du degré d'expansion optimum (DCE=4.1%), la durée de vie diminue malgré la taille de la zone de compression importante (Huang et al., 2015). Dans une étude récente de fissuration par fatigue conduite par Yasniy et al. (Yasniy et al., 2017), il a été conclu que la durée de vie à l'amorçage à partir du trou expansé d'une plaque en alliage d'aluminium 2024 T3 (DCE=3.2%) a augmenté de 10 fois par rapport à un trou non expansé pour une longueur de fissure à l'amorçage de 0.25 mm. De plus la durée de vie à l'amorçage dépend du degré d'expansion, du diamètre du trou expansé et de la longueur d'amorçage considéré (Figure 2.31). En absence des contraintes résiduelles, la durée de vie à l'amorçage présente 40 à 48% de la durée de vie totale. En présence des contraintes résiduelles de compression dues à l'expansion, la durée de vie à l'amorçage dépend de la longueur d'amorçage en plus du degré d'expansion considéré. La phase d'amorçage varie de 36% à 65%.

Dans une étude expérimentale conduit par Wang et al. (Wang et al., 2017), la durée de vie en fatigue pour l'alliage d'aluminium 6016 T6 est évalué à 2.47 fois pour un trou expansé (DCE=4%) par rapport à un trou non expansé. Le gain en durée de vie est attribué aux changements des orientations cristallographiques confirmées par des observations sur MEB. Les contraintes résiduelles ont été déterminées par l'application d'un modèle d'érouissage cinématique bilinéaire.

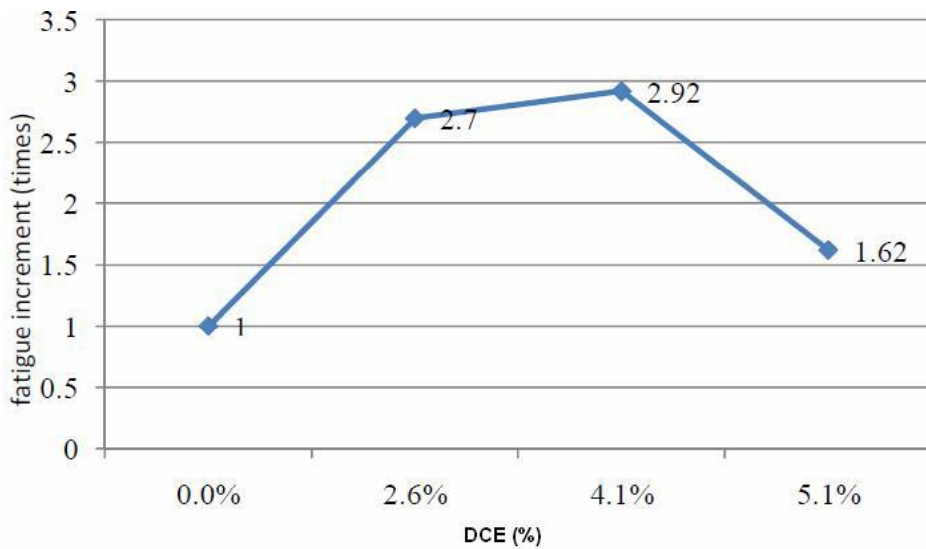


Figure 2.30. Effet du degré d'expansion sur l'incrément de la durée de vie en fatigue de l'alliage d'aluminium 7050 T7451 (Huang et al., 2015)

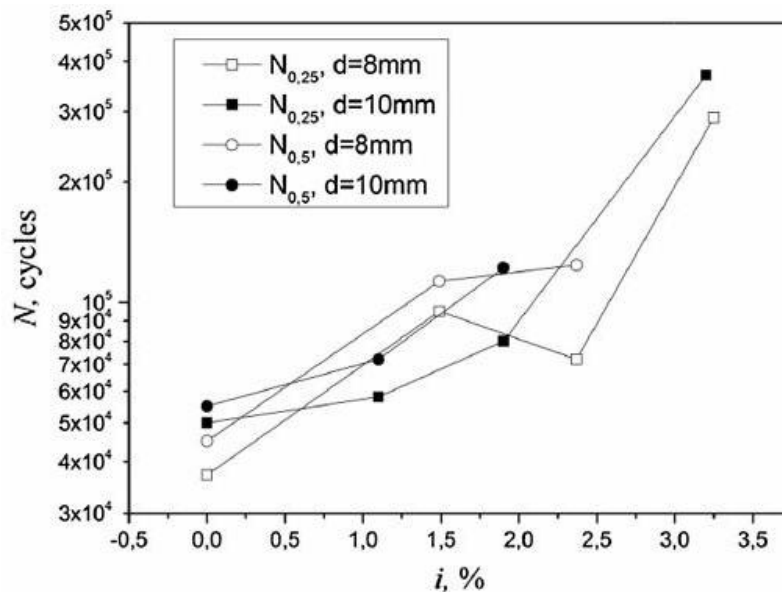


Figure 2.31. Effet du degré d'expansion sur l'amorçage de fissure de fatigue de 'alliage 2024 T3 (longueur d'amorçage $a_i=0.25$ mm ; 0.5 mm) (Yasniy et al., 2017)

Kumar et al. (Kumar et al. 2014) ont montré que la durée de vie en fatigue d'une plaque trouée en alliage d'aluminium est améliorée de 5.39 fois pour un trou expansé (DCE=5%) par rapport à un trou non expansé. L'effet bénéfique de l'expansion s'est traduit aussi sur la vitesse de fissuration. Les vitesses de fissuration à ces durées de vie sont respectivement 1.97×10^{-5} mm/cycle et 0.0587×10^{-5} mm/cycle. L'investigation expérimentale menée par Viveros et al. (Viveros et al., 2014) sur la fissuration par fatigue dans un assemblage soudé, a montré que la vitesse de fissuration a diminué sous l'effet des contraintes résiduelles générées par expansion d'un trou de réparation par rapport à une éprouvette saine (Figure 2.32). Le taux de réduction de la vitesse de fissuration d'un trou expansé par rapport à un trou non expansé varie de 4 à 10 fois.

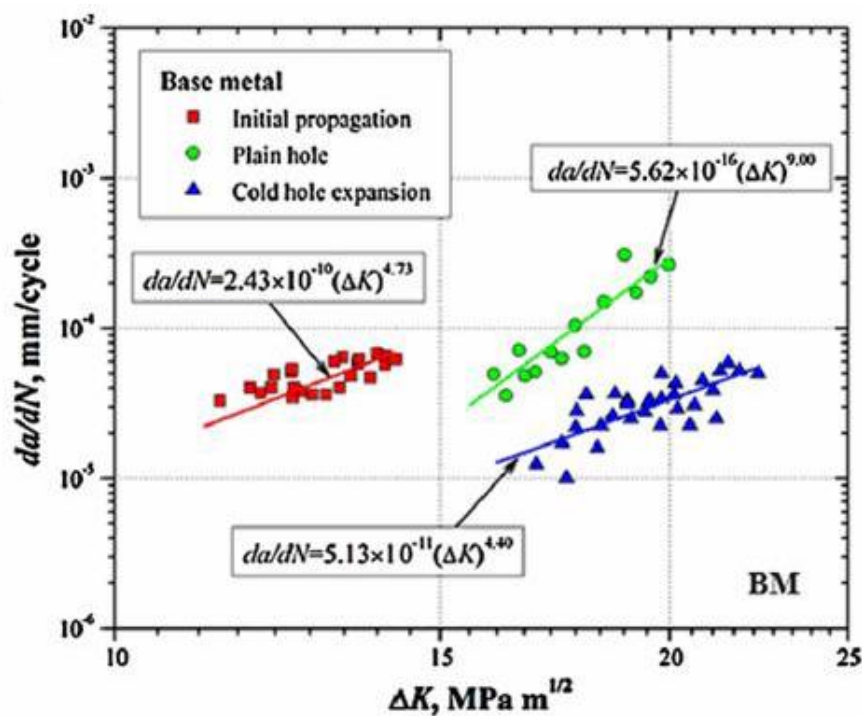


Figure 2.32. Effet du trou percé et du trou expansé sur la vitesse de fissuration de l'alliage d'aluminium 6061 T6 (Viviros, 2014)

V. RESUME

Le présent chapitre a fait l'objet d'un état d'art sur les contraintes résiduelles générées par la technique d'expansion à froid des trous de rivetage. Le phénomène de génération des contraintes résiduelles par expansion est décrit y compris les méthodes d'expansion. L'analyse 3D par la méthode des éléments finis présente une méthode numérique efficace pour l'évaluation du champ des contraintes résiduelles dû à l'expansion.

Les principaux paramètres revus sont l'influence du degré d'expansion sur le niveau des contraintes résiduelles de compression autour du trou, la zone des contraintes résiduelles de compression et la zone de déformation plastique. Les études présentées ont montré que le niveau des contraintes résiduelles de compression introduites dépend fortement du degré d'expansion. De plus, les contraintes résiduelles de compressions varient à travers l'épaisseur des plaques. Elles sont maximales à mi-épaisseur et à la face de sortie du trou par rapport à la face d'entrée. L'étude de l'effet du coefficient de frottement entre le mandrin (bille) a montré que la zone des contraintes résiduelles de compression est plus élevée avec prise en compte du frottement mais l'effet sur la contrainte maximale de compression sur le bord du trou n'est pas trop affecté.

Les études menées sur la fissuration par fatigue ont montré que la durée de vie à l'amorçage et à la propagation augmente avec l'augmentation du degré d'expansion au dessous d'un degré optimal. L'amélioration maximale en durée de vie est de l'ordre 10 fois pour la phase propagation. Une réduction significative est constatée de la vitesse de fissuration sous l'augmentation du degré d'expansion.

Notre étude est penchée sur l'étude des effets des contraintes résiduelles dues à l'expansion sur la phase amorçage et propagation des fissures de fatigue de l'alliage d'aluminium 2024 T351. Les paramètres d'études misent en œuvre sont le degré d'expansion, le coefficient de frottement, le rapport de charge et l'amplitude de chargement cyclique. Afin de mener cette étude une combinaison du modèle 3D de la méthode des éléments finis et les modèles empiriques pour la prédiction de l'amorçage et la propagation des fissures de fatigue.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUE

- Aid, A., Semari, Z., Benguediab M. (2014). Finite element method investigation of the effect of cold expansion process on fatigue crack growth in 6082 aluminum alloy. *Journal: Modeling & Numerical Simulation of Material Science*, 4, 25-31.
- Amrouche, A., Mesmacque, G., Garcia, S., Talha, A. (2003). "Cold expansion effect on the initiation and the propagation of the fatigue crack". *International Journal of Fatigue*, 25, pp. 949-954.
- Amrouche, A., Su, M. , Aid, A., Masmacque, G. (2008). "Numerical study of the optimum degree of cold expansion: Application for the pre-cracked specimen with the expanded hole at the crack tip". *Journal of Materials Processing Technology*, 197(1-3), pp. 250-254.
- Amrouche (2007). "Contribution à l'étude de la prediction et de l'optimisation des durées de vie des structures en fatigue sous chargement uniaxial et multiaxial ; Influence des paramètres opérationnels". Habilitation à Diriger les Recherches, Université de Lille, France".
- Arifin K.S., Karuppanan, S., Patil, S.S. (2017). "Finite element analysis of residual stress in cold expanded plate with different thickness and expansion ratio" *IOP Conference Series.: Materials Science and Engineering*, 257, 012019.
- Benachour, M. (2008). "Simulation de l'avancée d'une fissure de fatigue à travers un champ de contraintes résiduelles". Thèse de Doctorat, Université de Sidi Bel Abbes, Algérie.
- Benachour, M., Benachour, N., Benguediab, M. (2014). "Investigation of residual stress effect on fatigue crack initiation for 2024 T351 Al-alloy". *International Journal of Fracture Fatigue and Wear*, 2, pp. 239-245.
- Benachour, M., Benachour, N., Benguediab, M. (2017). "Fractographic observations and effect of stress ratio on fatigue striations spacing in aluminium alloy 2024 T351. *Materials Science Forum*, 887, pp. 3-8.
- Benachour, M. (2008). "Simulation de l'avancée d'une fissure de fatigue à travers un champ de contraintes résiduelles". Thèse de Doctorat, Université de Sidi Bel Abbes, Algérie.

- Bianchetti C., Delbergue, D., Bocher, P., Lévesque, M. (2019). "Analytical fatigue life prediction of shot peened AA 7050-T7451". *International Journal of Fatigue*, 118, pp 271-281.
- Chakherlou, T.N. Vogwell, J. (2003). "The effect of cold expansion on improving the fatigue life of fastener holes". *Engineering Failure Analysis* 10, pp 13-24.
- Charkherlou T.N., Shakouri, M., Aghdam, A.B., Akbari, A. (2012). "Effect of cold expansion on the fatigue life of Al 2024-T3 in double shear lap joints: Experimental and numerical investigations". *Materials and Design*, 33, pp. 185-196.
- Chakherlou, T.N., Taghizadeh, H., Aghdam, A.B. (2013). "Experimental and numerical comparison of cold expansion and interference fit methods in improving fatigue life of holed plate in double shear lap joints". *Aerospace Science and Technology*, 29, pp. 351-362.
- Cseh, D. Mertinger, V., Lukács, J. (2013), "Residual stress evolution during fatigue test of a shoot peened steel sample", *Materials Science Forum*, Vol. 752, pp. 95-104, 2013.
- Diana A. Lados, Diran Apelian, Libo Wang. (2010). "Minimization of residual stress in heat-treated Al–Si–Mg cast alloys using uphill quenching: Mechanisms and effects on static and dynamic properties". *Materials Science and Engineering: A*, 527(13–14), pp. 3159-3165.
- De Matos, P., Moreira, P., Camanho, P., De Castro, P. (2005). "Numerical simulation of cold working of rivet holes". *Finite elements in analysis and design*, 41, pp. 989-1007.
- Elajrami, M. Benguediab, M., G. Ronald, G. (2011) "The effect of cold expansion on the fatigue behaviour of 2024-t3 aluminium alloy". *Sciences & Technologie B*, 34, pp. 33-37.
- Faghih Sasan (2018). "Experimental and numerical investigation of split sleeve cold expansion of AZ31B magnesium alloy". *Master Thesis*, Waterloo University, Ontario, Canada.
- Ferreira, N., Antunes, P.V., Ferreira, J.A.M., Costa, J.D., Capela C. (2018). "Effects of shot-peening and stress ratio on the fatigue crack propagation of aluminium 7475-T7351 specimens". *Applied Sciences*, 8, 375. doi:10.20944/preprints201801.0219.v1

- Fratini, L., Pasta, S., Reynolds, A.P. (2009). "Fatigue crack growth in 2024-T351 friction stir welded joints: Longitudinal residual stress and micro-structural effects". *International Journal of Fatigue* 31, pp 495–500.
- Fu Yucan, Ge Ende, Su Honghua, Xu Jiuhua, Li Renzheng (2015). "Cold expansion technology of connection holes in aircraft structures: A review and prospect". *Chinese Journal of Aeronautics*, 28(4), pp. 961-973.
- Ghfiri, R. (2000). "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.
- Ghfiri, R., Amrouche, A, Imad, A., Mesmaque G. (2000). Fatigue life estimation after crack repair in 6005 T6, aluminium alloy using colding expansion hole technique. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials & Structures*, 23, pp. 911-916.
- Gopalakrishna, H.D., Narasimha Murthy, H.N., Krishna, M., Vinod, M.S., Surech, A.V. (2010). "Cold expansion of holes and resulting fatigue life enhancement and residual stresses in Al 2024 T3 alloy – An experimental study. *Engineering Failure Analysis*, 17, pp.361-368.
- Herman, R. (1994). "Three-dimensional stress distribution around cold expanded holes in aluminium alloys. *Engineering Fracture Mechanics*, 48(6), pp 819-835.
- Houghton S., Campbell, S. (2011). "Identifying the residual stress field developed by hole cold expansion using finite element analysis," *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 35, pp. 74-83.
- Huang, H., Zhao, Q., Liu, F. (2015). "Effect of split-sleeve cold expansion on the fatigue life of 7050-T7451 aluminum alloy". *Advanced Materials Research*, 1082, pp 403-407.
- Idrus, H., Afendi, M., Hoe, W.C. (2014). "Fatigue crack initiation and growth of aluminum alloy with stress ratio effects", *Key Engineering Materials*, 594-595, pp. 1105-1111.
- Ismonov, S., Daniewicz, S., Newman Jr. J., Hill, M., Urban, M. (2009). "Three dimensional finite element analysis of a split-sleeve cold expansion process," *Journal of Engineering Materials & Technology*, 131, pp. 031007, 2009.

- Jones, K.W., Dunn, M.L. (2008). "Fatigue crack growth through a residual stress field introduced by plastic beam bending," *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, pp. 863-875.
- Kanazawa, K., Tange, A. (2003). "Fatigue crack initiation and propagation under circumstances of residual stress produced by shot peening". *Proceedings of Fatigue Crack Paths (FCP 2003)*, 18-20 September, Parma, Italy.
- Kang, J., Johnson, W.S., Clark, D.A. (2002). "Three-dimensional finite element analysis of the cold expansion of fastener holes in two aluminum alloys". *Journal of Engineering Materials and Technology*, 124, pp. 140-145.
- Kim, Ch., Kim, D-J., Seok, Ch-S., Yang, W-H. (2004). "Finite element analysis of the residual stress by cold expansion method under the influence of adjacent hole". *Journal of Materials Processing Technology*, 153-154, pp. 986-991.
- Kumar S.A., Bhattacharya, A., Mahendra Babu, N.C., (2014). "Fatigue crack growth life prediction around cold expanded hoel using finite element method". *Procedia Materials Science*, 5, pp 316-325.
- Kumar S.A., Mahendra Babu, N.C., (2018). "Sequential cold expansion and resulting beneficial residual stress prediction around adjacent fastener holes". *Materials Physics and Mechanics*, 37, pp 92-99.
- Liu, J., Shao, X.J., Liu, Y.S. Yue, Z.F.. (2008). "Effect of cold expansion on fatigue performance of open holes". *Materials Science and Engineering A*, 477, pp. 271-276.
- Liu, Z.C., Jiang, C., Li, B.C., Wang, X.G. (2018). "A residual stress dependent multiaxial fatigue life model of welded structures". *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 41(2), pp. 300-313.
- Mahendra Babu, N.C., Jagadish, T., Ramachandra, K., Sridhara, S.N. (2008). "A simplified 3-D finite element simulation of cold expansion of a circular hole to capture through thickness variation of residual stresses". *Engineering Failure Analysis*, 15, pp. 339–348.
- Maligno, A.R., Citarella, R. Silberschmidt, V.V. (2017). "Retardation effects due to overloads in aluminium alloy aeronautical components". *Fatigue and Fracture of Engineering Materials & Structures*, 40(9), pp. 1484-1500.

- Newman Jr. J.C., Daniewicz, S.R. (2014). "Predicting crack growth in specimens with overloads and cold-worked holes with residual stresses". *Engineering Fracture Mechanics*, 127, pp 252–266.
- Ostash, O.P., Chepil, R.V., Vira, V.V., (2010). "Fatigue crack initiation and propagation at different stress ratio values of uniaxial pulsating loading". *Fatigue & Fracture Engineering Materials & Structures*, 34, pp. 430-437.
- Papanikos, P., Meguid, S.A. (1998). "Three finite element analysis of cold expansion of adjacent holes". *International Journal of Mechanical Science*, 40(10), pp 1019-1028.
- Papanikos, P., Meguid, S.A. (1999). "Elasto-plastic finite element analysis of the cold expansion of adjacent fastener holes". *Journal of Materials Processing Technology*, 92-93, pp. 424-428.
- Pearson, S. (1975). "Initiation of fatigue crack in commercial aluminium alloys and the subsequent propagation of very short cracks". *Engineering Fracture Mechanic*, 7, pp. 235-247.
- Poussard, C., Pavier, M. Smith, D. (1995). "Analytical and finite element predictions of residual stresses in cold worked fastener holes" *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, 30, pp. 291-304.
- Rodopoulos, C.A., Choi, J.H., De Los Rios, E.R., Yates, J.R. (2004). "Stress ratio and the fatigue damage map—Part II: The 2024-T351 aluminium alloy". *International Journal of Fatigue*, 26, pp 747-752.
- Seifi, R. (2018). Total fatigue lives, crack growth paths and cycles in cold expanded adjacent holes. *International Journal of Fatigue*, 113, pp. 69-77.
- Semari, Z., Aid, A., Benhamena, A., Amrouche, A, Benguediab, M., Sadok, A., Benseddiq, N. (2013). "Effect of residual stresses induced by cold expansion on the crack growth in 6082 Al-alloy". *Engineering Fracture Mechanics*, 99, pp. 159-168.
- Shahriary, P., Chakherlou, T.N. (2018). "Investigating the effect of cold expansion on frictional force evolution during fretting fatigue tests of AL2024-T3 plates". *International Journal of Mechanical Sciences*, 135, pp. 146-157.

Sohel Rana, M., Makabe, C., Fujiwara, G. (2009). "The effect of hole shape on the extent of fatigue life improvement by cold expansions". *Engineering Failure Analysis*, 16, pp. 2081-2090.

Su, M. (2005). "Etude de l'influence et de l'optimisation du degré d'expansion à froid dans les mécanismes de réamorçage d'une fissure: étude numérique et expérimentale". Thèse de doctorat, Université de Lille, France.

Taheri-Behrooz, Fathollah; Aliha, Mohammad R.M.; Maroofi, Mahmood; Hadizadeh, Vahid. (2018). "Residual stresses measurement in the butt joint welded metals using FSW and TIG methods". *Steel and Composite Structures*, 28(6), pp. 759-766.

Vi

- Zhang H-S. (2011). "Research on relationship between residual stress of hole cold expansion and process parameter". *Advanced Materials Research*, 216, pp. 373-377.
- Zhang, X., Wang, Z., Gaerke, J. (2000). "Predicting fatigue life improvement in cold expanded fastener joints". 22nd International Congress of Aeronautical Sciences, 27 August-1 September 2000, Harrogate International Conference Centre, UK. ICAS 2000 Congress pp 455.1-455.10.
- Zhang, Y., Fitzpatrick, M.E. , Edwards, L. (2005). "Analytical and finite element predictions of residual stresses in cold worked fastener holes". 41(2), pp 59-70.
- Zarog, O.S., Ali, A., Sahari, B.B., Zahari, R. (2011) "Modeling of residual stress relaxation of fatigue in 2024-T351 aluminium alloy". *International Journal of Fatigue*, 33, pp 279-285.

CHAPITRE III :
MODÉLISATION NUMÉRIQUE
DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES
PAR EXPANSION À FROID

I. INTRODUCTION

Ce chapitre est consacré à la modélisation numérique tridimensionnelle "3D" à mettre en œuvre dans le but de déterminer les champs de contraintes résiduelles et de déformations plastiques au bord du trou expansé. Comme signalé plus haut, l'expansion du trou conduit à une amélioration considérable en durée de vie (amorçage et propagation) sous l'effet des contraintes résiduelles de compression au bord du trou.

L'objectif de cette partie est d'étudier l'effet du degré d'expansion (équation 2.2) et du coefficient de frottement sur la distribution des contraintes résiduelles le long du chemin de fissuration à partir du bord du trou de la plaque en alliage d'aluminium 2024 T351.

II. MODELISATION TRIDIMENSIONNELLE PAR ELEMENTS FINIS

II.1. Modèle géométrique

Afin d'évaluer le champ des contraintes résiduelles par la méthode des éléments finis, le code ANSYS-APDL Version 13 est utilisé pour simuler le processus d'expansion en appliquant un manchon conique. Le modèle géométrique considéré est une plaque de dimension $40 \times 25 \times 6.35$ (mm³) prise de l'éprouvette des essais de fatigue (Figure 3.1).

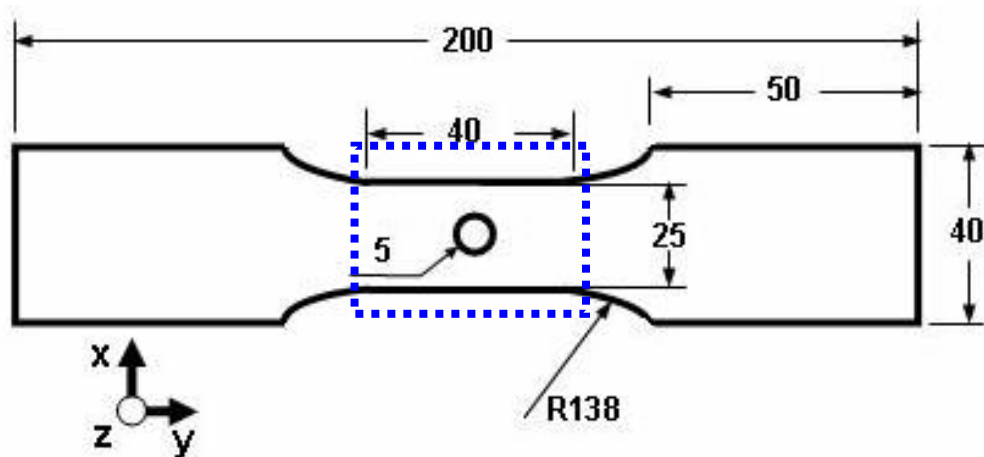


Figure 3.1. Modèle géométrique pour les essais de fatigue

Vu les conditions de symétrie par rapport aux plans axes XZ et YZ, le quart de l'éprouvette est pris en compte pour la modélisation numérique. Deux types d'éléments finis sont considérés à savoir l'élément tétraédrique à 10 nœuds pour la plaque et l'élément cubique isoparamétrique linéaire à huit nœuds (Figure 3.2). Le diamètre du manchon conique change selon le degré d'expansion appliqué.

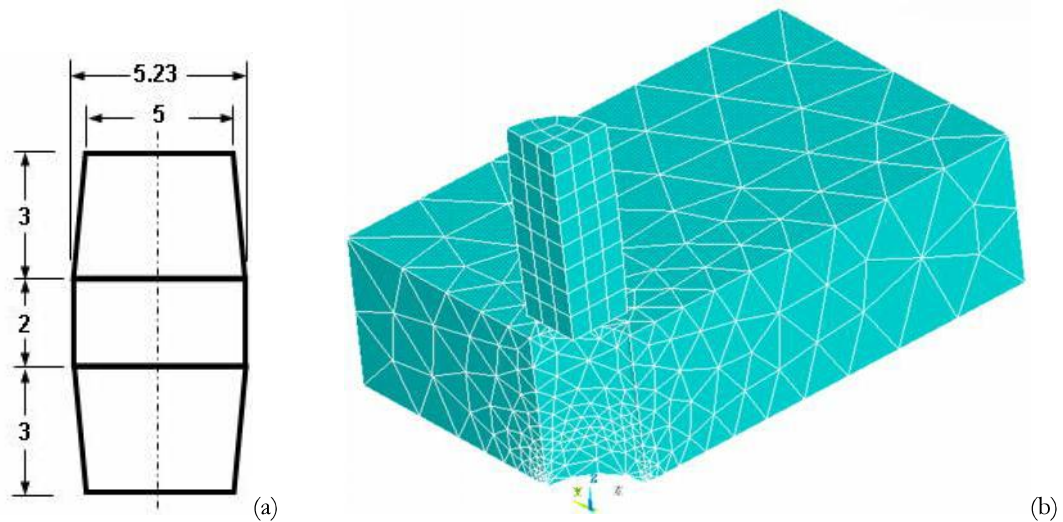


Figure 3.2. Processus d'expansion à froid (a) Détail du manchon conique (b) Maillage utilisant un modèle d'éléments finis 3D (El Habiri, 2018)

Les conditions aux limites sont définies de la façon suivante :

- Conditions de symétrie sur les plans XZ et YZ au niveau du trou
- Encastrement sur le plan XZ
- Déplacement nul suivant Z sur la plaque
- Déplacement du manchon sur une longueur de 16 mm permettant le manchon de sortir de l'autre côté de la plaque.
- Prise en considération de contact avec frottement (μ) entre le mandrin conique et le trou.
- Loi de déformation plastique de type écrouissage isotrope

Lors de la déformation plastique, l'érouissage isotrope provoque une augmentation uniforme de la taille de la surface élastique et entraîne une augmentation de la contrainte limite. Le critère d'érouissage pour différents matériaux dépend de l'histoire du chargement et de l'évolution des déformations plastiques. Le modèle d'érouissage isotrope applique le critère d'érouissage de Von Mises avec comportement multilinéaire ([ANSYS APDL, 2016](#)).

Ce comportement d'érouissage multilinéaire est décrit par une courbe contrainte/déformation à morceaux linéaires, partant de l'origine et définie par des ensembles de valeurs de contrainte et de déformation positives (figure 3.3).

Le critère de Von Mises est défini par :

$$f(\sigma, \sigma_Y) = \sigma_e - \sigma_Y = 0 \quad (3.1)$$

où σ_e est la contrainte effective de Von Mises définie par :

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{3}{2} \left(\sigma : \sigma - \frac{1}{3} \text{tr}(\sigma)^2 \right)} \quad (3.2)$$

et σ_Y contrainte d'écoulement correspondant à la limite élastique pour un chargement uniaxial.

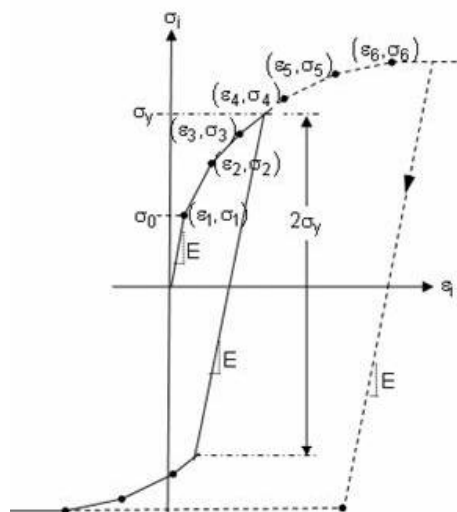


Figure 3.3. Courbe contrainte/déformation totale pour l'érouissage multilinéaire isotrope

Pour le maillage de la plaque des éléments de type tétraédrique "Solid 186" à dix nœuds ont été utilisés (figure 3.4). L'élément "Solid 186" est un élément d'ordre supérieur à 3D, à 10 nœuds. "Solid 186" a un comportement de déplacement quadratique et est bien adapté à la modélisation de maillages irréguliers. L'élément présente des propriétés diverses et spécialement des propriétés de plasticité et de grandes déformations (ANSYS APDL, 2016).

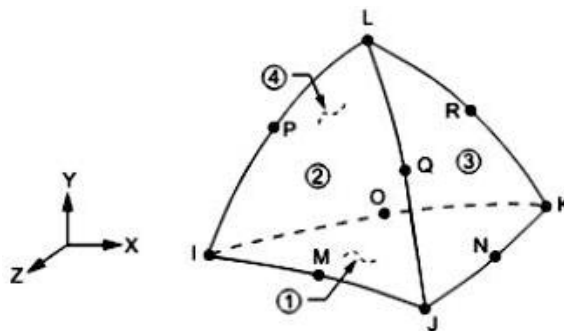


Figure 3.4. Élément tétraédrique à 10 nœuds "Solid 186" Convergence des contraintes résiduelles de compression maximales

Cet élément est bien adapté pour un maillage automatique. Le raffinement automatique du maillage dépend du nombre de divisions sur le bord du trou. L'élément quadrilatéral à huit nœuds "Solide 185" est appliqué pour le maillage du mandrin conique. Le nombre de division choisi dépend de la convergence de la solution, il est de six divisions sur la surface libre du trou. Les figures (3.5 et 3.6) présentent la convergence de la solution (contrainte résiduelle de compression maximale (CRCM) et taille de la zone des contraintes résiduelles de compression (ZCRC).

Les erreurs maximales entre le maillage avec cinq et six divisions sur le bord du trou pour les contraintes "CRCM" pour la face d'entrée, la face de sortie et à mi-épaisseur sont respectivement de 2.7, 1.38 et 1.43%. Il est à signaler que la convergence en 3D présente des difficultés de convergence en plus de la non linéarité matériau "déformations plastique" (Su, 2005).

Des éléments de contact surface à surface (CONTA174) et (TARGE170) à huit nœuds ont été générés pour modéliser le contact surface à surface. Ces éléments de contact permettent de transférer la pression entre les surfaces en contact et les empêchent de se pénétrer mutuellement ([Chakherlou et al. 2003](#)).

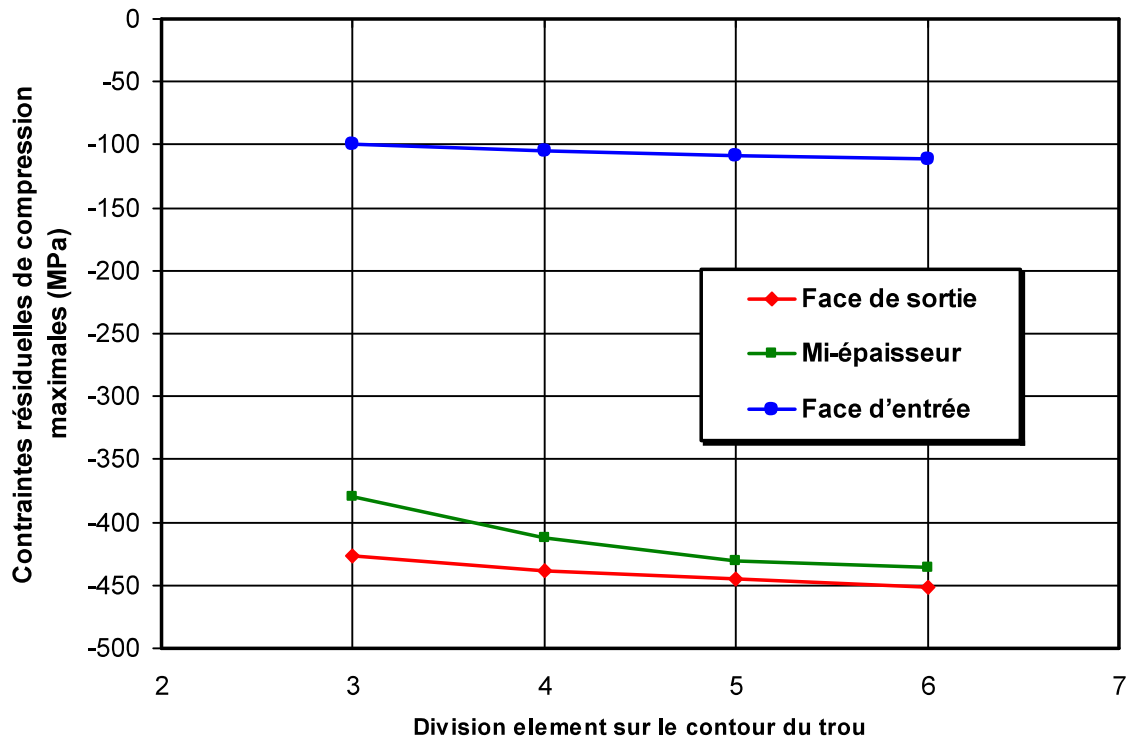


Figure 3.4. Convergence des contraintes résiduelles de compression maximales

II.2. Matériau d'étude

Les matériaux utilisés dans cette étude sont les alliages d'aluminium 2024 T351. Les caractéristiques mécaniques et la courbe contraintes/déformations sont données respectivement par le Tableau 3.1 et la figure 3.6. Le manchon conique est en acier avec un module d'élasticité $E=210$ GPa et un coefficient de Poisson $\nu=0.3$.

Tableau 3.1. Caractéristiques mécaniques de l'alliage d'aluminium 2024 T351

E (GPa)	σ_Y (MPa)	UTS (MPa)	ν
74.08	363	477	0.33

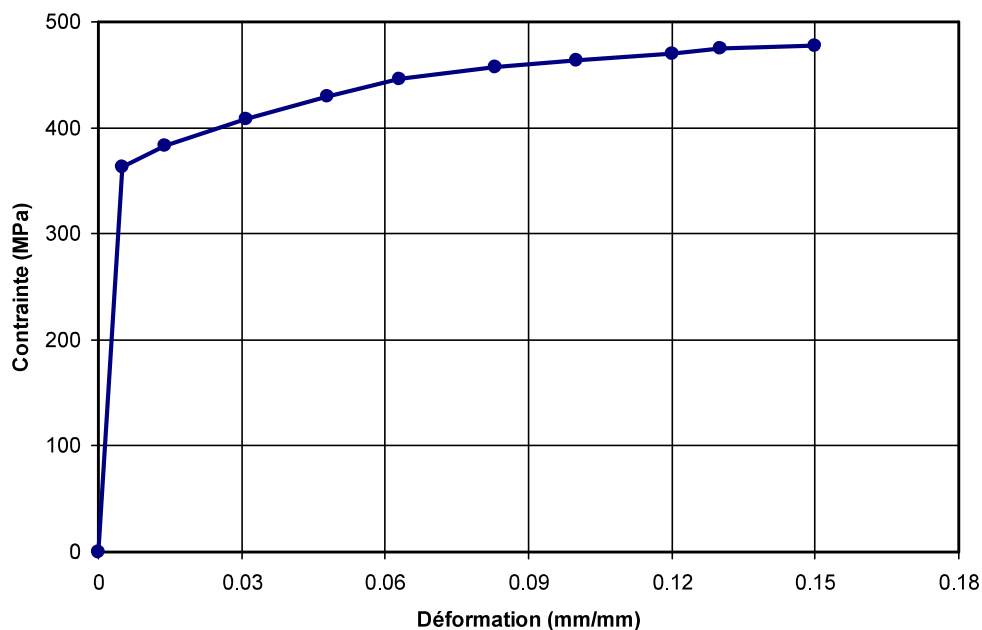


Figure 3.6. Courbe contraintes/déformations de l'alliage d'aluminium 2024 T351

III. EXEMPLE DE VALIDATION DU MODELE APPLIQUE

Afin de valider notre modèle, les résultats obtenus pour l'alliage 7075 T6 ont été comparé à ceux obtenus par [Chakherlou et al. \(Chakherlou et al. 2003\)](#) pour un degré d'expansion DCE = 4.6%. Les figures 3.7, 3.8 et 3.9 représente respectivement les distributions des contraintes en face d'entrée, à mi-épaisseur et à la face de sortie.

Les résultats montrent une bonne corrélation dans la zone de compression par rapport à la zone de traction au-delà de la zone des contraintes résiduelles de compression. La différence sur les contraintes résiduelles maximales de compression varie de 2.5 à 6 %. Pour les zones des contraintes résiduelles de compression la le taux de différence varie de 3.8 à 5.9 %. Les différences constatées peuvent être attribués au modèle d'érouissage adopté et les conditions aux limites suivant l'axe Z.

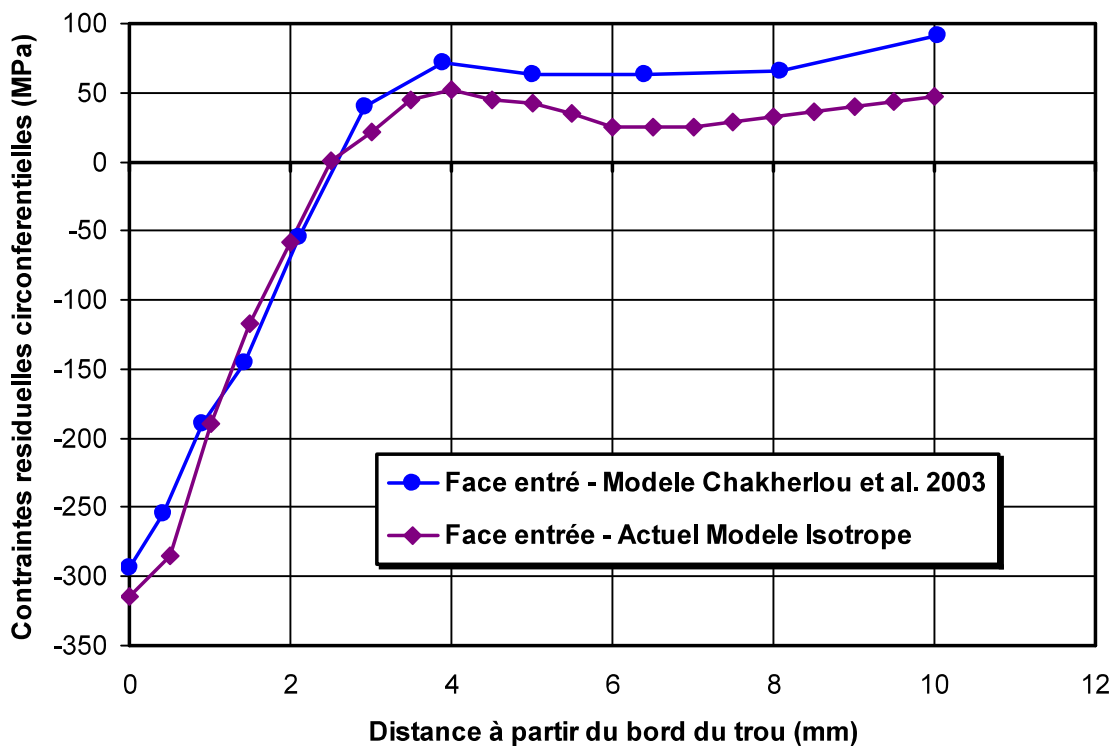


Figure 3.7. Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles en face d'entrée pour DCE=4.6% de l'alliage d'aluminium 7075 T6

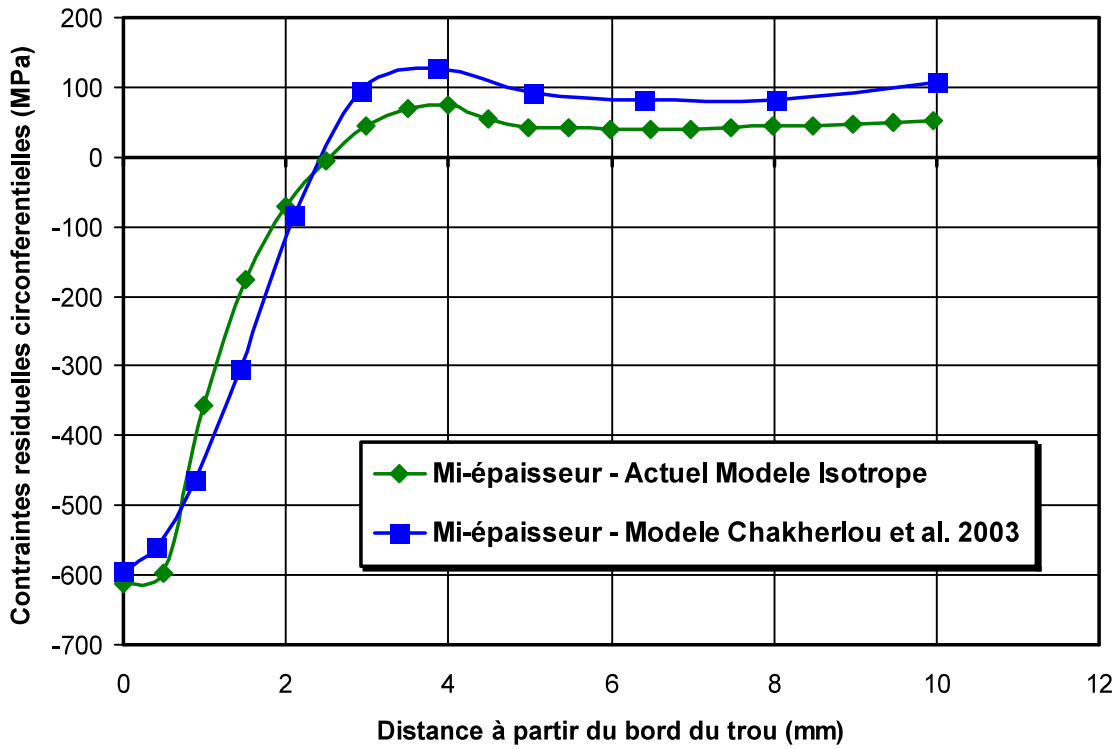


Figure 3.8. Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles à mi-épaisseur pour DCE=4.6% de l'alliage d'aluminium 7075 T6

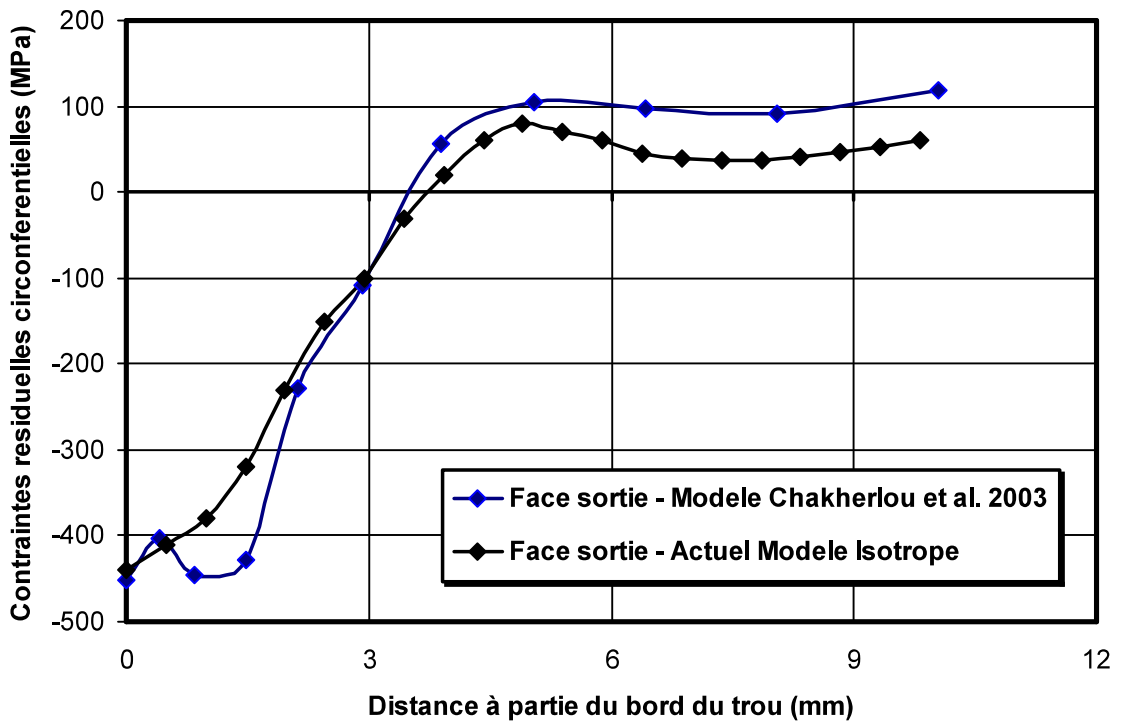


Figure 3.9. Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles en face de sortie pour DCE=4.6% de l'alliage d'aluminium 7075 T6

IV. CONTRAINTES RESIDUELLES CIRCONFERENCELLES A PARTIR DU BORD DU TROU

IV.1. Effet de l'expansion sur la distribution des contraintes

La simulation numérique tridimensionnelle pour l'alliage d'aluminium 2024 T351 est effectuée en considérant un écrouissage de type isotrope. La simulation du processus d'expansion à froid par mandrin (figure 3.2) montre l'évolution du champ de contrainte durant les étapes de chargement et déchargement. Pendant la phase de chargement, le niveau de la contrainte résiduelle en compression est atteint en quelques étapes, le mandrin améliorant le rayon plastique jusqu'à une valeur maximale générée avec une interférence nominale maximale. En phase de déchargement, la libération élasto-plastique de la plaque génère la zone de rendement inverse. L'identification du profil de contrainte résiduelle précis autour d'un trou expansé à froid est essentielle en raison du niveau et de la répartition de la contrainte résiduelle sur les performances de fatigue à partie du trou. Il est à noter que la contrainte de compression résiduelle générée autour du trou à pour effet de réduire la concentration de contrainte après l'application de charges cycliques de traction sur le trou de fixation (contrainte maximale au trou) et réduit en conséquence le facteur d'intensité de contrainte pour les fissures à partir du bord du trou (Houghton, 2010). L'effet de frottement de contact entre la surface libre du trou et le mandrin conique est pris en compte avec un coefficient $\mu=0.2$.

Le champ de contrainte résiduelle avec un degré d'expansion à froid DCE=4,6% est représenté par la figure 3.10 respectivement pour la face d'entrée, la face de sortie et à mi-épaisseur. Le chemin de ces profils de contraintes résiduelles s'étend du bord du trou au bord libre de la plaque, le long de l'axe X (voir la figure 1). Les courbes de la figure 3.10 montrent que les contraintes résiduelles de compression situées à environ 2,8 mm du bord du trou pour à la face d'entrée, mais dans la position à mi-épaisseur est à environ 2,4 mm. Pour la face de sortie, la zone des contraintes résiduelles de compression est de 3,8 mm environ. On remarque également que les contraintes maximales résiduelles en compression sur la face d'entrée sont d'environ -100 MPa.

Ces contraintes augmentent dans les positions à mi-épaisseur et à la face de sortie et sont respectivement de -390 MPa et -410 MPa, ce qui est supérieur en valeur absolue à la limite d'élasticité de 363 MPa ([Houghton, 2010](#)). Après une longueur de 4 mm, les contraintes résiduelles sont de tension. Les contraintes résiduelles de compression en face d'entrée sont beaucoup plus faibles que celui de la face de sortie et à mi-épaisseur, résultat confirmé par plusieurs travaux ([Liu et al. 2008](#), [Semari et al., 2013](#) ; [Shahriary et Chakherlou et al. 2018](#)).

Figure 3.11 montre l'effet de l'expansion à froid sur la distribution des contraintes équivalentes de Von Mises. La figure montre aussi la différence significative des contraintes équivalentes à la face de sortie par rapport à la face d'entrée. Le champ de contraintes équivalentes à la face de sortie augmente fortement.

Les contraintes résiduelles déterminées numériquement montre que ces contraintes ne sont pas uniformes à travers l'épaisseur du trou expansé (Figure 3.12). Des contraintes résiduelles significatives de compression sont produites entre le trou et le mandrin conique. L'évolution des contraintes circonférentielles à travers l'épaisseur est décrite par une équation polynomiale (équation 3.1)

$$\sigma_{\theta\theta} = 15.55 \times e^2 - 148.45 \times e - 99.1 \quad (3.1)$$

où "e" présente la variation de l'épaisseur de la face d'entré à la face de sortie.

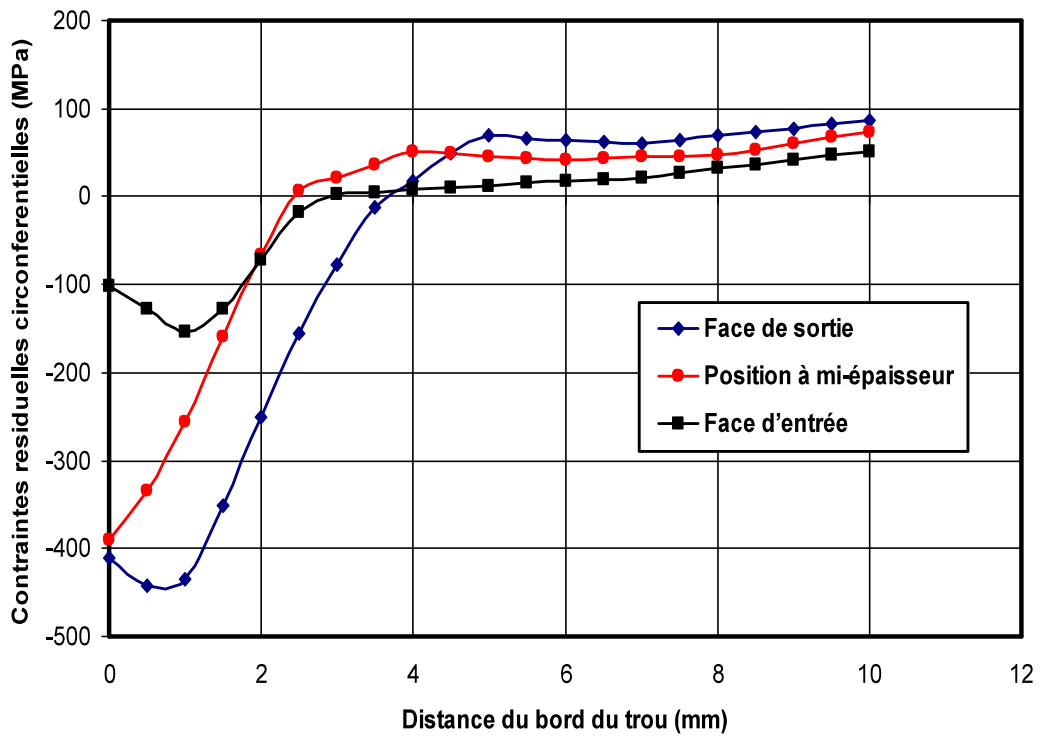


Figure 3.10. Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles pour DCE=4.6%

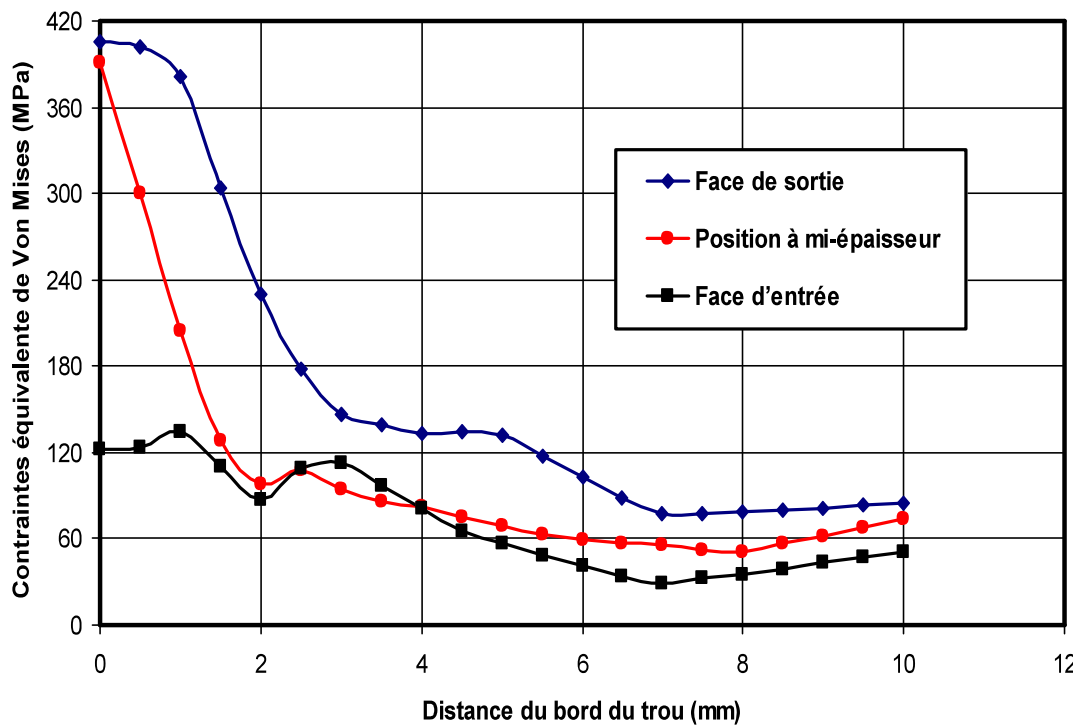


Figure 3.11. Distribution des contraintes de Von Mises pour DCE=4.6%

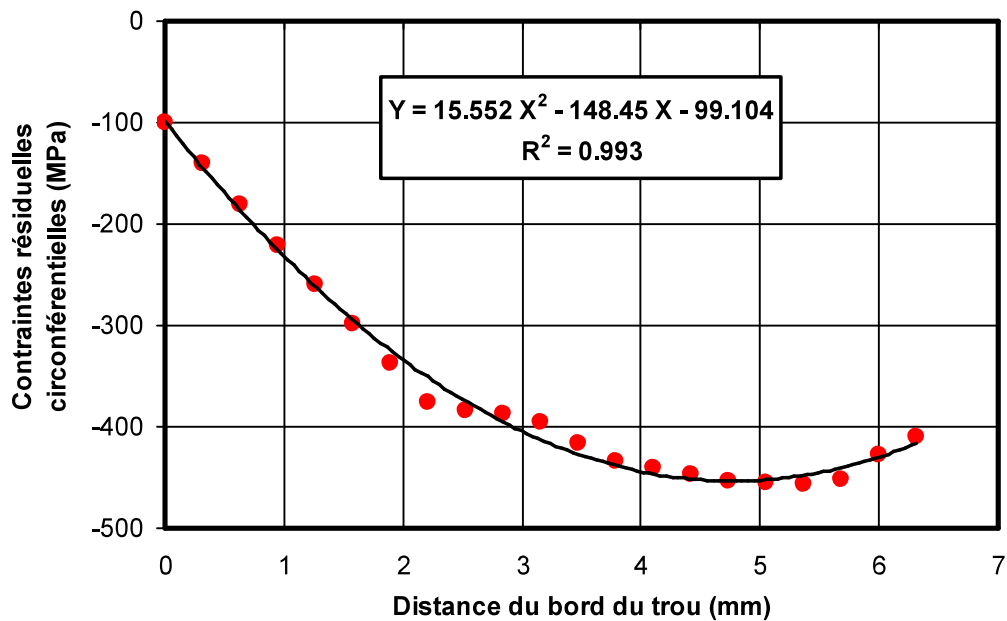


Figure 3.12. Evolution des contraintes résiduelles circonférentielles à travers l'épaisseur de la plaque

IV.2. Effet du degré d'expansion "DCE%" sur la distribution des contraintes circonférentielles

Dans cette partie on présente l'effet du degré d'expansion "DCE%" sur la distribution des contraintes résiduelles circonférentielles menée par simulation numérique 3D pour un maillage plus raffiné. Les degrés d'expansions sont respectivement 3, 4.6, 5.6 et 6.6.

La figure 3.13 montre la distribution 3D des contraintes résiduelles circonférentielles pour un degré d'expansion de 6.6 et e même la différence du niveau des contraintes résiduelles de compression au bord du trou de la face d'entrée à la face de sortie.

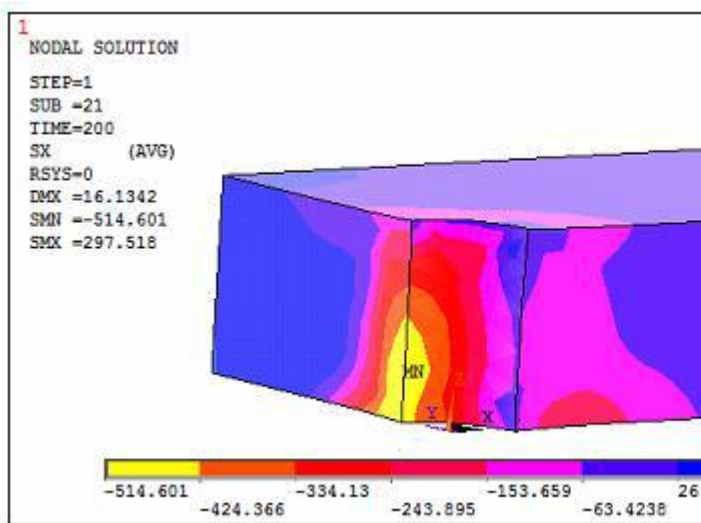


Figure 3.13. Distribution 3D des contraintes résiduelles c
d'expansion de 6.6.

Les évolutions de la distribution des contraintes rés

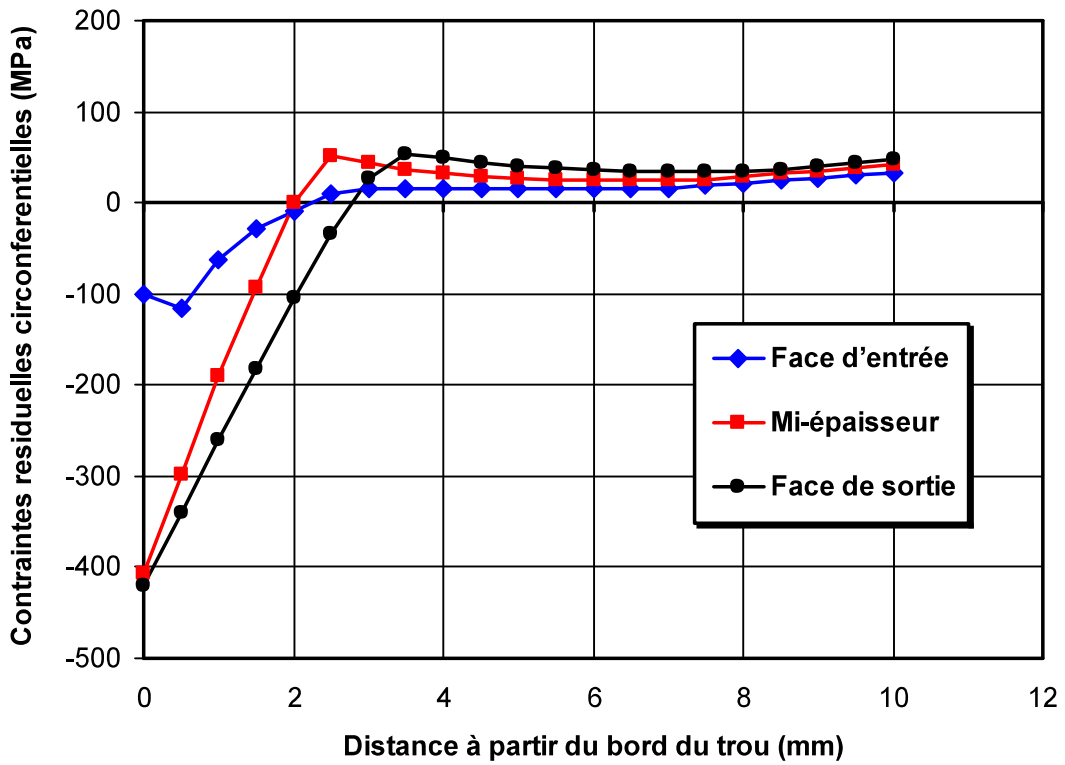


Figure 3.14. Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles σ_{xx} pour un degré d'expansion de 3.0 %

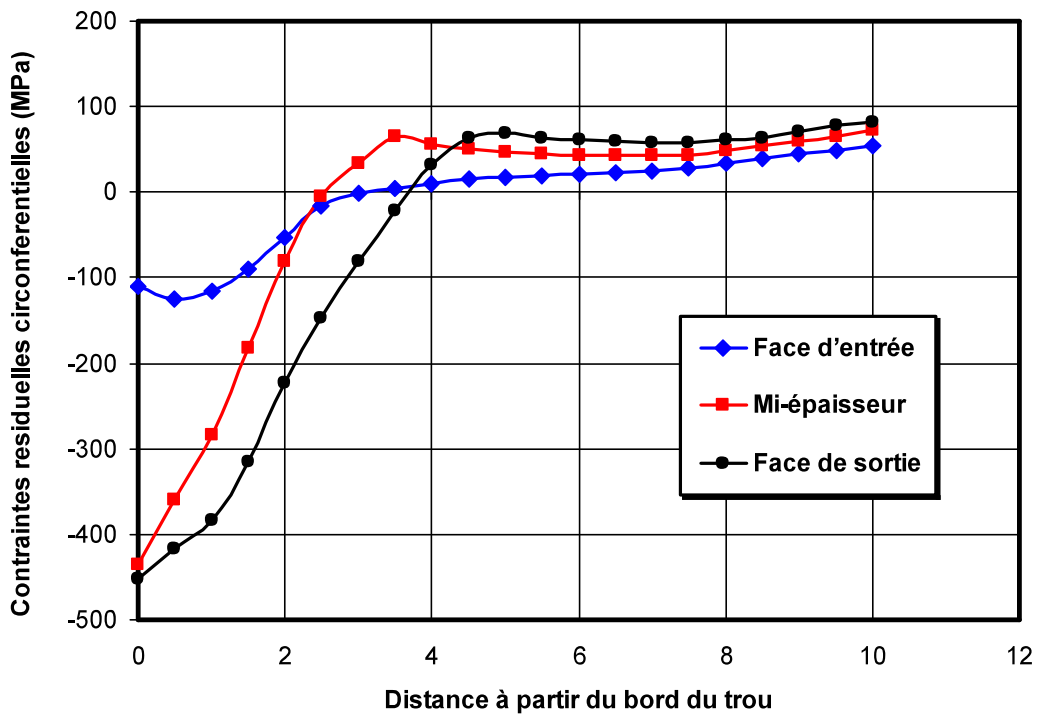


Figure 3.15. Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles σ_{xx} pour un degré d'expansion de 4.6 %

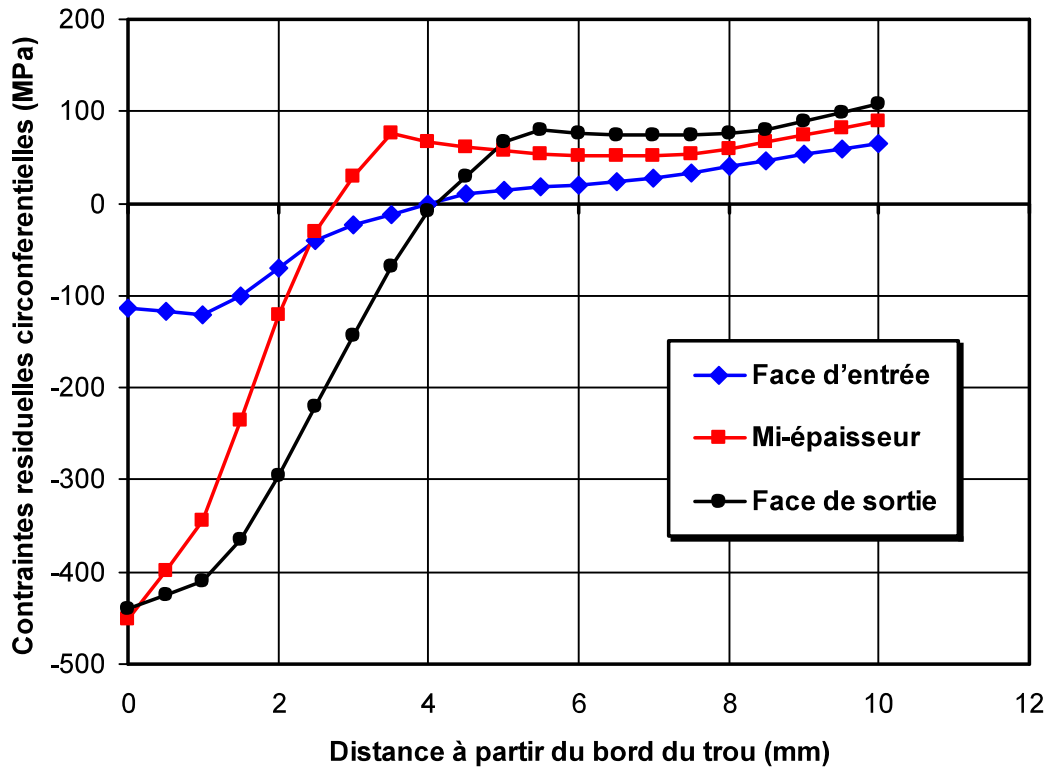


Figure 3.16. Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles $\sigma_{\theta\theta}$ pour un degré d'expansion de 5.6 %

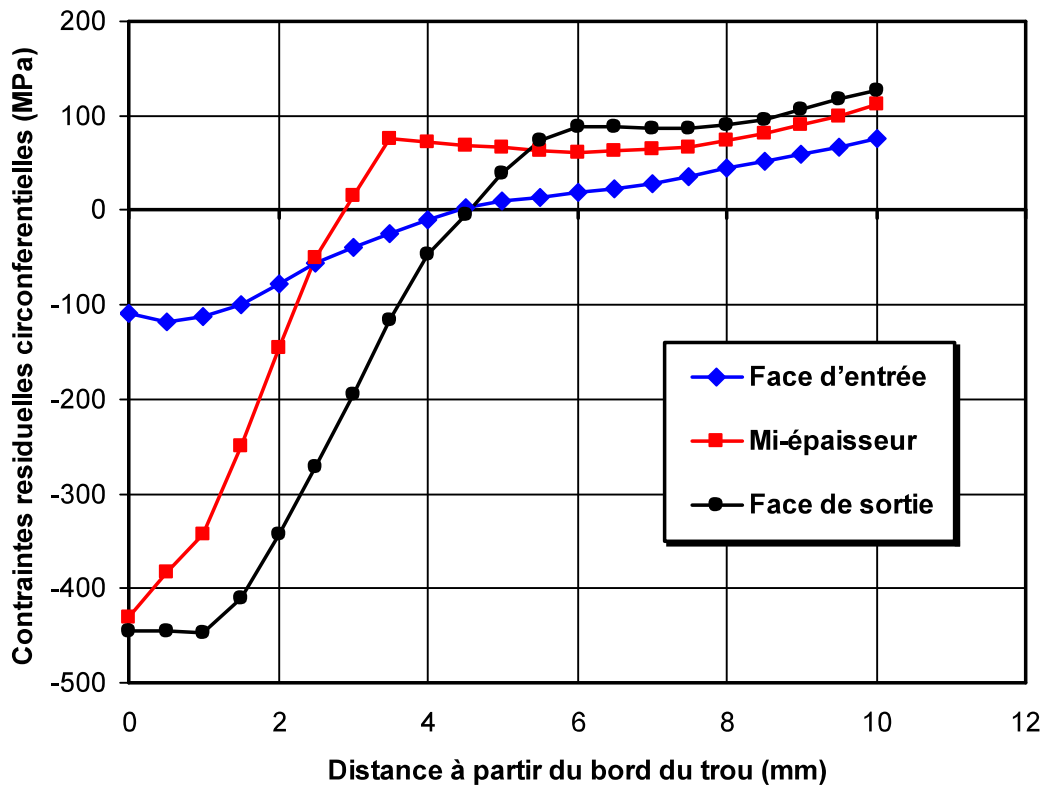


Figure 3.17. Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles $\sigma_{\theta\theta}$ pour un degré d'expansion de 6.6 %

L'effet du degré d'expansion sur la distribution des contraintes résiduelles est montré avec plus de détails à chaque position (face entrée, mi-épaisseur et face sortie) respectivement par les figures 3.18, 3.19 et 3.20. Ces figures (3.18 à 3.20) nous permettent de déterminer conjointement les contraintes maximales de compression " σ_{xxMax} " sur le bord du trou et la taille de la zone des contraintes résiduelles de compression "ZCRC" (voir figure 3.20).

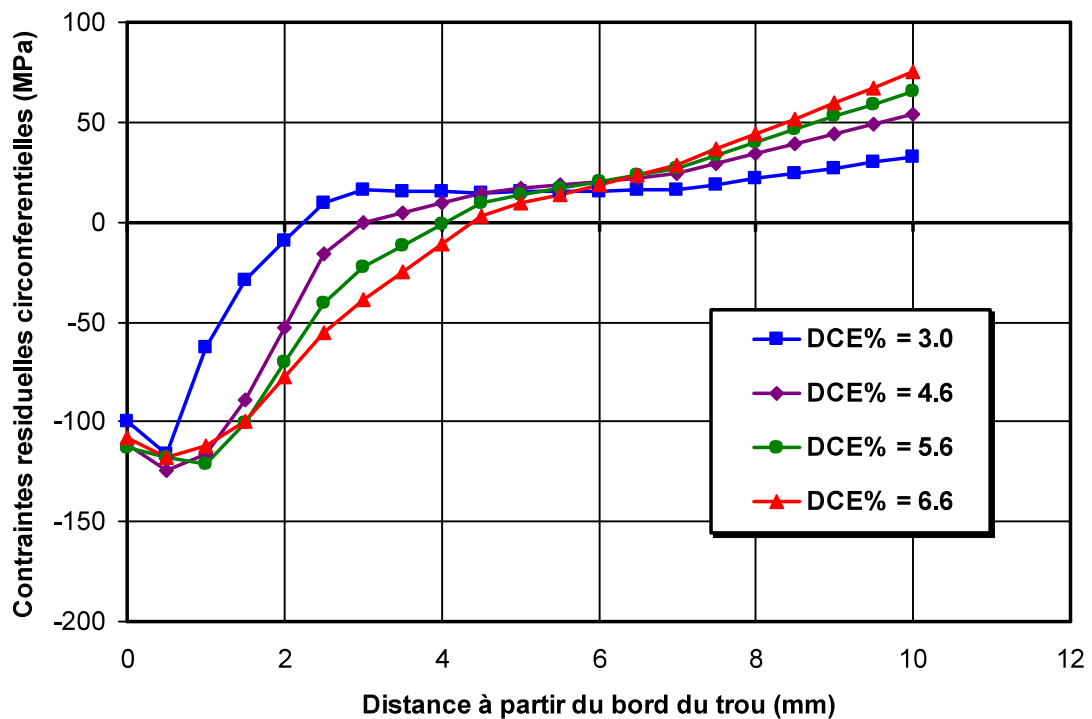


Figure 3.18. Effet du degré d'expansion sur la distribution des contraintes résiduelles circumférentielles σ_{xx} à la face d'entrée

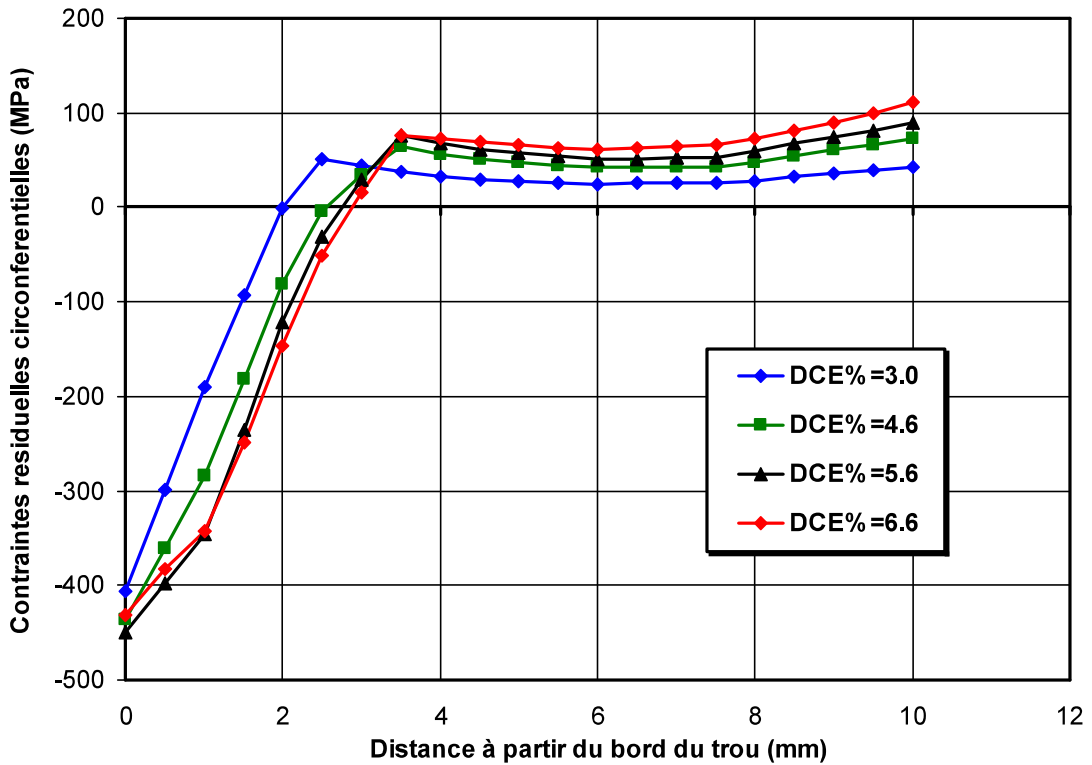


Figure 3.19. Effet du degré d'expansion sur la distribution des contraintes résiduelles circonferentielles $\sigma_{\theta\theta}$ à mi-épaisseur

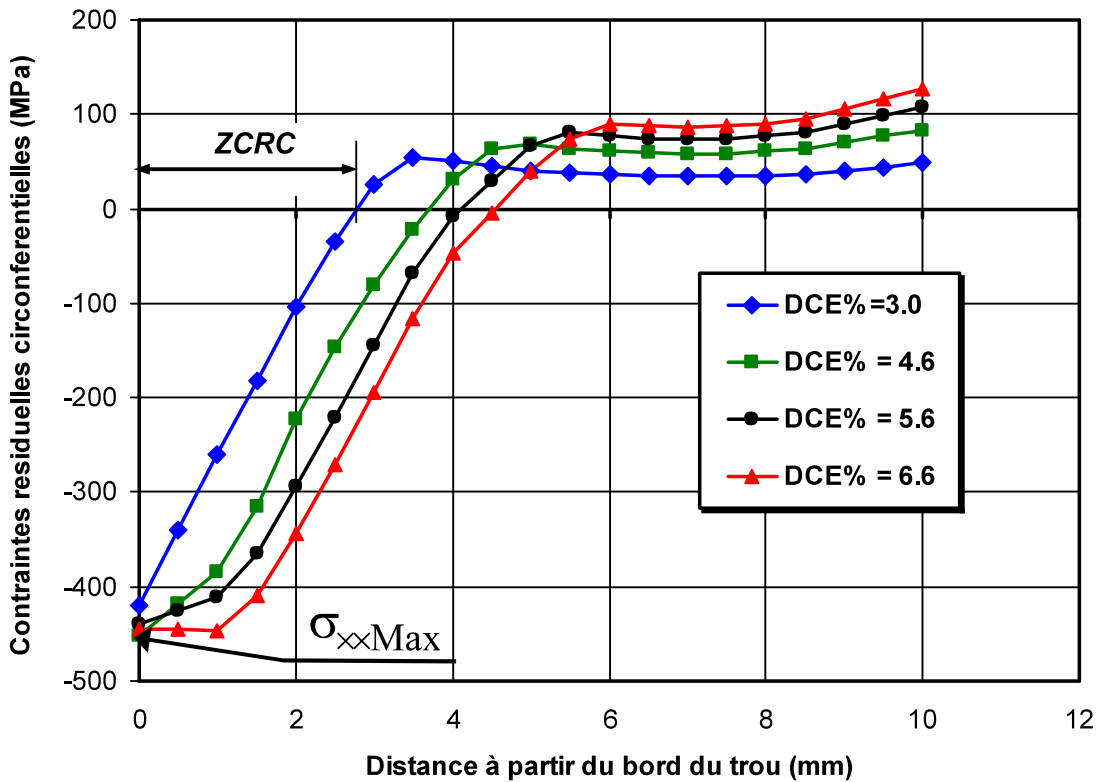


Figure 3.20. Effet du degré d'expansion sur la distribution des contraintes résiduelles circonferentielles $\sigma_{\theta\theta}$ à la face de sortie

IV.3. Effet du degré d'expansion "DCE%" sur la contrainte résiduelles de compression maximale et la taille de la zone des contraintes résiduelles de compression

La figure 3.21 montre l'effet de l'augmentation du degré d'expansion sur la variation de la contrainte résiduelle de compression maximale en face d'entrée, à mi-épaisseur et à la face sortie. L'analyse des courbes de la figure 3.21, d'un coté, elle montre que la contrainte résiduelle maximale de compression à la face d'entrée augmente avec l'augmentation du degré d'expansion et à tendance à diminuer à partir du degré d'expansion de 5.6. Cela donne une idée sur l'intervalle de position du degré d'expansion optimale. De l'autre coté, les contraintes maximales à mi-épaisseur varient légèrement avec l'augmentation du degré d'expansion, cela s'explique par la valeur atteinte qui se rapproche généralement de la contrainte d'écoulement du matériau.

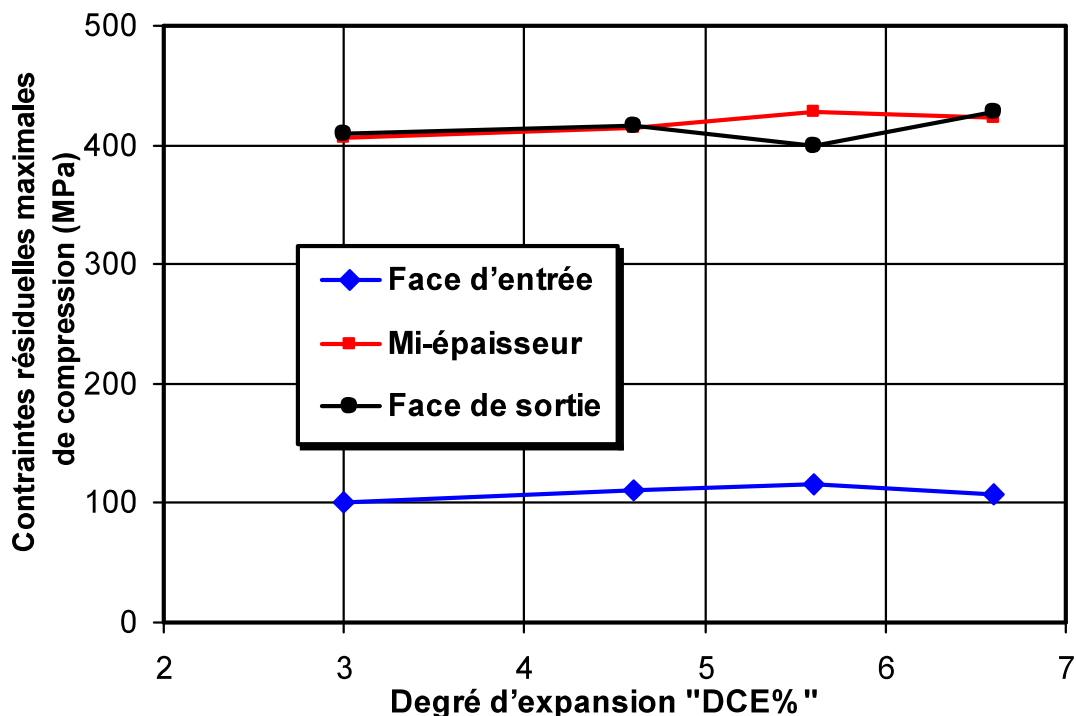


Figure 3.21. Effet du degré d'expansion sur la contrainte résiduelle maximale de compression

L'influence du degré d'expansion sur la variation de la taille de la zone de contraintes résiduelles de compression "ZCRC" pour la face d'entrée, la face de sortie et à mi-épaisseur est montrée par la figure 3.22. Aux différentes positions (face d'entrée, mi-épaisseur, face de sortie), la taille de la zone "ZCRC" augmente avec l'augmentation du degré d'expansion tendances confirmés par d'autres travaux (Kim et al., 2004 ; Semari et al., 2013 ; Arifin et al., 2017). A mi-épaisseur la zone "ZCRC" est moins importante que la zone ZCRC à l'entrée et la sortie (Shahriary et Chakherlou et al. 2018). L'écart par rapport aux faces d'entrée et sortie augmente avec l'augmentation du degré d'expansion. Une légère différence de la zone "ZCRC" est constatée entre la face d'entrée et la face de sortie à partir du degré d'expansion DCE%=5.6.

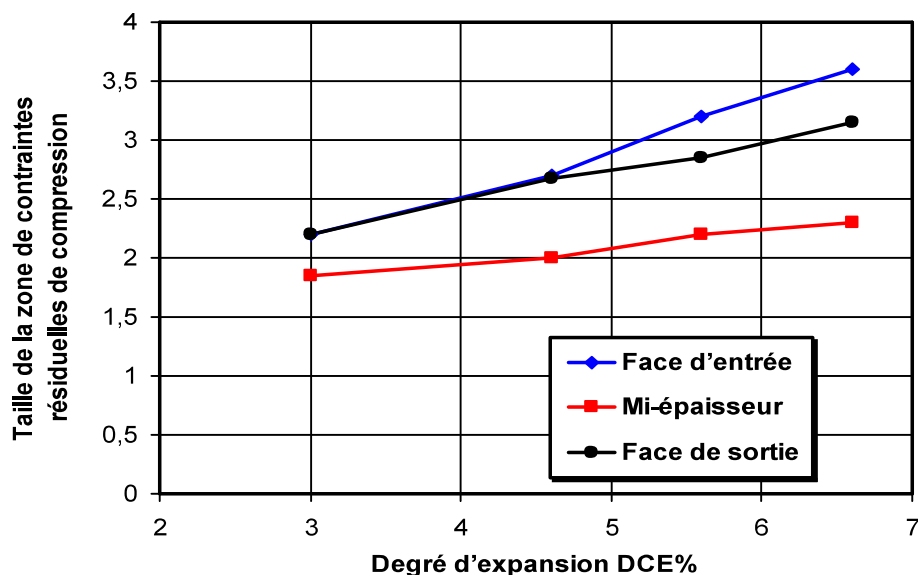


Figure 3.22. Effet du degré d'expansion sur la ZCRC

V. RESUME

Le présent chapitre a fait une modélisation numérique du processus d'expansion à froid en appliquant un modèle 3D. Le modèle de déformation plastique est de type d'érouissage isotrope. Le champ de contraintes résiduelles a été déterminé pour différents degrés d'expansions. Les résultats montrent que les contraintes résiduelles sont de compression autour du trou et sur une certaine profondeur nommée zone de contraintes résiduelles de compression ZCRC. De plus les contraintes à mi-épaisseur et à la face de sortie sont importantes par rapport aux contraintes au niveau de la face d'entrée du trou expansé.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUE

- ANSYS APDL, 2016 : https://www.sharcnet.ca/Software/Ansys/17.0/en-us/help/ans_thry/ansys.theory.html, date d'accès : Avril 2016.
- Chakherlou, T.N. Vogwell, J. (2003). "The effect of cold expansion on improving the fatigue life of fastener holes". *Engineering Failure Analysis* 10, pp 13-24.
- El Habiri, M., Benachour, M., Benachour, N. (2018). "Effect of cold expansion on improving of fatigue initiation life in Aluminium alloy". *Frattura ed Integrità Strutturale*, 46, pp. 34-44. DOI: 10.3221/IGF-ESIS.46.04.
- Houghton, S.J. (2010). Finite analysis of the cold expansion of aircraft fastner holes, DTA Report 295.
- Liu, J., Shao, X.J., Liu, Y.S. Yue, Z.F.. (2008). "Effect of cold expansion on fatigue performance of open holes". *Materials Science and Engineering A*, 477, pp. 271-276.
- Seifi, R. (2018). "Total fatigue lives, crack growth paths and cycles in cold expanded adjacent holes". *International Journal of Fatigue* 113, pp. 69–77.
- Semari, Z., Aid, A., Benhamena, A., Amrouche, A, Benguediab, M., Sadok, A., Benseddiq, N. (2013). "Effect of residual stresses induced by cold expansion on the crack growth in 6082 Al-alloy". *Engineering Fracture Mechanics*, 99, pp. 159-168.
- Shahriary, P., Chakherlou, T.N. (2018). "Investigating the effect of cold expansion on frictional force evolution during fretting fatigue tests of AL2024-T3 plates". *International Journal of Mechanical Sciences*, 135, pp. 146-157.
- Su, M. (2005). "Etude de l'influence et de l'optimisation du degré d'expansion à froid dans les mécanismes de réamorçage d'une fissure: étude numérique et expérimentale". Thèse de doctorat, Université de Lille, France.
- Su, M., Amrouche, A., Mesmacque, G., Benseddiq, N. (2008). "Numerical study of double cold expansion of the hole at crack tip and the influence on the residual stresses field". *Computational Materials Sciences*, 41, pp. 350-355.

CHAPITRE IV :

*EFFET DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES
SUR L'AMORÇAGE ET LA PROPAGATION
DES FISSURES DE FATIGUE*

I. INTRODUCTION

Le présent chapitre est consacré à la prédiction de la durée de vie à l'amorçage et à la propagation des fissures de fatigue au niveau des trous expansés et non expansés. La prédiction des durées de vie est faite sous l'environnement du code *AFGROW* (2008). La prédiction de la durée de vie à l'amorçage est basée sur la méthode déformation/durée de vie "Strain-Life Method" incluant l'approche de Neuber, les déformations équivalentes de Smith-Watson-Topper « SWT » (équation 4.1) (Smith et al., 1970) et le facteur de concentration de contrainte en fatigue K_f (Peterson, 1974).

$$\left[\frac{\Delta \varepsilon}{2} \right]_{\text{eq}} = \sqrt{\left(\frac{\sigma_{\text{max}}}{E} \right) \left(\frac{\Delta \varepsilon}{2} \right)} \quad (4.1)$$

La durée de vie à la propagation est prédite en appliquant l'équation de Nasgro (Chapitre 1) développée par Forman et Mettu (Forman et Mettu, 1992). L'effet des contraintes résiduelles dues au processus d'expansion.

II. MODELE GEOMETRIQUE ET PARAMETRES DE FISSURATION PAR FATIGUE

Le modèle géométrique utilisé pour prédire l'amorçage et la propagation des fissures de fatigue est donné par la figure 4.1. Le modèle géométrique présente deux fissures d'amorçage semi-circulaire de 0.5 mm au bord du trou à partir de la face d'entrée d'expansion des trous.

Les paramètres du modèle d'amorçage pour l'alliage d'aluminium 2024 T351 "Strain-Life Method" décrit au chapitre 1 sont présentés au tableau 4.1. Les paramètres de l'équation de propagation de Nasgro sont donnés par le tableau 4.2

CHAPITRE IV : Effet des contraintes résiduelles sur l'amorçage
et la propagation des fissures de fatigue

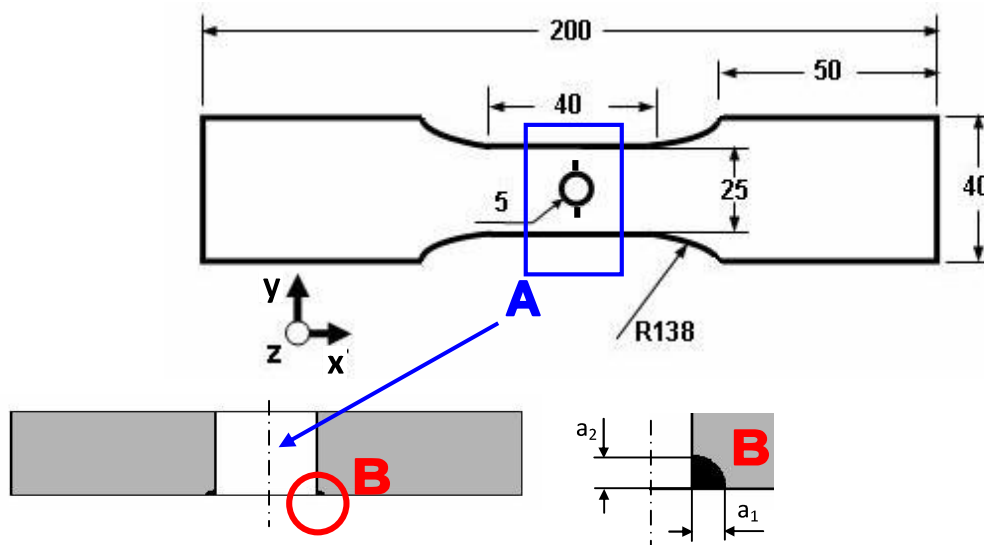


Figure 4.1. Modèle géométrique pour la prédiction du comportement en fatigue

Tableau 4.1. Propriétés cycliques de l'alliage d'aluminium 2024 T351

σ'_f	ε'_f	b	c	K_f	K'	n'
1013.53	0.21	-0.21	-0.52	0.5×10^{-4}	786	0.09

Tableau 4.2. Paramètres de l'équation Nasgro pour l'alliage d'aluminium 2024 T351

C	m	p	q	K_{IC}	K_C	ΔK_{th} à R=0
1.7073^e-010	3.353	0.5	1.0	37.36	74.72	2.857

III. EFFET DE L'EXPANSION A FROID SUR LA DUREE DE VIE A L'AMORÇAGE

L'effet de l'expansion à froid sur la durée de vie à l'amorçage est montré par la figure 4.2. Le degré d'expansion considéré est de 4.6% produisant un champ de contraintes résiduelles donné par la figure 3.4. Le chargement cyclique appliqué est un chargement à amplitude constante avec variation de rapport de charge R (0.1 ; 0.2 ; 0.33 et 0.54). La contrainte maximale appliquée est de. La durée de vie à l'amorçage pour les différents rapports de $\sigma_{a-max} = 240$ MPa charge est prédit pour une longueur d'amorçage de 0.5 mm. Il est à noter que d'autres chercheurs ont estimé des longueurs d'amorçage équivalentes à une durée de vie d'amorçage de 10^5 cycles ([Todoroki et Kobayashi 1991](#) ; [Su, 2005](#) ; [Nigrelli et Pasta, 2008](#), [Semari, et al., 2013](#)).

A partir de la figure 4.2 on remarque que le processus d'expansion à froid améliore la durée de vie à l'amorçage. Cette amélioration est due à la présence des contraintes résiduelles de compression sur les bords du trou (voir figure 3.4). Comme première approche on considéré qu'un champ de contraintes résiduelles moyenne. Ce champ de contraintes résiduelles tend à augmenter la durée de vie à l'amorçage comparativement à au trou non expansé. En effet, l'augmentation du diamètre du trou réduit le facteur de concentration des contraintes K_t ([Peterson, 1974](#)). Le facteur de concentration de contrainte pour des trous non expansé est de l'ordre de 3 et diminue à 1.75 en présence des contraintes résiduelles de compression où K_t est défini par :

$$K_t = \frac{\sigma_{max} + \sigma_r}{\sigma_{nom}} \quad (4.2)$$

Le rapport de la durée de vie à l'amorçage (équation 4.3) entre un trou expansé et un trou non expansé dépend du rapport de charge. Ce rapport augment « avec l'augmentation du rapport charge et varie de 3.22 à 3.85. L'augmentation du rapport de charge augmente aussi la durée de vie à l'amorçage ([Ranganathan et al., 2011](#)) et cela est attribué à la réduction de l'amplitude de chargement avec σ_{max} constante.

La durée de vie d'amorçage en fonction du rapport de charge présente une évolution exponentielle et est donnée par les équations 4.4 et 4.5 respectivement dans le cas d'un trou expansé et un trou non expansé.

$$R_i = \frac{N_{i-CR}}{N_{i-SCR}} \quad (4.3)$$

$$N_{i-CR} = 3.07 \times 10^4 \cdot \text{Exp}(5.75 \times R) \quad (4.4)$$

$$N_{i-SCR} = 1.01 \times 10^4 \cdot \text{Exp}(5.38 \times R) \quad (4.5)$$

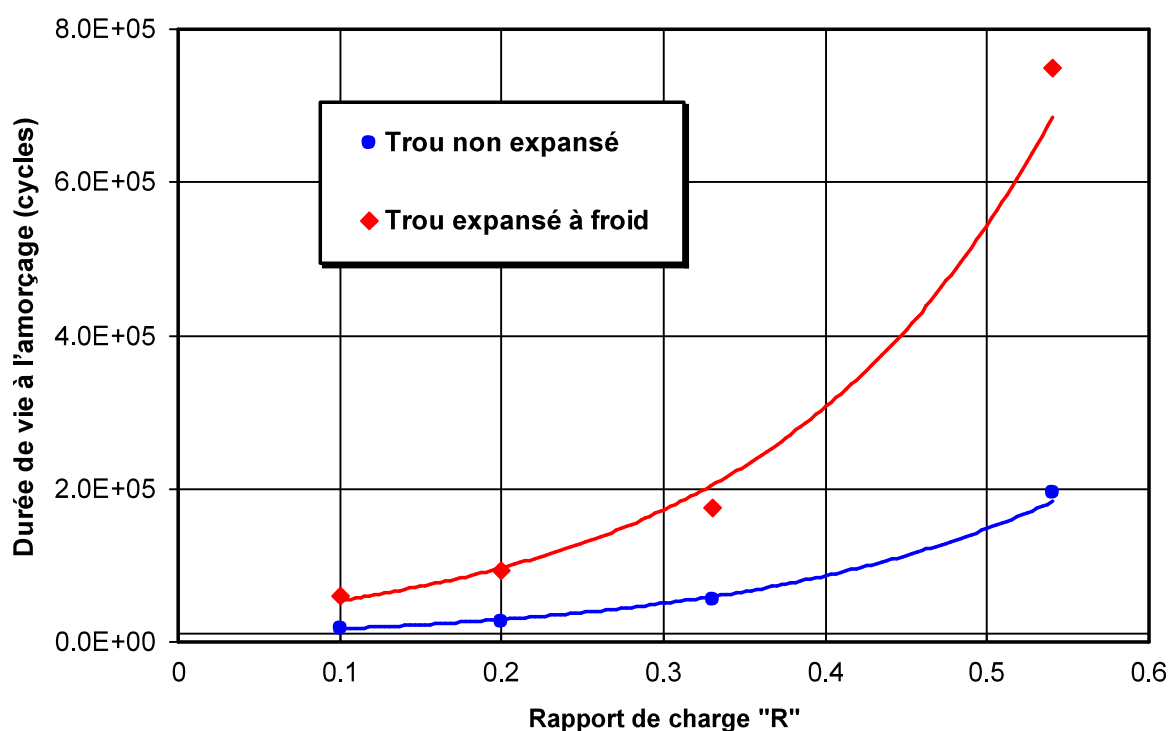


Figure 4.2. Evolution de la durée de vie d'amorçage en fonction du rapport de charge

IV. EFFET DU RAPPORT DE CHARGE SUR LA DUREE DE VIE A L'AMORÇAGE

Il a été montré en chapitre 2 à travers l'état de l'art que le degré d'expansion présente un paramètre important sur la durée de vie à l'amorçage vu que l'augmentation du degré d'expansion augmente le niveau des contraintes résiduelles de compression autour du trou et la zone plastique de compression. Dans cette partie on étudie l'effet du degré d'expansion et en conséquence le champ de contraintes généré (voir chapitre 3) sur la durée de vie à l'amorçage.

La fissure générée, est une fissure semi-circulaire sur la face d'entrée du cône d'expansion de dimension 0.5 mm (voir détail figure 4.1) et est considéré comme fissure d'amorçage. Le chargement cyclique maximal appliqué est $\sigma_{a,max} = 280$ MPa .

La figure 4.3 présente l'évolution de la durée de vie à l'amorçage en fonction du degré d'expansion sous l'effet du rapport de charge. On remarque en premier lieu que la durée de vie augmente avec l'augmentation du rapport de charge, cela est attribué à la diminution de l'amplitude de chargement cyclique $\Delta\sigma_a$ qui passe de 252 MPa pour $R=0.1$ à 187,6 pour $R=0.33$. Par exemple pour un degré d'expansion fixé par exemple (DCE=4.6%), la durée de vie à l'amorçage N_i pour $R=0.1$ est de 3.25×10^6 cycles par contre pour $R=0.33$, la durée de vie à l'amorçage a augmenté à 1.87×10^7 cycles. Le taux d'augmentation est de 5.75 fois. L'écart en durée de vie augmente avec l'augmentation du degré d'expansion. La durée de vie à l'amorçage est maximale pour le degré d'expansion DCE = 5.6 % et diminue pour DCE = 6.6 %. Cette diminution est significative pour $R=0.33$ et est de l'ordre de 6.49×10^6 cycles. Les diminutions du nombre de cycles pour $R=0.1$ et $R=0.2$ sont respectivement 6.42×10^4 cycles et 1.43×10^4 cycles. Cette diminution est liée au niveau des contraintes résiduelles générées par l'expansion à froid pour DCE = 5.6 % et DCE = 6.6 %. On peut considéré que degré d'expansion DCE=5.6 % est un degré optimal.

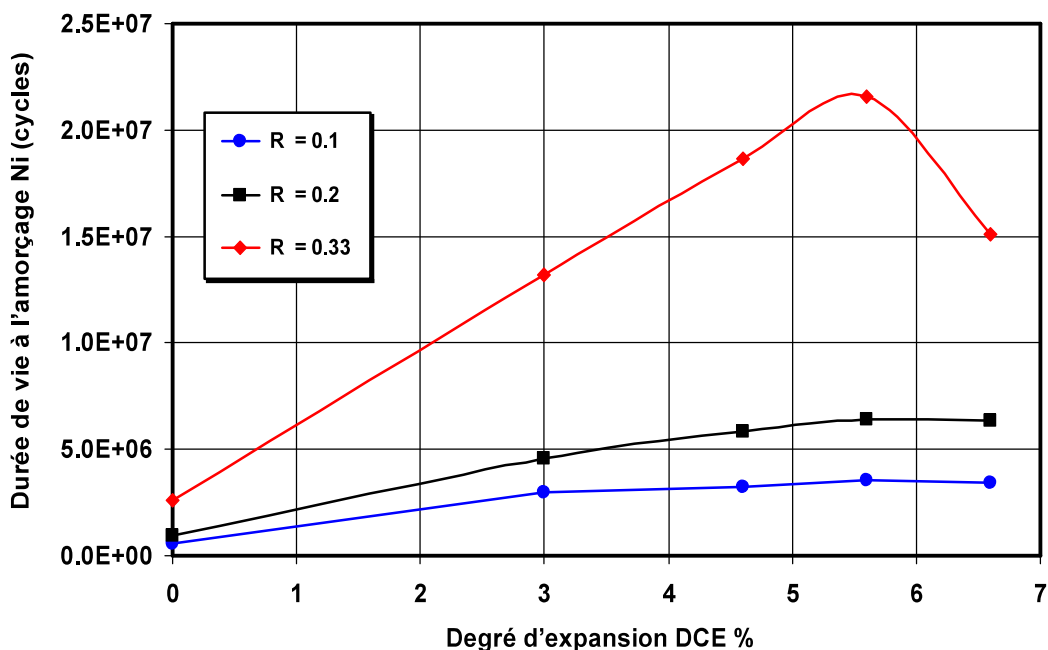


Figure 4.3. Effet du rapport de charge sur la durée de vie à l'amorçage

V. EFFET DU DEGRE D'EXPANSION SUR LA DUREE DE VIE A L'AMORÇAGE

Comme montré au chapitre 3, la distribution des contraintes résiduelles est affectée par le niveau du degré d'expansion. Cette partie montre l'effet des contraintes résiduelles générées pour différents degrés d'expansion. La figure 4.4 met en évidence l'effet du niveau du degré d'expansion sur la durée de vie à l'amorçage en fonction du rapport de charge. La figure 4.4 montre en premier lieu l'effet bénéfique de l'expansion sur la durée de vie à l'amorçage. Cet effet bénéfique se traduit par une amélioration significative en durée de vie à l'amorçage des trous expansés par rapport aux trous non expansés ([Amrouche, 2003](#) ; [Seifi, 2018](#)). La durée de vie à l'amorçage augmente avec l'augmentation du degré d'expansion en fonction du rapport de charge et l'écart devient important au-delà de $R=0.2$ jusqu'à un degré d'expansion $DCE=5.6$. On constate aussi pour $DCE=6.6\%$ une diminution de la durée de vie à l'amorçage. Les gains en durée de vie à l'amorçage des trous expansés ($DCE=3.0$; 4.6% ; 5.6% et 6.6%) par rapport au trou non expansé pour $R=0.33$ sont respectivement de 5.08, 7.19, 8.3 et 5.8.

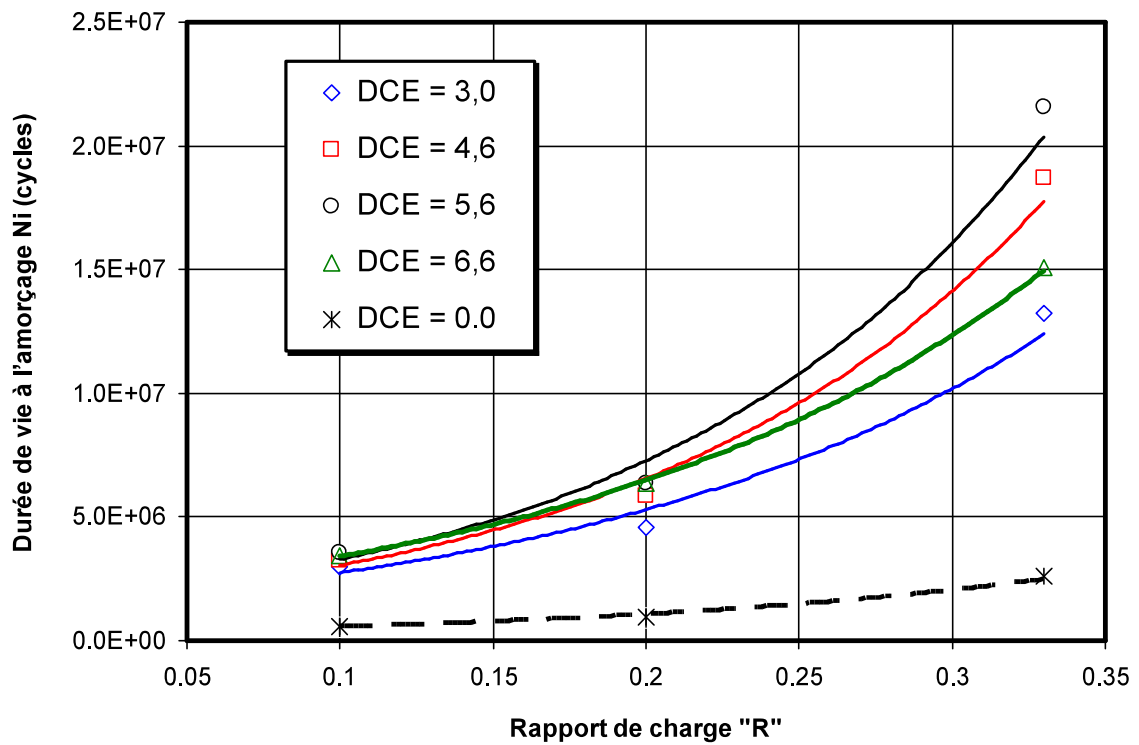


Figure 4.3. Effet du degré d'expansion sur la durée de vie à l'amorçage

Les évolutions des durées de vie d'amorçage est exprimée par des fonctions exponentielles en fonction du rapport de charge pour les différents degrés d'expansion et sont donnés par les équations suivantes :

$$N_{i-SCR} = 2.876 \times 10^5 \text{Exp}(6.512 \times R) \quad (4.6)$$

$$N_{i-CR-3\%} = 1.0 \times 10^6 \text{Exp}(6.538 \times R) \quad (4.7)$$

$$N_{i-CR-4.6\%} = 1.0 \times 10^6 \text{Exp}(7.672 \times R) \quad (4.8)$$

$$N_{i-CR-5.6\%} = 1.0 \times 10^6 \text{Exp}(7.934 \times R) \quad (4.9)$$

$$N_{i-CR-6.6\%} = 2.0 \times 10^6 \text{Exp}(6.434 \times R) \quad (4.10)$$

CHAPITRE IV : Effet des contraintes résiduelles sur l'amorçage et la propagation des fissures de fatigue

Le taux d'augmentation de la durée de vie à l'amorçage pour trous expansés à différents degrés d'expansions par rapport à la durée de vie du trou non expansé par est donné par le tableau 4.3. Le meilleur taux d'amélioration de la durée de vie est obtenu pour un degré d'expansion DCE = 5.6%. De plus l'augmentation du degré d'expansion fait augmenter le taux d'amélioration en durée de vie d'amorçage et varie approximativement de 5 à 6 fois par rapport à la durée de vie du trou non expansé.

Tableau 4.3. Taux d'amélioration de la durée de vie à l'amorçage pour différents degrés d'expansion

DCE %	Durée de vie à l'amorçage N_i	Taux d'amélioration de la durée de vie à l'amorçage
0	5,91E+05	/
3.0	3,00E+06	5,07
4,6	3,25E+06	5,50
5,6	3,54E+06	5,99
6,6	3,44E+06	5,83

VI. EFFET DU DEGRE D'EXPANSION SUR LA PROPAGATION EN FATIGUE

La fissure considérée est une fissure semi-circulaire à propagation oblique. La fissure se propage suivant le sens de « a_1 » et de « a_2 » (voir figure 4.1). Le modèle de propagation considéré est l'équation de Nasgro dont les paramètres du modèle sont donnés ci-dessus par le tableau 4.2. Afin de tenir compte de l'effet des contraintes résiduelles induites par expansion, le facteur d'intensité de contrainte effective, K_{eff} , est déterminé par :

$$K_{eff} = K_{app} + K_r \quad (4.11)$$

où K_{app} est le facteur d'intensité de contraintes due au chargement appliqué et K_r est le facteur d'intensité de contrainte due aux contraintes résiduelles générées par expansion à froid.

Le facteur d'intensité de contrainte, pour la plaque soumise à des efforts de traction et la forme de la fissure considérée (voir figure) implémenté dans le code AFGROW, est déterminé par Newman et Raju ([Newman et Raju, 1981](#)) où son expression est donnée par l'équation 4.2.

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi \frac{a_2}{Q}} F_{sh} \left(\frac{a_2}{a_1}, \frac{a_2}{t}, \frac{r}{t}, \frac{r}{w}, \frac{a_1}{w}, \phi \right) \quad (4.12)$$

avec $0 \leq \phi \leq \pi/2$ et Q est un facteur de forme lié à la forme de la fissure et est exprimé par l'équation suivante pour le cas $a_1 / a_2 \leq 1$

$$Q = 1 + 1.464 \left(\frac{a_1}{a_2} \right)^{1.65} \quad (4.13)$$

La fonction F_{ch} est sous la forme suivante :

$$F_{ch} = \left[M_1 + M_2 \left(\frac{a}{t} \right)^2 + M_3 \left(\frac{a}{t} \right)^4 \right] \times g_1 \times g_2 \times f_\phi \times f_w \quad (4.14)$$

Les constantes M_1, M_2, M_3 et les fonctions g_1, g_2, f_ϕ, f_w sont données en détail par les travaux de Newman et Raju ([Raju et Newman, 1979](#) ; [Newman et Raju, 1981](#)).

AFGROW propose deux méthodes pour calculer les valeurs d'intensité de contrainte résiduelle, la méthode d'intégration de Gauss et la méthode des fonctions points ([Harter, 1999](#) ; [Harter et Litvinov, 2018](#)). La méthode d'intégration de Gauss est largement utilisé ([Zhang et Wang, 2003](#) ; [Taghizadeh et Chalherlou, 2017](#)) et est appliquée dans cette étude.

La figure 4.4 et 4.5 présentent respectivement l'évolution des facteurs d'intensités de contraintes résiduelles en fonction du degré d'expansion DCE% suivant le sens de propagation transversale a_1 et le sens de propagation à travers l'épaisseur de la plaque a_2 (voir Figure 4.1). La figure 4.4 montre que le facteur d'intensité de contraintes résiduelles K_r diminue le long du sens de propagation et atteint des valeurs maximales en fonction du degré d'expansion DCE% entre une distance de 2 et 6 mm.

La différence de K_r est liée aux contraintes générées pour les degrés d'expansion DCE variants de 3% à 6 %. Le début d'augmentation de K_r à partir de 6 mm traduit l'effet de l'augmentation des contraintes résiduelles de la zone de compression à la zone de traction. Le facteur d'intensité de contrainte K_r suivant le sens de a_2 est plus important par rapport à K_r suivant le sens de a_1 vu que les contraintes sont très importantes suivant l'épaisseur de la plaque. Suivant le sens à travers l'épaisseur de la plaque une légère différence est constatée du facteur K_r en fonction du degré d'expansion.

Sur le plan calcul et durant la propagation le facteur d'intensité de contrainte totale en chaque point de propagation ne dépend pas directement de K_r mais dépend du rapport de charge effectif défini par :

$$R_{\text{eff}} = \frac{K_{\text{app-min}} - K_r}{K_{\text{app-max}} - K_r} \quad (4.3)$$

Cela indique que le modèle de propagation en présence des contraintes

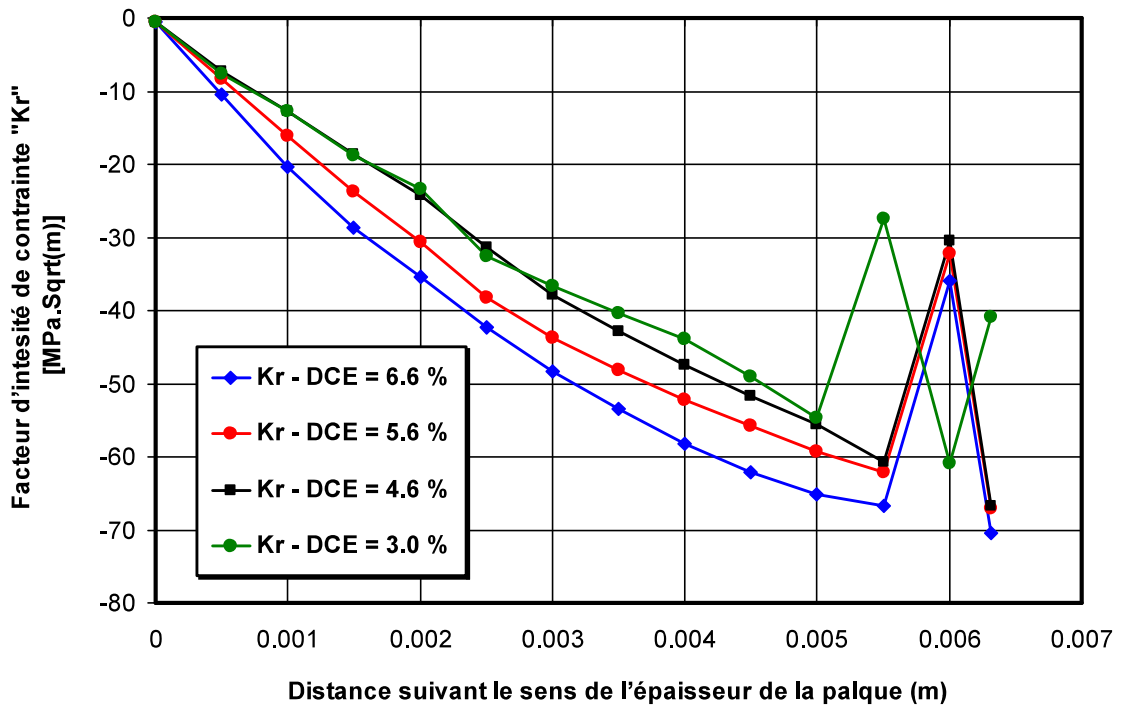


Figure 4.5. Effet du degré d'expansion sur l'évolution du facteur d'intensité de contrainte résiduelle K_r suivant l'épaisseur de la plaque (Sens a_2)

La figure 4.6 représente l'évolution de la longueur de la fissure en fonction du nombre de cycle pour un degré d'expansion DCE = 6.6% et un rapport de charge $R=0.1$. On constate que dans le sens a_1 un début de retard est marqué à partir de $a_1 = 1.5$ mm et la pente de propagation diminue jusqu'à une longueur $a_1 = 6$ mm. La longueur finale atteinte $a_{1f} = 9.93$ mm. Dans le sens de a_2 le retard est plus significatif et débute à $a_1 = 1.14$ mm. Un retard important est constaté du fait du niveau des contraintes générées suivant l'épaisseur (de la face d'entrée à la face de sortie). A partir de la longueur de fissure $a_2 = 2.31$ mm la fissure est bloquée dans le sens de l'épaisseur et continue de se propager d'une façon oblique dans le sens a_1 . Le profil final de rupture montre le chemin de propagation dans les deux sens (figure 4.7a) en présence des contraintes résiduelles totalement différent par rapport au profil de propagation à partir d'un trou non expansé (Figure 4.7b)

Le facteur d'intensité de contrainte K_r influe positivement sur la propagation des fissures de fatigue du fait du caractère compressive des contraintes résiduelles à partir du bord du trou et suivant une profondeur ZCRC. La figure 4.8 montre l'évolution de la vitesse de fissuration en fonction de la longueur de la fissure. On constate une diminution des vitesses de fissuration importantes en présence des contraintes (pour différents degrés d'expansion) par rapport à la vitesse de fissuration pour un trou non expansé. En début de fissuration la vitesse pour un trou non expansé est de l'ordre de 7×10^{-7} m/cycle par contre pour un trou expansé la vitesse est de l'ordre de 1.4×10^{-7} m/cycle ce qui représente un taux de diminution en vitesse de 4.66 fois.

De plus on constate dans le sens a_1 une légère diminution des vitesses entre un DEC=3.0% et DCE=4.6%. Par contre pour les degrés d'expansion 5.6 et 6.6% le taux de diminution est devenu important à une distance de 3 mm où la vitesse atteinte est de 3.35×10^{-9} m/cycle. Pour la même longueur de fissure et DCE =5.6%, la vitesse atteinte est 6.8×10^{-8} m/cycle et représente un gain en vitesse de propagation pour DCE=6.6% de 20 fois. La longueur de propagation atteinte dans le sens a_1 pour un trou non expansé est de 3.31 mm, pour les trous expansés elle varie de 8.93 mm à 9.89 mm.

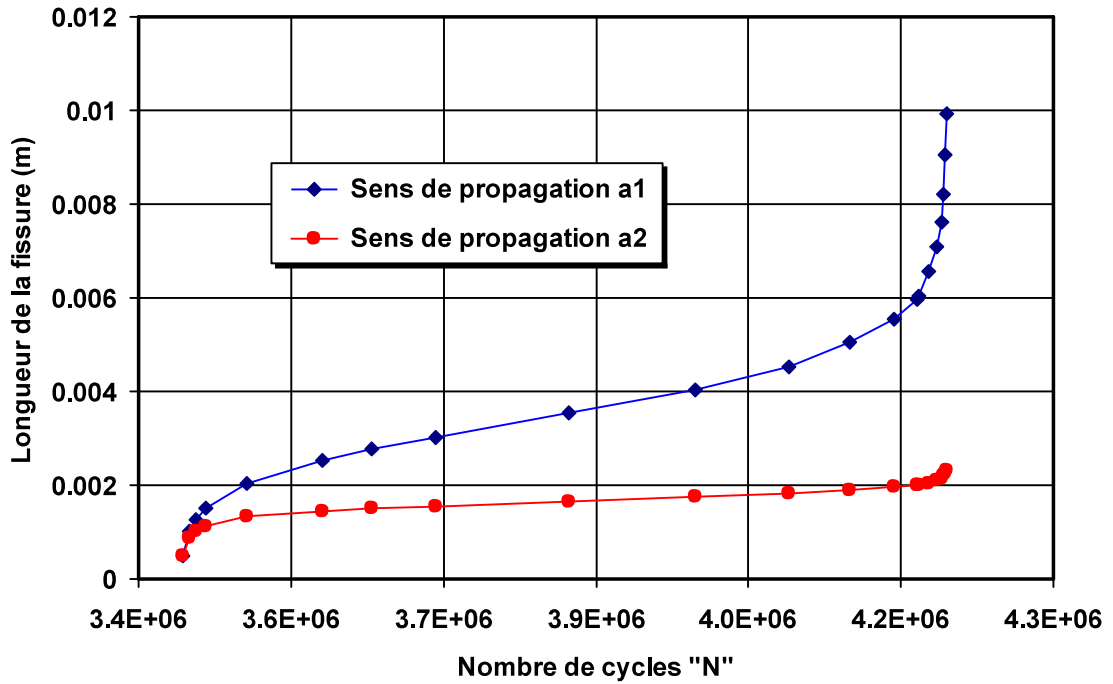


Figure 4.6. Evolution de la longueur de la fissure en fonction du nombre de cycle pour DEC=6.6% dans les sens a_1 et a_2

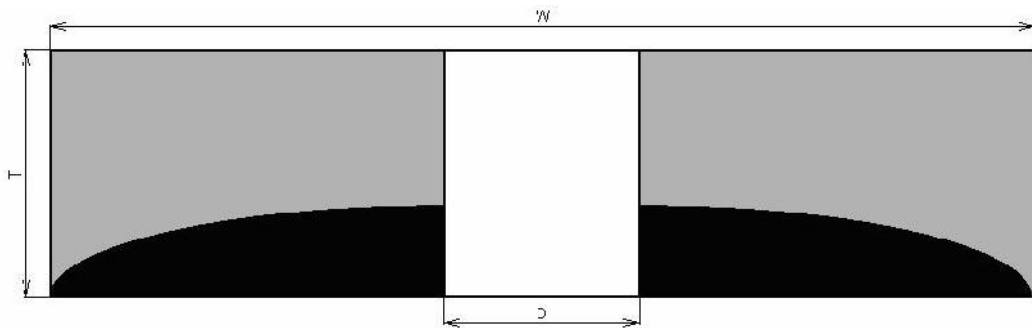


Figure 4.7a. Profil de propagation finale à partir de la face d'entrée pour un DCE=6.6%

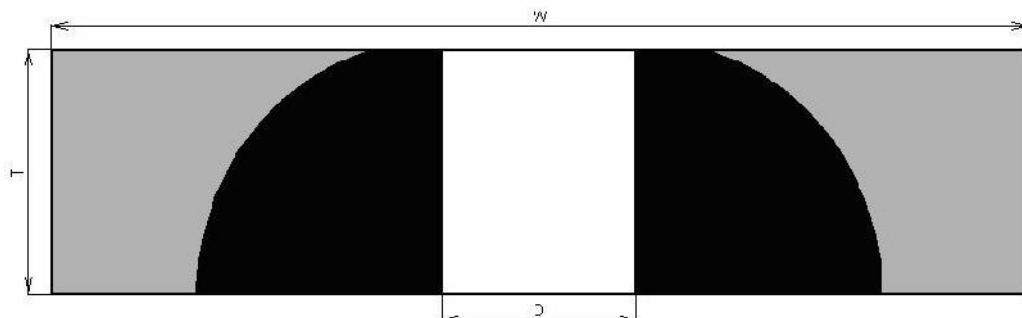


Figure 4.7b. Profil de propagation finale à partir de la face d'entrée pour un trou non expansé

L'effet de l'expansion est aussi marqué dans le sens de propagation suivant l'épaisseur de la plaque (figure 4.9). A une même longueur de fissure ($a_2 = 1.65 \text{ mm}$), la vitesse atteinte pour $DCE=6.6\%$ est de $6.18 \times 10^{-10} \text{ m/cycle}$ par contre pour un trou non expansé elle augmente à $7.2 \times 10^{-6} \text{ m/cycle}$. On peut conclure que l'augmentation du degré d'expansion permet de réduire fortement la vitesse de propagation et prolonger la durée de vie de la plaque sous un chargement cyclique à amplitude constante.

La durée de vie de propagation N_p de propagation pour un $DCE=6.6\%$ présente environ 18% de la durée de vie totale et est de l'ordre de 7.5×10^5 cycles. Par contre la durée de vie à l'amorçage en présence des contraintes résiduelles de compression est de 3.4×10^6 cycles et cela représente 82% de la durée de vie totale de la plaque. La durée de vie à l'amorçage pour un trou non expansé présente un taux de 74.7% et 25.3% pour le taux de propagation par rapport à la durée de vie totale.

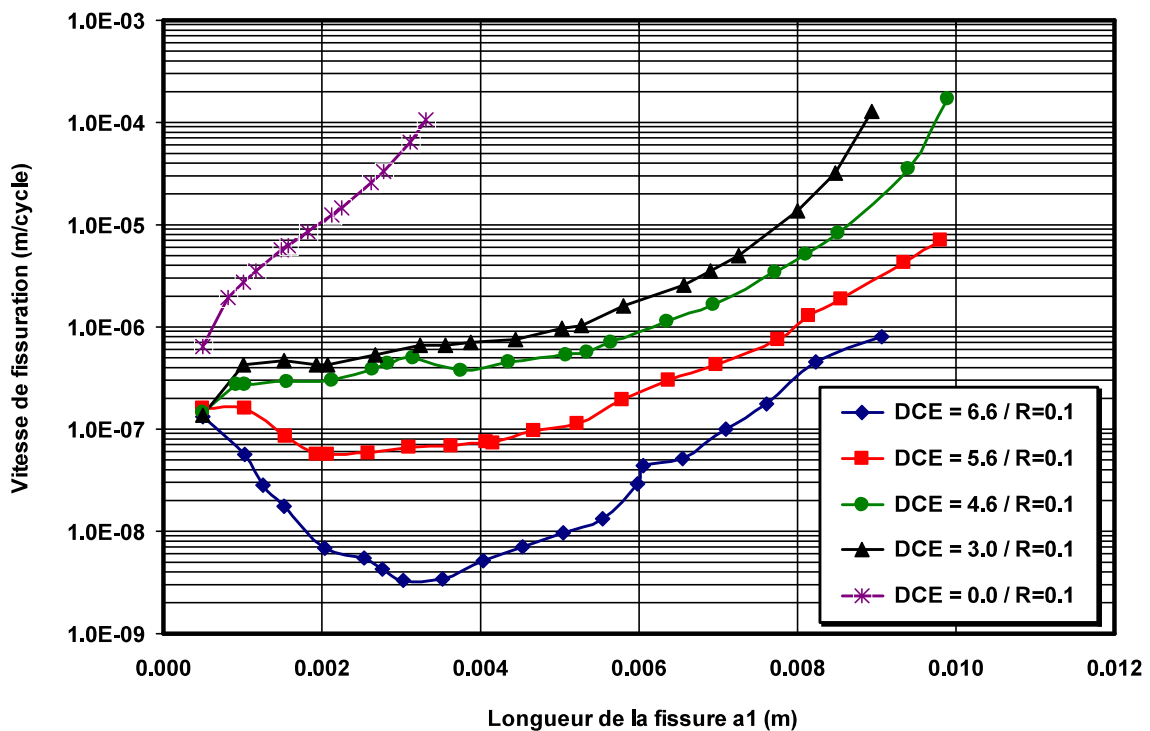


Figure 4.8. Effet du degré d'expansion sur la vitesse de fissuration en fonction de la longueur de la fissure dans le sens a_1

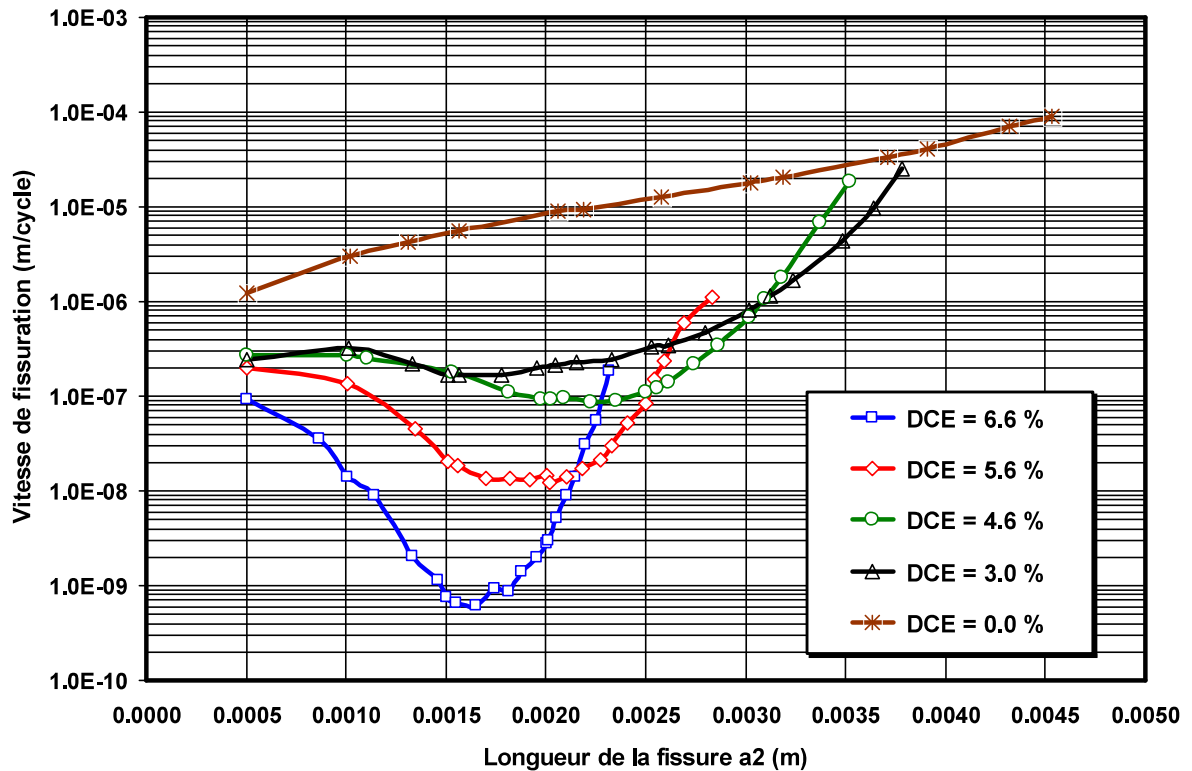


Figure 4.9. Effet du degré d'expansion sur la vitesse de fissuration en fonction de la longueur de la fissure dans le sens a_2

La présence des contraintes résiduelles de compression fait réduire le facteur d'intensité de contrainte effective totale ΔK_{eff} et en conséquence la réduction de la vitesse de fissuration. La figure 4.10 montre l'évolution de la vitesse de fissuration en fonction du facteur d'intensité de contrainte effective totale ΔK_{eff} sous l'effet de la variation du degré d'expansion DCE des trous. La vitesse de fissuration initiale pour un DCE = 6.6% est de $3.46 \times 10^{-9} \text{ m/cycle}$ et correspond un facteur d'intensité de contrainte de $4.28 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. Pour un DCE = 5.6%, la vitesse de fissuration est de $5.82 \times 10^{-8} \text{ m/cycle}$ où le facteur d'intensité de contrainte est de $8.86 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. Pour les degrés d'expansion 3% et 4.6%, les vitesses initiales sont très proches et sont de l'ordre de $1.4 \times 10^{-7} \text{ m/cycle}$, équivalentes à un facteur d'intensité de contrainte de $11.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. Cette tendance de rapprochement est due à l'effet des facteurs d'intensité de contraintes résiduelles K_r .

Dans le sens a_2 de propagation, les facteurs d'intensité de contraintes initiales sont réduits à cause du niveau du facteur d'intensité de contraintes résiduelles (voir figure 4.5) qui est important (figure 4.11). Les facteurs d'intensité de contraintes pour DCE variants de 3 à 6.6% sont respectivement de 11.7 ; 9.95 ; 5.91 et 2.96 $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$. On constate une diminution significative pour DCE=5.6 et 6.6% par rapport à ΔK dans le sens a_1 .

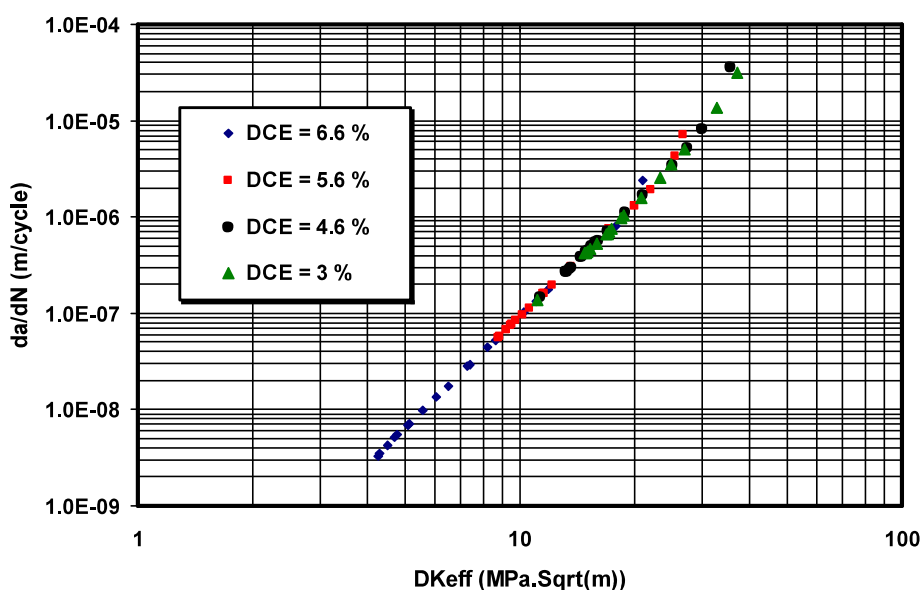


Figure 4.10. Effet du degré d'expansion sur la vitesse de fissuration dans le sens a_1

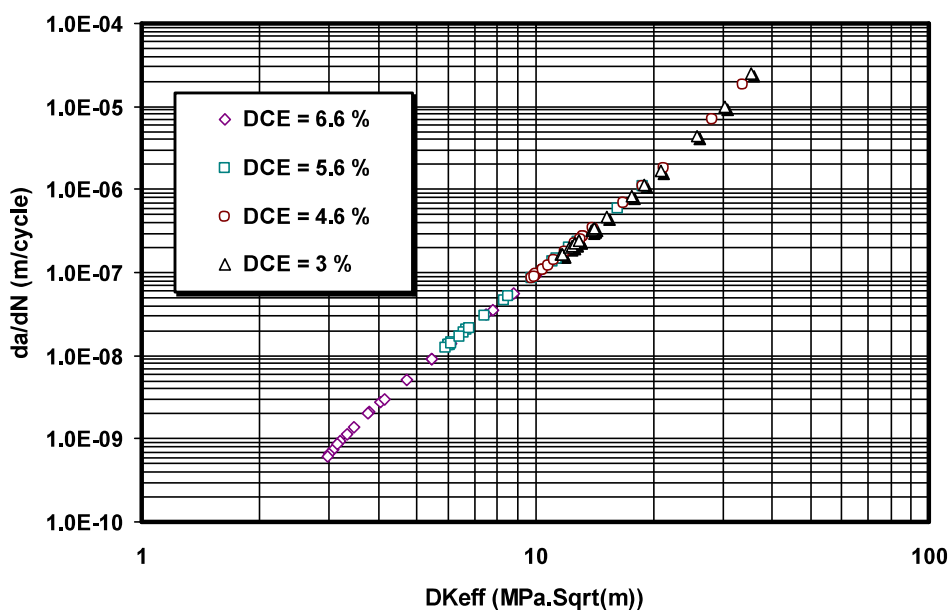


Figure 4.11. Effet du degré d'expansion sur la vitesse de fissuration dans le sens a_2

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUE

- AFGROW VASM (2008). "Structural mechanics branch – Afgrow: Fracture mechanics and fatigue crack growth analysis software". Version 4.11.14.0. Air force research laboratories structural mechanics branch, Wright Patterson, Air Force Base, OH, USA.
- Amrouche, A., Mesmacque, G., Garcia, S., Talha, A. (2003). "Cold expansion effect on the initiation and the propagation of the fatigue crack". *International Journal of Fatigue*, 25, pp. 949-954.
- Barsoum, Z., Barsoum, I. (2009). "Residual stress effects on fatigue life of welded structures using LEFM". *Engineering Failure Analysis*, 16, pp. 449-467.
- Forman, R.G., Mettu, S.R. (1992). "Behavior of surface and corner cracks subjected to tensile and bending loads in Ti-6Al-4V alloy". *Fracture Mechanics 22nd Symposium*, Vol. 1, ASTM STP 1131, H.A. Saxena and D.L. McDowell, eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia.
- Harter JA, "AFGROW Users Guide and Technical Manual, AFRL-VA-WP-1999-3016". Air Force Research Laboratory, Wright-Patterson, OH, Feb 1999.
- Harter JA, Litvinov, A.V. (2018). AFGROW, Version 5.3 Fundamentals and New Capabilities Topics". AFGROW training ASIP 2018, Phoenix, AZ. 26 Nov 2018.
- Peterson, R.E. (1974). "Stress concentration factors". John Wiley and Sons.
- Newman, J.C., Raju, I.S. (1981), "Stress intensity factor equations for cracks in three-dimensional finite bodies". *NASA Technical Memorandum 83200*, pp 1-49
- Nigrelli, V. Pasta, S. (2008) Semari, et al. (2013) Todoroki, A. Kobayashi H. (1991)
- Nigrelli, V. Pasta, S. (2008). "Finite-element simulation of residual stress induced by split-sleeve cold expansion process of holes". *Journal of Materials Processing Technology*, 205, pp. 290–296.
- Raju, I.S., Newman, J.C. (1979). "Stress intensity factors for two symmetric corner cracks". *Fracture Mechanics*, ASTM STP-677, C.W. Smith, Ed., American Society of Testing and Materials, pp. 411-430.

- Ranganathan, N., Aldro, H., Lacroix, F., Chalon, F., Leroy, R., Tougui, A. (2011). Fatigue crack initiation at a notch. *International Journal of Fatigue*, 33, pp. 492–499.
- Semari, Z., Aid, A., Benhamena, A., Amrouche, A., Benguediab, M., Sadok, A., Benseddiq, N. (2013). "Effect of residual stresses induced by cold expansion on the crack growth in 6082 Al-alloy". *Engineering Fracture Mechanics*, 99, pp. 159-168.
- Smith, K.N., Watson, P., Topper, T.H. (1970). "A Stress-Strain Function for the Fatigue of Metals," *Journal of Materials*, 5(4), pp. 767-778.
- Seifi, R. (2018). "Total fatigue lives, crack growth paths and cycles in cold expanded adjacent holes". *International Journal of Fatigue* 113, pp. 69–77.
- Su, M. (2005). "Etude de l'influence et de l'optimisation du degré d'expansion à froid dans les mécanismes de réamorçage d'une fissure: étude numérique et expérimentale". Thèse de doctorat, Université de Lille, France.
- Taghizadeh, H., Chalherlou, T. N. (2017). "Experimental Investigation and Numerical Prediction of Fatigue Life in Force Fitted Fastener Holes". *Journal of Simulation & Analysis of Novel Technologies in Mechanical Engineering*, 10(4), pp 15-32.
- Todoroki, A. Kobayashi H. (1991). "Prediction of fatigue crack growth rate in residual stress fields". *Key Engineering Materials: Fracture Strength*, 367, pp. 51–62.
- Zhang, X., Wang, Z. (2003). "Fatigue life improvement in fatigue-aged fastener holes using the cold expansion technique". *International Journal of Fatigue*, 25, pp 1249-1257.
- Xu, Y., Bao, R., Liu, H., Zhang, X. (2017). "A modified loading method for separating the effect of residual stress on fatigue crack growth rate of welded joints". *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures*, 40(8), 1227-1239.

*CONCLUSION
GENERALE
&
PERSPECTIVES*

CONCLUSION GENERALE & PERSPECTIVES

L'objectif de cette étude était l'étude de l'influence des contraintes résiduelles générées par expansion à froid d'un trou de rivetage de 5 mm sur l'amorçage et la propagation des fissures de fatigue d'une plaque d'épaisseur 6.32 mm en alliage 2024 T351. L'étude numérique du processus d'expansion par la méthode des éléments finis en 3D présente le premier objectif de cette étude où les contraintes résiduelles sont évaluées sous l'effet de la variation du degré d'expansion DCE%. Les paramètres de fissuration par fatigue (amorçage + propagation de fissure de fatigue) sous l'effet des contraintes résiduelles dues à l'expansion à froid sont évalués empiriquement sous l'environnement du code AFGROW.

L'analyse de l'état de l'art a permis de mettre le point sur les différents paramètres qui peuvent affectés la distribution des contraintes résiduelles et en conséquence leurs effets sur la fissuration par fatigue. Un modèle d'écrouissage isotrope caractérisant la déformation plastique est appliqué. Lors de l'expansion à froid le frottement entre le mandrin et le trou est considéré.

Le modèle déformation/nombres de cycles de SWT est appliqué pour évaluer la durée de vie à l'amorçage en présence des contraintes résiduelles. Le modèle de Nasgro a été utilisé pour évaluer la vitesse de fissuration et la durée de vie de propagation à partir d'une fissure semi-circulaire sur la face d'entrée du trou expansé.

Les points suivants peuvent être l'objet de conclusions tirées de cette étude :

- Les contraintes résiduelles maximales de compression sur le bord du trou expansé en face d'entre sont faible par rapport aux contraintes à mi-épaisseur et à la sortie du trou.
- La zone des contraintes résiduelles circonférentielles de compression est minimale à mi-épaisseur et maximales en face d'entrée et face de sortie.
- Les contraintes résiduelles générées ne sont pas uniformes à travers l'épaisseur.

- L'augmentation du degré d'expansion affecte la distribution des contraintes résiduelles, la contrainte résiduelle maximale.
- La taille de la zone de contraintes résiduelles de compression augmente avec l'augmentation du degré d'expansion
- L'expansion à froid présente un effet bénéfique sur le comportement en fatigue à un degré d'expansion optimale.
- La fissure s'amorce à partir de la face d'entrée pour un trou expansé.
- La durée de vie à l'amorçage et à la propagation des fissures est améliorée par la présence des contraintes résiduelles de compression dues à l'expansion à froid des trous comparativement par rapport à un trou non expansé.
- Le taux d'amélioration en durée de vie d'amorçage de 5 à 6 fois par rapport à la durée de vie du trou non expansé en fonction de la variation du degré d'expansion.
- La durée de vie à l'amorçage dépend du rapport de charge.

A travers les différents points étudiés dans cette thèse, nous relevons les perspectives suivant afin d'améliorer et d'approfondir les effets d'expansion à froid sur les paramètres de rupture et la fissuration par fatigue :

- Evaluation expérimentale et numérique des paramètres de rupture sous l'effet d'expansion à froid en mode de rupture I et II.
- Etude de l'influence de la variation des paramètres géométriques de la plaque trouée (diamètre du trou, épaisseur de la plaque) soumise au processus d'expansion à froid simple et double sur le comportement en fatigue.
- Analyse des effets d'interaction des niveaux de chargements cycliques sur la fissuration par fatigue des plaques trouées soumises au processus d'expansion à froid.

SOMMAIRE

INTRODUCTION GÉNÉRALE

I. INTRODUCTION GÉNÉRALE	2
I.1. OBJECTIFS	2
I.2. STRUCTURE DE LA THESE.....	3

CHAPITRE I : GENERALE

II.1. STADES D'ENDOMMAGEMENT PAR FATIGUE	8
II.2. AMORÇAGE DES FISSURES DE FATIGUE	10
II.1.1. <i>Amorçage à partir de micro hétérogénéités de la microstructure</i>	11
II.1.2. <i>Amorçage par glissement cyclique irréversible</i>	12
II.1.3. <i>Amorçage de fissures à partir du fond d'entaille</i>	13
II.1.3.1. <i>Coefficient de concentration de contraintes en fond d'entaille</i>	13
II.1.3.2. <i>Analyse élastoplastique de l'amorçage des fissures à partir d'entailles</i>	16
II.3. PROPAGATION DES FISSURES DE FATIGUE.....	18
RESUME:	23
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUE	24

CHAPITRE II : ETAT DE L'ART SUR LES EFFETS DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES

II. METHODES DE GENERATION DES CONTRAINTES RESIDUELLES PAR EXPANSION	31
III. EVALUATION DES CONTRAINTES RESIDUELLES PAR EXPANSION	34
III.1. DISTRIBUTIONS DES CONTRAINTES RESIDUELLES.....	34
III.2. EFFET DU DEGRE D'EXPANSION SUR LA DISTRIBUTION DES CONTRAINTES RESIDUELLES	40
III.3. INFLUENCE DU COEFFICIENT DE FROTTEMENT	45

IV. INFLUENCE DES CONTRAINTES RESIDUELLES PAR EXPANSION SUR LE COMPORTEMENT EN FATIGUE	47
V. RESUME.....	57
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUE	58

CHAPITRE III : MODÉLISATION NUMÉRIQUES DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES PAR EXPANSION

I. INTRODUCTION	66
II. MODÉLISATION TRIDIMENSIONNELLE PAR ÉLÉMENTS FINIS	66
II.1. MODELE GEOMETRIQUE	66
II.2. MATERIAU D'ETUDE.....	71
III. EXEMPLE DE VALIDATION DU MODELE APPLIQUÉ	71
IV. CONTRAINTES RESIDUELLES CIRCONFÉRENTIELLES A PARTIR DU BORD DU TROU	74
IV.1. EFFET DE L'EXPANSION SUR LA DISTRIBUTION DES CONTRAINTES	74
IV.2. EFFET DU DEGRE D'EXPANSION SUR LA DISTRIBUTION DES CONTRAINTES CIRCONFÉRENTIELLES.....	77
IV.3. EFFET DU DEGRE D'EXPANSION "DCE%" SUR LA CONTRAINTE RESIDUELLES DE COMPRESSION MAXIMALE ET LA TAILLE DE LA ZONE DES CONTRAINTES RESIDUELLES DE COMPRESSION	83
V. RESUME.....	84
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUE	85

CHAPITRE IV : EFFETS DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES SUR L'AMORÇAGE & LA PROPAGATIONS DES FISSURES DE FATIGUE

I. INTRODUCTION	87
II. MODELE GEOMETRIQUE ET PARAMETRES DE FISSURATION PAR FATIGUE.....	87
III. EFFET DE L'EXPANSION A FROID SUR LA DUREE DE VIE A L'AMORÇAGE	89

IV. EFFET DU RAPPORT DE CHARGE SUR LA DUREE DE VIE A L'AMORÇAGE	91
V. EFFET DU DEGRE D'EXPASION SUR LA DUREE DE VIE A L'AMORÇAGE.....	92
VI. EFFET DU DEGRE D'EXPASION SUR LA PROPAGATION EN FATIGUE.....	95
REFERENCES BIBILIOGRAPHIQUE	104

CONCLUSION GÉNÉRALE & PERSPECTIVES

CONCLUSION GENERALE & PERSPECTIVES	107
--	-----



Effect of cold expansion on improving of fatigue initiation life in Aluminium alloy

Mohamed El Habiri, Mustapha Benachour*, Nadjia Benachour

University of Tlemcen, Ingeniery of Mechanical Systems and Materials Laboratory, Tlemcen (Algeria)

Faculty of Technology, Mechanical Engineering Department

yacine2704@gmail.com, bmf_12002@yahoo.fr, nbenachour2005@yahoo.fr

ABSTRACT. In this paper, numerical investigation was carried out to quantify the effect of the cold expansion on fatigue crack initiation in Aluminium alloy. The improvement in fatigue initiation life of specimen after the cold expansion process was investigated with the drilled hole of 2024 T351 Aluminium alloy plate. The 4.6 % in degree of expansion is applied witch is associated with the effect of friction ($\mu=0.2$). Residual stress field is determined using 3D Finite Element Analysis and shows the presence of compressive residual stress around the hole. The results showed a high level of compressive residual stress in mild and exit face of hole. Local strain approach is applied in evaluation of fatigue initiation lives under AFGROW environment code. Fatigue initiation lives are improved by the presence of compressive residual and comparatively to the drilled hole. Moreover, increasing in stress ratio, increases the fatigue initiation lives with and without the presence of compressive residuals stresses

KEYWORDS. Fatigue crack initiation; Cold expansion; Compressive residual stress; Stress ratio; Aluminium alloy.



Citation: El Habiri, Med., Benachour, M., Benachour, N., Effect of cold expansion on improving of fatigue initiation life of Aluminium alloy, *Frattura ed Integrità Strutturale*, xx (2018) ww-zz.

Received: xx.yy.2018

Accepted: xx.yy.zzzz

Published: xx.yy.zzzz

Copyright: © 2018 This is an open access article under the terms of the CC-BY 4.0, which permits unrestricted use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original author and source are credited.

INTRODUCTION

Preventing fatigue failures in aircraft structures is a principle aiming of aircraft designers and maintainers. The need to prevent fatigue failures and extended the fatigue life, improvement methodologies are necessities. Fatigue phenomenon presents an essential failure mode in aircraft structures. The percentage of failure varies from 55 to 61% [1] in aeronautic components. In aircraft structures, the joints are carried out by mechanically fastened joints, adhesively and bonded joints. In fastened joints is necessary to improve the quality of holes by introducing compressive residuals stresses. The method to introduce the compressive residuals stress are such as shot peening [2, 3] laser shock [4, 5], and cold expansion [6-9].

Fatigue phenomenon undergoes several stages and from an engineering point of view it is convenient to divide the fatigue life of a structure into three stages [10]: fatigue crack initiation, stable of crack growth and unstable crack growth. Fatigue crack initiation presents the main stage in fatigue life witch has been extensively studied [11, 12]. Different approaches will



be used for estimation of fatigue crack initiation life has been applied by many researchers [13, 14], which is based essentially on stress concentration factor and local stress-strain concepts. Others researchers have used the equivalent strain-energy density method to predict fatigue crack initiation [12, 15]. These works assumed that crack growth part of fatigue life is small comparatively to the initiation fatigue life. In initiation phase, fatigue life is linked strongly to metallurgical, geometrical, loading parameters and stress state without external loading (presence of residual stress).

The main loading parameter under constant applied load is stress ratio (mean stress effect) investigated by several researchers, principally in stable crack propagations on some materials [16, 17]. Effect of stress ratio on fatigue crack initiation from hole without residual stress was investigated by Fuczak [18]. It is noticed that an increase in the R-ratio decreases the number of cycles to initiate a fatigue crack. In study conducted by Ranganathan et al [19], crack initiation phase has been considered in the estimation of total fatigue life when short crack growth approach has been applied. The results on fatigue crack initiation of 2024 T351 Al-alloy shows an increasing in initiation life with increasing in stress ratio and maximum remote stress in absence of residuals stresses.

Fatigue life depends essentially on zone of compressive residuals stresses around the hole. These stresses decrease the effect of external applied stress field and tend to delay crack growth rate and increase the fatigue life. To quantify cold expansion effects on fatigue crack initiation and propagation, Amrouche et al. [20] have conducted experimental and numerical investigation on 6005 Al-alloy plate. It was found that the compressive residual stresses induced by the cold expansion process are the important parameter for the improvement of fatigue initiation life. Also, it was shown that the fatigue initiation life increases with increasing in the degree of cold expansion and depend on compressive residuals stress zones [20, 21]. In study conducted by Gopalakrishna et al. [22], two cold expansion techniques were applied to generate compressive residuals stress around hole, as split-sleeve with taper pin and split-sleeve with ball. It was concluded that split-sleeve with taper pin technique gives high compressive residuals stress comparatively to split-sleeve with ball technique. The improvement in fatigue life was also found to be maximal at 5% degree of expansion, at which the fatigue life is 5.3 times higher than the non-expanded holes. The same tendency was confirmed by others researchers [22-25]. In experimental fatigue investigation of Chandawanich and Sharpe [23] of cold worked hole in 7075 T6 Al-alloy plate, they consider initiation stage corresponded to crack approximately 0.1 mm long. The fatigue initiation lives are too large comparatively to the non-cold-worked hole for all level of applied external load.

Additionally to the changes of compressive residuals stress along the plate thickness from entrance face to exit face in cold expansion process, distribution of compressive residuals stress and fatigue lifetime is affected also by variation of plate thickness [26]. In combined numerical/experimental study, Chakherlou and Vogwell [27] have investigated the effect of residual stress induced by cold expansion process of hole on fatigue life failure of 7075 T6 Al-alloy plate. A 3D finite element model was used to simulate cold expansion. In FE modelling, 8-node linear isoparametric cubic elements were used for the pin and the plate. The fatigue results show the improvement in fatigue life in cold expanded hole of specimens comparatively to the drilled specimens. The improvement in fatigue life is almost 10 times.

Liu et al [28] have used cold expansion with a split sleeve to produce residuals stress fields. They have performed numerical simulations using 3D finite element modelling. The friction effect was included in this investigation by using the elastic coulomb friction with a friction coefficient $\mu=0.1$ also primary included by Chakherlou and Vogwell [27]. Also, Liu et al. [28] have studied the effect of cold expansion on prediction of fatigue life using respectively SWT model [29] and WB model [30]. It was concluded that WB model give a better result than the SWT model. Kurhade et al. [31] conducted 3D finite element analysis for plane stress, where the effect of strain hardening was investigate on the distribution of residuals stress induced by new method called “CsSmPCx process: sleeve with split mandrel and pilot cold expansion” on 7050-T7451 aluminium alloy. From this process the residual stresses along the plate front and back edges decreases with some rise in the tensile stresses away from the hole edge. As for the increase in fatigue amelioration of hole with cold expansion process, Liu et al. [32] reported that, the fatigue life was improved by a factor from 1.5 to 5.0 witch depend on the expansion level. Also, in work of Semari et al. [6], the effects of residuals stresses induced by ball in cold expansion process on fatigue life of 6082 T6 are given by experimentally and numerically investigation (3D finite element analysis). Improvement in fatigue life by expansion was shown under increasing of degree of expansion.

The aiming of this paper is to evaluate the residual stress field induced by cold expansion process around hole in the first hand. On the other hand, we investigate the effects of compressive residuals stresses around the hole on improving of fatigue crack initiation life using local strain approach in 2024 T351 of Al-alloy plate. Also, the effect of stress ratio is highlight.

FINITE ELEMENT MODELING

A 3D Finite element model was used to simulate cold expansion process using ANSYS-13 [33]. Tetra elements with four nodes were used for the mesh of the holed plate. Also, for tapered pin, eight-node structural solid elements (Solid 185) were used with reduced integration. Less computation time presents required advantage of these elements. Additionally, eight node surface-to-surface contact (CONTA174) and (TARGE170) elements were generated to model the surface-to-surface contact. These contact elements allow the pressure to be transferred between the contacting surfaces and prevents them from penetrating each other [27]. Due to double symmetry with respect to the X-Z and Y-Z planes, a quarter of the plate and pin were modelled. In addition to the boundary constraints along the planes of symmetry, the plate was constrained in the Z direction at the exit face nodes.

The dimension of the plate are 6.32 mm in thick, 25 mm wide and 40 mm long witch corresponds to the central part of the fatigue specimens (Fig. 1). The hole diameter is 5 mm and the largest diameter of the tapered pin is 5.23 mm which produces a 4.6% degree of expansion. In published paper, several researchers have ignored friction in cold expansion process [9, 34], although introduced by others [27, 35]. The friction effect was included in this work using elastic coulomb friction with $\mu=0.2$. An elastic-plastic material relationship was used to represent the aluminium alloy 2024 T351 with isotropic hardening. The stress-strain curve is shown on Fig. 2 and mechanical properties are summarised in Table 1. A linear elastic material relationship was assumed for the steel pin with Young's modulus of 210 GPa and Poisson's ratio of 0.3.

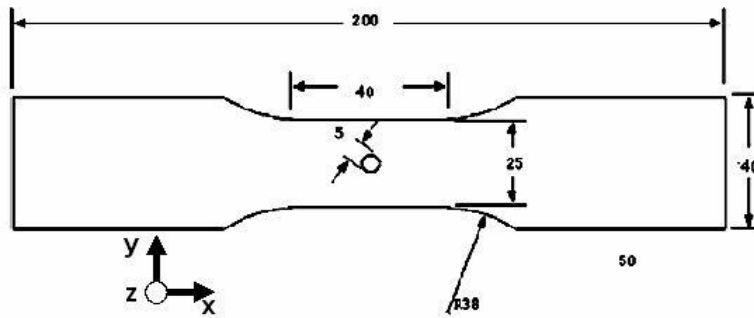


Figure 1: Geometrical model of fatigue specimen

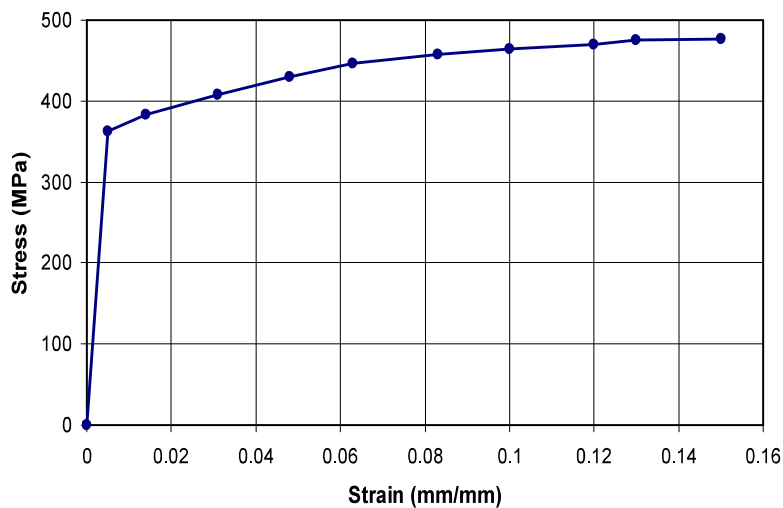


Figure 2: True strain-stress curve of 2024 T351 Al-alloy

E (GPa)	σ_e (MPa)	UTS (MPa)	ν
74.08	363	477	0.33

Table 1: Mechanical properties of 2024 T351 Al-alloy



The pin was positioned near the hole at the entrance face. The simulation of cold expansion was carried out by incrementing the position of the nodes in the pin upper face in the -Z direction. Fig. 3 shows the meshed model with fixed and symmetric boundary conditions. The inner surface of the hole was then subjected to incremen



Tangential residual stress distribution established from the finite element analysis shows that it not uniform throughout the thickness of a cold expanded hole of finite plate (Fig. 7). Significant compressive tangential residual stress is produced between tapered pin and hole. This shows beneficial effect of induced friction between Aluminium alloy plate and Steel pin at free surface of hole. The evolution of tangential residuals stresses throughout thickness can be described by a polynomial equation shown above.

$$\sigma_{\theta\theta} = 15.55 \times a^2 - 148.45 \times a - 99.1 \tag{1}$$

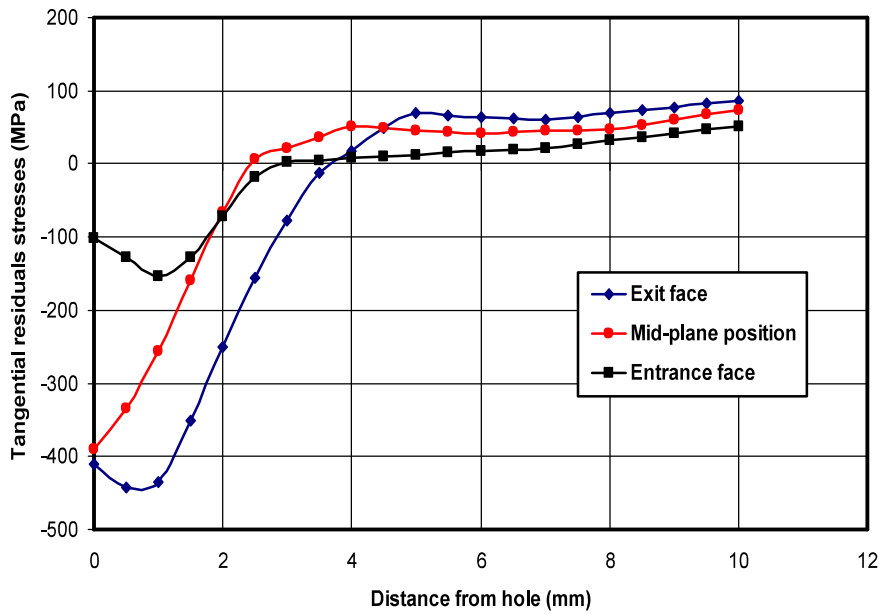


Figure 4: Tangential residual stress at different through-thickness positions for 6 mm in thick of plate

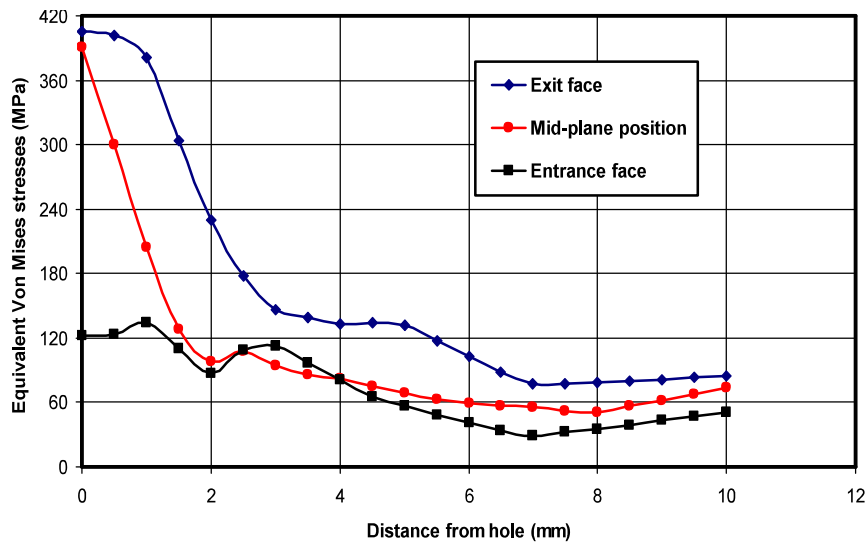


Figure 5: Von-Mises equivalent stress along the path of growth

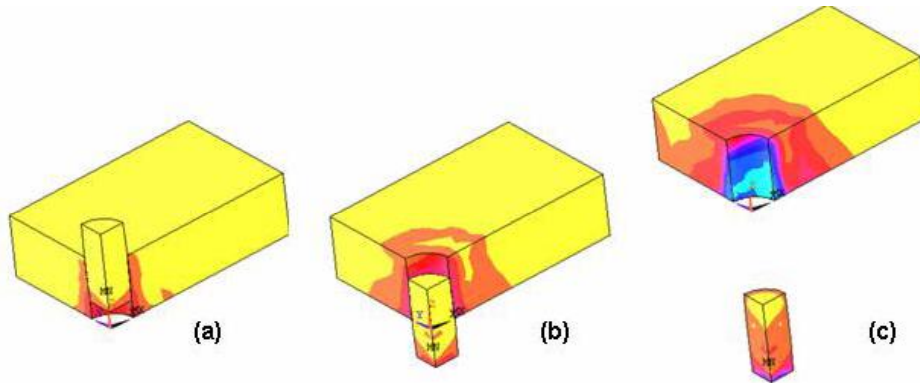


Figure 6: Distribution of Von-Mises equivalent stress around the hole

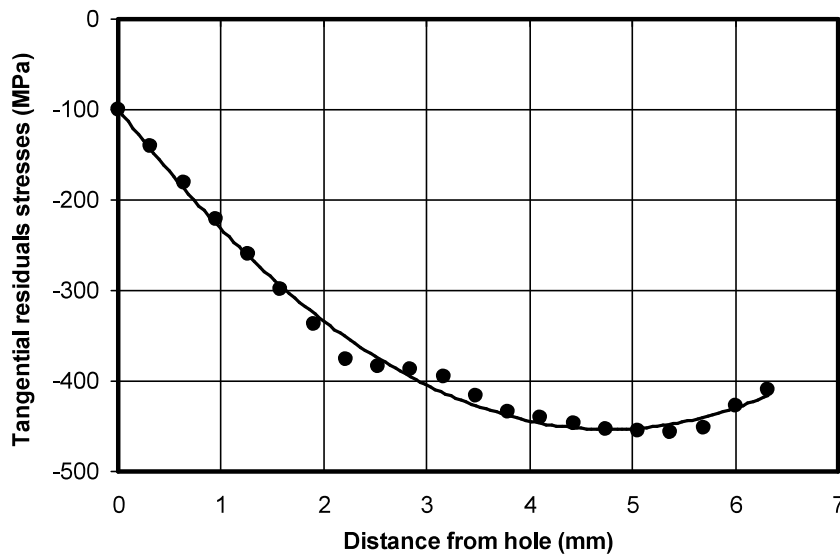


Figure 7: Tangential residual stress throughout thickness of plate

INFLUENCE OF COMPRESSIVE RESIDUAL STRESS ON FATIGUE CRACK INITIATION

In order to evaluate the fatigue crack initiation life, local strain approach was applied by several researchers cited above. This approach is based on the relationship between total strain amplitude, $\Delta\epsilon/2$ and fatigue life to failure, $2N_f$. The relationship is expressed by equation (2) and depends on material cyclic hardening parameters "K" and "n" incorporated in cyclic stress-strain function given by equation (2):

$$\frac{\Delta\epsilon}{2} = \frac{\sigma'_f}{2E} (2N_f)^b + \epsilon'_f (2N_f)^c \quad (2)$$

$$\frac{\Delta\epsilon}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} \left(\frac{\Delta\sigma}{2K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (3)$$

where " σ'_f " is the fatigue strength coefficient; " b " is the fatigue strength exponent, " ϵ'_f " is the fatigue ductility, " c " is the fatigue ductility exponent.



The strain-life based crack initiation analysis method to predict crack initiation life is incorporated in AFGROW code [40]. Cyclic strain-life parameters used in fatigue crack initiation analysis for investigated materials are given in Table 2.

σ'_f	ϵ'_f	b	c	K_f	K'	n'
1013.53	0.21	-0.21	-0.52	0.5×10^{-4}	786	0.09

Table 2: Cyclic strain life properties of 2024 T351 Aluminium alloy

The effect of expansion is illustrated in Fig. 8. The 4.6 degree of expansion is applied to a hole. The applied spectrum is with constant amplitude loading considering four stress ratios are applied varying from 0.1 to 0.54. The maximum stress used in this investigation was 240 MPa. The initiation lives are predicted for crack initiation length equal to 0.5 mm. Others researchers have taken the initiation of the crack is equivalent to 10^5 cycles [6, 37-39]. It is noticed from Fig. 5 that the expansion process improves initiation fatigue life due to the existence of compressive residual stresses on the side of the hole. The mean residual stress field is applied. This field of stresses tends to increase the initiation fatigue life as shown in Fig. 8 comparatively to drilled hole in plate without residual stress field.

Indeed, the increase in the hole diameter reduces the stresses concentration factor K_t [41]. The concentration factor is equal to 3 for drilled hole and decreases to 1.75 with “Kt” is defined as $K_t = (\sigma_{max} + \sigma_{res} / \sigma_{nom})$. The ratio of initiation life $RI = (N_{i-Res} / N_{i-W-Res})$ depends on stress ratio. This ratio increases with increasing of stress ratio and vary from 3.22 to 3.85. Also, the increasing in stress ratio increases the initiation life [19] that is attributed to reduction in amplitude loading. The predicted results have exponential evolution and are given by equation 4 and 5 respectively for expanded hole and drilled hole (without residual stress). It concluded that initiation life is improved by the presence of compressive residual around the hole.

$$N_{i-Res} = 3.07 \times 10^4 \cdot \text{Exp}(5.75 \times R) \tag{4}$$

$$N_{i-W-es} = 1.01 \times 10^4 \cdot \text{Exp}(5.38 \times R) \tag{5}$$

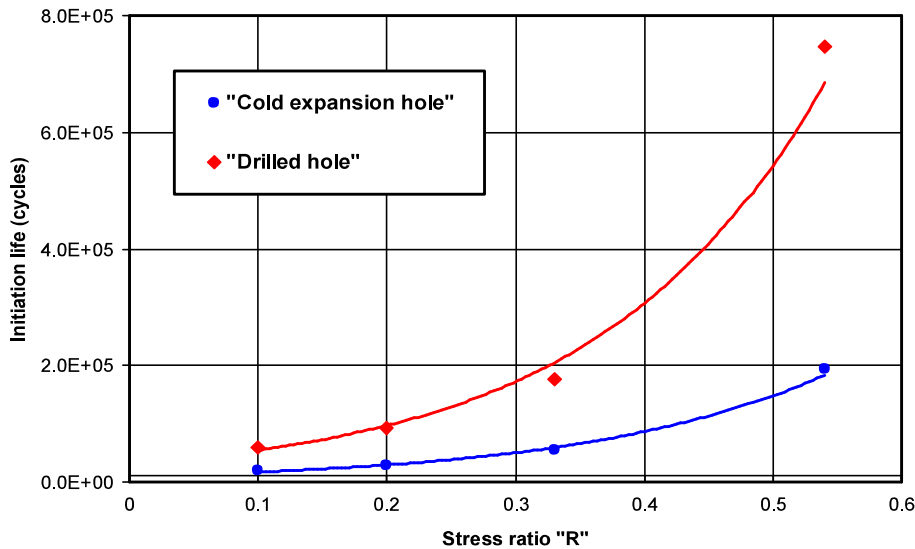


Figure 8: Effect of cold expansion of hole on initiation fatigue life



CONCLUSION

The aiming of this work is to investigate the effect of residual stress induced by cold expansion in drilled hole on the crack initiation of 2024 T351 Al-alloy plate. Also the following conclusions can be drawn from the analysis:

- A 3D finite element simulation of cold expansion using a tapered pin has shown that the tangential residual stress is not uniform at the hole edge through the plate thickness.
- The maximum compressive tangential residual stress occurs at the hole edge near exit face and the mid-plane. Also the smallest compressive residual stress occurs at the entrance face.
- In the present investigation we have considered that crack is initiated with the same length through the thickness, so the mean residual stress field due to cold expansion is applied.
- Fatigue initiation life is improved by the presence of compressive residual stress around the hole comparatively to drilled hole without residual stress. The percentage in this improving varies from 3.22 to 3.85. Additionally, the effect of stress ratio on initiation life is highlights.

REFERENCES

- [1] Wanhill et al. 2014, Fatigue crack growth failure analyses in metallic aircraft components. 11th International Fatigue Congress 2014, 2-7 March, Melbourne, Australia.
- [2] Rodopoulos, C.A., Curtis, S.A., de los Rios, E.R., Solis Romero, J., Optimisation of the fatigue resistance of 2024-T351 aluminium alloys by controlled shot peening–methodology, results and analysis. *International Journal of Fatigue* 26(8) (2004) 849–856. doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2004.01.003
- [3] Huang, S., Zhou, J.Z. , Sheng, J. , Luo, K.Y. , Lu, J.Z., Xu, Z.C., Meng, X.K., Effects of laser peening with different cover age areas on fatigue crack growth properties of 6061-6 aluminum alloy, *International Journal of Fatigue* 47 (2013) 292–299. doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2012.09.010.
- [4] Sheng, J., Huang, S., Zhou, J.Z., Lu, J.Z., Xu, S.Q., Zhang, H.F., Effect of laser peening with different energies on fatigue fracture evolution of 6061-T6 aluminum alloy. *Optics & Laser Technology* 77(2016), 169–176. doi.org/10.1016/j.optlastec.2015.09.008
- [5] Ren, X.D. Zhan, Q.B. Yang, H.M., Daic, F.Z., Cui, Y. Sun, G.F., Ruan, L., The effects of residual stress on fatigue behavior and crack propagation from laser shock processing-worked hole, *Materials & Design* 44 (2013) 149–154. doi.org/10.1016/j.matdes.2012.07.024
- [6] Semari, Z., Aid, A., Benhamena, A., Effect of residual stresses induced by cold expansion on the crack growth in 6082 aluminum alloy. *Engineering Fracture Mechanics* 99 (2013) 159–68. doi.org/10.1016/j.engfracmech.2012.12.003
- [7] Fu Yucan, Ge Ende, Su Honghua, Xu Jiuhua, Li Renzheng, Cold expansion technology of connection holes in aircraft structures: A review and prospect. *Chinese Journal of Aeronautics* 28(4) (2015), 961–973. doi.org/10.1016/j.cja.2015.05.006
- [8] Chakherlou TN, Taghizadeh H, Aghdam AB. Experimental and numerical comparison of cold expansion and interference fit methods in improving fatigue life of holed plate in double shear lap joints. *Aerospace Science Technology*, 29(1) (2013) 351–62. doi.org/10.1016/j.ast.2013.04.006
- [9] Liu Yongshou, Shao Xiaojun, Liu Jun, Yue Zhufeng, Finite element method and experimental investigation on the residual stress fields and fatigue performance of cold expansion hole. *Materials & Design* 31(3) (2010) 1208–1215. doi.org/10.1016/j.matdes.2009.09.031
- [10] Glinka G. Residual stress in fatigue and fracture: Theoretical analyses and experiments. In Niku-Lari A., Editor, *Advances in Surfaces Treatments*, pp 413-454. Pergamon Press, 1987. Residual stresses, volume 4.
- [11] Topper, T. H., Wetzels, R. M., Morrow, J., Neuber's rule applied to fatigue of notched specimens, *J. Materials* 4(1) (1969) 200-209.



- [12] Glinka, G., A notch stress-strain analysis approach to fracture crack growth, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 21(2) (1985) 245-261. [doi.org/10.1016/0013-7944\(85\)90014-1](https://doi.org/10.1016/0013-7944(85)90014-1)
- [13] Truchon, M., Application of low-cycle fatigue test results to crack initiation from notches, low-cycle fatigue and life prediction,” ASTM STP 770, C. Amzallag, B. N. Leis, and P. Rabbe, (Eds.), American Society for Testing and Materials (1982) 254-268.
- [14] Zheng, X., On some basic problems of fatigue research in engineering, *International Journal of Fatigue* 23 (2001) 751–66. [doi.org/10.1016/S0142-1123\(01\)00040-8](https://doi.org/10.1016/S0142-1123(01)00040-8)
- [15] Zheng, M., Niemi, E., Zheng, X., An energetic approach for predict fatigue crack initiation life of LY 12 CZ aluminum and 16 Mn steel, *Theoretical Applied Fracture Mechanics* 26 (1997) 23-38. [doi.org/10.1016/S0167-8442\(96\)00030-4](https://doi.org/10.1016/S0167-8442(96)00030-4)
- [16] McMaster, F.J., Smith, D.J., *International Journal of Fatigue* 23 (2001) 93-101. [doi.org/10.1016/S0142-1123\(01\)00134-7](https://doi.org/10.1016/S0142-1123(01)00134-7)
- [17] Rodopoulos, C.A., Choi, J.H., De Los Rios, E.R., Yates, J.R., Stress ratio and the fatigue damage map-Part II: The 2024-T351 Al-alloy, *International Journal of Fatigue* 26 (2004) 747-752. doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2003.10.018
- [18] Fujczak, Robert R., Effects of R-ratio on crack initiation at external discontinuities in auto frettaged cylinders, *Experimental Mechanics* 9 (1984) 122-128. doi.org/10.1007/BF02324994
- [19] N. Ranganathan, H. Aldroe, F. Lacroix, F. Chalon, R. Leroy, A. Tougui. “Fatigue crack initiation at a notch”. *International Journal of Fatigue* 33 (2011) 492–499. doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2010.09.007
- [20] Amrouche A, Mesmacque G, Garcia S. Cold expansion effect on the initiation and the propagation of the fatigue crack, *International Journal of Fatigue* 25(9–11) (2003), 949–54. [doi.org/10.1016/S0142-1123\(03\)00127-0](https://doi.org/10.1016/S0142-1123(03)00127-0)
- [21] Zhao, Q., Liu, F. , Huang, H., Study on the residual stress and fatigue performance of cold expansion hole on 7050-T7451. *Advanced Materials Research* 1004-1005 (2014) 1299-1304. [10.4028/www.scientific.net/AMR.1004-1005.1299](https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.1004-1005.1299)
- [22] Gopalakrishna, H.D., Narasimha Murthy, H.N., Krishna, M., Vinod, M.S., Suresh, A.V., Cold expansion of holes and resulting fatigue life enhancement and residual stresses in Al 2024 T3 alloy – An experimental study. *Engineering Failure Analysis* 17 (2010) 361-36. doi.org/10.1016/j.engfailanal.2009.08.002
- [23] Chandawanich N, Sharpe W., An experimental study of fatigue crack growth initiation and growth from cold worked holes, *Engineering Fracture Mechanics* 11 (1979) 609-20. [doi.org/10.1016/0013-7944\(79\)90122-X](https://doi.org/10.1016/0013-7944(79)90122-X)
- [24] Su M, Amrouche A, Mesmacque G, Benseddiq N. Numerical study of double cold expansion of the hole at crack tip and the influence on the residual stresses field. *Computational Materials Sciences* 41 (2008) 350-355. doi.org/10.1016/j.commatsci.2007.04.022
- [25] Warner, J.J. Clark, P.N., Hoepfner D.W., Cold expansion effects on cracked fastener holes under constant amplitude and spectrum loading in the 2024-T351 aluminum alloy. *International Journal of Fatigue* 68 (2014) 209-216. doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2014.05.002
- [26] Liu Y.S, Gou B.W, Shao X.J, Jiang Z.F, Yue Z.F., Effect of thickness on residual stress fields of cold expansion hole. *Advanced Materials Research* Vols. 97-101 (2010) 601-604. [10.4028/www.scientific.net/AMR.97-101.601](https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.97-101.601).
- [27] Chakherlou, T.N, Vogwell, J., The effect of cold expansion on improving the fatigue life of fastener holes. *Engineering Failure Analysis* 10 (2003) 13-24. [doi.org/10.1016/S1350-6307\(02\)00028-6](https://doi.org/10.1016/S1350-6307(02)00028-6)
- [28] Jun Liu, Henggui Wu, Jinjie Yang, Zhufeng Yue. Effect of edge distance ratio on residual stresses induced by cold expansion and fatigue life of TC4 plates. *Engineering Fracture Mechanics* 109 (2013) 130–137. doi.org/10.1016/j.engfracmech.2013.05.012
- [29] Smith, K.N., Watson, P., Topper, T.H., A stress-strain function for the fatigue of metals. *Journal Materials* 15 (1970) 767-778.
- [30] Wang, C.H, Brown, M.W., A path-independent parameter for fatigue under proportional and non-proportional loading. *Fracture of Engineering Materials & Structures* 16(12) (1993), 1285-1297. [doi:10.1111/j.1460-2695.1993.tb00739.x](https://doi.org/10.1111/j.1460-2695.1993.tb00739.x)



- [31] Kurhade, R.S., Wadegaonkar, A.P., Pradhan, B., Finite element analysis of effects of strain hardening rate on cold expansion of fastener holes. www.ansys.com/-/media/ansys/.../2004-int-ansys-conf-164.pdf
- [32] Liu J., Shao X.J., Liu Y.S., Yue Z.F., Effect of cold expansion on fatigue performance of open holes. *Engineering Fracture Mechanics* 477 (2009) 271–276. doi.org/10.1016/j.msea.2007.05.034
- [33] ANSYS Release 11.0 Documentation, ANSYS Inc., 2008.
- [34] Farhangdoost, Kh., Hosseini, A., The effect of mandrel speed upon the residual stress distribution around cold expanded hole. *Procedia Engineering* 10 (2011) 2184–2189. doi.org/10.1016/j.proeng.2011.04.360
- [35] Nigrelli, V., Pasta, S., Finite-element simulation of residual stress induced by split-sleeve cold-expansion process of holes. *Journal of materials processing technology* 205 (2008) 290-296. doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.11.207
- [36] Houghton, S.J., Finite analysis of the cold expansion of aircraft fastner holes, DTA Report 295, March 2010.
- [37] Man S., 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. Doctoral Thesis. University of Sciences and Technologies of Lille; France, 2005.
- [38] Todoroki A, Kobayashi H. Prediction of fatigue crack growth rate in residual stress fields. *Key Engineering Materials: Fracture Strength* 367 (1991) 51–2. [doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.51-52.367](https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.51-52.367)
- [39] Nigrelli V, Pasta S. Finite-element simulation of residual stress induced by split-sleeve cold expansion process of holes, *Journal of Materials Processing Technology* 205 (2008), 290–296. doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.11.207
- [40] Harter, J.A., AFGROW users guide and technical manual: AFGROW for Windows 2K/XP". Version 4.0011.14, Air Force Research Laboratory.
- [41] Peterson EE. *Stress concentration factors*. USA: John Wiley & Sons; 1974

ملخص

تحتوي ثقوب التثبيت، و بصورة أكثر دقة ثقوب البرشمة، على مواقع تفضيلية لتركيز الإجهاد، وبالتالي مواقع بدء شقوق التعب. من أجل تقليل آثار تركيز الإجهاد من الحفرة المحفورة، يتم إدخال لإجهادات الضاغطة المتبقية حول الثقب من خلال عملية التمدد البارد. تميل هذه الضغوط المتبقية إلى إحداث تأخير في التعب وبالتالي إطالة وتحسين مدة بدء الشقوق انتشارها. الهدف من هذه الدراسة هو دراسة تأثير عملية التمدد البارد على بدء وانتشار شقوق التعب في ن سبائك الألومنيوم. يتم تطبيق نمذجة العناصر المحدودة ثلاثية الأبعاد لتقييم مجالات إجهاد الضغوط المتبقية لدرجات مختلفة من التمدد (3 إلى 6.6%) من خلال النظر في عملية التمدد البلاستيكي عن طريق تصلب متسق الاتجاهات. تُظهر الضغوط المتبقية التي تم الحصول عليها عن طريق النمذجة الثلاثية الأبعاد عدم انتظام على طول سماكة الثقب. تعتبر الإجهادات المتبقية عند منتصف السماكة ووجه الخروج كبيرة مقارنةً بالضغوط الموجودة على واجهة مدخل الثقب الحفرة. آثار ضغط الضغط المتبقي حول حافة الثقب لها تأثيرات مفيدة على عمر التهيئة والانتشار. تعتمد مدة التعب بشكل أساسي على درجة التمدد المنجز.

الكلمات المفتاحية: شقوق التعب، بدء التشقق والانتشار، الضغوط المتبقية، التمدد البارد، نمذجة العناصر المحدودة ثلاثية الأبعاد

Abstract

Fastener holes and more precisely the riveting holes have preferential sites of stress concentration and consequently sites of initiation of fatigue cracks. In order to reduce stress concentration effects from the drilled hole, residual compressive stresses are introduced around the hole by cold expansion process. These residual stresses tend to create a delay and consequently improve the initiation and propagation lives and reduce the fatigue crack growth rates. The objective of this investigation is to study the effect of the cold expansion process on the initiation and propagation of fatigue cracks in 2024 T351 aluminium alloy. 3D finite element modelling is applied to evaluate the residual stress fields for different degrees of expansion (3 to 6.6%) by considering a plastic deformation process with apply isotropic hardening criterion. Residual stresses obtained by 3D modelling show non-uniformity through the thickness of the hole. The residual stresses at mid-thickness and at the exit face are large compared with the stresses on the entry face of the hole. The effects of Compressive residual stresses around the edge of the hole have beneficial effects on initiation and propagation lives. These fatigue lives depend mainly on performed degree of expansion.

Key words: Fatigue cracks, initiation and propagation, residual stress, cold expansion, 3D finite element modelling

Résumé

Les trous de fixation et plus précisément les trous de rivetage présentent des sites préférentiels de concentration de contraintes et en conséquence des sites d'amorçage des fissures de fatigue. Afin de réduire les effets de concentration de contraintes à partir du trou percé, des contraintes résiduelles de compression sont induites autour du trou par processus d'expansion à froid. Ces contraintes résiduelles tendent à créer un retard et en conséquence prolonger et améliorer la durée de vie à l'amorçage et à la propagation. L'objectif de la présente étude est l'étude de l'effet du processus d'expansion à froid sur l'amorçage et la propagation des fissures de fatigue de l'alliage d'aluminium 2024 T351. Une modélisation par éléments finis 3D est appliquée pour évaluer les champs de contraintes résiduelles pour différents degrés d'expansion (3 à 6.6%) en considérant un processus de déformation plastique considérant un critère par d'écroutissage isotrope. Les contraintes résiduelles obtenues par modélisation 3D montre la non uniformité le long de l'épaisseur du trou. Les contraintes à mi-épaisseur et en face de sortie sont importantes par rapport aux contraintes sur la face d'entrée du trou. Les effets des contraintes résiduelles de compression autour du bord du trou présentent des effets bénéfiques sur la durée de vie à l'amorçage et la propagation. Ces durées de vies en fatigue dépendent principalement du degré d'expansion exécuté.

Mots clés : Fissures de fatigue, amorçage et propagation, contraintes résiduelles, expansion à froid, modélisation par élément finis 3D