UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

COMPORTEMENT DES FISSURES DE FATIGUE DANS UN CHAMP DE CONTRAINTES RÉSIDUELLES DE TENSION

PIERRE-ANTONY DESCHÊNES

DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION

DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES

(GÉNIE MÉCANIQUE)

AOÛT 2016

© Pierre-Antony Deschênes, 2016.

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

COMPORTEMENT DES FISSURES DE FATIGUE DANS UN CHAMP DE CONTRAINTES RÉSIDUELLES DE TENSION

présenté par : DESCHÊNES Pierre-Antony

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

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

M. GOSSELIN Frédérick, Doctorat, président

Mme BROCHU Myriam, Ph. D, membre et directrice de recherche

M. VERREMAN Yves , Ph. D, membre et codirecteur de recherche

M. LANTEIGNE Jacques , Ph. D, membre et codirecteur de recherche

M. DEMERS Vincent, Ph. D, membre

DÉDICACE

À mes parents, Pauline et Jean-Hugues

À ma soeur, Isabelle

À ma copine, Alexandra Lee

À Yvan Laroche…

This was the demonstration that great endeavors can be conducted successfully by a steadfast mobilization of will and resources.

Adapté de James C. Fletcher

REMERCIEMENTS

Tout d'abord, je remercie Myriam Brochu qui m'a accepté dans son groupe de recherche et pour son encadrement rigoureux. Son enthousiasme et sa passion m'ont grandement influencé dès le début de mes travaux.

Merci à Jacques, un être remarquable avec qui j'ai rapidement développé une forte complicité. Nos nombreuses discussions m'ont énormément influencé pendant ces trois ans qui ont passé comme un clin d'œil. Ses encouragements ont été une source inépuisable de motivation et de persévérance. Merci Jack !

Merci à Yves qui a pris le temps de me donner un cours personnalisé sur la mécanique de la rupture. Ses conseils judicieux m'ont aidé à éclaircir le problème et m'ont permis d'avoir une vision globale plus nette de la fatigue des matériaux. Ses encouragements me permettaient souvent de traverser les périodes plus difficiles avec plus d'assurance.

Merci à Daniel avec qui j'ai longuement discuté de mécanique de la rupture. Nos discussions sur les contraintes résiduelles (sigma tilde) ainsi que nos émerveillements concernant la mécanique quantique ont permis de forger une amitié solide.

Un merci sincère à Carlo Baillargeon qui m'a énormément aidé dans ma démarche expérimentale. Sa disponibilité et ses capacités étourdissantes en résolution de problèmes ont fait en sorte que les nombreux pépins expérimentaux semblaient tout à coup moins grands à surmonter.

Merci à Jean-Benoit dit le "*Obstacle cracker*". Son expertise en méthode du contour et ses connaissances approfondies du rock des années 70 ont fait toute la différence !

Merci à René Dubois et Yvan Laroche, deux gurus du soudage sans qui ce projet n'aurait pas été possible.

Merci à tous les autres collègues que j'ai côtoyés et qui m'ont aidé dans l'avancement de mes travaux: Étienne Dalaire, Jean-Benoît Hudon, Marie-André Ayotte, Manon Provencher et Alexandre Lapointe.

Merci à mes parents qui ont toujours cru en moi.

Merci aux partenaires suivants pour leur financement: Alstom, CRSNG, Hydro-Québec et Mitacs.

RÉSUMÉ

Ce mémoire présente une étude expérimentale et numérique du comportement d'une fissure se propageant sous l'influence d'un champ de contraintes résiduelles de tension. L'étude comporte deux objectifs principaux. La mesure et le calcul d'un champ de contraintes résiduelles produit par le soudage. La quantification de l'effet du champ de contraintes résiduelles (CR) sur la vitesse de propagation des fissures de fatigue.

Cette étude est motivée par la problématique de fissuration observée dans certaines turbines Francis exploitées par Hydro-Québec. Il existe une incertitude reliée à l'influence qu'a un champ de contraintes résiduelles sur la vitesse de propagation des fissures dans les assemblages mécano-soudés. Les articles disponibles dans la littérature traitant du sujet n'ont pas démontré hors de tous doutes l'influence des contraintes résiduelles sur le comportement en fatigue-propagation. En effet, les conclusions proposées sont tirées de résultats pour lesquels l'effet de la microstructure, modifiée lors de l'introduction des contraintes résiduelles, se superpose potentiellement à l'effet des contraintes résiduelles Il devient donc difficile d'isoler l'influence des contraintes résiduelles pour confirmer que leur effet est équivalent à la simple superposition d'une contrainte monotone à la sollicitation cyclique.

Dans le but d'isoler l'effet des contraintes résiduelles, une nouvelle géométrie d'éprouvette a été développée à l'Institut de Recherche d'Hydro-Québec (IREQ). Cette éprouvette originale, nommée CT-RES, permet d'étudier la propagation des fissures sous l'influence d'un champ de contraintes résiduelles dans une microstructure homogène. De plus, elle représente mieux l'état de contrainte d'une roue d'eau assemblée par rapport aux éprouvettes de laboratoires utilisées pour caractériser le comportement d'un matériau en fatigue-propagation. En effet, l'éprouvette CT-RES est un assemblage mécano-soudé permettant de reproduite le bridage d'une aube soudée à la ceinture et à la couronne. Un médaillon représentant l'aube est inséré puis soudé dans un cadre rigide. Le bridage est obtenu par l'opposition du cadre au retrait thermique de la soudure. Cette configuration n'est pas retrouvée dans les éprouvettes de laboratoire normalisées utilisées dans la littérature.

Suite à la fabrication de l'éprouvette CT-RES, le champ de contraintes résiduelles a été mesuré à l'aide de la méthode du contour. Cette méthode étant destructive, deux éprouvettes ont été fabriquées à l'aide du bras robotisé Scompi®. La première éprouvette a été utilisée pour mesurer

le champ de contraintes résiduelles. La méthode du contour a révélé que la composante de contrainte σ_{yy}, normale au plan de fissuration, était d'environ 100 MPa sur la plage de fissuration utile. Plusieurs essais ont montré que les cartes de déplacements, obtenus suite à la découpe par électroérosion (EDM) de l'assemblage, sont fortement influencés par le bridage imposé à la pièce avant la découpe. Un bridage important permet d'obtenir des cartes de déplacements symétriques, ce qui permet d'obtenir une mesure plus précise sur la contrainte.

La seconde éprouvette CT-RES a été utilisée pour caractériser la vitesse de fissuration sous l'influence exclusive des contraintes résiduelles. Cette éprouvette a été sollicitée à un rapport des contraintes cycliques, R=0.1 et une variation des facteurs d'intensité de contrainte, ΔK=15 MPa$\sqrt{\text{m}}$. La vitesse de fissuration a été comparée à celle obtenue dans une géométrie d'éprouvette identique, sans contraintes résiduelles, pour un ΔK identique et un R=0.7. La comparaison a démontré que l'éprouvette CT-RES produit une vitesse de fissuration similaire à l'éprouvette sans contraintes résiduelles. Dans les deux cas, on observe une augmentation de la vitesse de fissuration d'un facteur 7 par rapport à une éprouvette sans contraintes résiduelles sollicitée à R=0.1 et ΔK=15 MPa$\sqrt{\text{m}}$. Cette augmentation est expliquée par l'absence du phénomène de fermeture de la fissure.

D'autres essais de propagation ont été effectués en utilisant des éprouvettes normalisées CT-Standard et CT-Monobloc, la version sans contraintes résiduelles de la CT-RES. Le premier objectif de ces essais était de caractériser la vitesse de propagation dans une géométrie standardisée, l'éprouvette CT-Standard, puisque peu de résultats sont disponibles pour l'acier S41500. Le second objectif était de comparer les vitesses de fissuration des éprouvettes sur la base d'un chargement cyclique identique. Cette démarche avait pour but de valider que la solution adimensionnelle du facteur d'intensité de contrainte, $F(a/W)$, calculé par éléments finis (EF) pour l'éprouvette CT-Monobloc, est valide. Cependant, ces essais ont démontré que ces éprouvettes produisent des vitesses de propagation différentes. On observe des vitesses de propagation 500% plus élevées dans l'éprouvette CT-Standard à R=0.1 et ΔK=15 MPa$\sqrt{\text{m}}$. Cet écart est en grande partie causé par une fermeture de la fissure plus importante dans l'éprouvette CT-Monobloc. À R=0.7, la fermeture est inexistante et l'écart est d'environ 20%. Ainsi, on remarque que même en l'absence de fermeture, l'écart subsiste entre les deux géométries. Cette

observation permet de constater que la fermeture explique partiellement l'écart des vitesses de fissuration des deux éprouvettes, et donc, leur comportement en fatigue-propagation.

Afin de rationaliser la différence de vitesse de propagation inexpliquée par la fermeture, différentes hypothèses ont été explorées. Des études disponibles dans la littérature ont démontré que des géométries d'éprouvettes différentes peuvent présenter des comportements en fatigue-propagation différents. Dans ces études, la contrainte uniforme *T* ou *T-Stress* permet de rationaliser l'écart qui existe entre les vitesses de propagation. En effet, on note qu'une contrainte *T* négative augmente la fermeture de la fissure, ce qui diminue la vitesse de propagation. Des simulations par éléments finis ont permis de constater que la contrainte *T* dans les éprouvettes CT-Monobloc et CT-Standard était largement différente. On retrouve dans l'éprouvette CT-Monobloc, une contrainte *T* négative sur toute la plage de fissuration, contrairement à l'éprouvette CT-Standard qui produit une distribution positive de *T*. Ainsi, la fermeture de la fissure plus élevée dans l'éprouvette CT-Monobloc, produisant une diminution de la vitesse de propagation, concorde avec les observations de la littérature. Cette contrainte, inhérente à chaque géométrie, pourrait donc expliquer partiellement l'écart qui subsiste entre ces deux éprouvettes. Cette interprétation est consolidée à l'aide d'images des faciès de rupture prises au microscope électronique à balayage (MEB).

Cette étude a permis de démontrer que les contraintes résiduelles sont équivalentes à un chargement statique superposé au chargement cyclique et que la géométrie d'éprouvette peut avoir une influence significative sur la vitesses de propagation des fissures.

Mots clés: Fatigue des matériaux, Mécanique de la rupture, Contraintes résiduelles, Soudage, Fonctions de poids, Contrainte *T,* Méthode du contour.

ABSTRACT

This master thesis presents an experimental and numerical study concerning the behaviour of a propagating crack under the influence of a residual stress field in tension. The study is composed of two main objectives: 1) The measurement and assesment of a welding residual stress field and 2) The evaluation of the residual stress field influence on the fatigue crack growth rate (FCGR).

This study is motivated by the cracking problem observed in some Francis turbines operated by Hydro-Québec. There is an uncertainty related to the influence of a residual stress field on FCGR in welded assemblies. Numerous papers related to the subject have not demonstrated beyond all doubt the influence of residual stress field on FCGR. Indeed, the proposed conclusions are drawn from the results for suggesting that the effect of microstructure alteration during the introduction of residual stresses, is potentially superimposed on the effect of residual stresses. It is therefore becomes difficult to isolate the influence of residual stresses to assess their equivalence to the simple superposition of a monotonic load to cyclic loading.

In order to isolate the influence of residual stresses, a novel specimen geometry was developed at the Institut de Recherche d'Hydro-Québec (IREQ). This original specimen, called CT-RES, allows the study of crack propagation under the influence of a residual stress field in a homogeneous microstructure. Moreover, it represents more accurately the stress state of a water wheel assembly, relative to laboratory test specimens used to characterize the fatigue behaviour of materials. Indeed, the CT-RES specimen is a welded assembly that reproduced the clamping effect of a welded blade to the belt and crown. A medallion, that represents the blade, is inserted and welded into a rigid frame. The clamping effect is obtained by the opposition of the frame to the heat shrinkage of the weld. This configuration is not found in standardized laboratory test specimens used in the literature.

Following the fabrication of the CT-RES specimen, the residual stress field was measured using the contour method. This method being destructive, two specimens were fabricated using the Scompi® robotic arm. The first specimen was used to measure the residual stress field. The contour method revealed that the stress component σ_{yy}, normal to the cracking plane was about 100 MPa on the useful crack propagating range. Several tests have shown that the displacement maps, obtained following the electroerosion (EDM) cutting of the assembly, are strongly influenced by the clamping imposed to the specimen before cutting. An important clamping

provides symmetrical displacement maps, which leads to a more accurate measurement of the stress.

The second CT-RES specimen was used to characterize the FCGR under the exclusive influence of residual stresses. This specimen has been loaded with a cyclic stresses ratio, R=0.1 and a variation of the stress intensity factor, ΔK=15 MPa$\sqrt{\text{m}}$. The fatigue crack growth rate was compared to that obtained in an identical specimen geometry free of residual stresses, for the same ΔK and R=0.7. The comparison showed that the CT-RES specimen produces a crack growth rate similar to the specimen without residual stresses. In both cases, an increase in crack growth rate is observed by a factor of 7 with respect to a specimen without residual stresses loaded at R=0.1 and ΔK=15 MPa$\sqrt{\text{m}}$. This increase is explained by the absence of the crack closure phenomena.

Other propagation tests were performed using normalized CT-Standard and the CT-Monoblock specimen, the CT-RES version that is free of residual stresses. The first objective of those tests was to characterize the crack propagation rate in a standardized geometry, the CT-Standard, since few fatigue results are available for the S41500 steel. The second objective was to compare the FCGR of these specimens on the basis of an identical cyclic loading. This approach was intended to validate that the solution of the dimensionless stress intensity factor, $F(a/W)$, calculated by finite elements for the CT-Monoblock specimen, is valid. However, those tests have shown that the specimens produce different crack propagation rates. The FCGR observed is 500% higher in the CT-Standard specimen at R=0.1 and ΔK=15 MPa$\sqrt{\text{m}}$. This difference is largely caused by higher crack closure in the CT-Monoblock specimen. At R=0.7, the crack closure is nonexistent and the gap is about 20%. Thus, even in the absence of crack closure, the gap remains between the two geometries. This observation shows that the closure partially explains the difference of propagation rates in the specimens, and therefore, their fatigue behavior.

To rationalized the difference in the crack propagation rate unexplained by crack closure, different assumptions were explored. Studies in the literature have shown that specimens of different geometries can have distinct fatigue behaviours. In those studies, the uniform stress T or T-Stress allows to rationalize the gap between the propagation rates. Indeed, a negative T-Stress increases the crack closure, which in return decreases the propagation rate. Finite element

simulations have shown that the *T*-Stress in the CT-Monoblock and CT-Standard specimens was widely different. The *T*-Stress calculated in the CT-Monoblock is negative over the entire crack propagation range, unlike the CT-Standard specimen which produces a positive distribution of *T*. Thus, the higher crack closure in the CT-Monoblock specimen, producing a decrease in crack propagation rate, is consistent with observations from the literature. This stress, inherent in each geometry, may therefore partly explain the gap that exists between both specimens. This interpretation is consolidated using images of the fracture surface taken with a scanning electron microscope (SEM).

This study has demonstrated that residual stresses are equivalent to a static loading superposed to a cyclic loading, and that the specimen geometry can have a significant influence on the FCGR.

Keywords : Fatigue of materials, fracture mechanics, residual stresses, welding, weight functions, *T*-Stress, the contour method.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE III

REMERCIEMENTS IV

RÉSUMÉ V

ABSTRACT VIII

TABLE DES MATIÈRES XI

LISTE DES TABLEAUX XV

LISTE DES FIGURES XVI

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS XX

LISTE DES ANNEXES XXIV

INTRODUCTION 1

CHAPITRE 1 REVUE CRITIQUE DE LA LITTÉRATURE 5

1.1 La fissuration 5

1.2 Mécanique linéaire élastique de la rupture 5

1.2.1 Prémices de la mécanique élastique linéaire de la rupture 6

1.2.2 Zone plastique en fond de fissure 8

1.2.3 Calcul du taux de restitution d'énergie, *G,* par l'intégrale-*J* 9

1.3 La propagation des fissures de fatigue 10

1.3.1 Modèles basés sur la variation des facteurs d'intensité de contrainte. 12

1.3.2 Fermeture induite par la plasticité 13

1.3.3 Modèles excluant le phénomène de fermeture. 16

1.3.4 Modèles basés sur l'accumulation du dommage en fond de fissure 17

1.4 Les contraintes résiduelles 18

1.4.1 Les contraintes résiduelles dans les assemblages soudés 19

1.4.2 Transformation de phase dans les aciers inoxydables martensitiques 22

1.5 Facteurs mécaniques qui influencent la vitesse de propagation des fissures de fatigue 24

1.5.1 La présence de contraintes résiduelles 25

1.5.2 La redistribution et la relaxation des contraintes résiduelles 29

1.6 Calcul du facteur K_{res} produit par la distribution de contraintes résiduelles sur le plan de fissuration 32

1.6.1 Provenance des fonctions de poids.....32

1.6.2 Fondements de la fonction *h(x,a)*.....33

1.6.3 Comportement de la fonction *h(x,a)* 34

1.7 Sommaire de la revue de la littérature.....36

CHAPITRE 2 MÉTHODOLOGIE EXPÉRIMENTALE.....39

2.1 Éprouvettes utilisées.....39

2.1.1 La géométrie CT-RES 39

2.2 Matériaux utilisés 44

2.2.1 Composition, traitement thermique et provenance 44

2.2.2 Caractérisation microstructurale 45

2.2.3 Caractérisation mécanique des alliages.....46

2.3 Protocole expérimental.....50

CHAPITRE 3 DÉTERMINATION DU CHAMP DE CONTRAINTES RÉSIDUELLES ET CALCUL DU FIC RÉSIDUEL.....52

3.1 Mesure du champ de contraintes résiduelles par la méthode du contour.....52

3.1.1 Bridage de l'éprouvette CT-RES 52

3.1.2 Traitement des cartes de déplacements 54

3.1.3 Calcul de la distribution de contrainte sur le plan de fissuration 58

3.2 Utilisation des fonctions de poids dans la détermination de la fonction $K_{res}(a^*)$ 60

3.2.1 Calibration de l'éprouvette CT-RES 60

3.2.2 Validation de la méthode des fonctions de poids 61

3.2.3 Calcul de la fonction $K_{res}(a^*)$ 63

CHAPITRE 4 PRÉSENTATION DES SIMULATIONS NUMÉRIQUES 66

4.1 Calcul de la complaisance 66

4.2 Calcul de la fonction *F(a/W)* 68

4.2.1 Calcul de *K* par l'intégrale-*J* 69

4.2.2 Calcul de *K* par le calcul des déplacements en fond de fissure 69

4.2.3 Calcul de *K* à l'aide de l'équation analytique d'une plaque semi-infinie 70

4.2.4 Confrontation des résultats des calculs de *K* 71

4.3 Calcul de la contrainte *T* (*T*-Stress) 72

4.3.1 Détermination de la contrainte *T* par le lissage des déplacements en $\theta=\pm\pi$ 73

4.3.2 Détermination de *T* par la méthode d'Eshelby 75

4.3.3 Sommaire des simulations concernant le calcul de *T* 77

4.3.4 Comparaison des distributions de *T* dans les géométries CT-Monobloc et CT-Standard 78

CHAPITRE 5 PRÉSENTATION DES RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX 80

5.1 Courbes *da/dN-ΔK* 80

5.1.1 Courbes de fissuration obtenues dans les éprouvettes CT-Standard 80

5.1.2 Comparaison des résultats obtenus dans les éprouvettes CT-Standard et CT-Monobloc. 88

5.2 Comparaison des vitesses de propagation des éprouvettes CT-Monobloc et CT-RES 94

CHAPITRE 6 DISCUSSION GÉNÉRALE 99

6.1 Sommaire des résultats de fatigue-propagation 99

6.2 Effet de la géométrie sur les vitesses de fissuration 100

6.3 Influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue-propagation 103

6.4 Limites de l'étude 104

CHAPITRE 7 CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS 106

7.1 Conclusions 106

7.2 Recommandations 108

BIBLIOGRAPHIE 112

ANNEXES 119

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1-1 Effet des contraintes résiduelles sur la sollicitation en fond de fissure 26

Tableau 2-1 Paramètres de soudage utilisés dans la fabrication de l'éprouvette CT-RES.....44

Tableau 2-2 Composition chimique de l'acier UNS S41500 (% en poids) 45

Tableau 2-3 Propriétés mécaniques en traction du métal de base (S41500) et du métal d'apport (E309L) 47

Tableau 2-4 Plan des essais.....50

Tableau 4-1 Coefficients du polynôme de régression utilisé pour lisser la fonction $a/W = f(v_x)$..68

Tableau 4-2 Paramètres du maillage en fond de fissure utilisés pour l'application de la du calcul des déplacements en fond de fissure 70

Tableau 4-3 Coefficients du polynôme de régression utilisé pour lisser la fonction $F(a/W) = f(a/W)$.....72

Tableau 4-4 Sommaire des résultats de simulation concernant le calcul de la contrainte T.....78

Tableau 5-1 Paramètres des essais permettant de mettre en évidence l'effet des contraintes résiduelles.....94

Tableau 6-1 Résultats de fatigue-propagation dans l'acier S41500 à différents rapports R pour les géométries CT-Standard et CT-Monobloc.....99

LISTE DES FIGURES

Figure 1-1 Singularité en fond de fissure 6

Figure 1-2 Les différents modes de sollicitation (ASM, 1987) 7

Figure 1-3 Zone plastique monotone en fond de fissure 8

Figure 1-4 Définition du contour de l'intégrale-J 10

Figure 1-5 Régimes de propagation des fissures de fatigue 11

Figure 1-6 Schéma de la fermeture induite par la plasticité 13

Figure 1-7 Vitesse de fissuration en fonction de ΔK_{eff} dans l'aluminium 2023-T3. 14

Figure 1-8 Diagramme P-v en présence de fermeture 16

Figure 1-9 Historique thermique et contraintes résiduelles d'une barre libre (Ueda, Murakawa, & Ma, 2012) 20

Figure 1-10 Température, déformation et contraintes résiduelles d'une barre encastrée 20

Figure 1-11 Distribution des contraintes résiduelles longitudinales et transversales d'une plaque en aluminium soudée bout à bout. σ_y et σ_l contraintes parallèles à la ligne de fusion, σ_x et σ_t contraintes perpendiculaires à la ligne de fusion (Zinn, 1990) 22

Figure 1-12 Courbe dilatométrique de l'alliage 13Cr-4Ni (S41500) (Lanteigne, Sabourin, Bui-Quoc, & Julien, 2008) 23

Figure 1-13 Principe de superposition linéaire élastique 25

Figure 1-14 Contrainte résiduelle longitudinale présente à 10 mm de la ligne de fusion en fonction du nombre de cycles appliqués (Takanashi & Iida, 2001) 30

Figure 2-1 L'éprouvette CT-RES 40

Figure 2-2 Variables définissant la dimension du défaut 40

Figure 2-3 Montage utilisé lors du soudage des éprouvettes CT-RES avec Scompi® 41

Figure 2-4 Alignement des buses de soudage 42

Figure 2-5 Schématisation des étapes du procédé de soudage 43

Figure 2-6 a) Microstructure de l'acier UNS S41500 après traitement thermique b) Image servant au calcul de la taille moyenne des grains, 200X 46

Figure 2-7 Méthode de la régression globale employée sur un diagramme *P-v* 48

Figure 2-8 Montage utilisé lors des essais de propagation dans les éprouvettes CT-Monobloc et CT-RES 49

Figure 3-1 Bridage de l'éprouvette CT-RES à l'aide de plaques d'acier positionnées aux trous de chargement 53

Figure 3-2 Positionnement de l'éprouvette CT-RES dans le gabarit de découpe.....53

Figure 3-3 Mauvais alignement lors de la découpe de l'éprouvette CT-RES par EDM 54

Figure 3-4 Profil d'altitude au centre du médaillon (*Z*=12.7 mm) de l'éprouvette CT-RES soudée en E309L 55

Figure 3-5 Contrainte σ_y dans le médaillon obtenue par éléments finis avec le champ de déplacement brut comme conditions aux frontières. a) échelle pleine b) échelle réduite.....56

Figure 3-6 Correction du segment déformé plastiquement par l'extrapolation du profil des déplacements sur une bande de 4.2 mm au centre du médaillon 57

Figure 3-7 Distribution des déplacements imposés sous forme de conditions aux frontières 58

Figure 3-8 Champ de contraintes résiduelles présent dans le médaillon après soudage.....59

Figure 3-9 Distribution de la contrainte résiduelle σ_y au centre du médaillon après soudage.....59

Figure 3-10 a) Chargement du cas référence 1, b) Chargement du cas référence 2.....61

Figure 3-11 Éléments soumis au retrait thermique 62

Figure 3-12 Comparaison entre les facteurs K_{res} calculés à partir de l'intégrale-*J* et des fonctions de poids pour un chargement de type retrait de solidification des joints de soudure.....63

Figure 3-13 Distribution de $K_{res}(a^*)$ produit par le champ de contraintes résiduelles provenant du soudage de l'éprouvette CT-RES avec du E309L 64

Figure 4-1 Maillage utilisé pour calculer la complaisance de l'éprouvette CT-Monobloc 66

Figure 4-2 Lissage du coefficient de complaisance v_x utilisé dans le calcul automatisé de la longueur de la fissure 67

Figure 4-4 Maillage en fond de fissure utilisé dans le calcul du facteur d'intensité de contrainte.70

Figure 4-5 Contrainte à la surface du médaillon et normale au plan de fissuration, dans la géométrie non fissurée 71

Figure 4-6 Confrontation des méthodes utilisées pour calculer le facteur K adimensionnel, $F(a/W)$ 72

Figure 4-7 Calcul du terme T par régression linéaire des déplacements en fond de fissure 74

Figure 4-8 Géométrie fissurée soumise à une force ponctuelle f en fond de fissure et retenue sur son contour par des tractions t équivalentes.....76

Figure 4-9 Distributions du coefficient de biaxialité dans les éprouvette CT-Monobloc et la CT-Standard 79

Figure 5-1 Essais de fatigue-propagation dans l'acier S41500 à R=0.1 effectués dans des éprouvettes CT-Standard d'épaisseur b = 12.7 mm.....81

Figure 5-2 Distribution du rapport U pour les essais réalisés dans l'éprouvette CT-Standard d'épaisseur b = 12.7 mm, à R=0.1, dans l'acier S41500 82

Figure 5-3 Essais de fatigue-propagation dans l'acier S41500 à R=0.4 et R=0.7.....83

Figure 5-4 Droite v-P du premier point da/dN, ΔK=8.44 MPa$\sqrt{\text{m}}$ à rapport R=0.4 84

Figure 5-5 Droite v-P du premier point da/dN, ΔK=8.05 MPa$\sqrt{\text{m}}$ à rapport R=0.7 84

Figure 5-6 Courbes de fissuration de l'acier S41500 produites dans la géométrie CT-Standard à différents rapports R 85

Figure 5-7 Fractographie des éprouvettes CT-Standard à 15 MPa$\sqrt{\text{m}}$ 86

Figure 5-8 Comparaison des faciès de rupture à rapport R=0.1 et R=0.7 pour un même ΔK=23 MPa$\sqrt{\text{m}}$.....87

Figure 5-9 Comparaison des courbes brutes de fissuration obtenue dans les l'éprouvettes CT-Standard et CT-Monobloc 88

Figure 5-10 Comparaison du rapport U des éprouvettes CT-Standard et CT-Monobloc en fonction de ΔK 89

Figure 5-11 Distribution du rapport T/σ_{ys} lors d'un essai de propagation dans les géométries CT-Standard et CT-Monobloc à R=0.1 90

Figure 5-12 Droite v-P du premier point da/dN, ΔK à rapport R=0.7, dans l'éprouvette CT-Monobloc 90

Figure 5-13 Comparaison des courbes de fissuration en fonction de ΔK_{eff} obtenues dans les éprouvettes CT-Standard et CT-Monobloc 91

Figure 5-14 Comparaison des faciès de rupture des éprouvettes CT-Standard et CT-Monobloc à R=0.1 92

Figure 5-15 Sollicitation locale en fond de fissure de l'éprouvette CT-RES soudée en E309L 95

Figure 5-16 Comparaison des vitesses de fissuration dans l'éprouvette CT-RES soudée et dans les éprouvettes CT-Monobloc à R=0.1 et R=0.7 pour une sollicitation cyclique à ΔK=15 MPa$\sqrt{\text{m}}$ 96

Figure 5-17 Droite v-P du premier point da/dN, ΔK de l'éprouvette CT-RES présentée à la Figure 5-16 pour un rapport R_{local} = 0.55 97

Figure 5-18 Courbe P-v du premier point da/dN, ΔK de l'éprouvette CT-Monobloc présentée à la Figure 5-16 pour un rapport R = 0.1 97

Figure 6-1 Schéma illustrant la corrélation probable entre la présence de fissures secondaires sur les faciès de rupture et le signe de la contrainte T 101

Figure 6-2 Dépendance du rapport U en fonction de la distance qui sépare le lecteur COD du fond de fissure. (Ohta et al., 1979) 102

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

Abréviations :

ASTM	American Society for Testing and Materials
COD	Crack Opening Displacement (Ouverture de la fissure)
CR	Contraintes Résiduelles
CT	Compact Tension (Éprouvette compacte de fissuration en tension)
EDM	Electrical Discharge Machining (Découpe par électroérosion)
FIC	Facteur d'Intensité de Contrainte
FP	Fonctions de poids
IREQ	Institut de recherche d'Hydro-Québec
MLER	Mécanique Linéaire Élastique de la Rupture
ZAT	Zone Affectée Thermiquement

Symboles grecs :

α	Constante du matériau (Ramberg-Osgood)
α'	Martensite
β	Constante du matériau (Manson-Coffin)
γ	Austénite
Γ	Contour
δ	Déplacement imposé
δ_F	Ferrite Delta
δ_{ij}	Opérateur delta Kronecker
ΔK	Variation du facteur d'intensité de contrainte
ΔK_0	Variation du facteur d'intensité de contrainte initial
$\Delta K_{\text{eff.}}$	Variation du facteur d'intensité de contrainte efficace en fond de fissure
ε'_f	Constante du matériau (Manson-Coffin)
ε_{ij}	Composantes de la matrice des déformations
$\varepsilon_{tot.}$	Déformation élastique et plastique en fond de fissure

θ	Orientation en fond de fissure
ρ	Rayon du fond de fissure
σ_{ij}	Composantes de la matrice des contraintes
$\sigma_{loc.}$	Contrainte équivalente locale en fond de fissure
$\sigma_{nom.}$	Contrainte nominale
σ_{res}	Champ de contraintes résiduelles
σ_{yc}	Contrainte d'écoulement cyclique
$\sigma_{ult.}$	Contrainte ultime à la traction
σ_{ys}	Contrainte d'écoulement conventionnelle
ν	Coefficient de Poisson

Symboles latins:

a	Longueur de la fissure
a_0	Longueur de fissure initiale
a_c	Longueur critique de la fissure
$a_{préf}$	Longueur de la fissure suite à la préfissuration
a^*	Longueur de la fissure à partir de la face du médaillon
A	Allongement à la rupture
a/W	Longueur de fissure adimensionnelle
b	Épaisseur de l'éprouvette
c	Paramètre de confinement triaxial
C	Constante du matériau (Loi de Paris)
C_K	Exposant du gradient de K
ds	Élément de contour
E	Module d'Young
E'	Module d'Young équivalent
f	Rapport effectif des contraintes de Newman
$\boldsymbol{f}$	Vecteur ligne des forces volumiques

$f_{ij}(\theta)$	Fonction d'orientation polaire en fond de fissure
G	Taux de restitution d'énergie élastique
$G(a/L)$	Une fonction d'ouverture des lèvres de la fissure
$\boldsymbol{h}$	Vecteur colonne des fonctions $h(x, a)$
H	Fonction Heaviside
J	Taux de restitution d'énergie
J_{Ic}	Taux de restitution d'énergie critique
k	Indice de l'état de contrainte
K	Facteur d'intensité de contrainte
K_I	Facteur d'intensité de contrainte en Mode I
$K_{I,max}$	Facteur d'intensité de contrainte maximal en Mode I
K_{IC}	Ténacité du matériau
k_t	Facteur de concentration de contrainte
K_{res}	Facteur d'intensité de contrainte produit par σ_{res}
$K_{res}(a)$	Fonction de K_{res} en fonction de la longueur de la fissure
m	Constante du matériau (Loi de Paris)
M_i	Coefficient de calibration des fonctions de poids
M_s	Température de début de transformation martensitique
n	Exposant de consolidation
N	Nombre de cycles
P	Force appliquée à l'éprouvette
r	Distance à partir du fond de fissure
r_y	Taille de la zone plastique monotone
$r_{y,c}$	Taille de la zone plastique cyclique
R	Rapport des contraintes cycliques
R_{local}	Rapport local des contraintes cycliques en fond de fissure
$R_{rupt.}$	Énergie de rupture
$\vec{\boldsymbol{t}}$	Vecteur traction
$\boldsymbol{S_r}$	Vecteur ligne des tractions
T	Contrainte uniforme *T* (*T-Stress*)

T_y	Température d'écoulement d'une barre encastrée
u	Déplacement selon x en fond de fissure
u_y	Déplacement selon y
u	Matrice des déplacements
U^*	Énergie par unité de surface
dU^*	Quantité d'énergie restituée par unité de surface
U	Rapport efficace de la variation des FIC.
v	Déplacement selon y en fond de fissure
$v_{adim.}$	Coefficient de complaisance adimensionnel
W	Largeur de l'éprouvette
w	Énergie interne
F(a/W), $F(a/L)$	Facteur d'intensité de contrainte adimensionnel

LISTE DES ANNEXES

Annexe A - Géométrie d'éprouvette CT-Standard 119

Annexe B - Géométrie d'éprouvette CT-Monobloc/RES 120

Annexe C - Austénite reformée quantifiée par EDX 121

Annexe D - Géométrie d'éprouvette de traction 124

Annexe E - Code utilisé dans la calibration des fonctions de poids 125

Annexe F - Tableau des résultats de *J* en fonction de *a/W* pour l'éprouvette CT-Monobloc 127

INTRODUCTION

Contexte et problématique

Hydro-Québec est le producteur majoritaire d'électricité dans la province de Québec. Comptant plus d'une soixantaine de centrales hydroélectriques, cette société d'État produisait en 2014, quelque 36500 MW dont 99% provenaient de l'hydroélectricité (Hydro-Québec, 2016). Les turbines hydrauliques se retrouvent au front de cette production d'énergie en convertissant l'énergie potentielle de l'eau en un couple de rotation. Ce dernier permet d'entrainer le groupe turbine-alternateur utilisé pour produire de l'électricité.

Des inspections ont démontré que les turbines hydrauliques se fissurent au cours des années de service (Lanteigne, Baillargeon, & Lalonde, 1998; Lanteigne, Baillargeon, & Laliberté, 1998). Cette dégradation de la roue est causée principalement par le chargement cyclique produit lors des arrêts et départs du groupe turbine-alternateur. En plus de devoir endurer un chargement hydrostatique, les turbines présentent un niveau de contraintes résiduelles de tension élevé dans certains endroits critiques de la roue (e.g, jonctions aube-couronne). Ces contraintes résiduelles proviennent de la fabrication de la roue par soudage et elles favorisent l'amorçage des fissures tout en augmentant leur vitesse de propagation.

Pour contrer la dégradation de la turbine, des réparations in-situ sont effectuées lors de l'arrêt du groupe turbine-alternateur. Ces réparations consistent à éliminer les défauts par meulage puis à remplir l'encoche par le dépôt successif de cordons de soudure. Ces cordons sont par la suite meulés pour retrouver un profil lisse. Comme lors de la fabrication, les réparations engendrent des contraintes résiduelles susceptibles de contribuer à l'amorçage et la propagation de nouvelles fissures. Un facteur aggravant est l'utilisation du métal d'apport austénitique E309L pour les réparations in-situ. Comparativement au métal d'apport E410NiMo le dépôt de l'acier austénitique E309L ne requiert aucun traitement thermique post-soudage, mais génère néanmoins une quantité importante de contraintes résiduelles.

Dans ces circonstances, Hydro-Québec s'intéresse à enrichir la compréhension de l'influence des contraintes résiduelles sur la propagation des fissures dans les aubes de turbines hydrauliques et à acquérir des outils permettant de quantifier l'évolution du dommage.

On note une quantité importante d'études qui traitent de l'influence des contraintes résiduelles sur la vitesse de propagation des fissures de fatigue. Cependant, dans toutes ces études, le protocole expérimental ne permet pas d'étudier uniquement l'effet des CR sur le comportement fatigue. En effet, on étudie des défauts qui se propagent soit dans un matériau qui est composé de plusieurs nuances microstructurales ou dans une microstructure affectée par la présence de déformations plastiques généralisées. En effet, il a été démontré que la taille des grains austénitiques primaires influencent la tortuosité du parcours de la fissure, et diminue sa vitesse de propagation (Trudel, Lévesque, & Brochu, 2014).

Cette étude aborde donc la problématique de la fissuration des corps soumis à un champ de CR provenant du soudage en exploitant une nouvelle géométrie d'éprouvette. Cette éprouvette originale permet l'étude exclusive de l'effet des CR sur la vitesse de propagation des fissures en offrant une microstructure homogène sur le plan de fissuration. De plus, elle représente mieux l'état de contrainte qui existe dans une aube de turbine soudée à la couronne et à la ceinture, que les éprouvettes standardisées.

Objectifs

Pour être en mesure d'apporter une contribution à la compréhension de la fissuration des aubes de turbines, il est proposé d'approcher le problème en le découplant en deux objectifs. Le premier objectif consiste à quantifier l'effet du champ de contraintes résiduelles sur la vitesse de propagation des fissures. Le deuxième objectif concerne la mesure et le calcul d'un champ de contraintes résiduelles produit par le soudage. Plus précisément, la composante de contrainte normale au plan de fissuration.

Plan du mémoire

Le présent document comporte 7 chapitres. Le premier chapitre présente une revue critique de la littérature traitant des différents aspects de la mécanique de la rupture. Les concepts de bases et certains outils permettant de calculer le facteur d'intensité de contrainte, K, y sont abordés. Les contraintes résiduelles dans les assemblages soudés ainsi que leur redistribution provoquée par la propagation d'un défaut seront abordées. Les phénomènes influençant la vitesse de fissuration, ainsi que différents modèles prédisant la vitesse de propagation d'un défaut sous une sollicitation

cyclique quelconque sont aussi décrits. Une introduction aux fonctions de poids, une méthode analytique permettant de déterminer la fonction du facteur d'intensité de contrainte (FIC) produit par un champ de contraintes résiduelles, est présentée.

Le chapitre 2 traite, en premier lieu, des éprouvettes utilisées dans la caractérisation en fatigue-propagation et des détails sur la fabrication de l'éprouvette CT-RES à l'aide du robot Scompi® de l'IREQ[1]. Les matériaux et la méthodologie expérimentale employés pour mener les essais de fissuration dans les différentes éprouvettes y sont discutés.

Le corps du document a été divisé en quatre chapitres. Ceci permet de mettre en évidence certains aspects plus importants de l'étude. Ainsi, le chapitre 3 est entièrement consacré à la détermination du champ de contraintes résiduelles et au calcul de K_{res}, le facteur d'intensité de contrainte produit par le champ de CR. Tout d'abord, la méthode du contour est présentée et par la suite, le champ de contraintes résiduelles de la CT-RES est déterminé. Afin d'être en mesure de calculer K_{res}, la méthode des fonctions de poids est calibrée et validée pour s'assurer de la justesse du calcul. Finalement, la fonction $K_{res}(a)$ produite par le champ de contraintes résiduelles de l'éprouvette CT-RES en fonction de la longueur de la fissure, a, est présentée.

Les deux chapitres suivants traitent des résultats de simulations numériques et des essais expérimentaux. Le chapitre 4 décrit la démarche nécessaire à l'automatisation des essais de fissuration dans l'éprouvette CT-Monobloc. Entre autres, le calcul de la solution adimensionnelle du FIC et le calcul de la complaisance. De plus, afin d'apporter un regard critique concernant un effet potentiel de la géométrie sur la vitesse de progression d'un défaut, ce chapitre présente le calcul de la contrainte T de l'éprouvette CT-Monobloc, en utilisant deux méthodes différentes.

Par ailleurs, le chapitre 5 présente les résultats d'essais de fissuration menés dans les différentes géométries. Ce chapitre débute par la caractérisation en fatigue-propagation de l'acier S41500 dans les éprouvettes CT-Standard et CT-Monobloc, à rapport de contrainte R=0.1 et R=0.7. Une comparaison des vitesses de fissuration est effectuée à l'aide des données brutes sur des diagrammes $da/dN - \Delta K$. Par la suite, l'effet de fermeture des éprouvettes est étudié en

---

[1] L'abréviation CT provient du terme anglais: Compact Tension

calculant le rapport efficace de la variation des FIC, U, en fonction du ΔK appliqué. L'écart des rapports U est par la suite rationalisé à l'aide de la contrainte T. Une courte analyse fractographique des faciès de rupture des éprouvettes CT-Standard et CT-Monobloc est présentée. Finalement, les vitesses de propagation mesurées dans l'éprouvette CT-Monobloc, sans CR, sont comparées aux vitesses obtenues dans l'éprouvette CT-RES pour mettre en évidence l'effet des CR sur la vitesse de progression du défaut.

Le chapitre 6 traite de la discussion des résultats numériques et expérimentaux obtenus au cours de l'étude. Un sommaire des résultats de fatigue-propagation est présenté. Les coefficients de la loi de Paris, tirés de régressions en puissance de chacun des résultats de fatigue-propagation, sont analysés. Une attention particulière est accordée à la contrainte T dans le but d'expliquer certains comportements inattendus rencontrés pendant les essais de fissuration. On y retrouve une discussion traitant de l'influence des contraintes résiduelles sur la fatigue-propagation ainsi que les limites de l'étude.

Le chapitre 7 présente les conclusions et recommandations tirées de l'analyse et de la discussion des résultats.

CHAPITRE 1 REVUE CRITIQUE DE LA LITTÉRATURE

Ce chapitre présente une revue critique de la littérature traitant, tout d'abord, du phénomène de fissuration et des concepts de base en mécanique linéaire élastique de la rupture (MLER). Par la suite, certains modèles permettant de prédire la vitesse de fissuration sont présentés ainsi que les phénomènes qui influencent la vitesse de propagation des fissures. Une introduction aux contraintes résiduelles et à leur influence sur la vitesse de progression des défauts suivra. Les contraintes résiduelles de soudage sont abordées de même que l'interaction qui existe entre les transformations de phase et le niveau des contraintes résiduelles. Finalement, cette section se termine en introduisant la méthode des fonctions de poids.

1.1 La fissuration

La fissuration est le résultat de l'endommagement local des plans cristallographiques provoqué, généralement, par une sollicitation mécanique répétée. Malgré le fait que la contrainte maximale ne dépasse pas la contrainte d'écoulement du matériau, σ_{ys}, il se crée au niveau microscopique des déformations plastiques permanentes. Ces dernières se traduisent par une cission des plans cristallographiques menant à une décohésion du grain. Suite à cette décohésion, des vallées sont produites d'où peuvent s'amorcer les fissures (Forsyth, P.J.E., 1957; Wood, 1958).

Lorsqu'une fissure est amorcée, deux options sont envisageables. Soit elle progresse ou elle cesse d'avancer. Si les conditions de chargements nécessaires à l'amorçage sont maintenues, certaines fissures vont se propager à un rythme croissant jusqu'à ce que la longueur du défaut atteigne la valeur critique, a_c, menant à la rupture de la pièce. Dans le cas d'un chargement de type déplacement imposé, il est possible que la fissure arrête sa progression puisque l'augmentation de l'énergie potentielle du corps ne suffit plus à surpasser l'énergie de rupture, R_{rupt}.

1.2 Mécanique linéaire élastique de la rupture

La connaissance de ce domaine est nécessaire à l'étude des phénomènes liés à la fatigue-propagation des fissures. Cette section a pour objectif de cibler les avancées du domaine, depuis la théorie d'Irwin, jusqu'aux modèles de prédiction de la vitesse de fissuration les plus récents. S'inscrivant dans une philosophie de tolérance aux dommages, la mécanique de la rupture se prête à l'étude et à l'analyse des corps fissurés sous contrainte. Cette branche de la

mécanique appliquée permet aux ingénieurs de caractériser les défauts présents dans une structure/assemblage et, à l'aide de divers outils analytiques, numériques et expérimentaux, d'en déterminer la sévérité. Une quantification précise et rigoureuse de la sévérité des défauts permet d'estimer avec une plus grande justesse la vie utile du système et surtout, d'en assurer son utilisation sécuritaire.

1.2.1 Prémices de la mécanique élastique linéaire de la rupture

Contrairement à un trou macroscopique dans une plaque semi-infinie, le rayon de la pointe d'une fissure est infiniment petit. Cette particularité géométrique du défaut rend inadéquate l'utilisation du facteur de concentration de contrainte k_t pour l'analyse des contraintes près du fond de la fissure. En effet, il existe une singularité de contrainte, $\sigma \to \infty$, à la pointe d'une fissure. La courbe pointillée de la Figure 1-1 présente la distribution de la composante de contrainte σ_{yy} près du fond de fissure. r et θ sont les coordonnées cylindriques relatives à la pointe de la fissure.

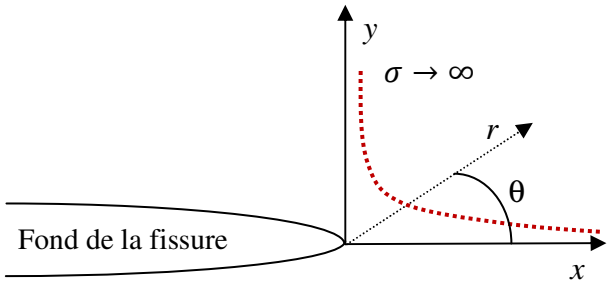


Figure 1-1 **Singularité en fond de fissure**

Les mécaniciens du 20e siècle ont dû attendre la venue des travaux de Griffith (Griffith, 1921) pour analyser les problèmes de plaques fissurées. Il fut le premier à considérer la notion d'équilibre énergétique entre les surfaces produites par la propagation d'un défaut et le changement d'énergie potentielle du corps fissuré. Par la suite, les travaux d'Irwin (Irwin, 1957) ont été marquants dans le domaine de la mécanique de la rupture, lorsque celui-ci, à l'aide des travaux de Westergaard (Westergaard, 1939), a quantifié le champ de contrainte à proximité du fond de fissure. Cette quantité, le facteur d'intensité de contrainte, K, attribue une valeur à la sévérité du défaut en fond de fissure. Il devient donc possible de comparer cette sévérité à la ténacité du matériau K_{IC}, une quantité intrinsèque au matériau.

L'équation (1.1) provient d'un développement en série proposé par Williams (Williams, 1957) et présente la définition du tenseur des contraintes en fond de fissure:

$$\sigma_{ij} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f\left(\theta_{ij}\right) + T\delta_{1i}\delta_{1j} + O\left(r^{1/2}\right) + \cdots \tag{1.1}$$

où σ_{ij} représente les composantes de la matrice des contraintes, K le facteur d'intensité de contrainte, T la contrainte uniforme ou communément appelée T-Stress, δ_{ij} le delta de Kronecker et O l'un des termes d'ordres supérieurs.

La sollicitation d'une fissure s'effectue en trois modes distincts. Le Mode I représente la sollicitation en tension, le Mode II la sollicitation en cisaillement et le Mode III, la sollicitation par déchirement. La Figure 1-2 présente une représentation de ces modes.

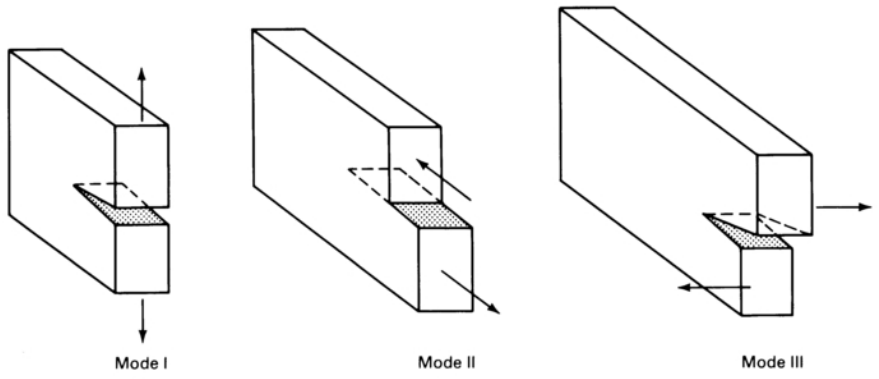


Figure 1-2 **Les différents modes de sollicitation (ASM, 1987)**

Dans la majorité des cas, les fissures de fatigue sont sollicitées en Mode 1. Dans le but de simplifier le calcul de K en Mode 1, soit K_I, il est commode d'exprimer le FIC à l'aide de l'équation (1.2):

$$K_I = Y\sigma_{nom}\sqrt{\pi a} \tag{1.2}$$

où Y est le facteur de correction géométrique, σ_{nom} la contrainte normale au plan de fissuration en l'absence de fissure et a la longueur de fissure.

Le facteur Y, est utilisé pour apporter une correction au calcul du facteur d'intensité de contrainte. En effet, cette correction s'applique dans le cas où la géométrie n'est pas assimilable à un corps infini comprenant une fissure et soumise à une contrainte σ_{nom}. Dans les cas où les géométries

sollicitées sont simples, il est possible de trouver ce facteur dans plusieurs ouvrages de référence (Michel, 1988; Tada, Paris, & Irwin, 2000). Cependant, lorsque la géométrie est complexe ou que la nature du chargement lui-même devient complexe, il est nécessaire de tirer avantage des logiciels d'éléments finis pour le calculer.

1.2.2 Zone plastique en fond de fissure

En analysant l'équation (1.1), il est évident que lorsque $\lim_{r\to 0}\sigma = \infty$, une singularité de contrainte se présente en fond de fissure. Ainsi, en réponse à ce niveau de contrainte élevé, une zone plastique de taille r_y se développe en fond de fissure puisque le matériau ne peut soutenir un tel état de déformation, comme schématisé à la Figure 1-3. Dans cette zone plastique, la contrainte minimale est égale à la contrainte d'écoulement du matériau et sa taille est proportionnelle au carré du rapport du facteur d'intensité de contrainte maximale, K_{max}, sur la limite d'écoulement du matériau, σ_{ys}.

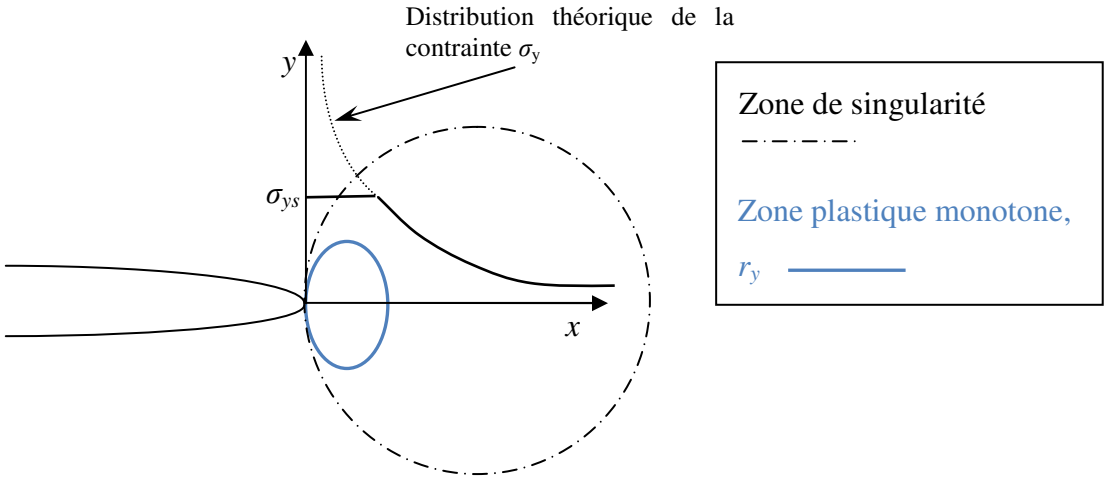


Figure 1-3 **Zone plastique monotone en fond de fissure**

Tirées des travaux d'Irwin (Irwin, 1960), voici les équations permettant de calculer la taille de la zone plastique en Mode I:

$$r_{y,CP} \approx \frac{1}{\pi}\left(\frac{K_{max}}{\sigma_{ys}}\right)^2 \tag{1.3}$$

$$r_{y,DP} \approx \frac{1}{3\pi}\left(\frac{K_{max}}{\sigma_{ys}}\right)^2 \tag{1.4}$$

La première équation fait référence à un état de contrainte plane (CP) et la seconde à un état déformation plane (DP). En réalité, dans une pièce mise en service ou dans le cadre d'un essai de fatigue, le chargement imposé à l'éprouvette n'est pas monotone. Il est cyclique et atteint un minimum et un maximum. Ce chargement est défini comme la variation des facteurs d'intensité de contrainte, ΔK. Le fond de fissure présente donc 2 types de zones plastiques, une dite *monotone* et l'autre *cyclique.* La zone plastique monotone atteint son volume maximal lorsque le chargement atteint K_{max}. Dans le cas de la zone plastique cyclique, Rice (Rice, 1967a) a démontré, qu'à rapport des contraintes cycliques, $R = 0$, elle représente environ le quart de la taille de la zone plastique monotone. Cette seconde zone est produite lors du déchargement. En effet, le retour élastique du matériau a pour effet de renverser les contraintes en fond de fissure. Ceci se traduit par l'apparition d'une seconde zone plastique où l'on retrouve une contrainte maximale égale à σ_{ys} en compression. L'amplitude maximale des contraintes en fond de fissure correspond donc à deux fois la contrainte d'écoulement cyclique, σ_{ys}.

Pour conclure cette sous-section, voici les conditions qui doivent être respectées afin d'étudier un problème à l'aide de la mécanique linéaire élastique de la rupture. En premier lieu, la fissure est dite longue et se propage en Mode I. À ce stade, le cisaillement des grains est assez important pour exciter plusieurs plans de glissements à la fois, (Forsyth, P.J.E, 1962) et ainsi, instaurer une continuité du front de fissure dans tous les grains. La zone plastique est confinée en fond de fissure $(r_y \ll a)$ et donc, située à l'intérieur de la zone singulière. Dans cette zone, la distribution de contrainte en fond de fissure peut être définie à l'aide du terme singulier K uniquement, même en présence d'une petite zone plastique. Finalement, l'émoussement du fond de fissure est négligeable.

Dans la prochaine section, l'on s'attardera au calcul de K par la méthode de l'intégrale-J, un outil basé sur le principe du travail virtuel qui a été développé comme critère de rupture en plasticité non confinée

1.2.3 Calcul du taux de restitution d'énergie, *G,* par l'intégrale-*J*

Développée par Cherepanov et Rice (Cherepanov, 1967; Rice, 1967b), l'intégrale-J permet de quantifier l'intensité des déformations et des contraintes en fond de fissure et, par le fait même,

d'en calculer le taux de restitution d'énergie élastique, G, lorsque les conditions de la MLER sont respectées. Sa formulation classique est une intégrale de contour:

$$J = \oint w.dy - \left(\vec{t}.\frac{\partial \vec{u}}{\partial x}\right) ds \tag{1.5}$$

où $\vec{t}$ représente le vecteur contrainte normal au contour, $\vec{u}$ le vecteur des déplacements et ds un segment du contour. w représente la densité d'énergie des déformations:

$$w = \int \sigma_{ij}\, d\varepsilon_{ij} \tag{1.6}$$

Ainsi, les auteurs ont démontré que, peu importe le chemin emprunté pour délimiter le contour Γ, Figure 1-4, la quantité obtenue est toujours identique.

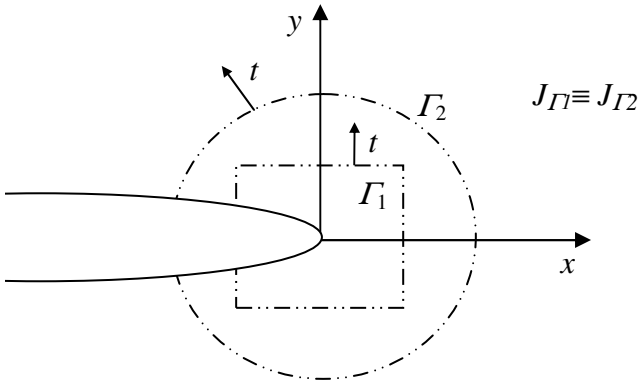


Figure 1-4 **Définition du contour de l'intégrale-*J***

La valeur de l'intégrale-J est équivalente au taux d'énergie par unité de surface dU^* restituée lorsque la fissure progresse d'une longueur da, telle que définie à l'équation (1.7):

$$J = \oint w.dy - \left(\vec{t}.\frac{\partial \vec{u}}{\partial x}\right) ds = -\frac{dU^*}{da} \tag{1.7}$$

1.3 La propagation des fissures de fatigue

L'endommagement par fatigue est le résultat d'une sollicitation cyclique. On doit donc caractériser la vitesse de fissuration par la variation des FIC, c'est-à-dire, le ΔK. Cette section présentera quelques modèles disponibles dans la littérature permettant de prédire la vitesse de propagation des fissures en fonction de l'amplitude du chargement cyclique. Avant de discuter

des modèles, voici d'abord une introduction aux régimes de progression des fissures longues de fatigue.

La propagation des fissures longues s'effectue en 3 régimes distincts. La Figure 1-5 montre l'évolution de la vitesse de propagation de la fissure, à rapport R constant, en fonction de ΔK, tracée sur une échelle logarithmique. Le premier régime marque le début de la propagation de la fissure, c'est-à-dire l'imposition d'une sollicitation cyclique suffisante pour produire une vitesse de fissuration détectable. Cette sollicitation est communément appelée le ΔK_{seuil}. Dans ce régime (I), la propagation est fortement influencée par la microstructure, les conditions d'essai, l'environnement et les effets de fermeture (Suresh, 1998), ce qui rend l'atteinte du seuil une tâche minutieuse et longue. Sur cette même échelle logarithmique, une fois le régime de Paris atteint, celui-ci montre une évolution linéaire de la vitesse de propagation en fonction du ΔK (II). Finalement, l'augmentation significative de la pente de la vitesse de fissuration survient lorsque K_{max} devient non-négligeable devant K_{Ic} (III). Cette augmentation de la pente de la vitesse s'explique par l'activation de mécanismes d'endommagement statiques, comme l'arrachement ductile du matériau en pointe de fissure, venant s'additionner à l'endommagement cyclique.

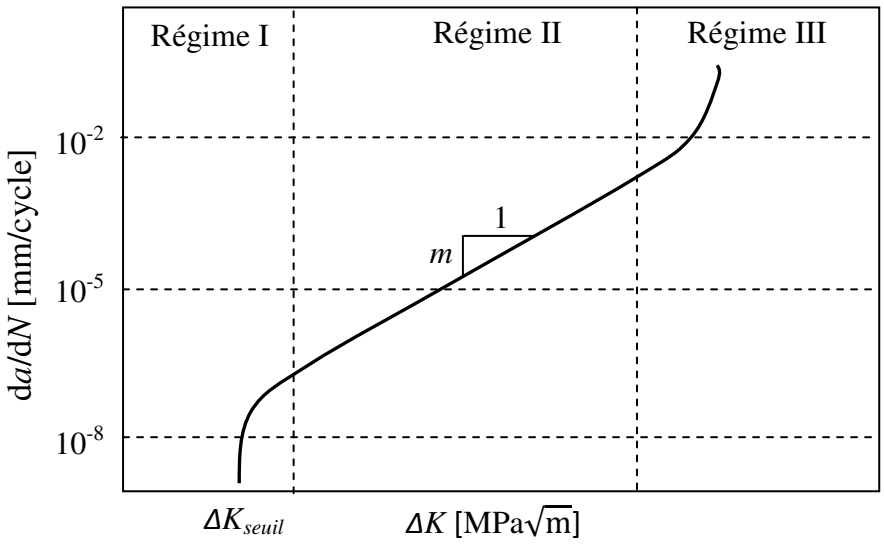


Figure 1-5 **Régimes de propagation des fissures de fatigue**

Pour être en mesure d'analyser et de prédire la fissuration en MLER, trois catégories de modèles sont disponibles dans la littérature (Ould Chikh, Imad, & Benguediab, 2008) :

1. Les modèles basés sur la variation des facteurs d'intensité de contrainte : $\frac{da}{dN} = f(\Delta K)$
2. Les modèles excluant les phénomènes de fermeture : $\frac{da}{dN} = f(\Delta K_{eff})$
3. Les modèles basés sur l'accumulation du dommage en fond de fissure : $\frac{da}{dN} = f(\int \varepsilon_{tot.})$

Tous ces modèles présentent une approche particulière pour décrire le processus de fissuration.

1.3.1 Modèles basés sur la variation des facteurs d'intensité de contrainte.

Il a été démontré qu'il existe une relation de puissance entre la variation du facteur d'intensité de contrainte ΔK et la vitesse de propagation des fissures de fatigue dans le régime II (Paris, Gomez, & Anderson, 1961):

$$\frac{da}{dN} = C\Delta K^m \tag{1.8}$$

où les constantes $C\ et\ m$ définissent les constantes du matériau et les paramètres de l'essai. Cette relation suppose que le facteur ΔK est le paramètre prédominant dans la propagation des fissures de fatigue. Cependant, le modèle de Paris ne considère pas tous les aspects de la propagation des fissures de fatigue. Par exemple, dans l'éventualité où le facteur ΔK reste identique mais que le rapport des contraintes cycliques $R = \sigma_{min}/\sigma_{max}$ est modifié, Forman et *al*. (Forman, R. G., Kearney, & Engle, 1967) ont démontré que la vitesse de propagation de la fissure est influencée par le rapport R et par la différence qui existe entre le chargement maximal K_{max} et la ténacité du matériau K_{Ic}. Leurs observations ont mené au développement du modèle de prédiction de la vitesse de propagation suivant, pouvant s'appliquer aux régimes II et III de la courbe présentés à la Figure 1-5 :

$$\frac{da}{dN} = \frac{\mathrm{C}\,\Delta K^m}{(1-R)(K_{Ic} - K_{max})} \tag{1.9}$$

En incluant le rapport R les auteurs ont indirectement pris en considération les effets de fermeture dans la propagation des fissures. À cette date, la fermeture induite par la plasticité, découverte par Elber (Elber, 1971), n'avait pas encore été observée. Elle sera introduite à la prochaine sous-

section. Aussi, la présence de la variable K_{max} dans l'équation évoque la sensibilité à une sollicitation élevée en fond de fissure comme paramètre d'endommagent supplémentaire. Ce dernier peut se traduire par de l'arrachement ductile sur les faciès de rupture (ASM, 1987).

Ainsi, ce modèle offre une amélioration marquée par rapport au modèle de Paris en intégrant R et K_{max} permettant de prendre en considération certains mécanismes connus qui modifient la vitesse de propagation.

Comme stipulé, avant de débuter la sous-section concernant les modèles qui excluent la fermeture du chargement, il est important de comprendre ce qu'est la fermeture, comment est-elle influencée et comment elle est mesurée. La prochaine sous-section présentera la fermeture induite par la plasticité qui domine dans le régime de Paris. Les mécanismes de fermetures induites par la rugosité ou par la présence de dépôts de corrosion ne seront pas abordés dans ce mémoire, car ils ne sont (Suresh & Ritchie, 1982).

1.3.2 Fermeture induite par la plasticité

Elber (Elber, 1971) a démontré que la propagation d'une fissure de fatigue pouvait être influencée par ce qu'il nomme le phénomène de fermeture induite par la plasticité. En effet, lorsqu'une fissure de fatigue se propage, la zone plastique monotone présente devant la pointe de la fissure, produit une zone de déformation plastique permanente dans son sillage. Ces déformations irréversibles produisent un «gonflement» des lèvres de la fissure et engendrent, lors du déchargement, une incompatibilité géométrique au niveau des surfaces de rupture. Ainsi, les lèvres de la fissure entrent en contact avant que la charge minimale soit atteinte. La

Figure 1-6 montre bien cet effet. Ce phénomène a été modélisé analytiquement par la méthode des éléments finis pour la première fois par Newman (Newman, 1974).

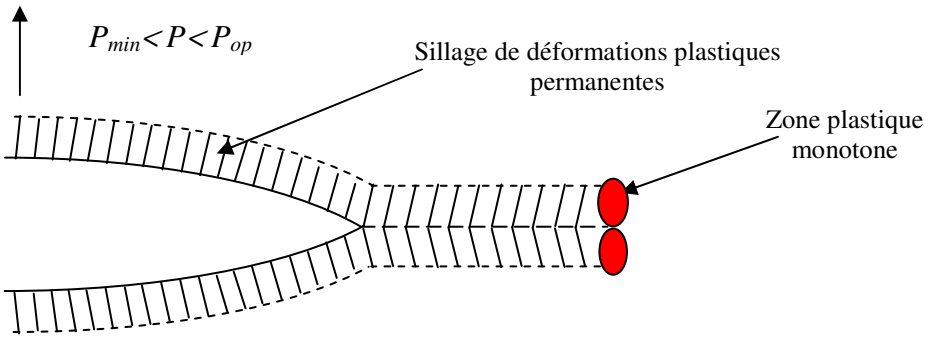


Figure 1-6 **Schéma de la fermeture induite par la plasticité**

C'est donc Elber qui a proposé de prendre en compte le chargement effectif ΔK_{eff} au lieu de ΔK . L'usage de ΔK_{eff} permet de juxtaposer plusieurs courbes de fissuration à rapports R différents, comme le montre la Figure 1-7 suivante.

La fermeture est aussi influencée par le terme T ,communément appelé *T-Stress.* En effet, Fleck (Fleck, N.A., 1986) fut le premier à considérer le terme constant T comme paramètre influençant la fermeture. À l'aide des éléments finis, il démontra que la fermeture induite par la plasticité était dépendante du rapport T_{max} / σ_{ys}. Ces résultats ont subséquemment été validés (Lee & Song, 2005; Lugo & Daniewicz, 2011). Elle semble aussi être indépendante du rapport σ_{ys}/E et du coefficient de Poisson ν (Fleck, N.A., 1986; Roychowdhury & Dodds, 2004) mais dépendante de la consolidation du matériau (Roychowdhury & Dodds, 2004).

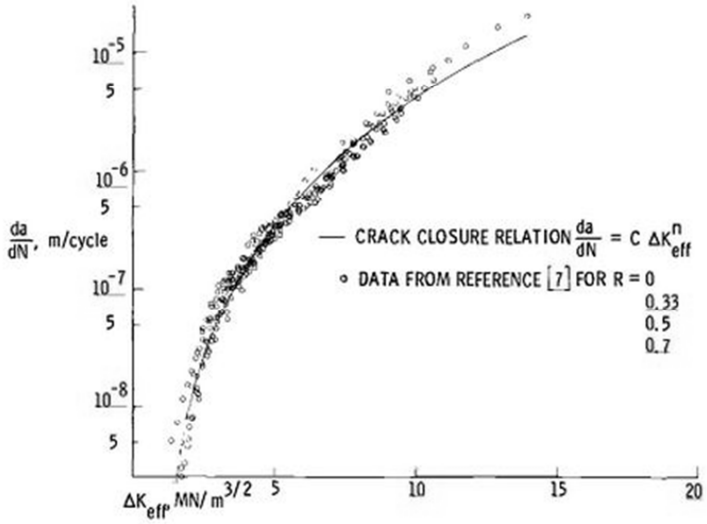


Figure 1-7 **Vitesse de fissuration en fonction de ΔK_{eff} dans l'aluminium 2023-T3. (Elber, W. 1971)**

À rapport des contraintes $R = 0$, l'on devrait retrouver de la fermeture induite par la plasticité pour des valeurs du rapport $T_{max}/\sigma_{ys} < 0.035 - 0.070$ (Fleck, N.A., 1986). Ce phénomène semble aussi s'intensifier lorsque le rapport T_{max}/σ_{ys} devient négatif et diminue (Fleck, N.A., 1986; Roychowdhury & Dodds, 2004; Solanki, Daniewicz, & Newman, 2004).

Singh a écrit une revue de la littérature sur le sujet en abordant de nombreux aspects de la modélisation de la fermeture (Singh, Parry, & Sinclair, 2012). Force est de constater que de nombreux paramètres comme la taille du maillage et le type d'éléments, la loi de comportement

du matériau et les critères sur la définition de la fermeture, font en sorte que les auteurs obtiennent des résultats différents. Il devient alors compliqué de comparer les simulations et leurs résultats.

Néanmoins, quelques auteurs ont mené des études numériques en 3D sur la distribution de la fermeture en fond de fissure (Chermahini, Shivakumar, & Newman, 1988; Roychowdhury & Dodds, 2003). Les auteurs s'entendent sur le fait que le front de fissure ferme tout d'abord en surface (contrainte plane) puis à l'intérieur de la géométrie (déformation plane), ce qui est cohérent avec la distribution du volume de matériau plastifié sur le front de fissure. De plus, la fermeture est plus importante et se développe davantage en déformation plane, lorsque le rapport T_{max}/σ_{ys} est négatif (Roychowdhury & Dodds, 2004).

Les prochains développements dans ce domaine devraient se pencher sur l'effet du rythme d'ouverture du fond de fissure sur l'intensité des déformations plastiques en fond de fissure.

1.3.2.1 Mesure de la fermeture à l'aide d'une courbe *P-v*

La fermeture est calculée en déterminant l'emplacement du point d'inflexion sur un diagramme P-v recueilli lors d'un essai de fissuration, tel qu'indiqué à la Figure 1-8. Ce diagramme représente la charge appliquée, P, en fonction de l'ouverture des lèvres de la fissure, v, mesurée à la surface de l'éprouvette, pour une géométrie d'éprouvette quelconque. Un tracé linéaire signifie que la fissure est pleinement ouverte et que la complaisance (v/P), l'inverse de la pente du diagramme, est constante. Les lignes pointillées rouges correspondent à l'énergie nécessaire pour ouvrir les lèvres de la fissure et en conséquence, non disponible pour endommager le fond de fissure. La correction sur le chargement s'effectue en soustrayant la section non efficace (non linéaire) du cycle. De cette façon, il est possible de calculer la variation des FIC efficace, ΔK_{eff}, et le rapport efficace de la variation des FIC, U:

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{ouv.} = P_{max} - P_{ouv.} \tag{1.10}$$

$$U = \frac{K_{max} - K_{ouv.}}{\Delta K} \tag{1.11}$$

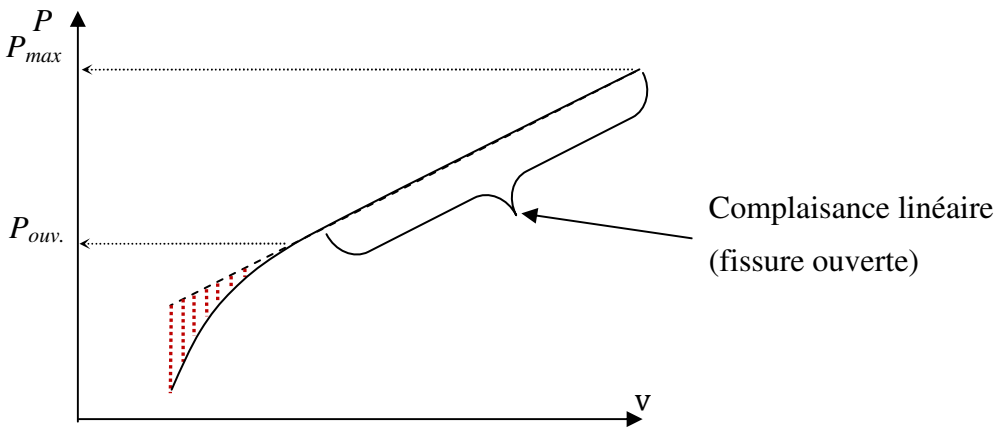


Figure 1-8 **Diagramme *P-v* en présence de fermeture**

Cependant, la fermeture de fissure ne semble pas être un phénomène facilement quantifiable. En effet, on observe une divergence des résultats obtenus par différentes techniques de mesure, (Lugo & Daniewicz, 2011; Paris, Lados, & Tada, 2008) le type d'instrumentation et son positionnement sur l'éprouvette (Yamada, Newman, Daniewicz, & Dean, 2012).

En résumé, la fermeture induite par la plasticité est un phénomène caractérisé par l'apparition d'un gonflement plastique des lèvres de la fissure suite au passage de la zone plastique monotone. La fermeture réduit l'intensité des déformations plastiques cycliques en fond de fissure. Elle est influencée par la contrainte *T* mais indépendante du module d'élasticité *E,* de la limite d'élasticité σ_{ys} et du coefficient de Poisson v. Lorsque les mesures sont bien effectuées et qu'il n'y a pas d'autres mécanismes de blindage du fond de fissure en jeu, il en résulte une superposition des courbes de propagation à différent rapport *R*, tel qu'indiqué à la Figure 1-7. Le terme blindage fait référence à un mécanisme qui, dans ce cas-ci, n'est pas visible sur une courbe *P-v* mais qui agit en fond de fissure en réduisant la variation des déformations plastiques cycliques. Ainsi, la fermeture peut être soustraite du chargement pour permettre de retrouver les propriétés intrinsèques du matériau. En contrepartie, les différentes techniques de mesure disponible ainsi que le positionnement du lecteur permettant de mesurer l'ouverture des lèvres semblent donner des résultats différents.

1.3.3 Modèles excluant le phénomène de fermeture.

Dans la majorité des cas, les modèles qui excluent les phénomènes de fermeture dans le calcul de la vitesse de fissuration le font à l'aide de la correction $\Delta K \rightarrow \Delta K_{eff}$.

Par exemple, le modèle de Paris devient:

$$\frac{da}{dN} = C\left[\Delta K_{eff}\right]^n \tag{1.12}$$

En contrepartie, le modèle NASGRO, un modèle semi-empirique, se démarque en utilisant le rapport effectif des contraintes défini comme $f = \frac{S_o}{S_{max}}$ (Newman, 1984) avec S_o la contrainte à l'ouverture de la fissure et S_{max}, la contrainte maximale appliquée. Ce modèle permet de prendre en compte l'effet de la fermeture par plasticité induite dans le matériau. La fonction permettant de calculer f est dépendante de R et de c, un paramètre empirique de confinement triaxial variant de 1 à 3. Ce dernier permet d'ajuster le modèle à l'état de contrainte auquel le matériau est soumis, c'est-à-dire un état de contrainte plane ($c = 1$) ou de déformation plane ($c = 3$).

Le modèle NASGRO, basé sur les travaux de Forman et *al.* (Forman, R. G. & Mettu, 1992), permet de prédire la totalité (Région I, II, III) de la courbe de propagation d'une fissure longue de fatigue en incorporant la valeur ΔK_{seuil} ainsi que la valeur à laquelle K_{max} produit une accélération de la vitesse de fissuration:

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

où C, p, q et n correspondent à des constantes du matériau.

La prochaine sous-section présente une approche basée sur l'accumulation du dommage en fond de fissure. Ces modèles sont fondés sur des développements théoriques des mécanismes d'endommagement en fond de fissure. Dans ces modèles, les déformations élastoplastiques sont incorporées dans le processus d'endommagement en fond de fissure.

1.3.4 Modèles basés sur l'accumulation du dommage en fond de fissure

Même s'ils ne sont pas très utilisés, les modèles d'accumulation du dommage sont attrayants dans le sens où ils représentent le mécanisme d'endommagement cyclique avec une approche plus intuitive. Quelques auteurs ont travaillé sur cette approche de l'endommagement (McClintock, 1963; Weertman, 1966) mais la différence importante entre les résultats a découragé l'utilisation de cette approche.

Cependant, un modèle de prédiction de la vitesse de fissuration basé sur une loi d'accumulation du dommage de type Manson-Coffin a connu un certain succès dans ces années. Ce modèle développé par Lanteigne et *al.* (Lanteigne & Baïlon, 1981) prédit la vitesse de fissuration de plusieurs métaux près du seuil et dans le régime II de la propagation. Il est défini à l'équation (1.14):

$$\frac{da}{dN} = \frac{4}{\rho^{1/(\beta-1)}}\left[\frac{0.2(1-\nu^2)(\Delta K^2 - \Delta K_{th}^2)}{\pi\sqrt{3}cE\sigma_s\varepsilon_f'}\right] \tag{1.14}$$

où ρ le rayon du fond de fissure, ε_f' et β les paramètres de Manson-Coffin, c un paramètre de confinement triaxial qui est ajusté en fonction de l'état de contrainte en fond de fissure et σ_s la limite d'écoulement cyclique mesurée au début de l'écoulement sur la courbe cyclique contrainte-déformation.

En résumé, il existe plusieurs modèles prédisant la vitesse de propagation des fissures de fatigue. Ces modèles sont initialement basés sur une des trois approches présentées pour quantifier l'endommagement en fond de fissure. Les modèles basés sur l'accumulation du dommage sont les moins utilisés puisqu'il est difficile de bien quantifier l'endommagement nécessaire à la propagation d'une fissure. En contrepartie, les modèles excluant la fermeture sont fréquemment utilisés dans la littérature en raison de leurs simplicités et de leur bonne comparaison avec les résultats expérimentaux.

La prochaine section traitera du second aspect de la problématique de recherche, c'est-à-dire les contraintes résiduelles dans les assemblages soudés.

1.4 Les contraintes résiduelles

D'un point de vue physique, les contraintes résiduelles surviennent lorsqu'il y a une incompatibilité géométrique des déformations au sein d'une pièce ou d'un assemblage. C'est-à-dire qu'une fois tous chargements mécaniques ou thermiques retirés sur le contour de la pièce, les déformations plastiques d'origine mécanique et/ou thermique produites, engendrent un champ de contraintes résiduelles non nul σ_{res} à l'intérieur du contour de la pièce.

Ce champ de contraintes résiduelles satisfait les équations d'équilibres:

$$\text{div}\, \sigma_{res} = 0 \tag{1.15}$$

Les contraintes résiduelles peuvent être d'origine mécanique, thermique ou microstructurale. Les sources les plus usuelles sont les suivantes (Lanteigne, Lalonde, Baillargeon, & Fihey, 1998):

- Une déformation plastique localisée
- Un gradient thermique important
- Une transformation de phase du matériau
- Une hétérogénéité entre les propriétés de différents matériaux constituant une pièce

Dans le cas particulier du soudage, il peut exister à la fois un fort gradient thermique, source principale des contraintes résiduelles dans l'assemblage, ainsi qu'une transformation de phase du matériau suite à l'historique thermique subit par le matériau. La prochaine section traitera davantage de ces deux aspects.

1.4.1 Les contraintes résiduelles dans les assemblages soudés

Les contraintes résiduelles présentes dans les assemblages mécanosoudés sont le résultat d'une incompatibilité de déformations thermomécaniques localisée, produite par un gradient thermique très élevé (Zinn & Scholtes, 2002). En effet, lors du passage de l'arc, la différence importante entre la température du bain de fusion et celle plus loin dans le métal de base engendre deux phénomènes connus pour influencer le niveau de contraintes résiduelles: (Zinn & Scholtes, 2002)

- Une expansion du volume non-soudé, près de la ligne de fusion, lors du passage de l'arc.
- Une contraction importante du volume soudé lors du refroidissement.

Cependant, ces changements de volume n'auront aucun effet sur l'apparition et le niveau des contraintes résiduelles s'ils ne font pas face à une opposition suffisante de la "matrice" environnante. En effet, la seule augmentation de la température n'est pas suffisante pour produire des déformations plastiques. Ainsi, comme le montre la Figure 1-9, lorsque la barre est libre aucune déformation n'est engendrée par le chargement thermique. Cette configuration se traduit par une absence de contraintes résiduelles dans la géométrie.

Par contre, comme le montre la Figure 1-10, lorsque la barre est encastrée, un chargement thermique équivalent produit des déformations plastiques dès que la limite d'élasticité est atteinte. Dans la Figure 1-10, le terme T_y représente la température à laquelle il y a écoulement du matériau.

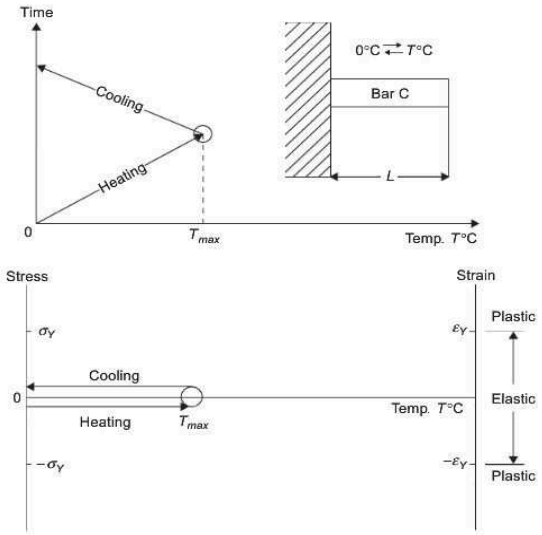


Figure 1-9 **Historique thermique et contraintes résiduelles d'une barre libre (Ueda, Murakawa, & Ma, 2012)**

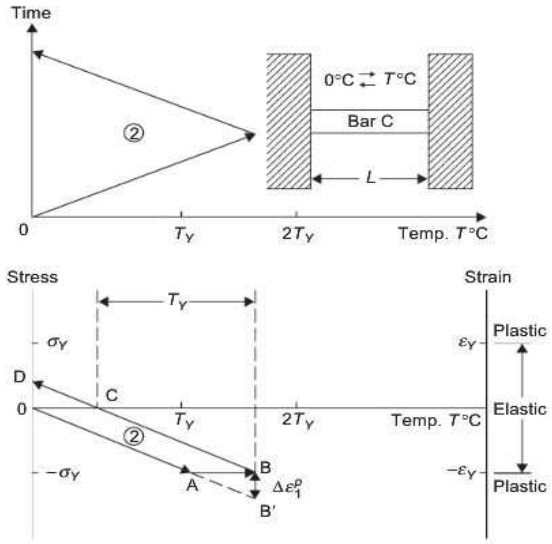


Figure 1-10 **Température, déformation et contraintes résiduelles d'une barre encastrée**

Ainsi, comme stipulé par (Zinn & Scholtes, 2002), lorsque le cordon fraichement déposé se refroidit et se contracte, le milieu froid l'entourant s'oppose à cette contraction sévère. Il s'en suit donc une augmentation significative des déformations mécaniques jusqu'à l'écoulement du matériau. Noter que cet écoulement est, lui aussi, dépendant de la température du volume soudé et que le niveau des contraintes résiduelles ne dépasse jamais la valeur σ_{ys} du métal de base ou du métal d'apport. C'est ainsi que ces déformations plastiques produisent tant longitudinalement que transversalement, au centre d'une plaque soudée bout à bout, un champ de contraintes résiduelles de tension. Toutefois, le niveau de contraintes résiduelles est nettement supérieur dans la direction longitudinale puisque le bridage intrinsèque de la plaque est plus important dans cette direction.

La présence de déformations plastiques près de la ligne de fusion s'explique de la manière suivante. Malgré le fait que le volume de matériau influencé par l'augmentation de température n'atteint pas le point de fusion, l'augmentation volumique qu'il subit, combinée à une opposition conséquente du matériau l'entourant, sont des facteurs suffisant pour atteindre la limite d'écoulement. Cette expansion retenue du volume de matière provoque des contraintes résiduelles de compression près de la ligne de fusion, c'est-à-dire, dans la zone affectée thermiquement (ZAT).

La Figure 1-11 montre bien la distribution des contraintes résiduelles longitudinales et transversales dans une plaque soudée bout à bout dans un alliage d'aluminium possédant une contrainte à l'écoulement d'environ 125 MPa .

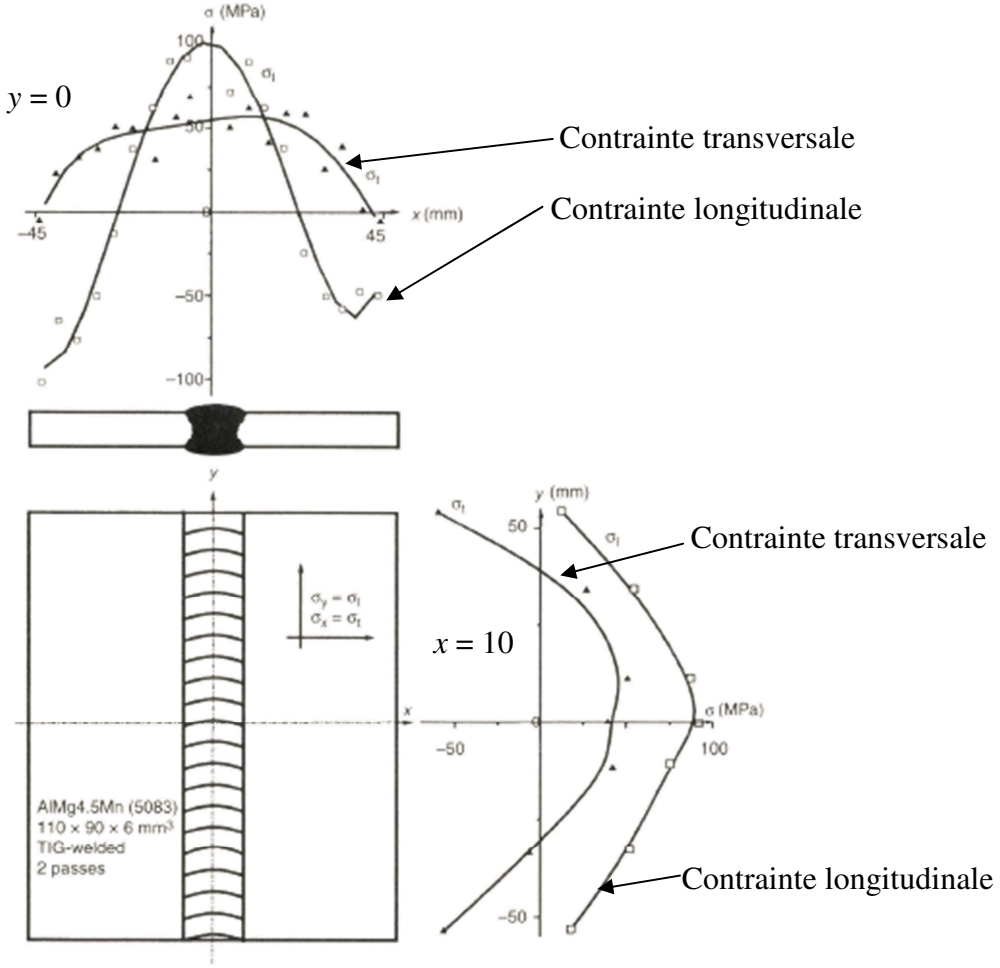


Figure 1-11 **Distribution des contraintes résiduelles longitudinales et transversales d'une plaque en aluminium soudée bout à bout. σ_y et σ_l contraintes parallèles à la ligne de fusion, σ_x et σ_t contraintes perpendiculaires à la ligne de fusion (Zinn, 1990)**

Dans la prochaine sous-section, on s'attarde à un autre phénomène qui influence les contraintes résiduelles post-soudage, les transformations de phases de la microstructure.

1.4.2 Transformation de phase dans les aciers inoxydables martensitiques

Lors de la solidification et du refroidissement des aciers, les phases qui constituent la microstructure se transforment suivant l'équilibre thermodynamique intrinsèque des phases et à la proportion de celles-ci. En effet, lors du refroidissement, certaines phases deviennent instables et sont nécessairement remplacées par d'autres phases, à une température donnée. Pour un alliage

composé de Fe-Cr-Ni, par exemple l'acier S41500 utilisé dans ce projet, trois transformations de phases sont observables lors de la solidification. (Folkhard, 1984)

1. Formation de ferrite delta (δ_F)
2. Formation d'austénite primaire (γ)
3. Formation de martensite fraîche (α')

Contrairement à un acier au carbone faiblement allié, la transformation des grains d'austénite primaire en martensite a lieu même avec des taux de refroidissement lents puisque la forte concentration de chrome dans l'alliage repousse la formation de perlite. Ainsi, la trempe d'une pièce massive peut aisément se faire à l'air libre sans craindre d'obtenir des nuances microstructurales dans l'épaisseur de la pièce trempée.

Comme le montre la Figure 1-12, la transformation $\gamma \rightarrow \alpha'$ de l'acier S41500 s'accompagne d'un gonflement volumique rapide puisque l'austénite est plus dense que la martensite. En considérant que cette transformation microstructurale a lieu lors du refroidissement d'un cordon fraichement déposé, il serait logique de retrouver, à température ambiante, une contrainte résiduelle de compression dans ce dernier.

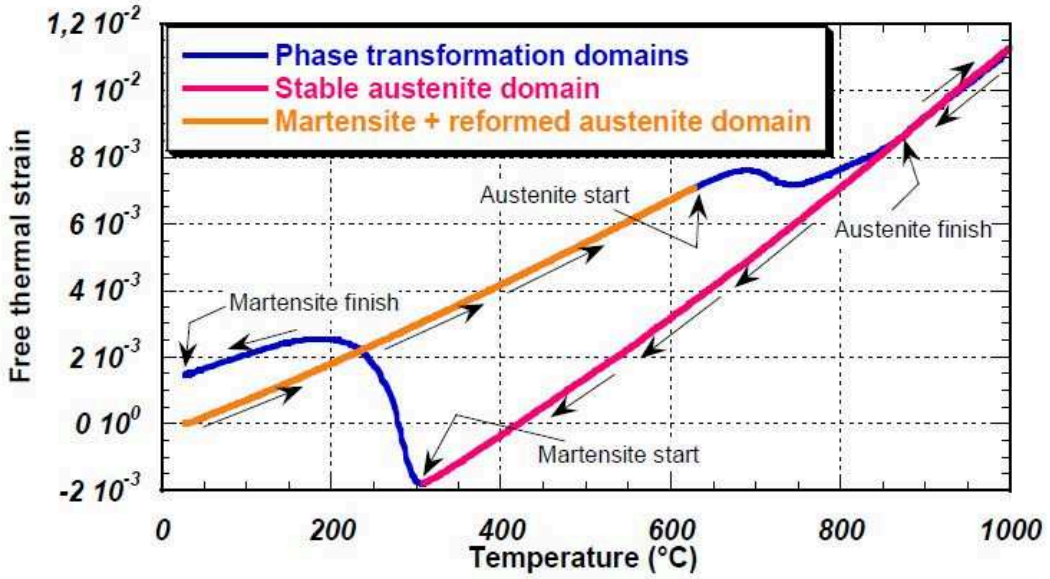


Figure 1-12 **Courbe dilatométrique de l'alliage 13Cr-4Ni (S41500) (Lanteigne, Sabourin, Bui-Quoc, & Julien, 2008)**

Ce phénomène a été observé par (Godin, Thibault, & Lévesque, 2013) lors de la comparaison des contraintes résiduelles induites par le soudage dans les aciers utilisés pour fabriquer des roues de turbines. Les auteurs démontrèrent que l'utilisation du 410NiMo et d'un alliage 13Cr-6Ni comme métaux d'apport sur des plaques d'acier S41500 produisent une contrainte longitudinale en compression sur la surface de la préparation soudée.

Il apparaît donc important, pendant l'assemblage de la géométrie développée dans ce projet, d'éviter que la température du médaillon n'atteigne AC_1, c'est-à-dire, 630°C. Advenant le cas où cette limite n'est pas respectée, au refroidissement la transformation $\gamma \rightarrow \alpha'$ produira un gonflement volumique du médaillon. Cette transformation se traduira par une diminution du champ de contraintes résiduelles de tension produit par le retrait thermique du E309L utilisé comme métal d'apport.

1.5 Facteurs mécaniques qui influencent la vitesse de propagation des fissures de fatigue

Tel que présenté précédemment, il existe plusieurs modèles permettant de prédire la vitesse de progression d'un défaut. Quelques-uns d'entre eux prennent en considération certains mécanismes qui modifient le comportement de la fissure, tandis que le modèle NASGRO tente d'incorporer la grande majorité de ceux-ci.

Il existe ne nombreux facteurs qui influencent la vitesse de propagation des fissures de fatigue. Cependant, seulement les facteurs suivants seront présentés. En les connaissant, il sera plus aisé de mettre en évidence l'effet des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue-propagation de l'acier S41500.

1. La fermeture de fissure.
2. La présence de contraintes résiduelles.
3. La redistribution et la relaxation des contraintes résiduelles.

La microstructure du matériau est aussi connue pour influencer la vitesse de fissuration près du seuil. Il a été démontré que la tortuosité du parcours d'une fissure se propageant dans un acier 13Cr4Ni est directement dépendante de la taille des grains de l'austénite primaire. L'augmentation de la taille des grains produit une augmentation significative de la tortuosité du parcours de la

fissure et, par le fait même, réduit sa vitesse de fissuration (Trudel, Lévesque, et al., 2014). Malgré cette observation intéressante, il n'est pas nécessaire de la prendre en considération dans cette étude, puisque la propagation du défaut se fera dans un médaillon où la microstructure reste identique après le traitement thermique initial.

La prochaine section traitera directement de l'effet des contraintes résiduelles puisque la fermeture, ainsi que ses effets sur la fatigue-propagation, ont déjà été abordés.

1.5.1 La présence de contraintes résiduelles

D'un point de vue mathématique, les contraintes résiduelles se traduisent par une augmentation ou une réduction des contraintes minimale et maximale en fond de fissure. Pour prendre en compte cette superposition de chargement, il est possible d'utiliser le principe de superposition linéaire élastique. Ce principe stipule que la contrainte équivalente présente en fond de fissure peut être la sommation de plusieurs chargements simples, Figure 1-13.

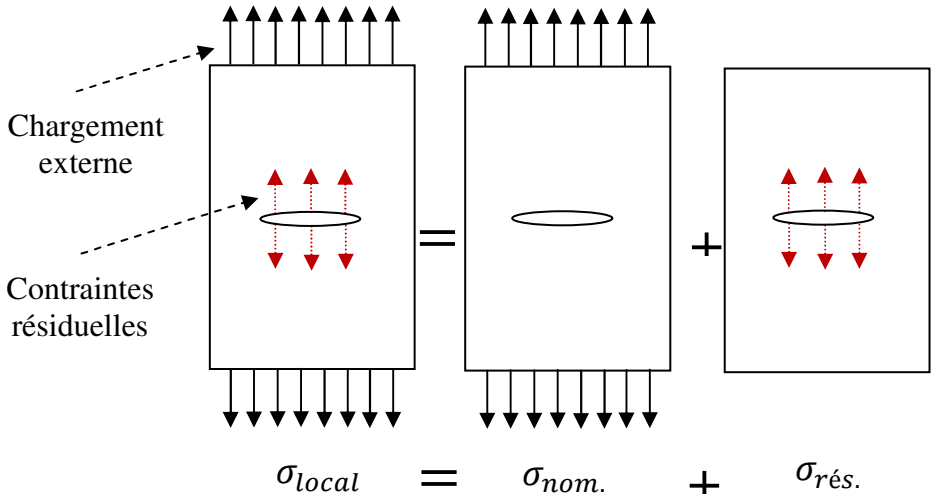
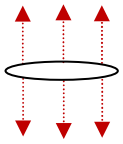
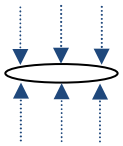


Figure 1-13 **Principe de superposition linéaire élastique**

Le Tableau 1-1 présente l'effet d'un champ de contraintes résiduelles sur le calcul du FIC et du rapport des contraintes cycliques en fond de fissure, R_{local}, lorsque $(K_{min} - \|K_{res}\|) \geq 0$. On remarque que l'amplitude du chargement en fond de fissure, ΔK, n'est pas influencée par les contraintes résiduelles, puisque les termes K_{res} s'annulent. En conséquence, K_{res} modifie seulement la valeur du rapport R_{local}. Cette approche mathématique ne permet pas de mettre en évidence l'étendue de l'influence des contraintes résiduelles, puisqu'elle restreint leur influence à la modification de la valeur de K_{max}.

Cependant, il est connu que les CR influencent l'ouverture de la fissure et, par le fait même, le niveau de fermeture. En effet, si un champ de CR en tension produit une ouverture suffisante pour libérer la fissure de la fermeture, leur présence aura une influence sur la vitesse de propagation. Le second rôle des CR est donc de modifier le niveau de la fermeture.

Tableau 1-1 **Effet des contraintes résiduelles sur la sollicitation en fond de fissure**

Nature des CR	ΔK	R_{local}
Tension 	$\Delta K =$ $(K_{max} + K_{res}) - (K_{min} + K_{res})$	$R_{local} = \frac{(\sigma_{min} + \sigma_{res})}{(\sigma_{max} + \sigma_{res})}$ $\frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} < R_{local} < 1$
Compression 	$\Delta K =$ $(K_{max} - \lVert K_{res} \rVert) - (K_{min} - \lVert K_{res} \rVert)$	$R_{local} = \frac{(\sigma_{min} - \sigma_{res})}{(\sigma_{max} - \sigma_{res})}$ $0 < R_{local} < \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}$

1.5.1.1 Modification de la sollicitation maximale, K_{max}, en fond de fissure

La première approche utilise le principe de superposition élastique en additionnant le FIC produit par le champ de contraintes résiduelles au K_{max} produit par le chargement externe $(K_{max} + K_{res})$. Dans certains matériaux, l'augmentation de K_{max} active des mécanismes d'endommagements statiques, comme la formation de cupules sur les faciès de rupture, ce qui accélère la vitesse de propagation (ASM, 1987). Le modèle NASGRO utilise le rapport K_{max}/K_{Ic} afin de considérer l'effet du K_{max}.

Dans l'équation (1.13), lorsque K_{max} augmente, le terme de droite augmente, ce qui a pour effet d'augmenter la vitesse de fissuration. Dans la plupart des alliages d'aluminium le coefficient q, qui quantifie la sensibilité du matériau à une sollicitation élevée, est égal à 1 (Forman, R.G. , Shivakumar, Cardinal, William, & McKeighan, 2005). Dans le cas des aciers de construction et aciers inoxydables, le coefficient $q = 0.25$ (Koçak, Webster, Janosch, Ainsworth, & Koers, 2006). Les aciers sont donc moins sensibles à une contrainte maximale élevée en fond de fissure.

1.5.1.2 Modification du niveau de fermeture

Comme stipulé auparavant, les CR influencent l'ouverture des lèvres de la fissure. Ainsi, lorsqu'un champ de contraintes résiduelles en tension est présent dans un corps, il a pour effet d'augmenter l'ouverture de la fissure, voir empêcher le contact des lèvres de la fissure. En effet, il a été démontré à plusieurs reprises qu'un niveau de CR de tension suffisant, produit une ouverture de la fissure assez importante pour empêcher le contact des lèvres de la fissure à rapport R faible (Ohta, Maeda, Kosuge, Machida, & Yoshinari, 1989; Ohta, McEvily, & Suzuki, 1993; Trudel, Sabourin, Lévesque, & Brochu, 2014). Cela a pour effet d'augmenter ΔK_{eff}. Cette pleine ouverture de la fissure se traduit par en pente constante lors du chargement cyclique. Ainsi, ΔK_{eff} permet de juxtaposer les résultats de fatigue-propagation des fissures en excluant la fermeture, tel qu'indiqué à la Figure 1-7. L'absence de fermeture engendre une augmentation de la vitesse de progression du défaut comparable à un essai effectué à R élevé.

Dans le cas des CR de compression la logique est similaire. Si elles sont suffisamment importantes, ces dernières peuvent mener à un $\Delta K_{eff} < \Delta K$ puisqu'elles favorisent la fermeture en forçant les lèvres de la fissure à entrer en contact. Dans ces circonstances, il est possible d'apprécier une diminution significative de la vitesse de propagation de la fissure. Ce comportement a été observé dans des pièces fissurées comprenant des CR de compression (Beghini & Bertini, 1990; Fleck, N. A., Smith, & Smith, 1983; Itoh, Suruga, & Kashiwaya, 1989; Webster & Ezeilo, 2001).

Dans les études précédemment énoncées, le champ de CR est introduit dans l'éprouvette par différents moyens, tels que la déformation plastique généralisée ou par le dépôt d'un ou plusieurs cordons de soudure. Les éprouvettes sont usinées dans ces pièces où l'on retrouve soit: une microstructure ayant été modifiée par déformation plastique ou différentes nuances microstructurales produites par le passage de l'arc lors du dépôt. Dans les alliages 13Cr4Ni, il est possible d'apprécier 7 nuances microstructurales en excluant le bain de fusion et le métal de base. (Thibault, Bocher, & Thomas, 2009). Rappelons que la vitesse de propagation des fissures est influencée par ces nuances microstructurales (Trudel, Sabourin, et al., 2014). Par conséquent, il est probable que les résultats des études précédents soient influencés par une microstructure altérée ou qui varie pendant la propagation du défaut.

1.5.1.3 Discussion sur l'effet des contraintes résiduelles en fatigue-propagation

En somme, la présence de CR ne vient pas modifier directement le ΔK en fond de fissure mais intervient directement sur le niveau de fermeture. Cette modification du niveau de fermeture a une incidence directe sur la vitesse de propagation des fissures.

Dans certains cas, la superposition des sollicitations ($K_{res} + K_{ext}$) élève la valeur de K_{max}à un niveau où une accélération sur la vitesse de propagation est envisageable par l'apparition de mécanisme d'endommagement statique retrouvé dans le régime III de la propagation.

La norme British Standard BS 7910 qui propose plusieurs méthodes permettant de juger de la sévérité des défauts dans les structures métalliques, conseille fortement d'utiliser un rapport R élevé ($R \geq 0.5$) pour prédire la vitesse de propagation d'une fissure dans les assemblages mécano-soudés. Cette approche conservative permet de prendre en considération la fermeture dans la vie résiduelle de l'assemblage, lorsqu'une fissure est détectée.

Aussi est-il important de mentionner que les études recensées étudiaient l'effet des CR sur la propagation des fissures dans des pièces continues. C'est-à-dire, qu'à l'intérieur de la pièce où l'essai de propagation a lieu, le champ de contraintes résiduelles est auto-équilibré. Cette particularité permet l'utilisation d'équations analytiques pouvant prédire la redistribution du champ de contraintes résiduelles à mesure que le défaut se propage dans la pièce (Masubuchi & Martin, 1961) et même d'en calculer directement le facteur d'intensité de contrainte équivalent lors de la redistribution du champ de CR (Terada, 2011).

En contrepartie, le champ de contraintes résiduelles présent dans l'aube d'une roue de turbine de type Françis n'est pas auto-équilibré puisque la couronne agit comme un cadre rigide dans lequel sont assemblées les aubes. Il est donc possible de retrouver, après l'assemblage, un champ de contraintes résiduelles uniquement en tension dans plusieurs aubes de la roue. Ainsi, la condition d'équilibre des contraintes est respectée seulement si l'assemblage global est considéré. Cette nuance, pratiquement inexistante dans l'étude de la propagation des défauts dans un champ de contraintes résiduelles, pourrait jouer un rôle important dans le comportement en fatigue des roues de turbines. Pour cette raison, une nouvelle éprouvette de fissuration a été développée dans ce projet.

1.5.2 La redistribution et la relaxation des contraintes résiduelles

La redistribution et la relaxation des contraintes résiduelles modifient le champ de contraintes résiduelles initial de la pièce à la suite de différentes manipulations telles qu'une sollicitation mécanique, un traitement thermique, la propagation d'un défaut, etc.

Dans une revue de littérature concernant la stabilité et l'importance des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue endurance et propagation, l'auteur introduit trois mécanismes permettant de relaxer le champ de contraintes résiduelles (McClung, 2007).

- La relaxation par maintien à température élevée.
- La relaxation par sollicitation mécanique. (Déformation plastique)
- La relaxation par propagation d'un défaut. (Lire redistribution)

Le traitement thermique que subit la turbine après sa fabrication correspond au premier mécanisme. Cependant, cette étude aborde plutôt le cas typique d'une réparation d'aube fissurée n'ayant pas subi de traitement thermique post-soudage. Par conséquent, seulement les deux derniers seront considérés puisque l'usage des turbines et par conséquent les essais de fatigue-propagation ont lieu à température ambiante.

1.5.2.1 Relaxation par sollicitation mécanique

À la suite d'un chargement statique, une relaxation importante du champ de contraintes aura lieu si le chargement résultant dépasse la contrainte d'écoulement σ_{ys} (Iida & Takanashi, 1997). Dans certains cas, un renversement partiel du champ de contraintes résiduelles, passant de tension à compression, peut se produire (Paquet, Lanteigne, Bernard, & Baillargeon, 2014).

Dans le cas d'une plaque soudée, suite à une première sollicitation monotone menant à une relaxation du champ de CR par déformations plastique, les sollicitations subséquentes engendrent une modification négligeable de la valeur locale de la contrainte mesurée, telle que montrée à la Figure 1-14 (Han & Shin, 2002; Nitschke-Pagel & Wohlfart, 2000).

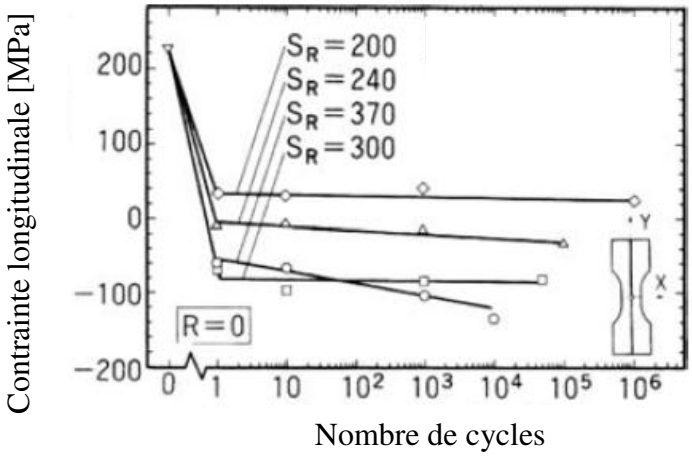


Figure 1-14 **Contrainte résiduelle longitudinale présente à 10 mm de la ligne de fusion en fonction du nombre de cycles appliqués (Takanashi & Iida, 2001)**

Dans cette dernière, la relaxation de la contrainte résiduelle située à 10 mm de la ligne de fusion est équivalente à l'amplitude de la contrainte imposée à la plaque, définie par le terme S_R. On remarque toutefois que l'amplitude de 370 MPa entraîne, suite au premier cycle, une augmentation de la contrainte résiduelle en compression. En effet, lors des cycles subséquents, la contrainte équivalente excède la limite d'élasticité du matériau de 255 MPa. Dans les autres cas, σ_{ys} n'est surpassé qu'au premier cycle. Cela explique pourquoi le niveau n'évolue plus après le premier cycle.

De cette étude, l'on peut conclure que pendant la période de pré-fissuration, lorsque la sollicitation équivalente n'atteint pas σ_{ys}, le chargement cyclique imposé pour amorcer la fissure n'affecte pas significativement le champ de contraintes résiduelles.

1.5.2.2 Redistribution et relaxation des contraintes résiduelles par propagation d'un défaut

La propagation d'un défaut nécessite une sollicitation cyclique. Conséquemment, la relaxation par déformations plastiques et la redistribution sont deux mécanismes qui peuvent intervenir dans la modification du champ de contraintes résiduelles.

En premier lieu, la redistribution signifie, que le champ de contraintes résiduelles a subi une perturbation et qu'il doit se redistribuer pour retrouver son équilibre. Il s'agit donc de répartir d'une nouvelle façon l'énergie potentielle dans la pièce. Par exemple, lorsqu'une fissure se

propage dans une plaque fissurée comprenant un champ de contraintes résiduelles, l'on assiste à un transfert de l'énergie potentielle en aval de la pointe de la fissure. Bien entendu, l'énergie potentielle de la plaque diminue puisque la fissure restitue une quantité d'énergie dU^* à chaque incrément da de propagation. Cependant, contrairement à la relaxation, ce mécanisme s'effectue sans déformations plastiques macroscopiques et donc sans que la contrainte globale à l'intérieur de la pièce n'atteigne σ_{ys}. En contrepartie, la relaxation a lieu lorsque le champ de contraintes résiduelles est atténué, à la suite d'un chargement imposé produisant des déformations plastiques, tel qu'indiqué à la Figure 1-14.

Dans le cas de la redistribution, Bueckner (Bueckner, 1970) prouva mathématiquement qu'il était possible de calculer la fonction du facteur d'intensité de contrainte résiduel, $K_{res}(a)$, produit par un champ de CR, si la distribution de contrainte sur le plan de fissuration est initialement connue, et ce, pour des matériaux ayant un comportement élastique linéaire. Cette méthode basée sur l'intégrale de Green est communément appelée la méthode des fonctions de poids (FP). En utilisant cette technique, il devient possible de prendre en compte la redistribution du champ de contraintes résiduelles initiale et de calculer le facteur d'intensité de contrainte qui en résulte. Cette démonstration ne permet pas d'en faire l'hypothèse pour tous les matériaux possédant un comportement élastoplastique, mais dans le cas où le critère de plasticité confiné est respecté, la relaxation des contraintes par propagation d'un défaut serait négligeable (Parker, 1982).

Cette hypothèse a été vérifiée par Liljedahl et *al.* (Liljedahl, Zanellato, Fitzpatrick, Lin, & Edwards, 2010). Les auteurs ont mené une étude étoffée sur la redistribution d'un champ de CR de soudage, causé par la propagation d'un défaut. En utilisant le modèle NASGRO, les auteurs purent prédire la vitesse de propagation. Les résultats expérimentaux obtenus se comparent bien avec la prédiction. Ce faisant, les auteurs conclurent que la plasticité produite par la propagation d'une fissure n'influence pas significativement le comportement du matériau en fatigue-propagation puisque la zone plastique reste confinée en fond de fissure.

Il semble donc que parler de relaxation du champ de contraintes par propagation d'un défaut serait donc un abus de langage. Il s'agit plutôt d'une redistribution du champ qui est prédictible et calculable. De plus, lorsque la plasticité reste confinée en fond de fissure, le champ de CR initial peut être utilisé pour calculer la fonction $K_{res}(a)$ le long du parcours de la fissure, et ce, sans considérer de relaxation durant la progression du défaut.

1.6 Calcul du facteur K_{res} produit par la distribution de contraintes résiduelles sur le plan de fissuration

Cette section présente une introduction à un outil analytique permettant de quantifier le facteur d'intensité de contrainte produit par une distribution de contraintes résiduelles quelconque, et ce, dans presque n'importe quelle géométrie.

1.6.1 Provenance des fonctions de poids

Les fonctions de poids ont été développées par Bueckner (Bueckner, 1970) qui démontra que le facteur d'intensité de contrainte en fond de fissure pouvait être calculé à l'aide de la distribution de contrainte sur le plan de fissuration dans le milieu non fissuré. Cette analyse se base sur le lien étroit qui existe entre le champ de déplacement sur les lèvres de la fissure $\boldsymbol{u} = (u_x, u_y, u_z)^T$ et les facteurs d'intensité de contrainte $K_{I,II,III}$. Ce cas s'applique à un matériau élastique linéaire possédant un comportement isotrope. L'indépendance au type de chargement (i.e traction sur le contour et/ou chargement volumique) fait des FP une méthode privilégiée pour déterminer la distribution de K produit par un chargement quelconque le long du plan de fissuration. Cette distribution sera appelée $K_{res}(a)$. Dans le cas d'une géométrie 2D définie dans le repère orthonormé utilisé dans ce document, Figure 1-4, les FP peuvent être définies à l'aide de l'équation (1.16) (Rice, 1972):

$$\boldsymbol{h} = (h_x, h_y)^T = \frac{E}{K_{I,II}} \frac{\partial \boldsymbol{u}(x, y, a)}{\partial a} \tag{1.16}$$

où E représente le module d'élasticité, $K_{I,II}$ les facteurs d'intensité de contraintes en Mode I et II et $\boldsymbol{u}$ le champ de déplacement sur les lèvres de la fissure. De plus, puisque les facteurs d'intensité de contrainte sont la somme des effets de chaque type de chargement, ils peuvent être définis comme suit (Rice, 1972) :

$$K_{I,II} = \oint \boldsymbol{S_r} \cdot \boldsymbol{h}\, d\Gamma + \int \boldsymbol{f} \cdot \boldsymbol{h}\, dV \tag{1.17}$$

où $\boldsymbol{S_r}$ définie les forces de traction sur le contour Γ et $\boldsymbol{f}$ les forces volumiques. Dans la plupart des cas, le terme de droite n'est pas pris en considération dans le calcul de K. Les forces volumiques sont souvent inexistantes ou ont un effet négligeable. Par contre, ce ne serait pas le cas pour un fond de fissure subissant une transformation martensitique ou une pièce subissant l'effet d'un champ vectoriel quelconque (e.g magnétisme).

La plupart des études effectuées en mécanique de la rupture se concentrent davantage sur la fissuration en mode I, c'est-à-dire celle qui ouvre la fissure perpendiculairement au plan de fissuration. Pour cette raison, le champ de déplacement $\boldsymbol{u}$ est simplifié sous la forme $u(x,a)$. Ainsi, les fonctions de poids sont définies par $h(x,a)$. Les indices ne seront plus spécifiés. Le terme K signifie le facteur d'intensité de contrainte en fond de fissure sollicité en mode I. Voici les équations réécrites pour le mode I:

$$\boldsymbol{u} = u(x,a) \tag{1.18}$$

$$\boldsymbol{h} = h(x,a) = \frac{E}{K_I}\frac{\partial \boldsymbol{u}}{\partial a} \tag{1.19}$$

$$K = \oint \boldsymbol{S_r} \cdot \frac{E}{K_I}\frac{\partial \boldsymbol{u}}{\partial a}\, d\Gamma \tag{1.20}$$

1.6.2 Fondements de la fonction *h(x,a)*

La fonction $h(x,a)$, une fonction de complaisance, provient d'une expansion, autour du terme $(a-x)$. La forme familière de l'expansion utilisée aujourd'hui pour caractériser la géométrie vient du travail de Petroski (Petroski & Achenbach, 1978). Comme montré à l'équation (1.23), en utilisant seulement les équations (1.21) et (1.22) il n'est pas possible d'exprimer correctement l'ouverture des lèvres de la fissure loin du fond de fissure puisque l'équation est réduite au terme singulier K. En ajoutant un terme représentant le comportement de la fissure loin du fond de fissure, les auteurs ont réussi à exprimer la totalité de l'ouverture des lèvres de la fissure de cette dernière, tel que présentée à l'expression (1.24):

$$u(a,x) = \frac{4K}{E}\left(\frac{a-x}{2\pi}\right)^{1/2} \tag{1.21}$$

$$K = \sigma F\left(\frac{a}{L}\right)(\pi a)^{1/2} \tag{1.22}$$

$$u(x,a) = \frac{\sigma}{E\sqrt{2}}\left\{4F\left(\frac{a}{L}\right)a^{1/2}(a-x)^{1/2} + \{\ldots\}\right\} \tag{1.23}$$

$$u(x,a) = \frac{\sigma}{E\sqrt{2}}\left\{4F\left(\frac{a}{L}\right)a^{1/2}(a-x)^{1/2} + G\left(\frac{a}{L}\right)a^{-1/2}(a-x)^{3/2}\right\} \tag{1.24}$$

où $F\left(\frac{a}{L}\right)$ représente le facteur de correction géométrique et $\left(\frac{a}{L}\right)$, à ne pas confondre avec le taux de restitution d'énergie G, le terme supplémentaire permettant de définir les déplacements hors de la zone de singularité K.

Finalement, Glinka et Shen ont publié un article proposant la définition universelle de la fonction $h(x,a)$. Présentée à l'équation (1.25), elle conviendrait à la plupart des géométries (Glinka & Shen, 1991). Par contre, cette dernière ne permet pas de caractériser toutes les géométries. En effet, même en utilisant 7 termes, la complaisance de certaines géométries complexes ne peut pas être représentée par cette équation (Glinka & Shen, 1991). Les auteurs avancent que 3 termes sont suffisants pour la plupart des corps fissurés:

$$h(x,a) = \frac{2}{\sqrt{2\pi(a-x)}}\left[1 + M_1\left(1-\frac{x}{a}\right)^{\frac{1}{2}} + M_2\left(1-\frac{x}{a}\right) + \cdots + M_n\left(1-\frac{x}{a}\right)^{\frac{n}{2}}\right] \tag{1.25}$$

où les coefficients M_i définissent le comportement de la géométrie lors de l'avancée de la fissure.

1.6.3 Comportement de la fonction *h(x,a)*

1.6.3.1 Dans une plaque fissurée semi-infinie

Tout d'abord la fonction $h(x,a)$ est dérivée de l'équation (1.24). Cette fonction représente la distribution de la dérivée du déplacement vertical des lèvres de la fissure en fonction de la longueur de la fissure. Conséquemment, la fonction $h(x,a)$ présente dans un certain sens, le comportement des lèvres de la fissure lorsque la géométrie est mise sous charge. Il a été démontré que la dérivée de la fonction $h(x,a)$ devait être nulle lorsqu'elle est évaluée en $x = 0$ (Fett,

Mattheck, & Munz, 1987). Ils basent leur raisonnement sur le fait que la pente que forment les lèvres de la fissure à cet endroit est nulle pour une plaque semi-infinie avec une fissure centrale:

$$\left.\frac{\partial u(x,a)}{\partial x}\right|_{x=0} = 0 \quad \rightarrow \quad \left.\frac{\partial h(x,a)}{\partial x}\right|_{x=0} 0 \tag{1.26}$$

1.6.3.2 Dans une plaque fissurée de dimensions finies

Les mêmes auteurs proposent, dans le cas d'une géométrie possédant des dimensions finies et une seule fissure débouchante, d'utiliser plutôt le fait que la courbure des lèvres de la fissure doit être nulle sur le coin émergeant, comme le montre l'équation (1.26). On appelle le coin émergeant de la fissure, l'extrémité qui débouche à l'air libre:

$$\left.\frac{\partial^2 u(x,a)}{\partial x^2}\right|_{x=0} = 0 \quad \rightarrow \quad \left.\frac{\partial^2 h(x,a)}{\partial x^2}\right|_{x=0} = 0 \tag{1.27}$$

La conséquence de l'équation (1.27), est qu'elle réduit le système d'équations linéaires de 3 équations et 3 inconnues à un système comportant 2 équations et 2 inconnues. On calcule, dans tous les cas, un coefficient $M_2 = 3$. Cependant, le fait d'utiliser seulement 2 coefficients M_i lors de la calibration du modèle peut mener à des résultats moins précis lors du calcul de la fonction $K_{res}(a)$ (Shen & Glinka, 1991).

La méthode des fonctions de poids est un outil qui permet un calcul précis du facteur d'intensité de contrainte produit par un chargement quelconque. Cet outil sera d'une importance significative dans ce projet, puisqu'il permettra de déterminer la sollicitation totale en fond de fissure, c'est-à-dire la somme de $K_{res} + K_{ext.}$

1.7 Sommaire de la revue de la littérature

Dans ce chapitre, la pertinence du projet de recherche a été justifiée en démontrant l'influence des contraintes résiduelles en tension sur la fatigue-propagation, à partir d'études antérieures.

Pour ce faire, les principes de bases de la MLER ainsi que les différents modèles permettant de prédire la vitesse de propagation d'un défaut ont été présentés. De plus, une attention particulière a été portée sur le phénomène de fermeture induite par la plasticité et le rôle qu'occupe la contrainte T sur ce dernier. D'autre part, il a été démontré que la relaxation d'un champ de contraintes résiduelles soumis à un chargement cyclique n'a pas d'effet significatif lorsque la contrainte équivalente reste sous la limite d'élasticité du matériau. Ces connaissances seront nécessaires pour être en mesure d'isoler l'influence des contraintes résiduelles sur la fatigue-propagation.

Il a été démontré que les contraintes transversale et longitudinale qui règnent dans une plaque soudée bout-à-bout sont en tension. Cette distribution peut cependant être influencée par la présence d'une transformation microstructurale $\gamma \rightarrow \alpha'$ lors du refroidissement de la soudure dans les aciers fortement alliés. En effet, le gonflement volumique attribué à cette dernière pourrait réduire le niveau de contrainte en tension recherchée pour cette étude et même produire un champ de contraintes résiduelles en compression. Cette situation pourrait engendrer des difficultés supplémentaires puisqu'il serait alors difficile de déterminer si les contraintes résiduelles de soudage ont un effet important sur la fatigue-propagation.

Plusieurs ouvrages traitant de la propagation d'un défaut dans un champ de contraintes résiduelles ont été cités. La plupart du temps, la présence de contraintes résiduelles modifie le niveau de fermeture de la fissure. La présence de contraintes résiduelles de tension suffisantes permet d'ouvrir la fissure à un niveau où la fermeture n'est plus mesurable. Dans ce cas, la vitesse de propagation est comparable à celle mesurée à rapport R élevé. Ces études démontrent que lorsque la fissure est pleinement ouverte, la propagation devient indépendante du rapport des contraintes cycliques R. Cette situation est envisageable dans ce projet puisque la fissure sera soumise à un champ de contraintes résiduelles en tension.

Dans certains matériaux, le niveau du champ de contraintes résiduelles est tel que le rapport K_{max}/K_{IC} devient assez important pour activer des mécanismes d'endommagements statiques qui

augmentent la vitesse de fissuration. Dans la plupart des aciers, ce rapport doit atteindre une valeur très élevée pour que la vitesse soit modifiée de façon appréciable.

De toutes les études présentées concernant l'étude de l'influence d'un champ de CR sur la vitesse de propagation d'une fissure, aucune ne traitait spécifiquement du cas d'une éprouvette fissurée soudée à un cadre rigide. Par ailleurs, les résultats des études concernant l'influence des contraintes résiduelles sur la vitesse de propagation des fissures sont probablement biaisés par des considérations microstructurales. Conséquemment, le développement d'une éprouvette originale respectant la condition de bridage des roues d'eau et possédant une microstructure homogène est nécessaire pour démontrer hors de tous doutes, l'effet des CR sur la propagation des fissures de fatigue.

Finalement, la méthode des fonctions de poids a été présentée. Celle-ci permet de calculer le FIC résiduel en fond de fissure, ce qui est nécessaire pour juger quantitativement de l'influence des contraintes résiduelles sur la fatigue-propagation.

À la lumière des connaissances acquises, la nécessité de cette recherche apparaît dès lors plus pertinent et la question suivante en devient l'enjeu principal :

Est-ce que la vitesse de fissuration d'une éprouvette bridée en présence de contraintes résiduelles de tension et soumise à un rapport R faible est assimilable à celle d'une même éprouvette sans contraintes résiduelles soumise à un rapport R élevé ?

Pour conclure le chapitre 1, voici quelques faits saillants pertinents à la présente étude:

- Plusieurs modèles de prédiction de la vitesse de fissuration sont disponibles dans la littérature. Ce nombre important semble pointer vers une compréhension partielle du phénomène de fissuration.
- La mesure de la fermeture par la complaisance est sensible à la position du capteur par rapport au fond de la fissure et à la méthode expérimentale utilisée. Cet aspect devra être considéré lorsque les données produites dans différentes géométries seront comparées.
- Le rapport T_{max} / σ_{ys} influence le niveau de fermeture induite par la plasticité. Ainsi, lorsque plusieurs éprouvettes sont utilisées pour caractériser un matériau en fatigue-propagation, il est préférable de calculer la distribution de la contrainte T dans

chaque éprouvette. Son rôle dans l'endommagement en fond de fissure est encore incertain.

- La présence de contraintes résiduelles de tension dans un assemblage soudé a pour effet premier d'ouvrir les lèvres de la fissure, diminuant ainsi l'importance des phénomènes de fermeture.
- La propagation d'un défaut ne relaxe pas de manière appréciable le champ de contraintes résiduelles tant que la plasticité reste confinée en fond de fissure.
- La transformation de phase $\gamma \rightarrow \alpha'$ dans les aciers inoxydables martensitiques joue un rôle important dans le développement et la distribution des contraintes résiduelles. Cette transformation pourrait être pénalisante dans le développement du champ de contraintes résiduelles en tension désiré pour cette étude.
- Peu de littérature est disponible concernant la propagation des fissures de fatigue dans un milieu homogène en présence de contraintes résiduelles produites par le soudage.

CHAPITRE 2 MÉTHODOLOGIE EXPÉRIMENTALE

L'étude de l'influence des contraintes résiduelles sur la fatigue-propagation passe avant tout par la fissuration d'éprouvettes de fatigue. Cette démarche expérimentale doit être suffisamment détaillée pour permettre la reproduction des résultats obtenus. Ce faisant, les détails concernant le type d'éprouvettes utilisées, les matériaux utilisés ainsi que le protocole expérimental seront présentés dans ce chapitre.

2.1 Éprouvettes utilisées

Les éprouvettes utilisées dans ce projet permettront de caractériser la vitesse de propagation du matériau de base utilisé, en absence et en présence de CR.

Tel que mentionné dans l'introduction, les turbines hydrauliques sont un assemblage d'aubes soudées à la couronne et à la ceinture de la roue. Puisque la propagation de défauts dans cette configuration bridée n'a pas été étudiée auparavant, la conception et le développement d'une nouvelle géométrie d'éprouvette est nécessaire. Cette géométrie est disponible en deux versions. La version avec contraintes résiduelles, nommée CT-RES, ainsi que la version sans contraintes résiduelles, nommée CT-Monobloc.

L'éprouvette CT-Standard sera aussi utilisée pour la caractérisation du métal de base dans ce projet et ses dimensions balisées par la norme ASTM E647 sont présentées à l'Annexe A (ASTM, 2013). Cette géométrie est couramment utilisée à cet usage et les courbes de propagation obtenues permettront une première caractérisation du métal de base. La comparaison des courbes de propagation obtenues dans l'éprouvette CT-Monobloc et dans l'éprouvette CT-Standard, permettra de valider indirectement le facteur de correction géométrique $F(a/W)$ de l'éprouvette CT-Monobloc qui devra être calculé par éléments finis. Une superposition des courbes de propagation en ΔK_{eff} permettra de valider le facteur $F(a/W)$.

2.1.1 La géométrie CT-RES

La géométrie CT-RES a été conçue dans le cadre du projet CORETHY de l'IREQ. Elle a pour objectif d'étudier la propagation des fissures de fatigue dans un champ de CR lointain, c'est-à-dire loin des déformations plastiques produisant le champ de CR. Aussi, sa configuration permet de se rapprocher le plus fidèlement possible de l'état de contrainte qui caractérise une turbine

hydraulique assemblée. Pour ce faire, elle est constituée d'un médaillon soudé dans un cadre rigide, tel que représenté à la Figure 2-1. Le médaillon, d'une épaisseur de 10 mm, est employé à mesurer la vitesse de propagation d'une fissure de fatigue et représente l'aube de la turbine hydraulique. Quant au cadre, il a pour but de brider le médaillon et, par le fait même, de soutenir le champ de CR produit par le soudage. Un dessin de l'éprouvette CT-RES comprenant les dimensions est disponible en Annexe B.

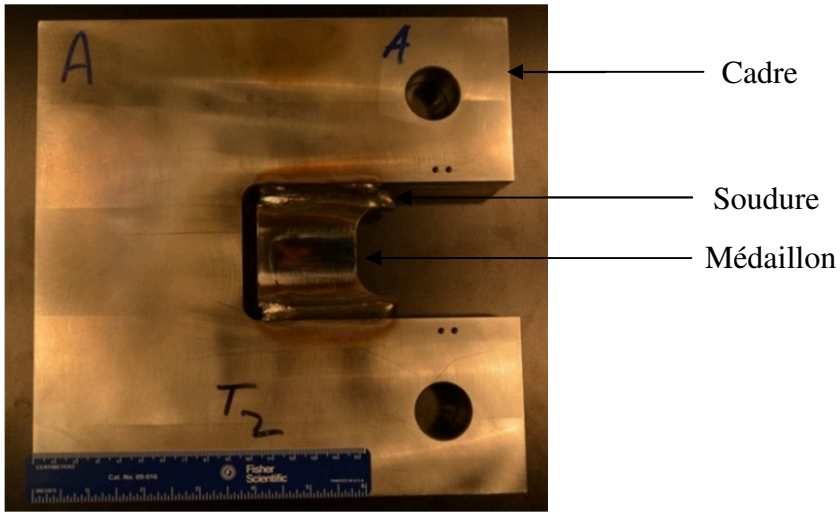


Figure 2-1 **L'éprouvette CT-RES**

La Figure 2-2 montre les variables importantes qui seront utilisées pour définir les dimensions du défaut: W : La largeur du médaillon, a_0 : La longueur initiale du défaut, a : La longueur du défaut par rapport à la ligne de chargement et $a*$: La longueur du défaut dans le médaillon

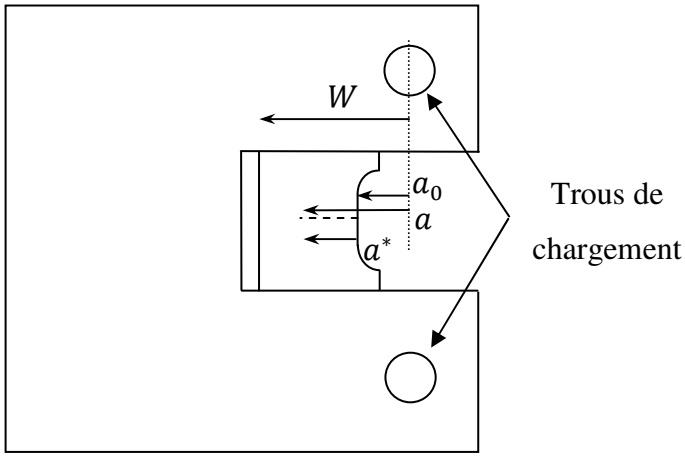


Figure 2-2 **Variables définissant la dimension du défaut**

2.1.1.1 La fabrication de l'éprouvette CT-RES

Dans un souci de répétablilité, la fabrication des éprouvettes CT-RES a nécessité l'utilisation du robot Scompi® de l'IREQ. La fabrication d'une éprouvette CT-RES nécessite 4 cordons de soudure. Puisqu'il n'était pas envisageable de déposer les 4 cordons simultanément, le dépôt simultané de 2 cordons présentait un défi relevable à l'aide du bras robotisé. La Figure 2-3 présente une vue du montage utilisé pour permettre le soudage simultané de deux cordons antipodaux. Le montage est composé de deux buses fixées sur un assemblage rigide. Le dépôt des cordons est effectué en déplaçant l'éprouvette à l'aide de Scompi®.

Cette stratégie a permis de minimiser le gauchissement de la plaque et de produire un champ de CR symétrique alors que le refroidissement avait lieu des deux côtés de la plaque au même moment.

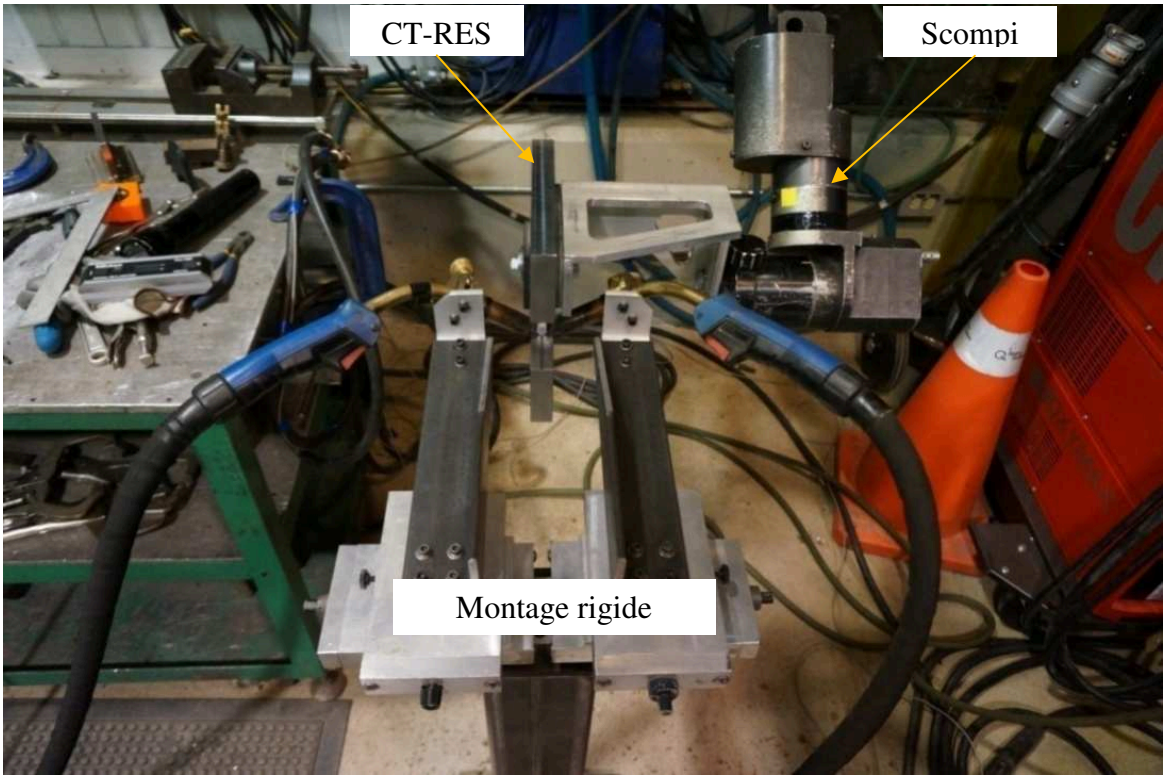


Figure 2-3 **Montage utilisé lors du soudage des éprouvettes CT-RES avec Scompi®**

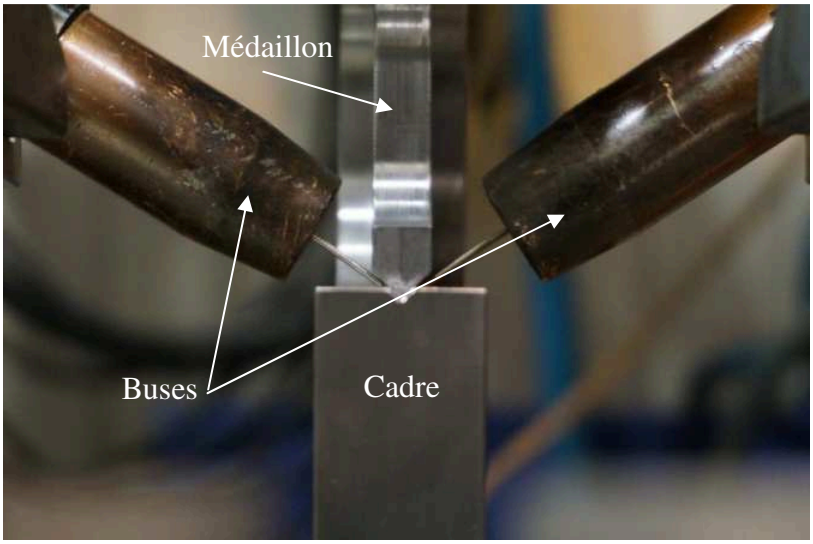


Figure 2-4 **Alignement des buses de soudage**

Tel que schématisé à la Figure 2-5, le soudage se déroule en 4 étapes:

1. L'alignement des buses et de l'éprouvette avant soudage, comme montré à la Figure 2-4.
2. Le dépôt des 2 premiers cordons.
3. Le repositionnement de l'éprouvette.
4. Le dépôt des 2 derniers cordons.

Il est important de mentionner que pendant les étapes 2 et 4, la température du médaillon a été relevée pour s'assurer que celle-ci ne dépasse pas 300 °C. Ainsi, avant chaque dépôt on doit attendre que la température diminue à 100°C. L'application de cette précaution n'assure qu'aucune transformation de phase $\gamma \rightarrow \alpha'$ n'a lieu lors du soudage puisque la température de transformation AC_1 n'aurait pas été atteinte.

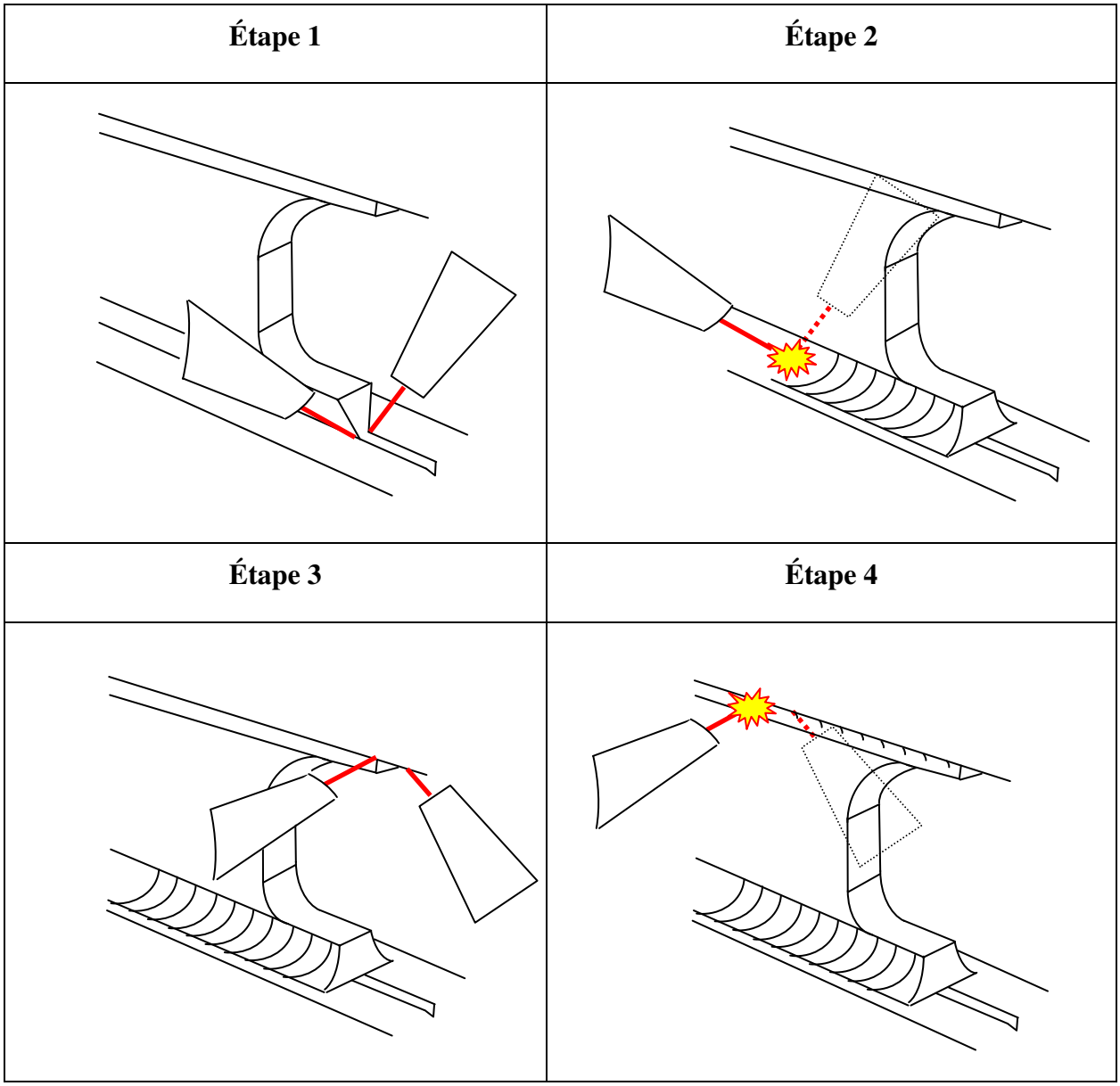


Figure 2-5 **Schématisation des étapes du procédé de soudage**

Le Tableau 2-1 montre les paramètres utilisés lors du soudage du médaillon au cadre. Le métal de base est le même acier UNS 41500 et le métal d'apport utilisé, est un acier E309L. Ces alliages seront introduits dans la prochaine section.

Tableau 2-1 **Paramètres de soudage utilisés dans la fabrication de l'éprouvette CT-RES**

Voltage (V)	26
Courant (A)	170
Vitesse du fil (mm/s)	132
Vitesse d'avance (mm/s)	5.5
Taux de dépôt (kg/h)	3.3
Énergie linéaire (J/mm)	804
Température de préchauffe (C°)	100
Température entre passes (C°)	100-115

2.2 Matériaux utilisés

2.2.1 Composition, traitement thermique et provenance

2.2.1.1 Métal de base (UNS S41500)

Il est connu que l'acier CA6NM utilisé présentement dans la fabrication des roues de turbines présente des défauts de coulée (Lanteigne et al., 2008). Ces défauts sont pénalisants lors d'une sollicitation cyclique puisqu'ils réduisent la vie en fatigue endurance. Pour cette raison, Hydro-Québec s'intéresse la version corroyée de l'alliage qui possède naturellement moins de défauts pénalisants puisque la majorité est éliminée lors de la mise en forme. Aussi, est-il pertinent de mentionner que les aciers inoxydables n'ont pas d'excellents coefficients de conductivité thermique. En effet, il n'est pas rare de constater de la fissuration à froid après soudage puisque de forts gradients thermiques sont induits lors du refroidissement. Il est donc recommandé de préchauffer cet acier avant de le souder. Cet acier est le plus souvent retrouvé dans la fabrication des pompes, des compresseurs et des turbines, là où sa résistance à la corrosion et à la cavitation sont exploitées.

La composition chimique de l'acier utilisé est présentée au Tableau 2-2 et provient du fabricant Arcelor Mittal. Elle a été réalisée selon la norme NFA 03 116 de l'Association Française de Normalisation (AFNOR). On remarque que la composition du matériau fourni par le fabricant se compare très bien avec celle demandée par la norme ASTM A240 (ASTM, 2012) et qu'il est conforme aux spécifications.

Tableau 2-2 **Composition chimique de l'acier UNS S41500 (% en poids)**

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	N_2
S4150	0.026	0.034	0.74	0.021	0.001	13.02	0.56	3.91	0.031
ASTM	< 0.05	< 0.06	0.5-1.0	< 0.03	< 0.03	11.5-14.0	0.5-1.0	3.5-5.5	...

Le matériau provient d'une aube de turbine du fabricant Alstom. Puisque l'état initial est inconnu, une austénitisation à 1050°C pendant 1 heure et un revenu à 620°C pendant 2 heures ont été effectués sur les plaques avant d'usiner les éprouvettes.

2.2.2 Caractérisation microstructurale

La caractérisation des métaux a nécessité un polissage miroir des coupes effectuées dans les plaques en provenance d'Alstom. Pour ce faire, du papier abrasif de grade 400 a été utilisé pour débuter le polissage. Cette étape du polissage grossier s'est terminée avec l'utilisation d'un papier 1200. Finalement, le fini miroir a été atteint à l'aide de particules en suspension de taille 9, 3 puis 1 µm. La caractérisation microstructurale a seulement été effectuée sur le métal de base puisqu'il est le seul testé en fatigue.

La microstructure de l'acier S41500 est constituée principalement de martensite revenue, tel qu'indiqué à la Figure 2-6 a). La taille moyenne des grains a été calculée à partir du diamètre sphérique équivalent. La taille des grains a été calculée en dessinant, sur le joint de grain, un tracé fermé. L'aire totale est calculée et le diamètre sphérique équivalent est donné à partir de l'équation d'un cercle. La taille moyenne, calculée sur 31 grains, est de 102 μm et possède un écart-type de 52 μm, Figure 2-6 b).

Une analyse par XRD effectuée sur trois échantillons à l'IREQ a révélé un pourcentage d'austénite reformée moyen d'environ 14.8%. L'incertitude sur la mesure est d'environ 1% (Godin & Thibault, 2011). Les données brutes sont disponibles à l'Annexe C.

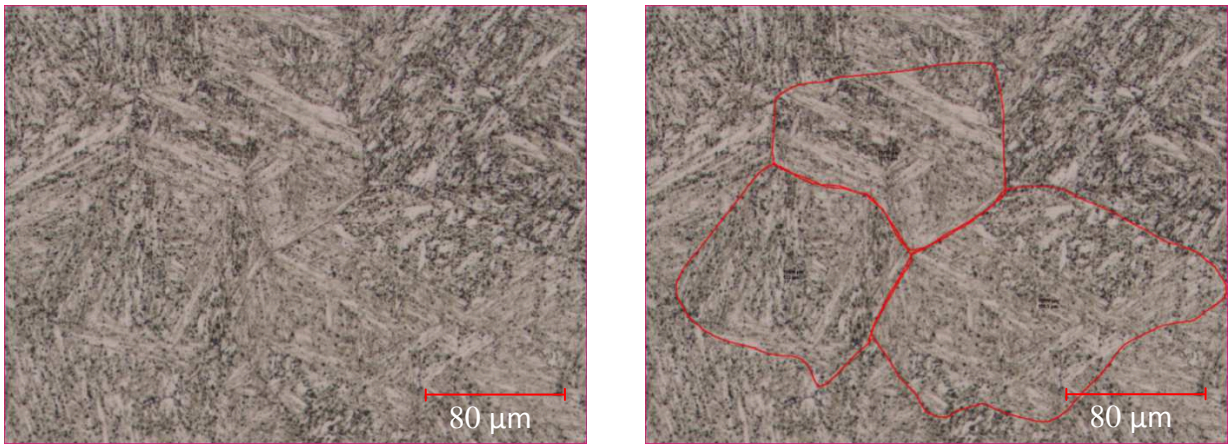


Figure 2-6 **a) Microstructure de l'acier UNS S41500 après traitement thermique b) Image servant au calcul de la taille moyenne des grains, 200X**

2.2.3 Caractérisation mécanique des alliages

2.2.3.1 Essais de traction

Le module d'élasticité (E), la limite d'élasticité conventionnelle à 0.2% de déformation, la résistance à la traction (R_m) ainsi que l'allongement à la rupture (A%) ont été mesurés dans le sens du laminage. Les différents essais ont été réalisés selon la norme ASTM E8M sur des éprouvettes de section cylindrique (ASTM, 2011). Trois éprouvettes ont été utilisées pour la caractérisation du métal de base. Les dimensions de l'éprouvette de traction sont disponibles à l'Annexe D. Le banc d'essai utilisé était un Instron 8502 d'une capacité de 250kN. Les propriétés mécaniques du E309L proviennent de la fiche technique du manufacturier et représentent les propriétés de l'état "tel que soudé". Les résultats sont présentés dans le Tableau 2-3.

La ténacité, J_{IC}, mesurée seulement dans l'acier S41500 par Chen, provient d'éprouvettes CT d'épaisseur de 1po qui respectent les conditions de la norme ASTM 1820(ASTM, 2009; Chen, Verreman, Foroozmehr, & Lanteigne, 2013).

Ces propriétés mécaniques sont essentielles pour effectuer un essai de fatigue-propagation. En effet, pour respecter les conditions de la MLER, il est nécessaire de comparer la taille du ligament restant avec la taille de la zone plastique. Pour ce faire, la limite d'élasticité conventionnelle doit être connue.

Tableau 2-3 **Propriétés mécaniques en traction du métal de base (S41500) et du métal d'apport (E309L)**

Alliage	E (GPa)	$Re_{0.2\%}$ (MPa)	Rm (MPa)	A (%)	K_{IC} (MPa$\sqrt{m}$)
S41500	195	660	822	32	316 (L-T)
E309L	200	480	600	35	N/A

2.2.3.2 Résistance à la propagation des fissures de l'acier S41500

La résistance à la fatigue-propagation du métal de base n'avait pas été effectuée dans l'aube reçu du fabricant Alstom. Conséquemment, des essais de fatigue-propagation ont été menés dans les deux géométries d'éprouvettes utilisées dans ce projet.

Pour ce faire, les essais ont été réalisés selon la norme ASTM E647. La vitesse de fissuration a été déterminée à partir de la longueur de fissure calculée, à tous les 250 microns, par la méthode de la complaisance et du nombre de cycles, telle que définie à l'équation (2.1):

$$\frac{da}{dN} = \frac{a_i - a_{i-1}}{N_i - N_{i-1}} \tag{2.1}$$

2.2.3.2.1 Mesure de la fermeture

La mesure de la fermeture a été effectuée à partir de la courbe P-v enregistrée à chaque acquisition des données (250 microns) par le logiciel. Dans ce cas, seulement le déchargement a été pris en considération. Pour ce qui est de la méthode retenue pour calculer la charge correspondant au début de la fermeture, P_{ferm}, il s'agit d'une technique adaptée nommée, méthode de la régression linéaire. Cette technique consiste à superposer une droite calculée par régression linéaire sur la partie linéaire du déchargement à la courbe P-v réelle, tel qu'indiqué à la Figure 2-7 . Une fois cette droite tracée, on vérifie pour tous les couples P-v que la force P n'est pas inférieure à 4% de celle prédite par la droite précédemment tracée. Dans le cas où la charge ne répond pas à ce critère, cette dernière est identifié comme étant P_{ferm}.

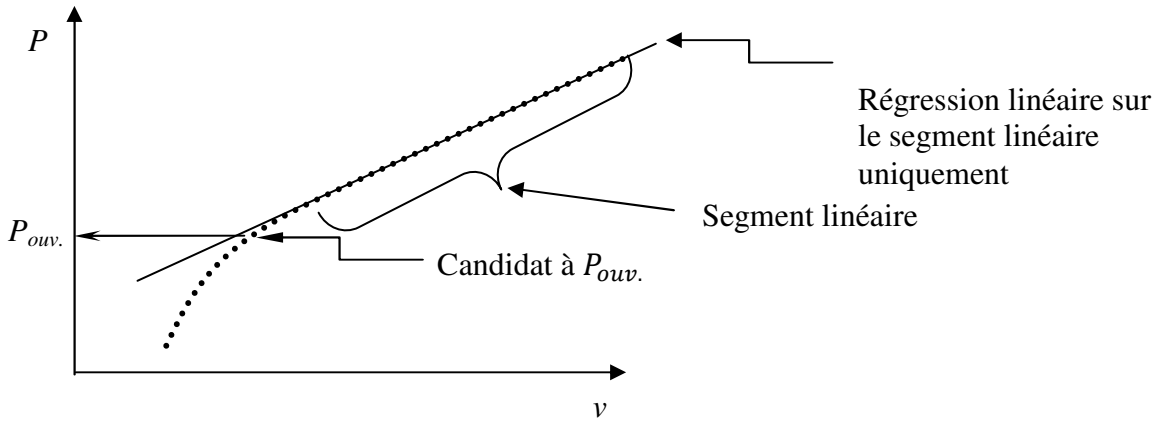


Figure 2-7 **Méthode de la régression globale employée sur un diagramme *P-v***

La méthode de la réduction de la complaisance recommandée dans la norme ASTM E647 n'a pas été employée dans ce projet car des analyses effectuées avec cette dernière surestiment le niveau de fermeture. Cette observation a aussi été rapportée par Horacio Rose (Rose, 2009).

2.2.3.2.2 Préfissuration et conditions de chargement

L'amorçage de la fissure a été réalisé sous un chargement cyclique de ΔK=12 MPa$\sqrt{\text{m}}$ à R=0.1. Une fois la fissure amorcée, une diminution graduelle de la charge a été imposée pour atteindre le ΔK initial désiré. Une fois le ΔK atteint, une propagation d'au moins 500 microns à ΔK constant permet de s'assurer que la fissure a atteint une vitesse de propagation stable avant d'entreprendre l'essai.

Puis, les essais ont été réalisés à ΔK croissant dans le régime de Paris. Cette croissante a été contrôlée à l'aide d'une boucle de rétroaction sur la charge. Pour chaque mesure de fissure a, ΔK est calculé à l'aide de l'équation (2.2):

$$\Delta K = \Delta K_0 e^{C(a-a_0)} \tag{2.2}$$

où C, communément appelé "K-gradient", est une constante qui doit être déterminée en fonction des conditions de chargements de l'essai, la sollicitation cyclique initiale souhaitée,ΔK_0, et la longueur initiale du défaut, a_0.

Pour les essais à ΔK constant, la même boucle d'asservissement de la charge contrôlée par le logiciel permettait d'ajuster la charge en fonction de la longueur de fissure calculée par

complaisance. Le seul intrant nécessaire de la part du l'expérimentateur était la longueur de fissure finale permettant d'arrêter l'essai.

Finalement, avant chaque essai de fatigue-propagation, les surfaces était polies "miroir" pour permettre de mesurer optiquement la longueur de la fissure à l'aide d'un microscope.

2.2.3.2.3 Montage

La Figure 2-8 présente le montage utilisé lors des essais de propagation dans les éprouvettes CT-RES et CT-Monobloc. Les flèches bleues désignent la direction d'application de la charge.

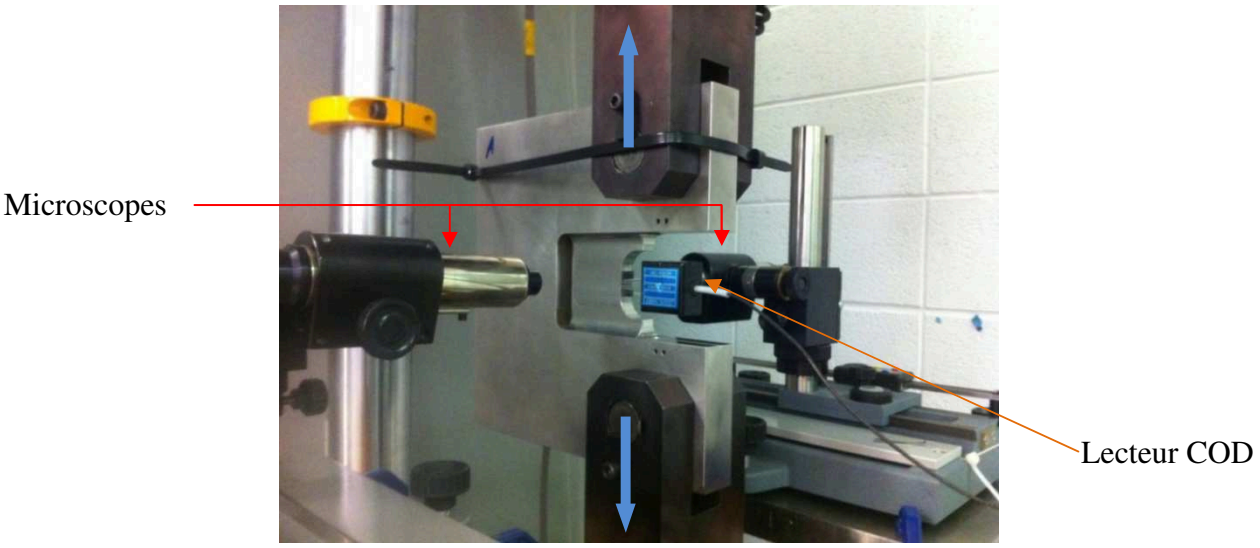


Figure 2-8 **Montage utilisé lors des essais de propagation dans les éprouvettes CT-Monobloc et CT-RES**

Le lecteur d'entrebâillement des lèvres de la fissure (COD[2]), qui permet le calcul de la longueur de la fissure par une mesure de la complaisance, était installé sur la tranche du médaillon. Il était maintenu en place par deux couteaux en acier trempé, eux-mêmes collés sur la tranche du médaillon. Pour valider la longueur de fissure calculée à partir des courbes P-v, deux microscopes permettaient de suivre l'avancée de la fissure sur les deux faces du médaillon. Une régression polynomiale de l'ouverture des lèvres de la fissure en fonction de la complaisance est

[2] L'abréviation COD provient du terme anglais: Crack Opening Displacement.

nécessaire pour calculer la longueur de fissure par ordinateur. Cette étape sera présentée au chapitre 4.

La bande ajustable *"Tie Wrap"* permettait de réduire la rotation de l'éprouvette lors de l'application de la charge. Cette rotation produisait une usure significative à l'interface Goupille/Trou sur l'éprouvette.

2.3 Protocole expérimental

La section suivante présente les différents essais qui ont été réalisés dans les différentes géométries. Au total, trois géométries ont été utilisées pour mesurer la vitesse de fissuration sous différentes sollicitations dans le métal de base. Ces essais ont permis de caractériser le métal de base en fatigue-propagation dans une éprouvette normalisée. Par la suite, les essais effectués dans la nouvelle géométrie d'éprouvette à permis d'établir une comparaison entre les vitesses de fissuration sans contraintes résiduelles et les vitesses de fissuration dans l'éprouvette soudée. Cet exercice a pour but de mettre en évidence l'influence des contraintes résiduelles de soudage en fatigue-propagation.

Tableau 2-4 **Plan des essais**

Géométrie	**Assemblage**	**Rapport de contrainte *R***	**Plage de ΔK [MPa$\sqrt{m}$]**	**État**
CT-Standard	Acier S41500	0.1 (1) 0.4(2) 0.7(3) 0.7(4) *	$8<\Delta K<65$ (1) $8<\Delta K<25$ (2) $8<\Delta K<30$ (3) $8<\Delta K<30$ (4)	γ +Trempe + Revenu
CT-Monobloc	Monobloc en acier S41500	0.1(5) 0.7(6)	$13<\Delta K<30$ (5) $10<\Delta K<30$ (6)	γ +Trempe + Revenu
CT-RES	Cadre & Médaillon en acier S41500 Soudure en E309L	0.1(7)	$\Delta K=15$	Tel que soudé

Dans le Tableau 2-4, le chiffre entre parenthèses correspond au numéro de l'essai et l'étoile de l'essai 4 indique que l'éprouvette a une épaisseur de 10 mm contrairement aux autres CT-Standard qui ont une épaisseur de 12.7 mm.

Les essais 1 à 4 ont pour but de caractériser le métal de base, dans le domaine de Paris, dans la géométrie d'éprouvette CT-Standard. Les trois niveaux de R permettront de déterminer l'effet du rapport des contraintes cycliques sur la vitesse de fissuration.

Les essais 5 et 6 visent aussi à caractériser le métal de base dans le domaine de Paris. Les deux rapports R ont été ciblés pour être en mesure d'obtenir deux courbes de propagation dites de référence dans la géométrie CT-Monobloc.

Le dernier essai a été effectué à ΔK =15 MPa$\sqrt{\text{m}}$ et R=0.1 dans la géométrie CT-RES, telle que soudé, contenant des contraintes résiduelles de tension. Il a permis de mettre en évidence l'influence des contraintes résiduelles sur la vitesse de propagation à l'aide d'une comparaison avec les courbes de référence produites dans l'éprouvette CT-Monobloc à R=0.1 et R=0.7.

CHAPITRE 3 DÉTERMINATION DU CHAMP DE CONTRAINTES RÉSIDUELLES ET CALCUL DU FIC RÉSIDUEL

Dans ce chapitre, les étapes permettant de mesurer le champ de contraintes résiduelles dans l'éprouvette CT-RES sont présentées. Puisque cette démarche est d'une importante considérable et que la méthode utilisée comporte plusieurs étapes, un chapitre lui a été dédié. Le chapitre conclut sur le calcul de K_{res} par l'utilisation de la méthode des fonctions de poids.

3.1 Mesure du champ de contraintes résiduelles par la méthode du contour

La méthode du contour (Prime, 2001), consiste, en un premier temps, à découper la pièce par électroérosion (EDM). La découpe doit être effectuée transversalement à l'orientation de la composante de contrainte que l'on désire mesurer. Lors de la découpe, la redistribution des contraintes sur les surfaces coupées produit des déplacements inverses aux déplacements internes qui étaient à la source des CR présentes avant la coupe. La lecture des déplacements s'effectue à l'aide d'un profilomètre optique. Ces déplacements sont par la suite imposés comme conditions aux frontières du modèle d'éléments finis représentant la géométrie découpée pour ainsi déterminer la distribution des contraintes résiduelles dans le plan. Cette méthode permet un calcul simple et précis du champ de contraintes résiduelles au centre de la pièce et c'est pour ces raisons qu'elle est employée dans cette étude.

3.1.1 Bridage de l'éprouvette CT-RES

Quelques itérations ont permis d'identifier un élément important de la préparation avant découpe. Il s'agit du bridage. En effet, le bridage du cadre au niveau des points de chargement, tel que montré à la Figure 3-1, permet d'obtenir une carte de déplacements symétrique sur les deux surfaces, ce qui n'était pas le cas lorsque l'éprouvette était simplement supportée dans le gabarit. Ce manque de cohérence des déplacements était provoqué par l'ouverture préférentielle d'un côté du cadre par rapport à l'autre. Cela provoquait une déviation dans le parcours du fil et il en résultait des cartes de déplacements complètement différentes.

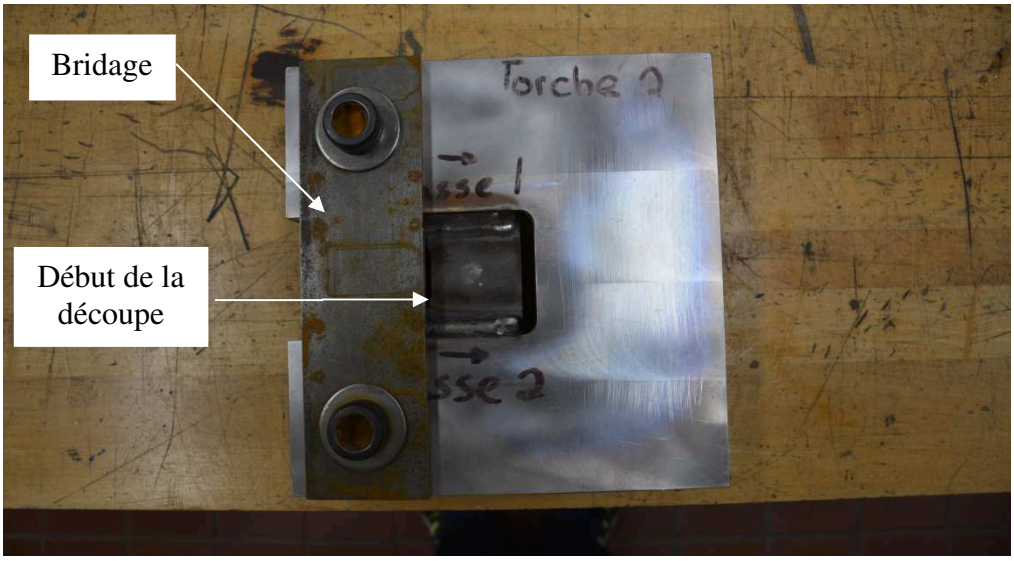


Figure 3-1 **Bridage de l'éprouvette CT-RES à l'aide de plaques d'acier positionnées aux trous de chargement**

Lors de la découpe, l'éprouvette était supportée dans un gabarit à l'aide de vis d'ajustement. Ce dernier, illustré à la Figure 3-2, permet de maintenir l'éprouvette dans le bassin de découpe. La découpe a débuté à partie de la face du médaillon.

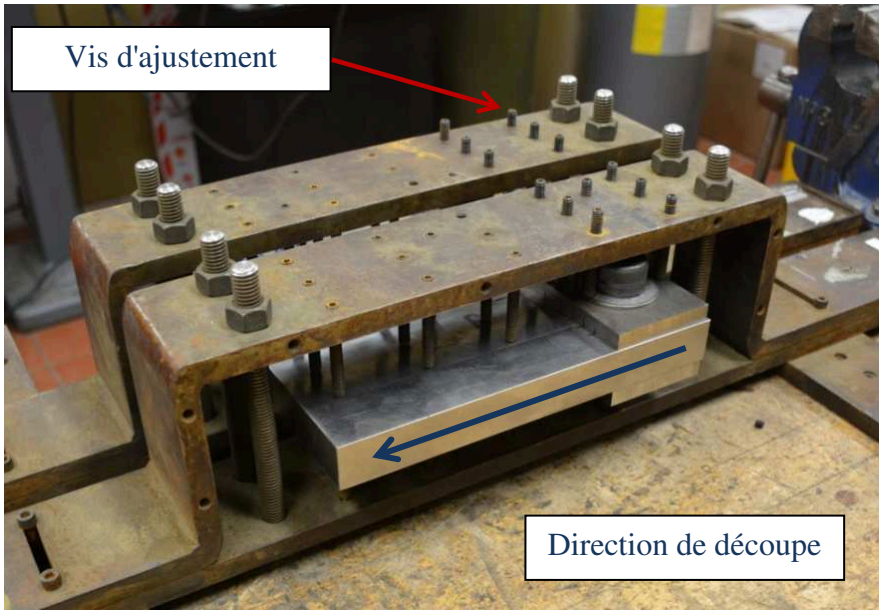


Figure 3-2 **Positionnement de l'éprouvette CT-RES dans le gabarit de découpe**

Après la découpe de l'éprouvette, une erreur de manipulation était observable sur une des surfaces découpées. La Figure 3-3 montre le résultat d'un mauvais alignement lors de la découpe

EDM. En effet, le découpage devait débuter dans l'encoche faite aussi préalablement par EDM. Le trait en noir met en évidence le parcours de la fissure lors de la préfissuration. Cette dernière permettait de retrouver le même état de contrainte en fond de fissure qu'une géométrie utilisée pour caractériser la vitesse de propagation en présence de contraintes résiduelles. En effet, avant de débuter l'essai de fatigue-propagation, il est nécessaire de préfissurer l'éprouvette.

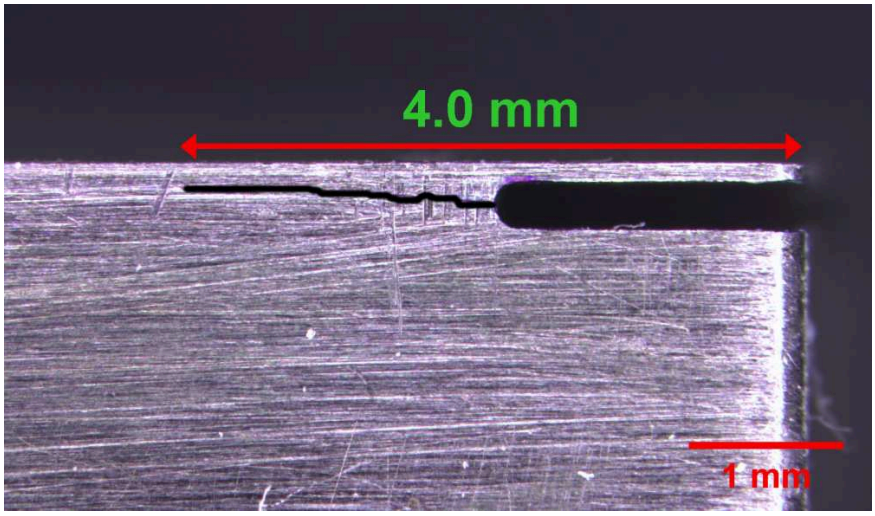


Figure 3-3 **Mauvais alignement lors de la découpe de l'éprouvette CT-RES par EDM**

Ce 4 mm sera exclu du calcul des contraintes résiduelles. L'inclure dans le calcul pourrait introduire une source d'erreur supplémentaire, en plus de fournir une information inutile au calcul de K_{res}.

3.1.2 Traitement des cartes de déplacements

Une fois le balayage des surfaces effectué par le profilomètre, l'on obtient une carte précise du profil des surfaces. Le nombre de points de mesure étant considérable, un logiciel maison permet de réduire l'information à quelques centaines de points. Pour ce faire, un lissage est effectué à l'aide de splines cubiques à deux variables, tout en conservant une carte précise des déplacements.

Une première évaluation de la qualité de la mesure a soulevé un comportement anormal du profil de l'altitude mesuré par le profilomètre sur le médaillon, tel qu'indiqué à la Figure 3-4. Cette dernière montre seulement un balayage dans l'épaisseur et ne représente pas la carte complète des déplacements. La portion en rouge montre une augmentation très importante du profil sur environ 5 mm, ce qui ne correspond pas au comportement global observé sur le reste du médaillon. En

effet, sur le reste du médaillon, on remarque une évolution constante du profil d'altitude. L'axe des abscisses représente la distance à partir de la tranche du médaillon. L'axe des ordonnées correspond à la distance qui sépare le lecteur optique, de la surface à numériser. Cette distance est appelée *altitude* puisqu'elle ne correspond pas à des déplacements à cette étape du traitement des données.

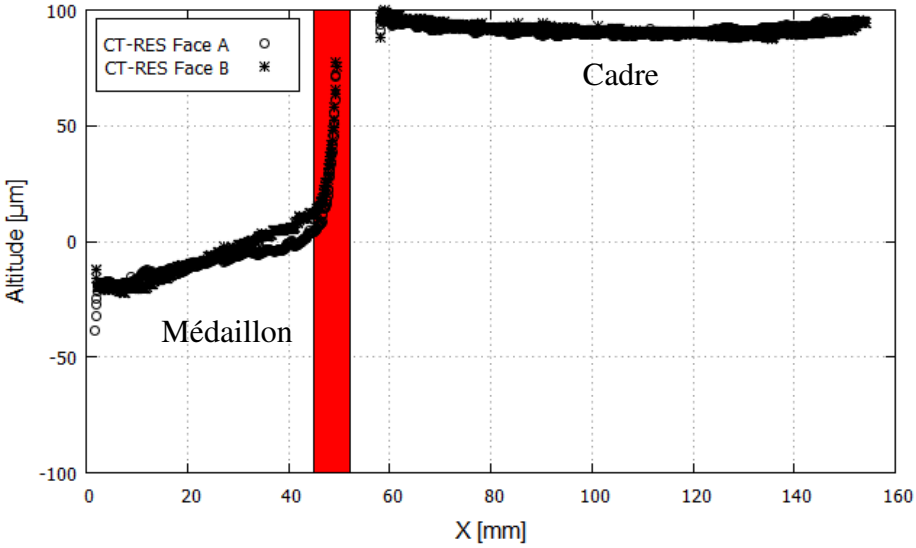


Figure 3-4 **Profil d'altitude au centre du médaillon (*Z*=12.7 mm) de l'éprouvette CT-RES soudée en E309L**

Il est fort probable que cette augmentation ait été causée par une déformation plastique du ligament restant lorsqu'il ne restait que quelques millimètres à couper. En effet, pour se convaincre de cette idée, il est possible d'imaginer une bande d'un matériau élastoplastique quelconque soumise à une force constante à ses extrémités. Premièrement, une découpe progressive de la bande est effectuée. Alors qu'il ne reste que quelques millimètres à découper, la contrainte dans le ligament restant peut devenir suffisamment importante pour entrainer une déformation plastique dans ce dernier. Il n'est donc pas possible de calculer la contrainte avec ce profil puisque la méthode du contour est basée sur l'hypothèse que la redistribution des contraintes est strictement élastique. Avant d'entreprendre le calcul des contraintes, le profil d'altitude a été transformé en une carte des déplacements relatifs au cadre.

La Figure 3-5 a) montre le résultat du calcul des contraintes dans le médaillon effectué à partir du profil de la Figure 3-4.

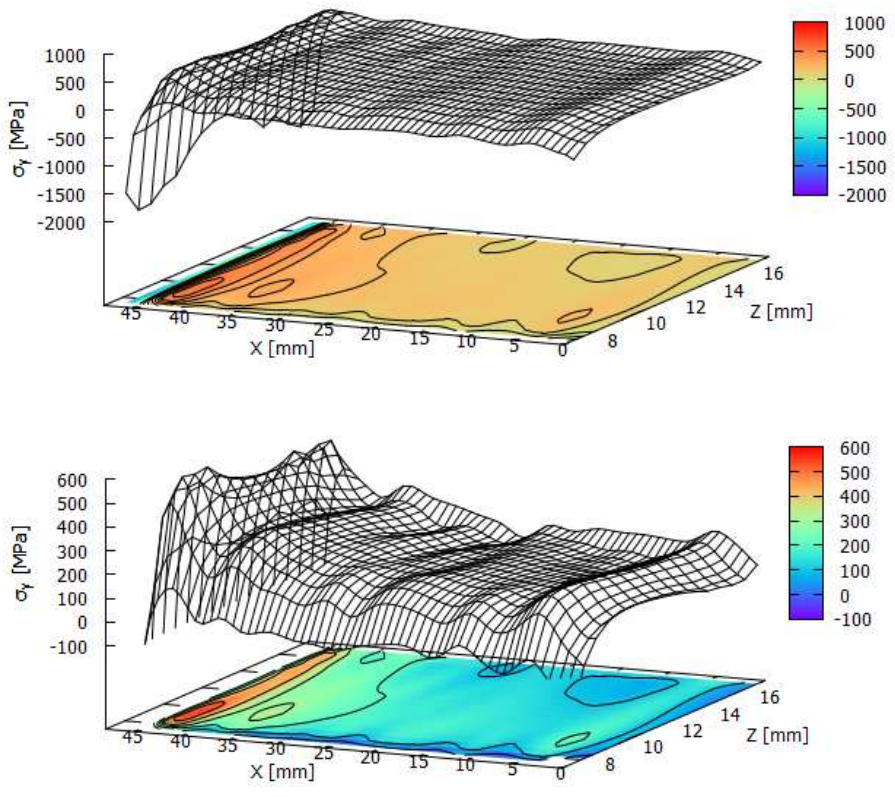


Figure 3-5 **Contrainte σ_y dans le médaillon obtenue par éléments finis avec le champ de déplacement brut comme conditions aux frontières. a) échelle pleine b) échelle réduite**

Manifestement, l'anomalie présente sur les profils de déplacements produit un champ de contraintes résiduelles erroné. L'acier S41500, comme la plupart des aciers, ne peut pas supporter une contrainte de -1700 MPa sans s'écouler plastiquement. Par ailleurs, puisque cette forte contrainte en compression doit être balancée, l'on note une augmentation considérable du niveau de contrainte quelques millimètres avant. Conséquemment, la valeur de 600 MPa observée aux alentours de 40 mm à la Figure 3-5 b) n'est probablement pas réaliste non plus.

La Figure 3-5 b) montre aussi une diminution considérable de la contrainte σ_y à Z=7 mm, c'est-à-dire, sur le bord du médaillon. Cette anomalie fréquemment rencontrée lors de la découpe (Hosseinzadeh, Ledgard, & Bouchard, 2012; Sarafan, Lévesque, Wanjara , Gholipour, & Champliaud, 2015) est communément appelée un effet d'évasement. Ce défaut de coupe entraîne une modification significative du champ de contrainte calculé et fait partie des incertitudes

inhérentes à la méthode du contour. Par contre, il semble que cet effet peut être réduit à l'aide de matériel sacrificiel attaché sur la face correspondante à la sortie du fil (Sarafan et al., 2015). Sachant qu'une telle limite existe, il est donc plus judicieux d'utiliser une bande limitée aux déplacements mesurés au centre du médaillon. Ceci permettrait de diminuer l'influence d'évasement sur le calcul des contraintes.

Ainsi, deux corrections ont été imposées aux cartes brutes des déplacements. D'abord, une extrapolation du champ de déplacement a été effectuée dans la zone plastifiée. Pour ce faire, le profil moyenné des deux faces du médaillon a été extrapolé à l'aide d'une régression linéaire dans la zone où l'écoulement plastique a eu lieu.

Puis, l'échantillonnage des déplacements s'est restreint à une bande de 4.2mm au centre du médaillon. Cette astuce a permis d'éviter les effets de bord observé sur le médaillon et de réduire la complexité du profil de déplacement imposé lors du calcul par éléments finis. La Figure 3-6 présente le sommaire des modifications. La carte verte présente le profil des déplacements, u_y, corrigés.

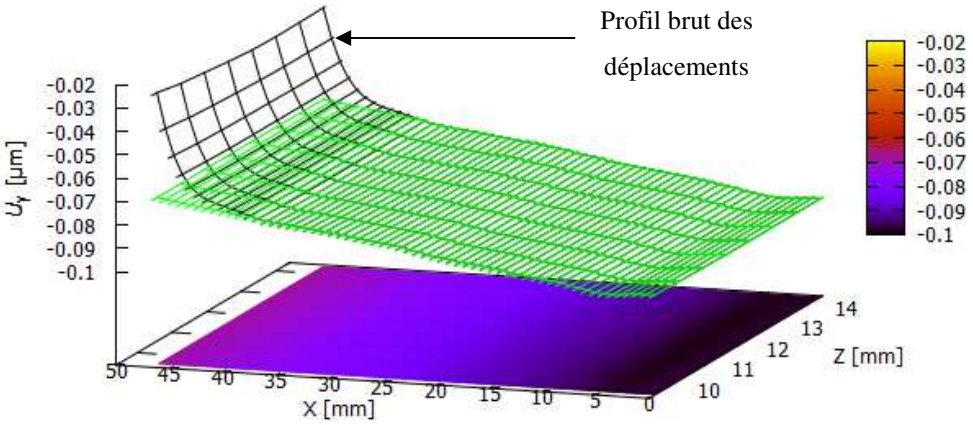


Figure 3-6 **Correction du segment déformé plastiquement par l'extrapolation du profil des déplacements sur une bande de 4.2 mm au centre du médaillon**

La Figure 3-7 montre la distribution moyenne des déplacements qui seront imposés au modèle d'éléments finis sous forme de conditions aux frontières. Dans cette image on remarque que les déplacements du cadre sont imposés à 0. Cette condition est justifiée par l'hypothèse suivante: Lorsque le médaillon est entièrement découpé par le fil, il ne devrait plus y avoir aucune contraintes résiduelles dans le cadre.

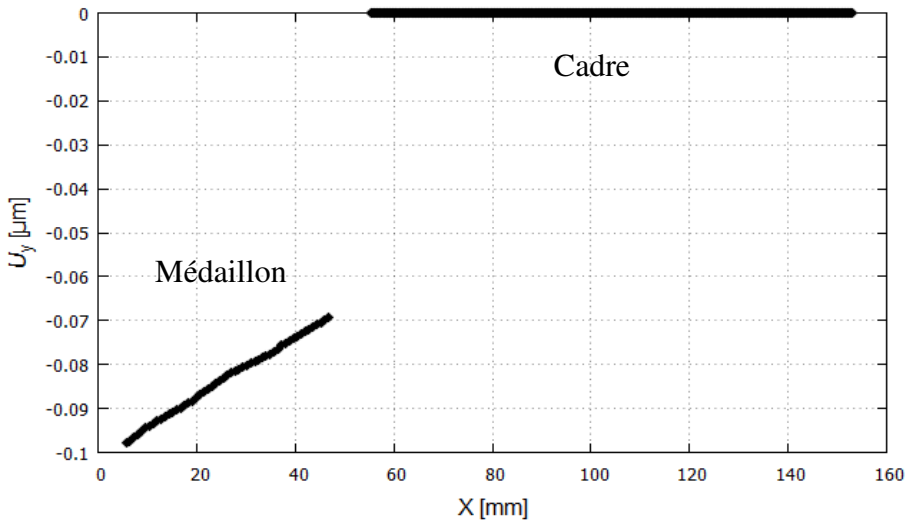


Figure 3-7 **Distribution des déplacements imposés sous forme de conditions aux frontières**

3.1.3 Calcul de la distribution de contrainte sur le plan de fissuration

Dans cette section le logiciel Ansys a été utilisé pour calculer la distribution de la contrainte sur le plan de fissuration.

3.1.3.1 Les caractéristiques du modèle d'éléments finis

Le maillage du modèle d'éléments finis utilisé pour calculer la distribution de contrainte est composé de briques 20 nœuds. Le nombre d'éléments et de nœuds constituant le maillage est de 15708 et 66203, respectivement. La taille des éléments sur lesquels sont imposés les déplacements nodaux sous forme de conditions aux frontières est de 0.8 mm. Le module d'élasticité est de 200 GPa et le coefficient de Poisson de 0.3. Une étude de convergence a été réalisée pour s'assurer que le maillage était suffisamment raffiné. Mise à part la singularité qui existe près du fond de fissure, les maillages constitués d'éléments de taille 0.5, 0.8 et 1.06 mm ont tous produits la même distribution de contrainte que celle obtenue avec des éléments de taille 0.8 mm montré à la Figure 3-9. Finalement, le quart de la géométrie a été utilisée pour diminuer le temps de calcul, tout en respectant les conditions de symétries appropriées. Les symétries sont situées sur les plans *xy* et *xz,* en respectant le repère orthonormé de la Figure 3-8.

Puisque la majorité des nœuds ne sont pas situés à l'emplacement exact où la mesure des déplacements a été effectuée, une routine programmée a permis d'interpoler linéairement les déplacements pour obtenir la valeur correspondante aux nœuds.

3.1.3.2 Résultats des contraintes résiduelles présentes dans le médaillon

La Figure 3-8 montre une vue du modèle d'éléments finis ainsi que la valeur de la contrainte σ_y présente dans le médaillon après l'application des déplacements présentés à la Figure 3-7. La Figure 3-9 présente la distribution de la contrainte σ_y au centre du médaillon.

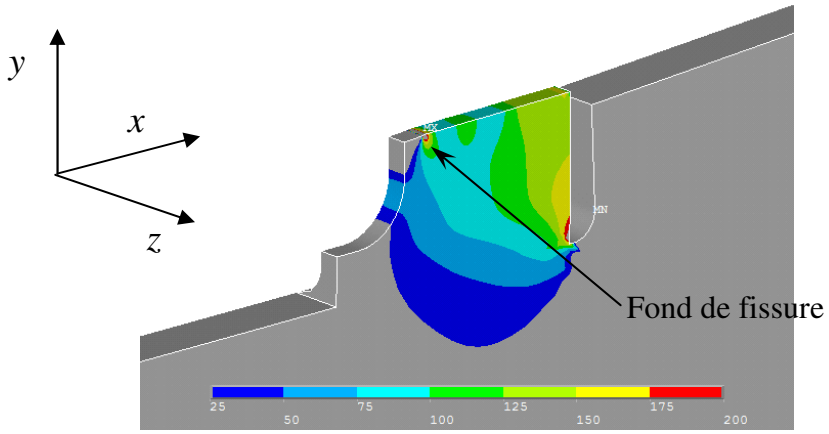


Figure 3-8 **Champ de contraintes résiduelles présent dans le médaillon après soudage**

Tel qu'illustré à la Figure 3-9, le fond de fissure produit une augmentation significative de la contrainte. Les oscillations observées dans la distribution sont sans doutes causées par le lissage des déplacements lors du traitement des données brutes. Ces oscillations présentes dans la carte des déplacements sont initialement très faibles. Par contre, lorsqu'elles sont introduites dans un modèles d'éléments finis, le module d'Young amplifie ces dernières.

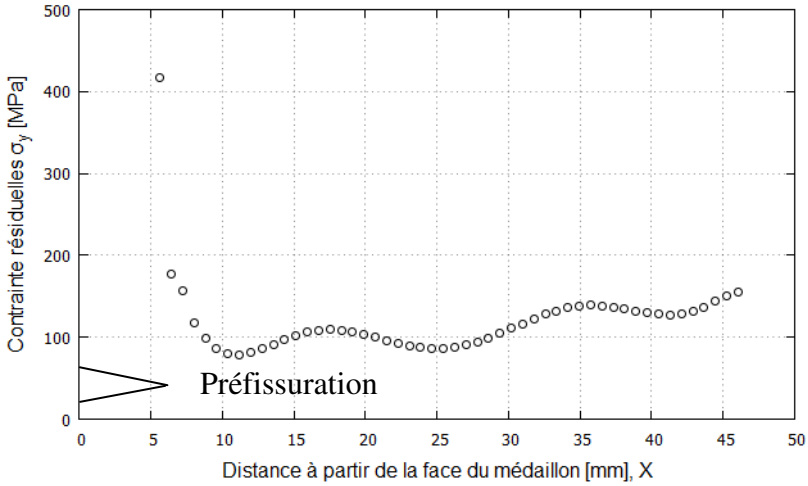


Figure 3-9 **Distribution de la contrainte résiduelle σ_y au centre du médaillon après soudage**

La prochaine section présente le calcul de la distribution $K_{res}(a^*)$ à l'aide de la méthode des fonctions de poids. Sommairement, le champ de contraintes résiduelles mesuré et déterminé dans cette section sera transformé en une distribution du facteur d'intensité de contrainte en fonction de la longueur de fissure.

3.2 Utilisation des fonctions de poids dans la détermination de la fonction $K_{res}(a^*)$

Telles que présentées au chapitre 1, les fonctions de poids permettent un calcul simple et précis de la distribution de $K_{res}(a)$ et prennent la forme suivante:

$$K_{res}(a) = \int_{a_0}^{a} \sigma_y(x)\, m(x,a) dx \tag{3.1}$$

Pour ce faire, il est nécessaire de connaître la distribution de contrainte $\sigma_y(x)$, et la fonction $m(x,a)$ de la géométrie CT-RES doit être calibrée. Pour les calibrer, il est nécessaire d'effectuer autant d'analyse par éléments finis que nécessaire pour être en mesure de bien représenter le comportement de la géométrie à différentes longueurs de fissure a. La fonction $m(x,a)$ est définie par l'expansion universelle de Glinka (Glinka & Shen, 1991):

$$m(x,a) = \frac{2}{\sqrt{2\pi(a-x)}} * \left[1 + M_1\left(1-\frac{a}{x}\right)^{1/2} + 3\left(1-\frac{a}{x}\right)^{1} + M_3\left(1-\frac{a}{x}\right)^{3/2}\right] \tag{3.2}$$

En tirant avantage des travaux antérieurs, seulement deux inconnues, M_1 et M_3, doivent être identifiés pour chaque longueur de fissure a (Fett et al., 1987).

3.2.1 Calibration de l'éprouvette CT-RES

La calibration nécessite de faire appel à deux cas de chargements, nommés cas de référence, pour être en mesure de calculer les coefficients M_1 et M_3. La calibration de la géométrie CT-RES a nécessité 46 analyses par éléments finis, c'est-à-dire 23 pour chaque cas de référence. Une routine a permis de lancer les 46 simulations dans lesquelles la fissure, d'une longueur a, était introduite par décrochage des nœuds sur le plan de fissuration et où le facteur d'intensité de contraintes était calculé par l'intégrale-*J*. La Figure 3-10 montre les chargements imposés à la géométrie pour chaque cas de référence nécessaire à la calibration. Le chargement imposé sur le

cadre de la Figure 3-10 a) est une distribution monotone de contrainte de -30 MPa, tandis que le chargement de la Figure 3-10 b) débute à -30 MPa et augmente linéairement pour atteindre -7 MPa.

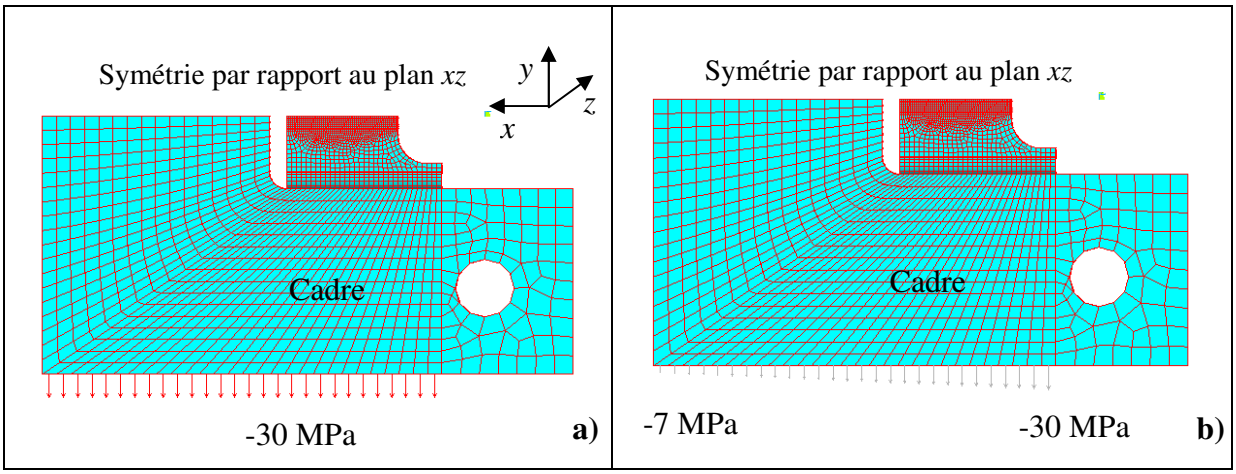


Figure 3-10 **a) Chargement du cas référence 1, b) Chargement du cas référence 2**

Le système d'équations à résoudre prend la forme suivante:

$$K_{1j} = \int_{a_0}^{a_j} \sigma_{y,1}(x) \frac{2}{\sqrt{2\pi(a_j - x)}} \cdot \sum_{k=0}^{3} \left[M_{kj} \left(1 - \frac{x}{a_j}\right)^{\frac{k}{2}} \right] dx \tag{3.3}$$

$$K_{2j} = \int_{a_0}^{a_j} \sigma_{y,2}(x) \frac{2}{\sqrt{2\pi(a_j - x)}} \cdot \sum_{k=0}^{3} \left[M_{kj} \left(1 - \frac{x}{a_j}\right)^{\frac{k}{2}} \right] dx \tag{3.4}$$

où K_{ij}, sont les facteurs d'intensité de contrainte du cas de référence i pour une longueur de fissure a_j , $\sigma_{y,i}(x)$ les distributions de contrainte initiales sur le plan de fissuration, x la coordonnée d'intégration et M_{kj} les inconnus à isoler. Les coefficients M_{2j} sont toujours égaux à 3. La résolution de ce système d'équations a été effectuée à l'aide de l'intégration numérique de Gauss. Le code est disponible en Annexe E sous la forme d'un pseudo-code.

3.2.2 Validation de la méthode des fonctions de poids

Avant d'utiliser les coefficients M_{kj}, ils doivent être validés. Une erreur dans le calcul conduirait à une analyse erronée de l'effet des contraintes résiduelles sur la vitesse de propagation des fissures.

Pour ce faire, un retrait thermique a été imposé aux éléments qui définissent l'emplacement du cordon de soudure. Cette démarche a comme objectif de se rapprocher de la distribution du champ de contrainte produit par le soudage. La Figure 3-11 montre l'emplacement où ce retrait a eu lieu sur la géométrie.

Le retrait thermique est défini par l'équation (3.5). Le coefficient d'expansion thermique est de $5 \cdot 10^{-5}\ K^{-1}$ et a été choisi arbitrairement:

$$\varepsilon_{v,therm} = 3 * \int_0^T 5 \cdot 10^{-5}\ dT \tag{3.5}$$

Finalement, pour produire le retrait thermique, la température des éléments initialement fixée à 0° C, a connu une "baisse de 2000° C" pour simuler le retrait thermique que subit le bain de fusion. Cette démarche ne représente pas une simulation de soudage.

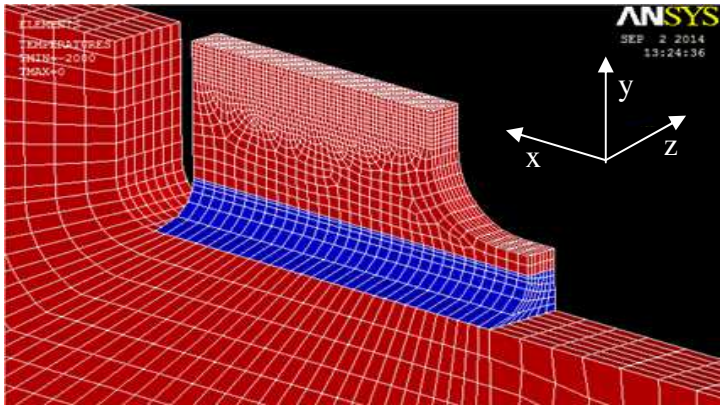


Figure 3-11 **Éléments soumis au retrait thermique**

La Figure 3-12 présente une comparaison des K calculés à l'aide des fonctions de poids calibrées pour l'éprouvette CT-RES et ceux calculés en utilisant l'intégrale-*J*. La longueur de fissure a a été remplacée par la longueur a^*. Cette dernière définit la longueur de la fissure à partir de la face du médaillon.

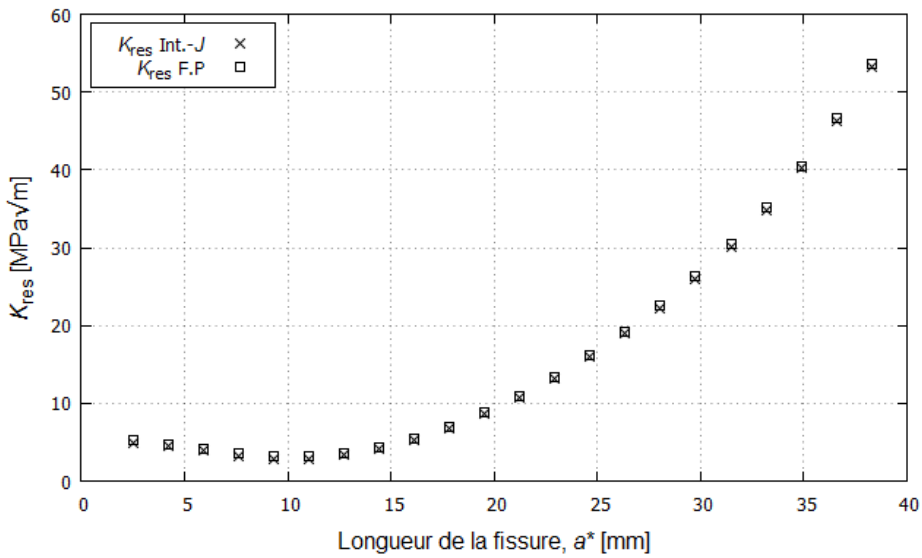


Figure 3-12 **Comparaison entre les facteurs K_{res} calculés à partir de l'intégrale-J et des fonctions de poids pour un chargement de type retrait de solidification des joints de soudure**

Les résultats montrent une superposition des valeurs calculées par les deux techniques. À ce stade, on peut considérer les coefficients M_{kj} ont été calculés avec précision et que la méthode peut être utilisée pour déterminer le FIC résiduel.

3.2.3 Calcul de la fonction $K_{res}(a^*)$

Le calcul de la distribution de $K_{res}(a^*)$ dans l'éprouvette CT-RES a été réalisé à l'aide de l'équation (3.1). Pour être en mesure de bien caractériser le champ de contraintes résiduelles obtenu suite au calcul par EF, une astuce mathématique a été utilisée dans la définition de la fonction $\sigma_{res}(x)$. Une fonction de type *Heaviside*, utilisée pour décrire la distribution de la contrainte $\sigma_{res}(x)$, est donnée par l'équation(3.6):

$$\sigma_{res}(x) = \left[H\left(x - \left(a_0 + a_{préf}\right)\right) * \sigma_{res}(x)\right] \tag{3.6}$$

La particularité de cette fonction fait en sorte qu'elle devient un atout dans la définition du champ de contraintes résiduelles. En effet, pour des valeurs de $x < a_0 + a_{préf}$ sa valeur est nulle, ce qui est cohérent avec le niveau des contraintes précédent la pointe de la fissure. Les variables a_0 et

$a_{préf}$ définissent la longueur de la fissure initiale et la distance qu'a parcourue la fissure pendant la préfissuration, respectivement. Dès que $x \geq a_0 + a_{préf}$, la fonction prend la valeur de 1, ce qui permet de considérer pleinement le champ de contraintes résiduelles en aval de la pointe de la fissure. De cette façon, le domaine d'intégration est pleinement conservé.

La Figure 3-13 montre une augmentation progressive du facteur d'intensité de contrainte produit par le champ de contraintes résiduelles dans la CT-RES. Sachant que l'essai de propagation sera effectué avec une valeur de K_{max}= 16 MPa$\sqrt{\text{m}}$, le champ de contraintes résiduelles permettra d'augmenter cette valeur d'un facteur ≈ 3 (48 MPa$\sqrt{\text{m}}$) lorsque la fissure atteindra la valeur de 35 mm. Cette augmentation appréciable de la sollicitation maximale en fond de fissure devrait être suffisante pour influencer le comportement en fatigue-propagation du matériau à l'étude.

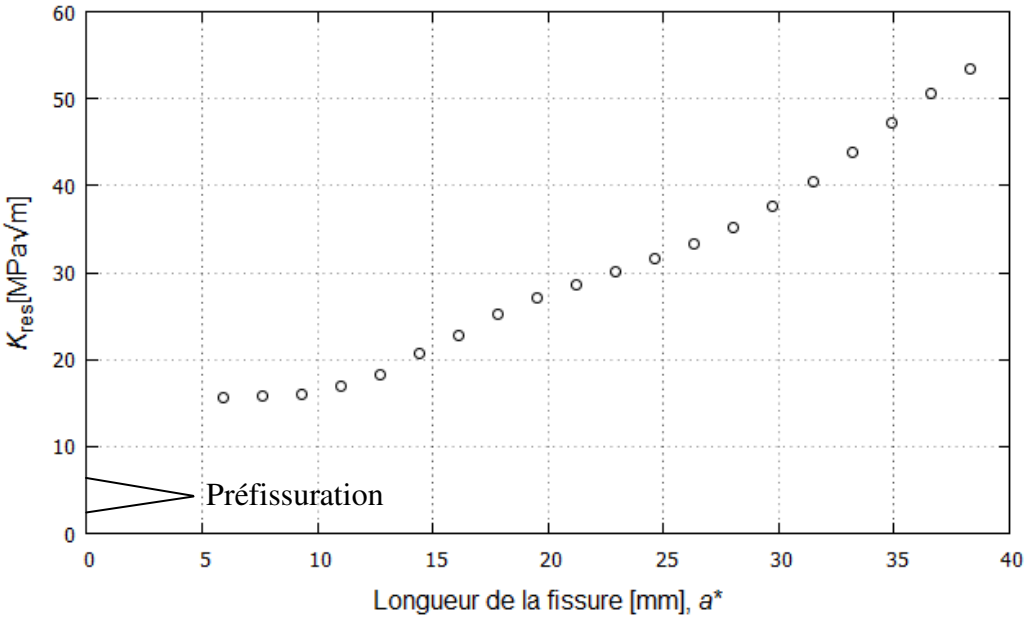


Figure 3-13 **Distribution de $K_{res}(a^*)$ produit par le champ de contraintes résiduelles provenant du soudage de l'éprouvette CT-RES avec du E309L**

De plus, il est intéressant de constater que l'approche utilisée pour définir la distribution $\sigma_{res}(x)$ a bien fonctionné, puisque l'on retrouve des valeurs de K nulles lorsque la longueur de $a \leq 4$ mm; préfissuration.

Pour ce qui est du premier boulet, la valeur semblait trop faible par rapport à la distribution qui suivait. Elle a donc été corrigée pour permettre une meilleure représentation de la distribution. Cette sous-estimation de K_{res} est sans doute produite par le manque de précision de la contrainte σ_y près du fond de fissure.

CHAPITRE 4 PRÉSENTATION DES SIMULATIONS NUMÉRIQUES

Ce chapitre présente tous les résultats numériques pertinents qui ont été obtenus pour permettre de déterminer le facteur d'intensité de contrainte produit par le champ de contraintes résiduelles. Le calcul de la complaisance de l'éprouvette CT-Monobloc ainsi que le calcul de la solution adimensionnelle du FIC, $F(a/W)$, seront présentés. Ils sont essentiels pour automatiser les essais et pour appliquer le facteur d'intensité de contrainte désiré en fonction de la longueur de la fissure. Puisque le calcul de ces quantités a nécessité l'utilisation de plusieurs types de maillage, les informations relatives à chaque maillage seront données à la fin de chaque sous-section. Le module d'Young du matériau est de 200 GPa et le coefficient de Poisson de 0.3

De plus, étant donné l'influence possible qu'a la contrainte T sur le niveau de fermeture et son effet possible sur la vitesse de propagation, celle-ci a été calculée à l'aide des éléments finis, en utilisant deux méthodes différentes.

4.1 Calcul de la complaisance

Le calcul de la complaisance (v/P) consiste à imposer une charge à l'éprouvette fissurée et à déterminer l'ouverture des lèvres de la fissure à un endroit d'intérêt. Cette opération est répétée pour toutes les longueurs de fissures souhaitées. Cette démarche a été réalisée avec un modèle d'éléments finis légèrement différent de celui utilisé pour calibrer les fonctions de poids. En effet, puisque les couteaux étaient collés sur la face du médaillon, ces derniers ont été inclus dans le modèle pour tenir compte de leur épaisseur supplémentaire sur le calcul de la complaisance. La Figure 4-1 présente une vue agrandie du modèle utilisé.

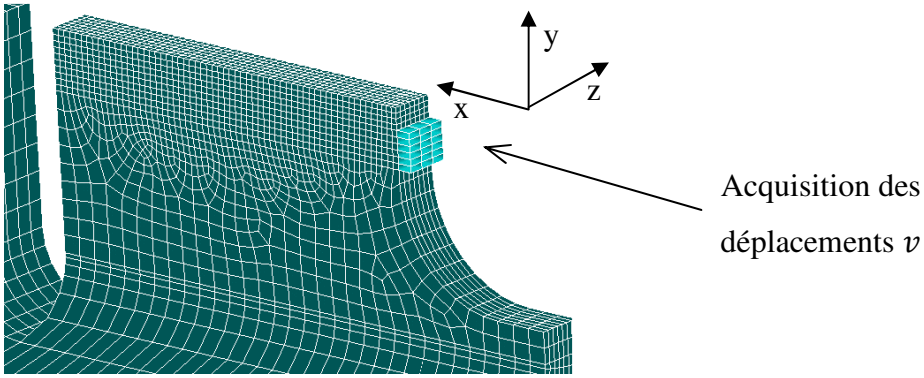


Figure 4-1 **Maillage utilisé pour calculer la complaisance de l'éprouvette CT-Monobloc**

Pour la calibration de la complaisance, une force ponctuelle de 10 kN a été imposée à la ligne de chargement. Par la suite, des incréments de longueur de fissure de $\Delta a = 0.01\ a/W$ pour les trois premiers points $(0.45 < a/W < 0.47)$ ont permis un bon lissage lorsque la fissure était courte. Finalement le reste de la courbe, c'est-à-dire $0.47 < a/W < 0.89$, a été effectuée avec des incréments de $\Delta a = 0.02\ a/W$. Une fois tous les rapports v/P calculés, le paramètre de complaisance adimensionnel $v_{adim.}$ a été calculé à partir de l'équation (4.1) de la norme ASTM E647:

$$v_{adim.} = \left\{ \left(\sqrt{\frac{Evb}{P}} \right) + 1 \right\}^{-1} \tag{4.1}$$

La Figure 4-2 présente l'évolution de la longueur de fissure adimensionnelle en fonction du paramètre de complaisance v_x. Ainsi, lorsque la complaisance v/P est obtenue par le biais du lecteur COD, le logiciel calcule automatiquement la longueur de la fissure a, puisque les paramètres E, b et W sont connus.

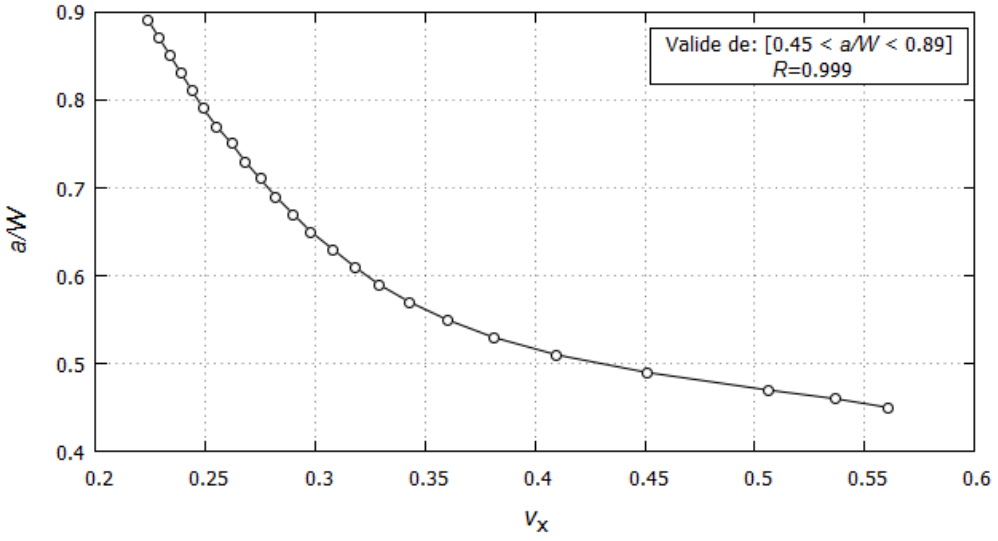


Figure 4-2 **Lissage du coefficient de complaisance v_x utilisé dans le calcul automatisé de la longueur de la fissure**

Le Tableau 4-1 présente les coefficients du polynôme utilisé pour lisser les points de la Figure 4-2.

Tableau 4-1 **Coefficients du polynôme de régression utilisé pour lisser la fonction *a/W = f*(v_x)**

C_0	C_1	C_2	C_3	C_4	C_5	C_6
2.1734	-2.1031	-56.9140	285.9165	-576.2096	542.3404	-198.1007

Dans tous les essais de propagation menés à l'aide de ce polynôme, la plus grande différence obtenue entre les valeurs optiques et les valeurs calculées par complaisance, pour les éprouvettes CT-Monobloc et CT-RES, était de 0.5 mm. Cette différence a engendré un écart maximal entre le ΔK demandé et le ΔK appliqué d'au plus 3.2% au début de l'essai. Cet écart n'a cessé de diminuer par la suite.

Le maillage utilisé pour ce calcul est identique au maillage utilisé lors du calcul de σ_{res} à la section 3.1.3.1. Une étude de convergence a révélé que l'écart entre les résultats de l'ouverture des lèvres de la fissure pour un maillage composé d'éléments de 1.05 mm et 0.8 mm n'est que de 0.5% au début de la plage de fissuration utile, c'est-à-dire $a/W \geq 0.49$. Cet écart diminue à 0.06% lorsque la fissure atteint une longueur de $a/W = 0.81$. Un raffinement supplémentaire du maillage n'a pas été nécessaire.

4.2 Calcul de la fonction *F(a/W)*

Le calcul de la fonction $F(a/W)$ est similaire à celui de la complaisance. Une charge de 10 *kN* est imposée au point d'application de la charge de la géométrie fissurée, mais au lieu de recueillir l'ouverture des lèvres de la fissure, le calcul du facteur d'intensité de contrainte K est effectué. Une fois les facteurs d'intensité de contrainte obtenus, ils sont adimensionnalisés pour permettre d'en calculer $F(a/W)$, selon l'équation suivante:

$$F\left({}^{a}/_{W}\right) = \frac{Kb\sqrt{W}}{P} \tag{4.2}$$

Pour s'assurer que K a été calculé correctement, trois méthodes ont été utilisées et une comparaison des résultats sera effectuée à la section 4.2.4.

4.2.1 Calcul du FIC par l'intégrale-*J*

À l'aide d'une fonction déjà implémentée dans le logiciel d'éléments finis Ansys APDL, le calcul de l'intégrale-*J* a été ajouté dans la sous-routine de résolution du modèle. La fonction appelée CINT permet de calculer K sur plusieurs contours près du fond de fissure, ce qui permet de s'assurer que la convergence du calcul soit atteinte.

La valeur obtenue par la fonction CINT est en $\mathrm{mJ/mm^2}$. Les équations suivantes permettent d'en extraire K en MPa$\sqrt{\mathrm{m}}$:

$$J = \frac{K^2}{E'} \; où \; E' \begin{cases} E & \text{Contrainte plane} \\ \dfrac{E}{(1-v^2)} & \text{Déformation plane} \end{cases} \tag{4.3}$$

$$K = \sqrt{\frac{J}{1000} E'} \tag{4.4}$$

Les résultats obtenus pour chaque incrément de longueur de fissure adimensionnel sont présentés à l'Annexe F.

Le maillage utilisé pour ce calcul est identique au maillage utilisé lors du calcul de σ_{res} à la section 3.1.3.1. Une étude de convergence a révélé que l'écart entre les résultats de l'intégrale-*J* pour un maillage composé d'éléments de 1.05 mm et 0.8 mm n'est que de 0.13% au début de la plage de fissuration utile, c'est-à-dire $a/W \geq 0.49$. Cet écart diminue à 0.06% lorsque la fissure atteint une longueur de $a/W = 0.81$. Un raffinement supplémentaire du maillage n'a pas été nécessaire.

4.2.2 Calcul du FIC par le calcul des déplacements en fond de fissure

La première méthode consiste à recueillir les déplacements en fond de fissure et d'en calculer *K*. Cependant, cette méthode requiert une modification du maillage en fond de fissure pour permettre un meilleur lissage des déplacements nodaux par les fonctions de forme des éléments. Puisque le champ de déplacement en fond de fissure est proportionnel en $\sqrt{r}$, il est nécessaire de déplacer le nœud intermédiaire d'un élément quadratique à la distance $^1/_4$ du fond de fissure (Barsoum, 1977).

La Figure 4-3 présente une vue du maillage en fond de fissure. Cette zone raffinée du maillage est déplacée avec l'avancé de la fissure.

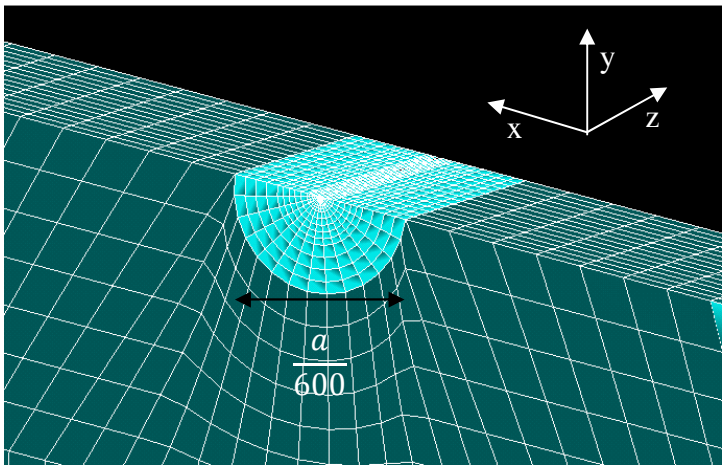


Figure 4-3 **Maillage en fond de fissure utilisé dans le calcul du facteur d'intensité de contrainte**

Le Tableau 4-2 présente les paramètres du maillage utilisés près du fond de fissure. Les déplacements ont été recueillis au centre de l'éprouvette, donc dans le cas du modèle utilisé, en $z = 0$, sur le plan *xy*. Également, l'hypothèse de la déformation plane a été utilisée dans le calcul de K à partir des déplacements nodaux.

Tableau 4-2 **Paramètres du maillage en fond de fissure utilisés pour l'application de la du calcul des déplacements en fond de fissure**

Type d'éléments	Nombre d'éléments	Taille des éléments, L, [mm]	Nombre d'éléments dans l'épaisseur
Prisme15/Brique20	2940	$\frac{a}{1000} < L < \frac{a}{600}$	15

Une comparaison des résultats a démontré que ce maillage produisait, à 0.06% près, des valeurs de FIC similaire au calcul effectué à l'aide de l'intégrale-J effectué précédemment. De ce fait, aucune étude de convergence n'a été réalisée sur ce maillage puisqu'il donne des résultats comparables avec une méthode dont le maillage est suffisamment raffiné.

4.2.3 Calcul du FIC à l'aide de l'équation analytique d'une plaque semi-infinie

Finalement, la dernière méthode fait intervenir l'équation analytique d'une plaque semi-infinie comportant une fissure débouchante, telle que définie à l'équation (4.5):

$$K = 1.1215 * \sigma_{nom.} * \sqrt{\pi a} \tag{4.5}$$

où le facteur de correction géométrique Y est égal à 1.1215 et où $\sigma_{nom.}$, est la contrainte normale au plan de fissuration en l'absence de fissure.

Dans le cas de l'éprouvette CT-RES, $\sigma_{nom.}$ est définie comme étant la contrainte présente sur la face du médaillon, à l'endroit indiqué à la Figure 4-4.

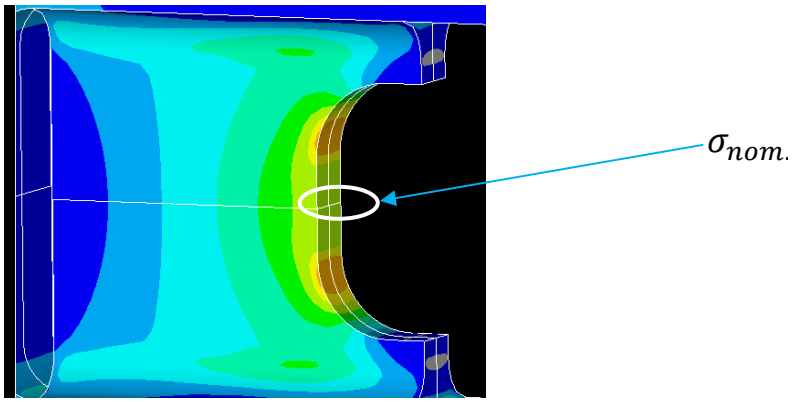


Figure 4-4 **Contrainte à la surface du médaillon et normale au plan de fissuration, dans la géométrie non fissurée**

Pour de faibles longueurs de fissure, on considère que la contrainte est homogène dans cette région.

4.2.4 Confrontation des résultats des calculs de *K*

La Figure 4-5 montre la confrontation des trois méthodes sous la forme d'un graphique présentant le facteur *K* adimensionnel, $F(a/W)$ calculée à partir de l'équation (4.2) en fonction de *a/W*.

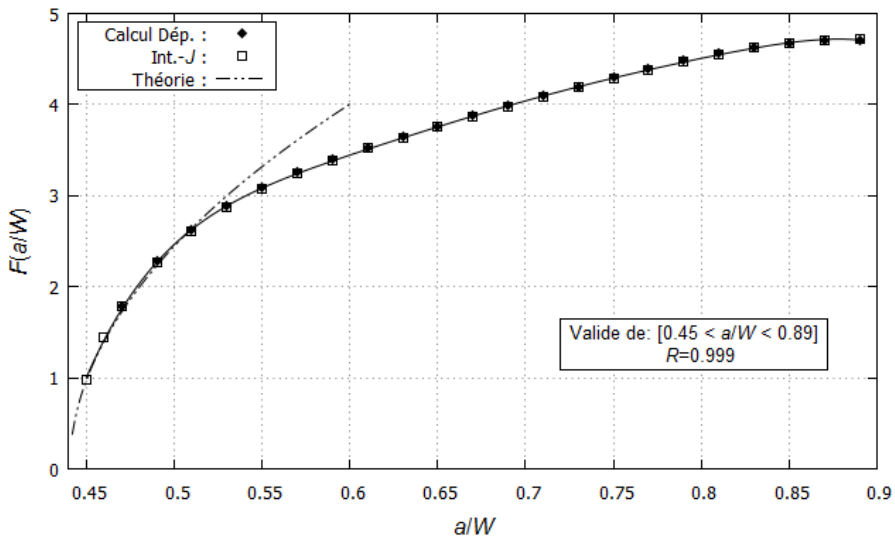


Figure 4-5 **Confrontation des méthodes utilisées pour calculer le facteur *K* adimensionnel, *F(a/W)***

Le graphique montre que la fonction $F(a/W)$ a été calculé correctement. Dans notre cas, les résultats du modèle d'éléments finis sont validés par comparaison avec la solution analytique prédite par l'équation (4.5). En effet, pour des longueurs de fissures très courtes, la courbe pointillée vient compléter les résultats numériques. On remarque aussi que lorsque $a \rightarrow 0$, la solution adimensionnelle $F \rightarrow 0$. Cette observation vient confirmer la robustesse du modèle. Finalement, peu après $a/W = 0.52$, la solution de F se sépare de l'équation analytique puisque l'éprouvette CT-Monobloc ne peut plus être assimilée à une plaque semi-infinie.

Tableau 4-3 **Coefficients du polynôme de régression utilisé pour lisser la fonction *F(a/W) = f(a/W)***

C_0	C_1	C_2	C_3	C_4	C_5	C_6
840.536	7231.250	-25809.721	49013.452	-52173.504	29512.994	-6931.963

Les essais automatisés de fatigue-propagation seront contrôlés en utilisant le polynôme précédemment calculé à partir des résultats obtenus avec l'intégrale-*J*.

4.3 Calcul de la contrainte *T* (*T*-Stress)

Tel que commenté dans le chapitre 1, la contrainte T influence le phénomène de fermeture et sa distribution dans les deux géométries utilisées dans ce projet est probablement différente. Son calcul est nécessaire pour être en mesure de bien expliquer les résultats de fissuration obtenus.

Concernant la géométrie CT-Standard, il n'a pas été nécessaire de calculer la distribution de *T* puisque celle-ci est bien documentée. Ainsi, les sections 4.3.1 à 0 sont réservées au calcul de la contrainte *T* dans l'éprouvette CT-Monobloc. Une comparaison entre les deux géométries, basée sur le terme *T*, sera effectuée à la section 4.3.4.

4.3.1 Détermination de la contrainte *T* par le lissage des déplacements en θ=± π

Cette méthode est particulièrement facile à mettre en œuvre et les résultats se comparent très bien avec les autres méthodes offertes dans la littérature (Ayatollahi, Pavier, & Smith, 1998). En effet, en exploitant l'équation (1.1) l'auteur a démontré qu'il est possible d'isoler le terme *T* sans trop de difficulté. En évaluant l'équation (4.6) en $\theta = \pm\pi$, le terme singulier K s'annule pour laisser place à *T,* tel que montré à l'équation (4.7). Le calcul doit s'effectuer sur les indices du tenseur $i = j = 1$, compte tenu du fait qu'en 2D, T se retrouve seulement dans la composante σ_{xx} du tenseur des contraintes:

$$\sigma_{11} = \sigma_{xx} = \left\{\frac{K}{\sqrt{2\pi r}}\cos\frac{\theta}{2}\left[1 - \sin\frac{\theta}{2}\sin\frac{3\theta}{2}\right] + T\delta_{11}\delta_{11}\right\} \tag{4.6}$$

$$\sigma_{xx}(\theta = \pm\pi) = T \tag{4.7}$$

Partant de cette formulation, le développement des équations de la loi de Hooke permet d'obtenir le module d'élasticité équivalent lorsque le calcul est effectué au centre de la pièce (e.g déformation plane). Ainsi, sur une surface libre, représentée ici par les lèvres de la fissure, on a σ_{yy} = 0. De plus, au centre de l'éprouvette il existe un état de triaxialité des contraintes telle que $\varepsilon_{zz} \approx 0$. On obtient donc:

$$\varepsilon_{xx} = \frac{1}{E}[\sigma_{xx} - \nu(0 + \sigma_{zz})] \tag{4.8}$$

$$\varepsilon_{yy} = \frac{1}{E}[0 - \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{zz})] \tag{4.9}$$

$$0 = \frac{1}{E}[\sigma_{zz} - \nu(\sigma_{xx} + 0)] \tag{4.10}$$

En substituant (4.10) dans (4.8), on obtient:

$$\varepsilon_{xx} = \frac{1}{E}\sigma_{xx}(1 - \nu^2) \tag{4.11}$$

Le module équivalent isolé de l'équation (4.11) s'apparente finalement à un état de contrainte plane, tel que présenté à l'équation (4.12):

$$E' = \frac{E}{(1-\nu^2)} \tag{4.12}$$

La contrainte T se calcule à l'aide de l'équation suivante:

$$T = \frac{E}{(1-\nu^2)}\varepsilon_{xx} = E'\frac{\partial u_x}{\partial x} \tag{4.13}$$

Ainsi, pour permettre le calcul de T avec cette méthode, les déplacements u_x sur les lèvres de la fissure doivent être connus. La Figure 4-6 montre un exemple du calcul de la contrainte T par éléments finis en utilisant la technique de la régression linéaire des déplacements. La simulation est effectuée en déformation plane. Le coefficient de Poisson $\nu = 0.3$ et la longueur de fissure est de 0.64 a/W.

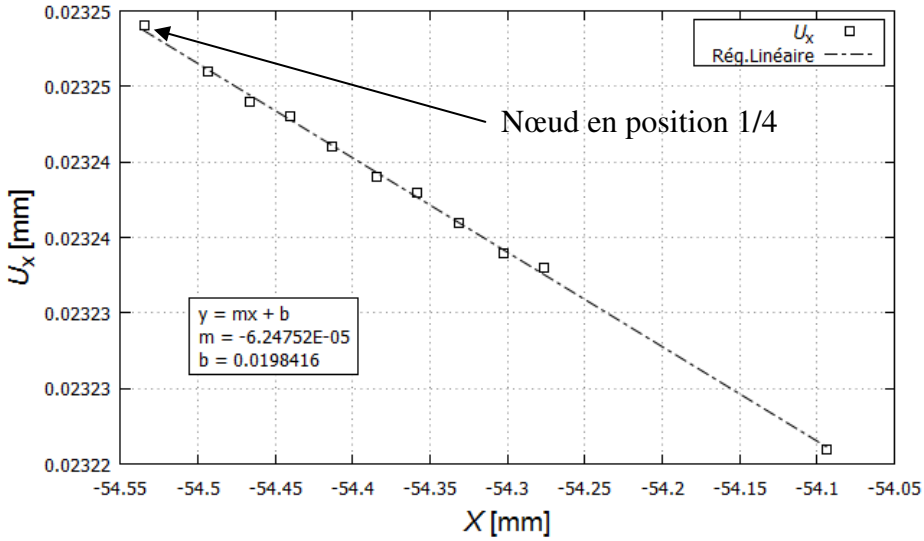


Figure 4-6 **Calcul du terme *T* par régression linéaire des déplacements en fond de fissure**

L'exemple précédent permet de déterminer, à partir d'une régression linéaire, la valeur de *T:*

$$T = \frac{200\,000\ MPa}{(1-0.3^2)} * -6.248 \times 10^{-5}\ mm/mm \tag{4.14}$$

$$T = -13.731\ MPa \tag{4.15}$$

Comme le montre la Figure 4-6, le second nœud en fond de fissure a été déplacé à la position 1/4 pour permettre un meilleur lissage des déplacements.

Le maillage utilisé était une version 2D du maillage utilisé à la section 4.2.2. L'hypothèse de la déformation plane a été utilisée pour simuler le centre de l'éprouvette. Pour les mêmes raisons qu'évoquées précédemment, aucune étude de convergence n'a été effectuée sur ce maillage.

La prochaine sous-section présente une seconde méthode numérique permettant de calculer *T*.

4.3.2 Détermination de *T* par la méthode d'Eshelby

Cette méthode permet de calculer le terme *T* en superposant trois cas de chargement simples (Kfouri, 1986). Inspiré par les développements mathématiques d'Eshelby, l'auteur a formulé une méthode dans laquelle le terme *T* apparaît sous la forme d'un terme couplé, et ce, à l'intérieur de la formulation de l'intégrale-*J*. Plus spécifiquement, il fait intervenir un champ de contrainte dit *auxiliaire*, dans lequel la singularité est exclue. Ce faisant, en calculant *J* pour les trois cas et en superposant ces résultats, il parvient à isoler *T* et en calculer sa valeur. Cette section ne traite cependant pas de la démarche mathématique permettant d'isoler *T* à partir des différents cas de chargement employés.

Dans le but de simplifier la résolution du modèle et pour réduire les erreurs possibles concernant l'application des conditions aux frontières, seulement le médaillon a été modélisé et sollicité.

Dans un premier temps, pour permettre d'intégrer le terme constant *T* dans la formulation de l'intégrale-*J*, une force ponctuelle, *f,* est appliquée en fond de fissure, elle-même, retenue par une distribution de force, *t*, sur le contour de l'éprouvette. La distribution des forces sur le contour est définie par les équations de réaction à une force ponctuelle appliquée sur le coin d'une plaque, développées par Boussinesq (Boussinesq, 1885) est représentée à la Figure 4-7. Les équations (4.16), (4.17) et (4.18) définissent les déplacements ou tractions à imposer:

$$\sigma_{rr} = -\frac{f\cos\theta}{\pi r}, \qquad \sigma_{\theta\theta} = \sigma_{r\theta} = 0 \tag{4.16}$$

$$u_x = -\frac{f}{\pi E'}\left[\ln\left(\frac{r}{d}\right) + \frac{y^2}{(2r^2(1-v))}\right] \tag{4.17}$$

$$u_y = -\left[\frac{f(1+v)}{2\pi E}\right]\left[(1-2v)\theta - \frac{xy}{r^2}\right] \tag{4.18}$$

où d la distance entre le fond de fissure et un nœud arbitrairement choisi sur l'axe des x positif, r et θ les coordonnées en fond de fissure et x, y la distance entre la condition frontière imposée et ces axes.

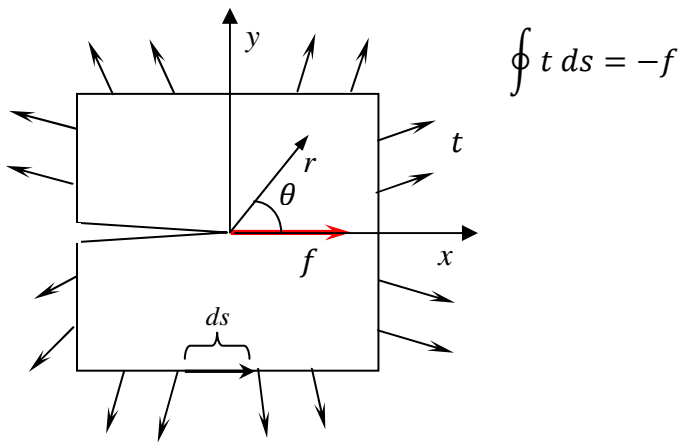


Figure 4-7 **Géométrie fissurée soumise à une force ponctuelle *f* en fond de fissure et retenue sur son contour par des tractions *t* équivalentes**

Une fois cette étape complétée, la fonction CINT du logiciel Ansys permet de calculer l'intégrale-*J*, encore une fois sur plusieurs contours pour s'assurer que la force ponctuelle retenue ne vient pas causer de problème de convergence au niveau du calcul. La force ponctuelle produit un champ singulier d'ordre supérieur à $1/\sqrt{r}$ ce qui produit une valeur de *J* théoriquement nulle (Yang & Yuan, 2000). En effet, les valeurs recueillies lors de cette étape du processus se situent entre 1.840E-05 et 1.585E-06 [mJ/mm^2] pour l'ensemble des longueurs de fissure. Cette étape nommée $J(f,t)$ a permis de s'assurer que l'imposition de la force f a été réalisée correctement.

La seconde étape consiste à imposer au modèle, une sollicitation en mode I uniquement. Pour ce faire, il est possible d'utiliser l'équation (1.1) en décomposant le tenseur des contraintes sous

forme de vecteur traction, tel que $t_i = \sigma_{ij} n_j$ ou, dans ce cas-ci, utiliser le même chargement imposé pour calibrer la fonction $F(a/W)$, c'est-à-dire, la charge ponctuelle de 10 kN à la ligne de chargement. Étant donné que seulement le médaillon a été modélisé, les forces de réaction correspondantes à ce chargement ont été imposées sur le contour du médaillon comme conditions aux frontières. Une fois les conditions aux frontières imposées, le calcul de J est effectué. Ce chargement est appelé $J(f)$.

Le dernier cas de chargement, nommé $J(F, f, t)$, correspond à la superposition des sollicitations $J(f, t)$ et $J(F)$. Finalement, le calcul de T s'effectue tel que défini à l'équation (4.19) (Kfouri, 1986):

$$T = \frac{E'}{f}[J(F, f, t) - J(f, t) - J(F)] \tag{4.19}$$

Le maillage 2D utilisé était constitué de plaque à 8 nœuds, comprenant 12204 éléments et 37155 nœuds. L'hypothèse de la déformation plane a été utilisée pour simuler le centre de l'éprouvette. La taille initiale du maillage était de 1 mm et une zone constituée de 5 éléments autour du fond de fissure a été raffinée en réduisant de moitié la taille des éléments. Une étude de convergence a démontré qu'une seconde réduction de la taille des éléments entourant le fond de fissure d'un facteur 2 augmentait la précision du calcul de 1.2%. Par la suite, le raffinement supplémentaire n'affectait plus la solution. La taille des éléments en fond de fissure était d'environ 0.25 mm.

4.3.3 Sommaire des simulations concernant le calcul de *T*

Le Tableau 4-4 montre un sommaire des simulations effectuées sur l'éprouvette CT-Monobloc pour des rapports a/W similaires.

Les deux méthodes, complètement différentes au niveau de la démarche et du maillage utilisé, permettent d'obtenir des résultats comparables. La différence relative entre les deux résultats est d'environ 5% en moyenne, pour tous les cas calculés.

Tableau 4-4 **Sommaire des résultats de simulation concernant le calcul de la contrainte *T***

	a/W	E'[MPa]	$f\left[\frac{N}{mm}\right]$	$J(F,f,t)\left[\frac{N}{mm}\right]$	$J(f,t)\left[\frac{N}{mm}\right]$	$J(F)\left[\frac{N}{mm}\right]$	T[MPa]
Kfouri	0.49	219780	100	0.425	1.841E-05	0.441	-34.204
	0.64	219780	100	1.282	1.585E-06	1.288	-14.418
	0.79	219780	100	22.654	1.575E-06	22.709	-25.009
	a/W	E'[MPa]	$\partial u_x/\partial x$				T[MPa]
Lissage des déplacements	0.49	219780	-1.487E-04				-32.681
	0.64	219780	-6.195E-05				-13.615
	0.79	219780	-1.075E-4				-23.621

4.3.4 Comparaison des distributions de *T* dans les géométries CT-Monobloc et CT-Standard

Maintenant que la distribution de T est disponible pour la CT-RES, il devient intéressant de la comparer avec celle de la CT-Standard. Pour être en mesure d'apprécier la différence des deux géométries, le terme T a été adimensionnalisé sous la forme du coefficient de biaxialité β, introduit par Leevers et Radon (Leevers & Radon, 1982):

$$\beta = \frac{T\sqrt{\pi a}}{K} \tag{4.20}$$

La Figure 4-8 présente une comparaison des géométries CT-RES et CT-Standard basée sur leur coefficient de biaxialité.

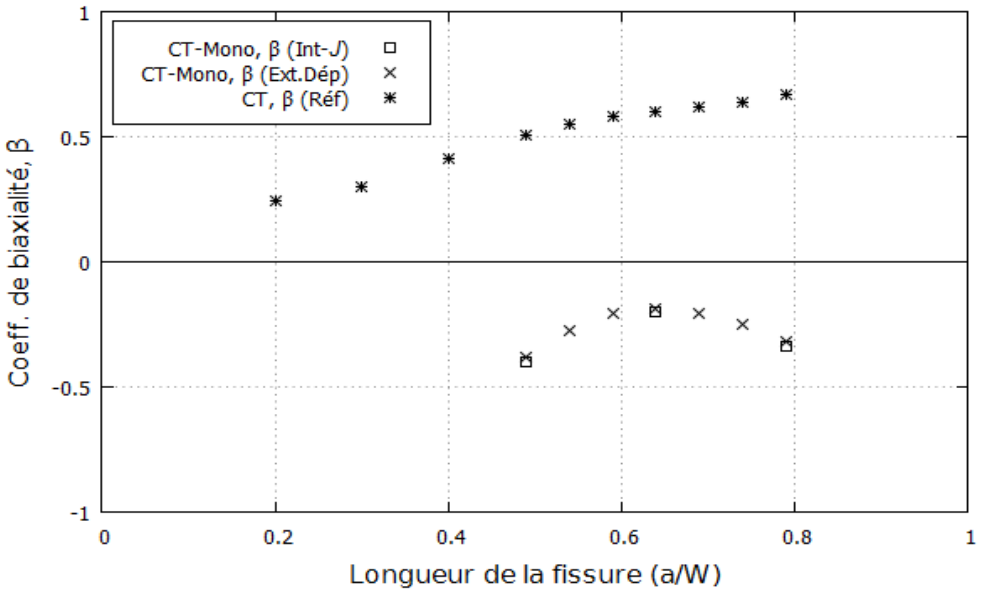


Figure 4-8 **Distributions du coefficient de biaxialité dans les éprouvette CT-Monobloc et la CT-Standard**

Sur toute la plage de fissuration utile, la CT-Standard produit une contrainte T positive, tandis que la CT-RES possède une contrainte T négative. En se basant sur les travaux présentés dans le chapitre 1, la fermeture induite par la plasticité dans ces géométries devrait différer.

CHAPITRE 5 PRÉSENTATION DES RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

Dans ce chapitre sont présentés les résultats expérimentaux des essais de fatigue-propagation réalisés dans les éprouvettes CT-Standard, CT-Monobloc et CT-RES. La caractérisation de l'acier S41500 en fatigue-propagation dans l'éprouvette CT-Standard à différents rapports de contrainte est présentée, ainsi qu'une comparaison des vitesses obtenues dans l'éprouvette CT-Monobloc pour les mêmes conditions de chargement. Afin d'enrichir les résultats, une fractographie des faciès de rupture des éprouvettes CT-Standard et CT-Monobloc a été réalisée. Ces observations permettront de mettre en évidence certaines caractéristiques relatives à l'endommagement produit par le passage de la fissure. Finalement, ce chapitre traite de la comparaison entre la vitesse de fissuration à ΔK = 15 MPa$\sqrt{\text{m}}$ dans la géométrie CT-RES et celle obtenue au même ΔK dans la géométrie CT-Monobloc. Ceci permettra de comparer, pour d'une même sollicitation cyclique, les vitesses de propagation obtenues avec et sans contraintes résiduelles.

5.1 Courbes *da/dN-ΔK*

5.1.1 Courbes de fissuration obtenues dans les éprouvettes CT-Standard

La Figure 5-1 montre les résultats du premier essai réalisé selon la norme ASTM E647 à rapport R=0.1. Ceux-ci sont comparés aux résultats d'un essai similaire réalisé à l'IREQ dans une plaque d'acier S41500 du fabricant Carlson. Les symboles pleins représentent les données brutes tandis que les symboles vides représentent les données où la fermeture a été exclue, c'est-à-dire tracés en fonction de ΔK_{eff}. Les données sans fermeture sont calculées à partir de la distribution du rapport U présenté à la Figure 5-2. Ce dernier n'a pas été calculé pour l'essai effectué dans l'acier CA6NM car les courbes de complaisance n'étaient pas disponibles. La ligne pointillée représente le résultat d'une régression effectuée sur les données brutes de l'acier CA6NM (Bui-Quoc, Levesque, & Julien, 2009), l'acier coulé de même composition que l'acier S41500.

Premièrement, concernant les deux essais réalisés dans l'acier S41500, les points se superposent pour ΔK >10 MPa$\sqrt{\text{m}}$. En deçà de cette valeur, on note une légère différence entre les vitesses de propagation pour un ΔK donné. Sauf cette petite différence, les résultats d'essais bruts effectués dans cette recherche recoupent très bien les résultats antérieurs obtenus à l'IREQ dans l'acier S41500 à un rapport R=0.1 (Baillargeon, 2003).

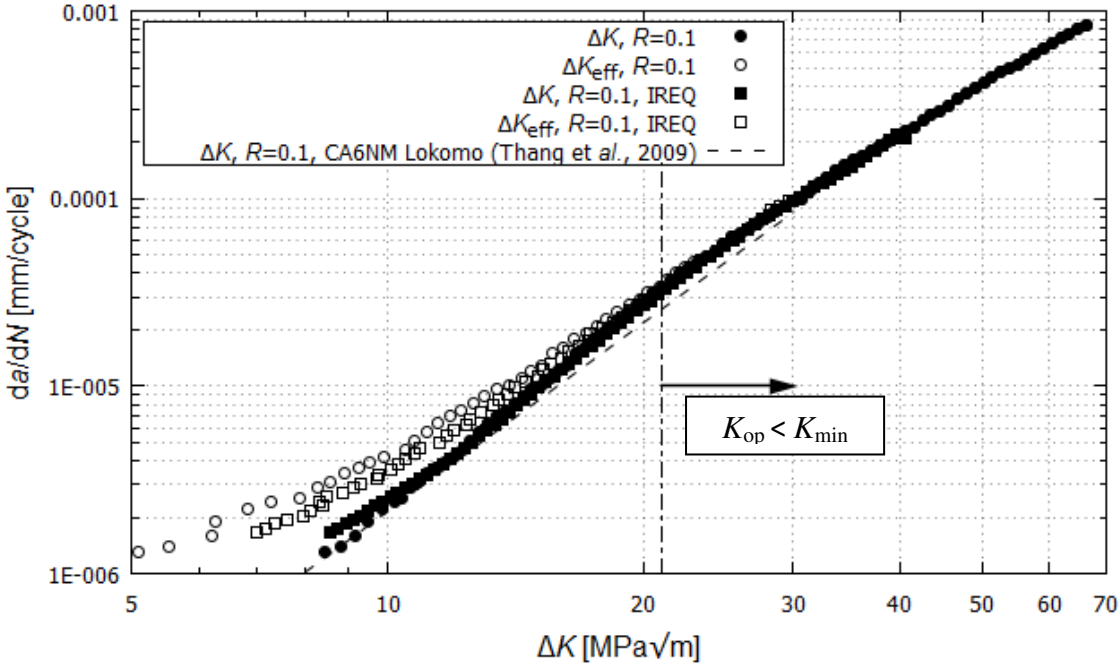


Figure 5-1 **Essais de fatigue-propagation dans l'acier S41500 à *R*=0.1 effectués dans des éprouvettes CT-Standard d'épaisseur *b* = 12.7 mm**

Le CA6NM Lokomo utilisé dans la fabrication des roues de turbines, ne montre pas de différence majeure en fatigue-propagation lorsque comparé à l'acier S41500. En effet, à ΔK=20 MPa$\sqrt{\text{m}}$, là où la différence est maximale, la vitesse de fissuration est 25% supérieure dans l'acier S41500. À faible ΔK, cette différence est pratiquement inexistante lorsque les points sont comparés à l'essai effectué dans cette étude, à rapport R=0.1. Par contre, d'autres variantes de ce même acier CA6NM, notamment l'acier Altona, présentent des différences importantes dans leurs comportements en fatigue-propagation (Bui-Quoc et al., 2009).

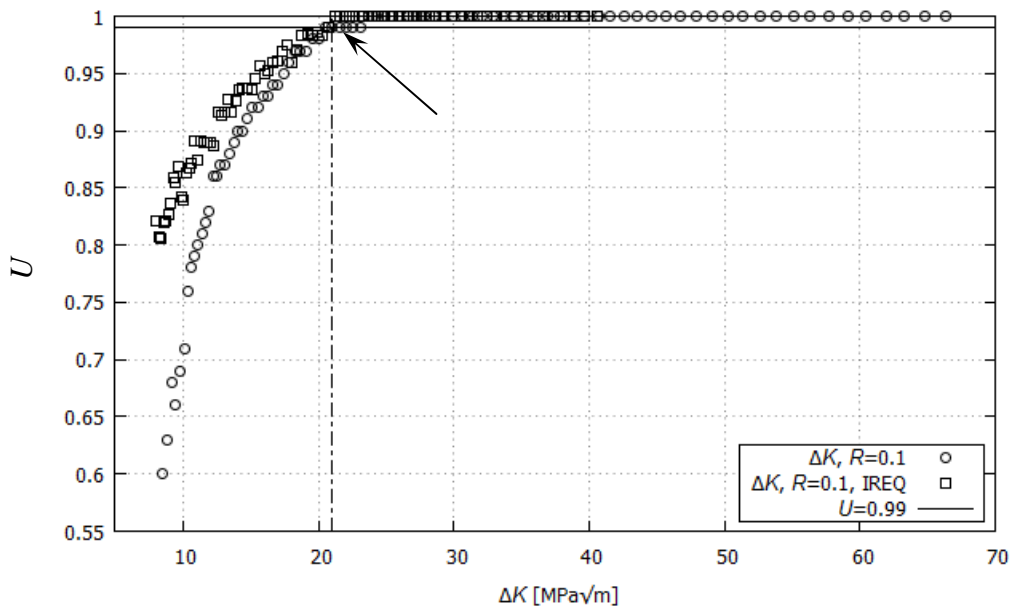


Figure 5-2 **Distribution du rapport *U* pour les essais réalisés dans l'éprouvette CT-Standard d'épaisseur *b* = 12.7 mm, à *R*=0.1, dans l'acier S41500**

On remarque une différence appréciable dans les variations des rapports *U* mesurés pour chaque essai. Malgré la superposition des vitesses de fissuration pour des valeurs de $\Delta K > 21$ MPa$\sqrt{\text{m}}$, la fermeture mesurée dans l'essai effectué dans ce projet (boulets) est plus importante que celle mesurée dans l'essai effectué à l'IREQ. Cette différence a entraîné un décalage des courbes de propagation libre de fermeture, tel que montré à la Figure 5-1. Cependant, ces différences sont peut-être la conséquence de conditions expérimentales différentes qui ont influencé la précision de la mesure de la fermeture.

Dans les deux cas, l'absence de la fermeture sur la courbe *P*-*v* a lieu pour des valeurs de supérieures à ΔK=21 MPa$\sqrt{\text{m}}$. À ces valeurs, la très grande majorité de la courbe *P*-*v* (99%) est libre de fermeture tel qu'indiqué par la flèche à la Figure 5-2. Cette observation concorde avec les résultats Fleck qui prévoit une absence de fermeture en déformation plane lorsque le rapport $0.035 < T/\sigma_0 \leq 0.070$ à *R*=0 (Fleck, N.A., 1986). Dans les deux essais, la fermeture semble inexistante lorsque $T/\sigma_0 \approx 0.064$.

Par la suite, trois courbes de propagation ont été produites à rapports *R* élevés. Deux essais ont été réalisés à *R*=0.7 dans des éprouvettes d'épaisseur différentes. Une éprouvette à épaisseur réduite, 10 mm, et la seconde à épaisseur standard de 12.7 mm. Le dernier essai a été réalisé à

R=0.4 dans une éprouvette de 12.7 mm d'épaisseur. L'éprouvette à épaisseur réduite représente l'épaisseur du médaillon de l'éprouvette CT-Monobloc. L'effet de l'épaisseur sur les résultats est étudié en comparant les résultats obtenus avec l'éprouvette de 10 mm à ceux de l'éprouvette standard de 12.7 mm. Ces courbes sont présentées à la Figure 5-3.

Dans les trois essais réalisés à rapport *R*=0.4 et *R*=0.7, aucune fermeture n'a été mesurée lors des essais. En effet, les Figure 5-4 et Figure 5-5 présentent la complaisance *v*-*P* de la plus faible charge appliquée ($\Delta K \approx 8$ MPa$\sqrt{\text{m}}$) lors des essais à *R*=0.4 et *R*=0.7, respectivement. L'absence de fermeture à ce ΔK assure qu'on ne la retrouvera pas durant le reste de l'essai puisque la variation des FIC associée à chaque essai ne fait que croître jusqu'à la fin de ces derniers.

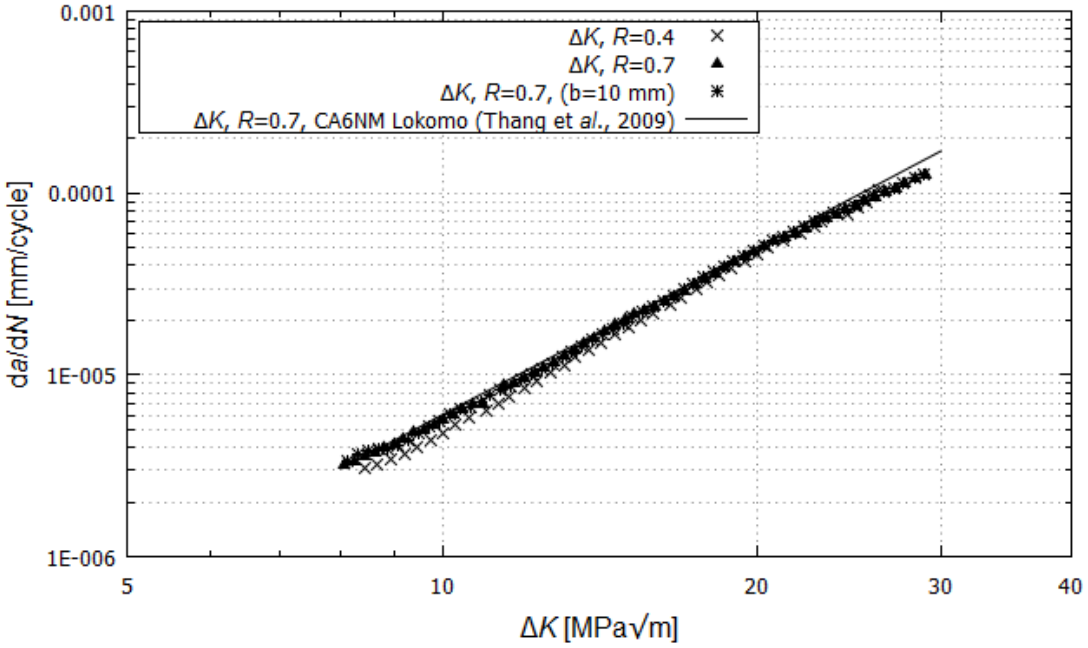


Figure 5-3 **Essais de fatigue-propagation dans l'acier S41500 à *R*=0.4 et *R*=0.7**

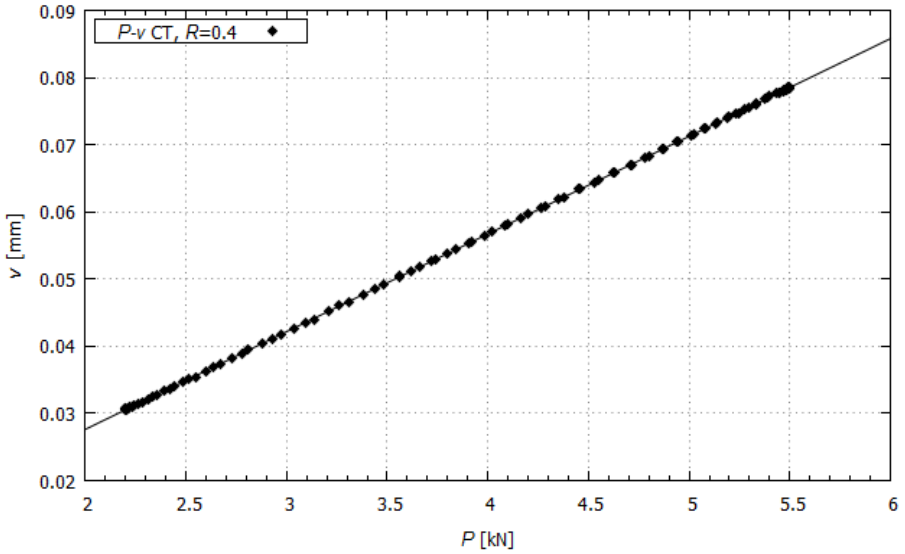


Figure 5-4 **Droite *v*-*P* du premier point d*a*/d*N*, *ΔK*=8.44 MPa$\sqrt{\text{m}}$ à rapport *R*=0.4**

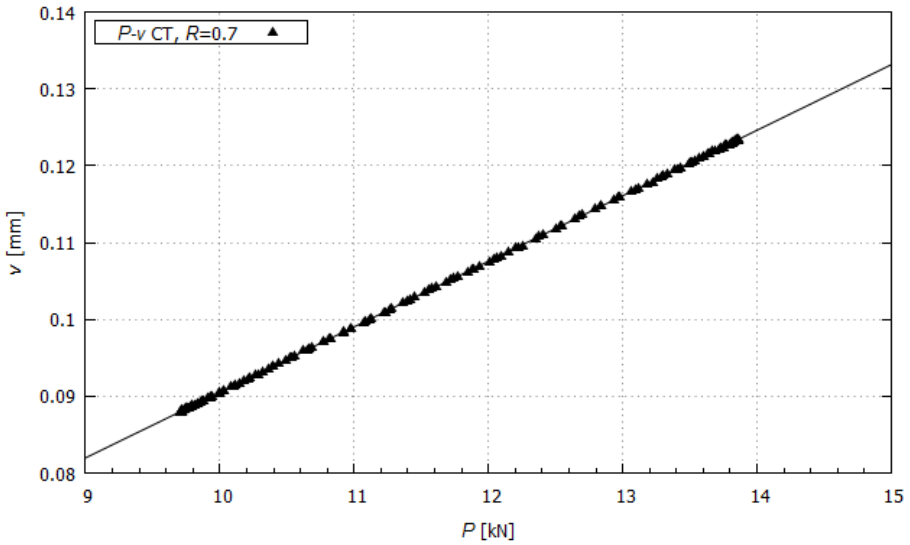


Figure 5-5 **Droite *v*-*P* du premier point d*a*/d*N*, *ΔK*=8.05 MPa$\sqrt{\text{m}}$ à rapport *R*=0.7**

L'éprouvette à épaisseur réduite produit les mêmes vitesses de fissuration qu'une éprouvette possédant une épaisseur de 12.7 mm. Il existe une petite différence entre les essais à R=0.7 et l'essai à R=0.4 pour des valeurs de $\Delta K < 20$ MPa$\sqrt{\text{m}}$. Cette différence se traduit par un écart relatif de 10% à 8.5 MPa$\sqrt{\text{m}}$. Concernant l'acier CA6NM Lokomo, il présente des vitesses de fissuration similaires par rapport à l'acier S41500 pour une même sollicitation cyclique.

Au total, 3 essais de fatigue-propagation ont été produits avec la géométrie CT-Standard. La Figure 5-6 présente un résumé des résultats obtenus.

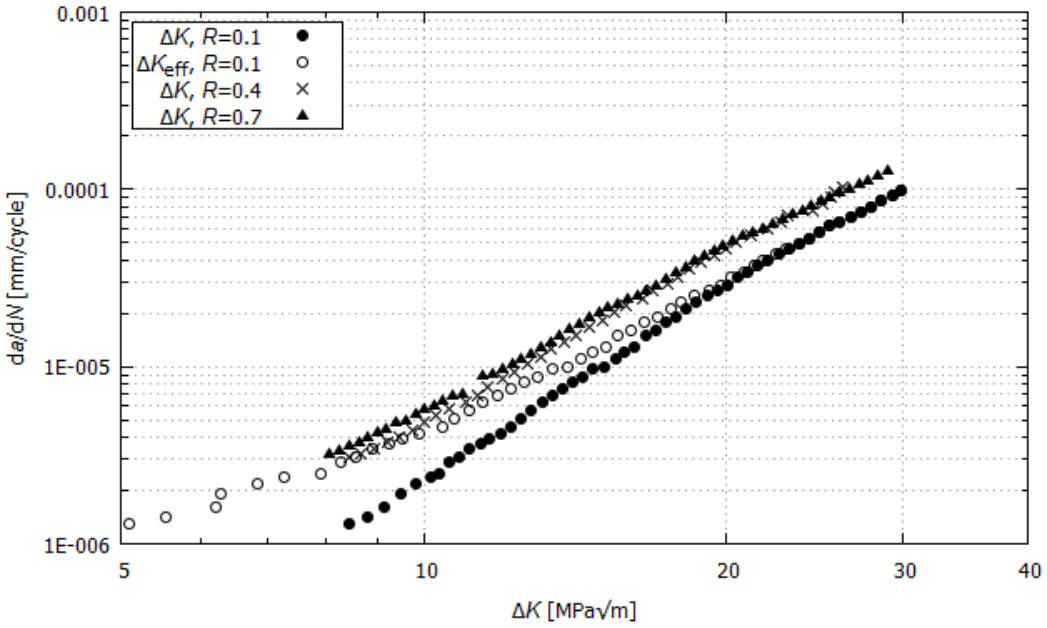


Figure 5-6 **Courbes de fissuration de l'acier S41500 produites dans la géométrie CT-Standard à différents rapports *R***

Malgré le fait que la courbe à rapport R=0.1 ait été traitée en fermeture, celle-ci ne se superpose pas aux courbes à R élevé. Ainsi, en comparant les rapports R=0.1 et R=0.7, à ΔK=20 MPa$\sqrt{\text{m}}$, cette différence se traduit par une vitesse de fissuration 65% plus élevée pour l'essai réalisé à R=0.7. Ce comportement semble démontrer que l'acier S41500 semble être sensible à une contrainte moyenne élevée lors d'un essai de fatigue-propagation.

Pour faire suite à cette idée, tel que mentionné dans le chapitre 1, lorsque la contrainte maximale en fond de fissure est très élevée, cette dernière entraîne l'activation de mécanismes d'endommagement statiques qui accélèrent la vitesse de fissuration. Cependant, dans tous les essais réalisés dans les éprouvettes CT-Standard, le K_{max} est inférieur de plusieurs centaines de MPa$\sqrt{\text{m}}$ par rapport au K_{IC} mesuré par Chen (Chen et al., 2013). De plus, le critère de confinement de la zone plastique de la norme ASTM E647, défini par l'équation (5.1), a été respecté tout le long de l'essai.

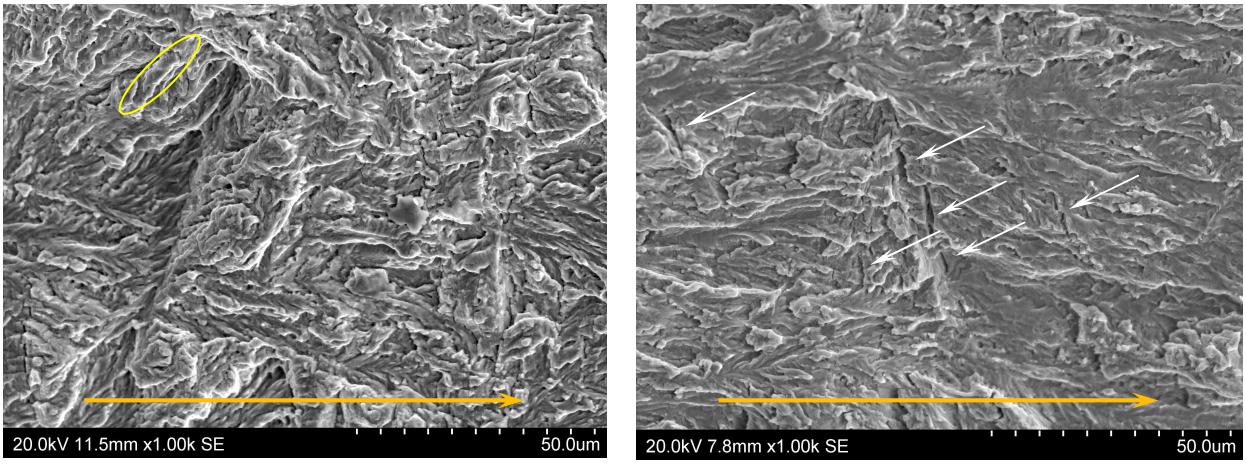
Ce dernier assure que les conditions de MLER soient respectées sur une portion suffisante du fond de fissure:

$$(W - a) \geq \left(\frac{4}{\pi}\right)\left(\frac{K_{max}}{\sigma_{ys}}\right)^2 \tag{5.1}$$

Une analyse fractographique sera présentée à la prochaine section. Celle-ci permettra une analyse qualitative de l'endommagement du matériau.

5.1.1.1 Fractographie des faciès de rupture des CT-Standard

Les photos de la Figure 5-7 comparent les faciès de rupture des éprouvettes sollicitées à R=0.1 et R=0.7, pour une variation du FIC de ΔK=15 MPa$\sqrt{\text{m}}$. Les flèches jaunes indiquent la direction de la propagation de la fissure tandis que les flèches blanches pointent les fissures secondaires.



a) b)

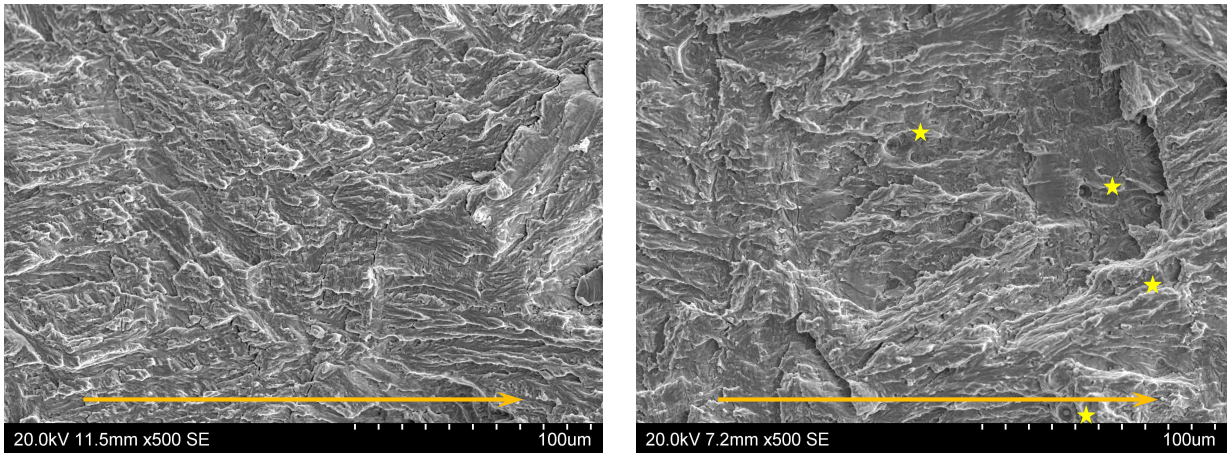
R=0.1	R=0.7
ΔK=15 MPa$\sqrt{\text{m}}$	ΔK=15 MPa$\sqrt{\text{m}}$
da/dN = $9.9 \cdot 10^{-6}$ [mm/cycle]	da/dN = $2.0 \cdot 10^{-5}$ [mm/cycle]

Figure 5-7 **Fractographie des éprouvettes CT-Standard à 15 MPa$\sqrt{\text{m}}$**

La Figure 5-7 b) montre la présence d'endommagement supérieur à R=0.7. La présence abondante de fissures secondaires normales au plan de fissuration et l'apparence moins marquée des lattes de martensites sur le faciès sont des indices appréciables pour juger qualitativement d'un endommagement plus important, et ce, pour une même amplitude de chargement. Les lattes

de martensite sont identifiables par leurs forme élancées et arrondies tel que montré à la Figure 5-7 a) par l'ovale jaune. Lorsque la variation des FIC est élevée, le cisaillement en fond de fissure est assez important pour exciter plusieurs plans de glissement à l'intérieur d'un grain. La fissure devient moins sensible aux nuances métallurgiques, telles que les lattes de la martensite, et se propage de façon plus rectiligne. Ce phénomène pourrait expliquer le parcours moins tortueux de la fissure à rapport R=0.7 et la meilleure définition des lattes de martensite à R=0.1.

Le faciès de l'éprouvette sollicitée à R=0.7, montre aussi quelques cupules d'arrachement ductile à fort ΔK, tel qu'indiqué à la Figure 5-8 b) par les étoiles, contrairement à l'essai effectué à R=0.1. Rappelons qu'à ce ΔK, la propagation des fissures ne devrait plus être affectée par la fermeture de la fissure, comme montré à la Figure 5-2. Par contre, pour des sollicitations cycliques plus faibles que ΔK=20 MPa$\sqrt{\text{m}}$, aucune cupule n'a été observée sur les faciès de rupture.



a) b)

R=0.1	R=0.7
ΔK=23 MPa$\sqrt{\text{m}}$	ΔK=23 MPa$\sqrt{\text{m}}$
$\mathrm{d}a/\mathrm{d}N = 4.6 \cdot 10^{-5}$ [mm/cycle]	$\mathrm{d}a/\mathrm{d}N = 7.3 \cdot 10^{-5}$ [mm/cycle]

Figure 5-8 **Comparaison des faciès de rupture à rapport R=0.1 et R=0.7 pour un même ΔK=23 MPa$\sqrt{\text{m}}$**

En somme, lorsque le rapport R =0.7, les faciès de rupture présentent des fissures secondaires et la vitesse de fissuration est plus élevée que celle produite à rapport R=0.1 pour des ΔK où la fermeture est absente.

5.1.2 Comparaison des résultats obtenus dans les éprouvettes CT-Standard et CT-Monobloc.

Des essais aux conditions similaires ont été menés dans les éprouvettes CT-Monobloc pour deux raisons. Premièrement, les courbes de propagation seront comparées à celles obtenues dans la CT-Standard, tel que montré à la Figure 5-9. En second, les courbes de propagation obtenues dans l'éprouvette CT-Monobloc sans contraintes résiduelles seront comparées aux résultats de propagation en présence de contraintes résiduelles obtenues dans l'éprouvette CT-RES.

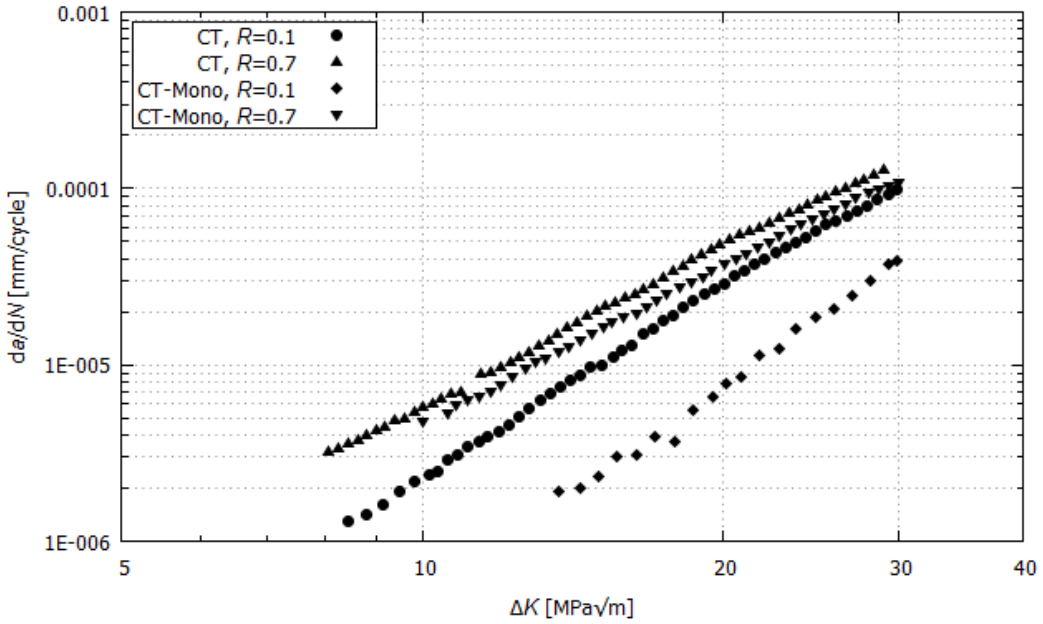


Figure 5-9 **Comparaison des courbes brutes de fissuration obtenue dans les l'éprouvettes CT-Standard et CT-Monobloc**

Une différence significative est observable entre les résultats obtenus dans les éprouvettes CT-Monobloc et CT-Standard à rapport R=0.1. On remarque une diminution de la vitesse de propagation d'environ un facteur 5 dans le cas de la CT-Monobloc, à ΔK=15 MPa$\sqrt{\text{m}}$.

Concernant les essais réalisés à R=0.7, la vitesse de fissuration de l'éprouvette CT-Monobloc est environ 20% inférieure sur toute la plage de fissuration à celle de l'éprouvette CT-Standard. Malgré cela, les pentes des deux courbes de fissuration sont pratiquement similaires.

Afin d'apprécier l'effet de la fermeture sur les courbes présentées plus loin, la Figure 5-10 montre l'évolution du rapport U calculé pour les essais à R=0.1 uniquement.

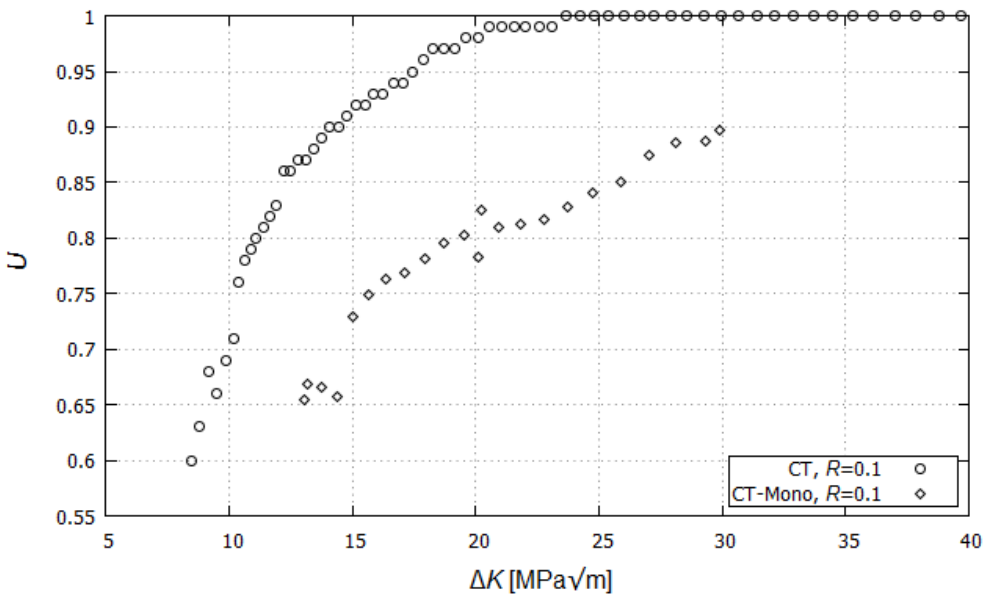


Figure 5-10 **Comparaison du rapport *U* des éprouvettes CT-Standard et CT-Monobloc en fonction de ΔK**

Cette image montre clairement la différence significative du niveau de fermeture qui existe entre les deux géométries. En effet, la fermeture de l'éprouvette CT-Monobloc présente deux caractéristiques remarquables la différenciant de l'éprouvette CT-Standard. D'abord, elle est supérieure sur toute la plage de ΔK et, deuxièmement, contrairement à l'éprouvette CT-Standard, elle est présente tout le long de l'essai jusqu'à ΔK=30 MPa$\sqrt{\text{m}}$. Ces différences pourraient être rationalisées par le fait que les distributions du rapport T/σ_{ys} dans ces géométries ne sont pas comparables, tel qu'illustré à la Figure 5-11. Ces observations sont en accord avec plusieurs études (Fleck, N.A., 1986; Fleck, N.A. & Newman, 1986; Roychowdhury & Dodds, 2004) où les auteurs obtiennent numériquement des niveaux de fermeture plus élevés lorsque *T* est négatif.

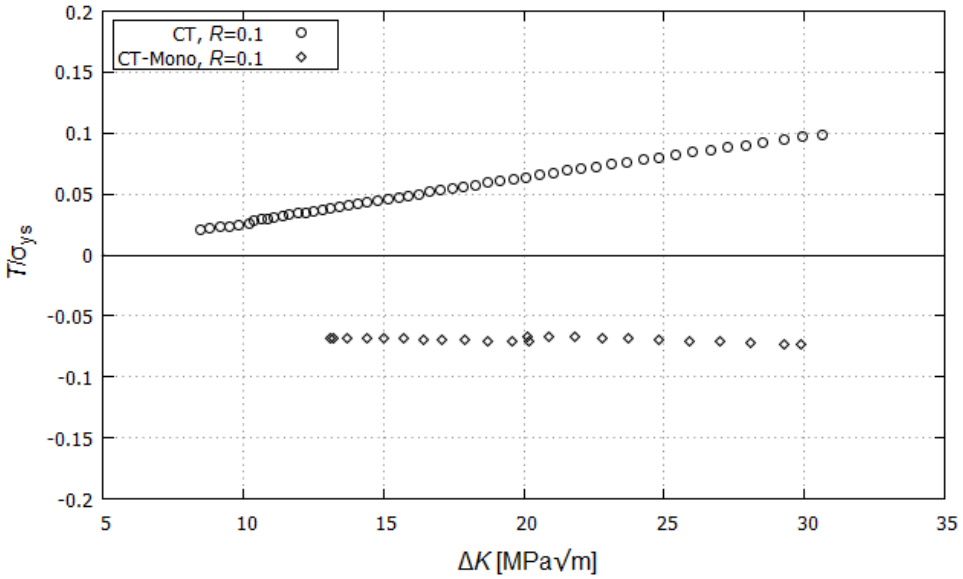


Figure 5-11 **Distribution du rapport T/σ_{ys} lors d'un essai de propagation dans les géométries CT-Standard et CT-Monobloc à R=0.1**

Aucune fermeture n'a été mesurée pendant l'essai à R=0.7 dans l'éprouvette CT-Monobloc, comme le montre le déchargement correspondant au premier point ΔK-da/dN, Figure 5-12.

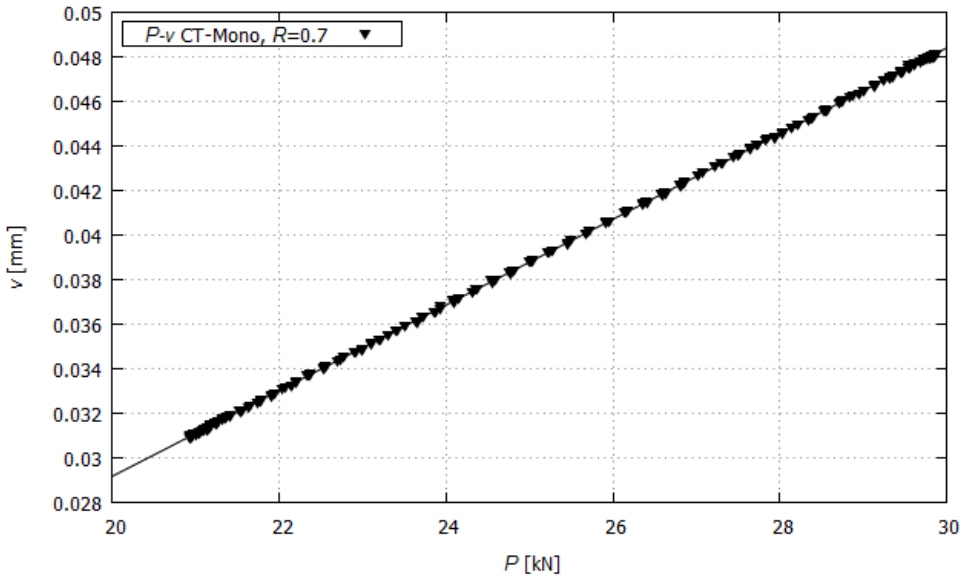


Figure 5-12 **Droite v-P du premier point da/dN, ΔK à rapport R=0.7, dans l'éprouvette CT-Monobloc**

La Figure 5-13 montre les courbes de fissuration en ΔK_{eff} pour les éprouvettes CT-Standard et CT-Monobloc.

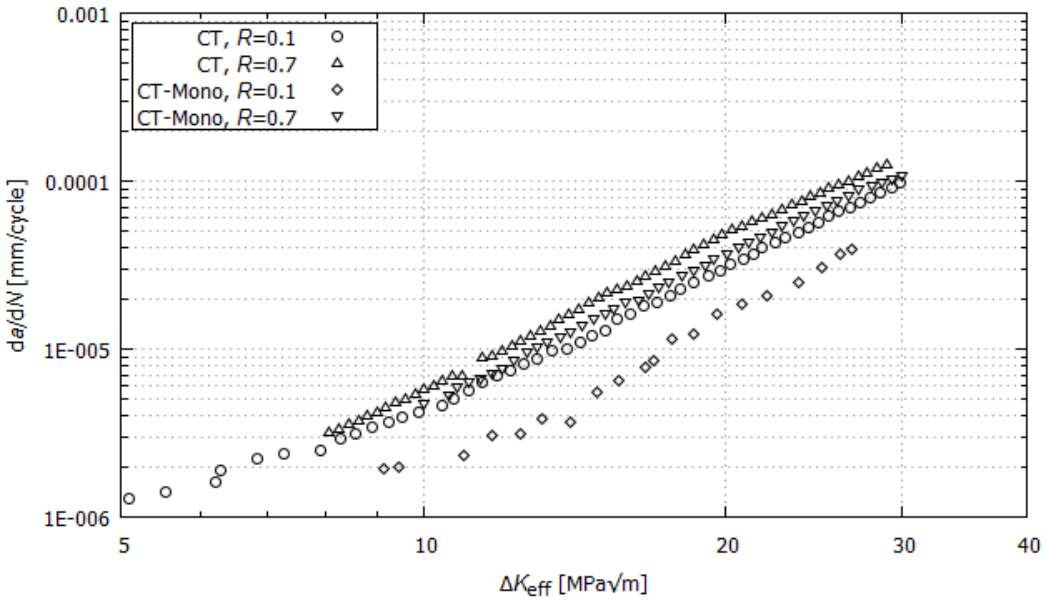


Figure 5-13 **Comparaison des courbes de fissuration en fonction de ΔK_{eff} obtenues dans les éprouvettes CT-Standard et CT-Monobloc**

On remarque que même après avoir exclu la fermeture du chargement, la courbe de fissuration de l'éprouvette CT-Monobloc à R=0.1 ne se superpose pas à la courbe produite à R=0.7, libre de fermeture, dans cette même géométrie. Il semble donc que l'écart de 66% qui sépare les deux courbes ne peut pas être expliqué uniquement par la fermeture de la fissure.

5.1.2.1 Comparaison des faciès de rupture des éprouvettes CT-Standard et des CT-Monobloc

La Figure 5-14 présente différentes images prises au MEB montrant les faciès de rupture des éprouvettes CT-Standard et CT-Monobloc. Une comparaison permet de mettre en évidence des indices qui pourraient expliquer la différence entre les vitesses de fissuration.

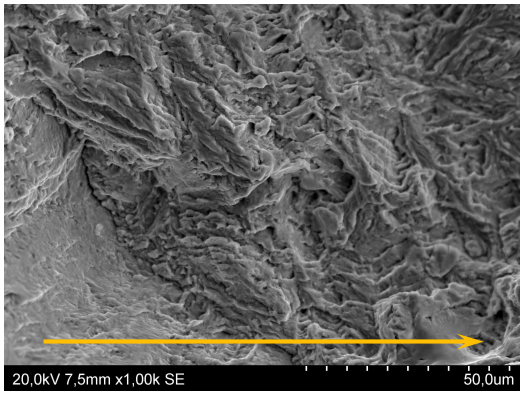
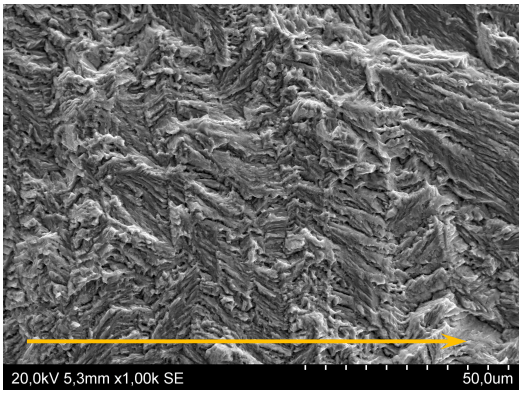
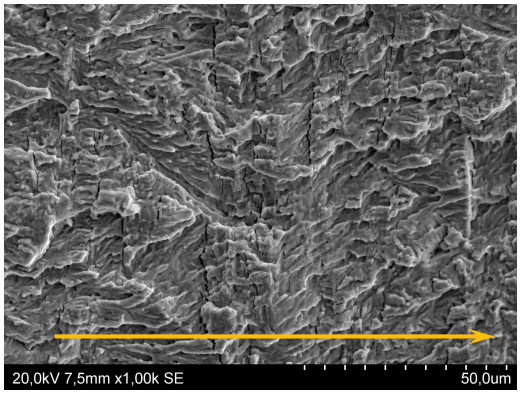
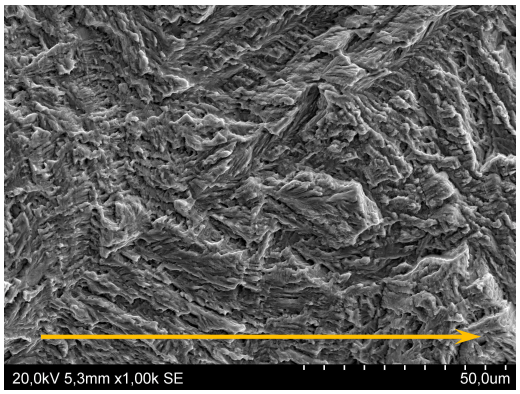
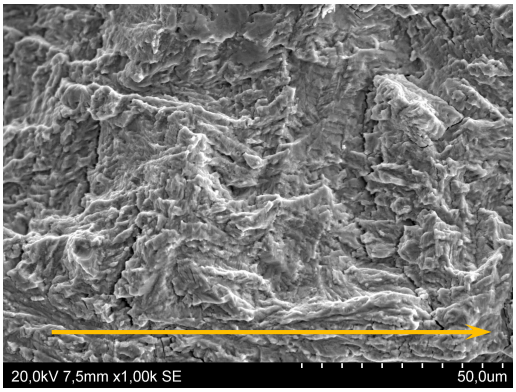
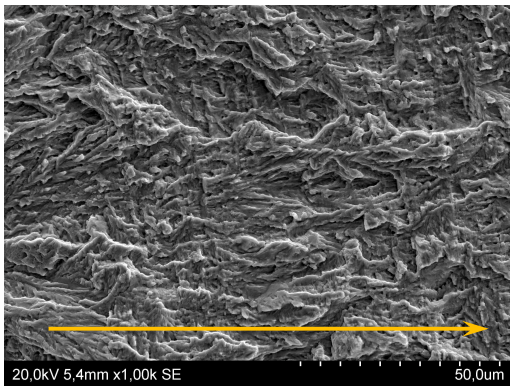
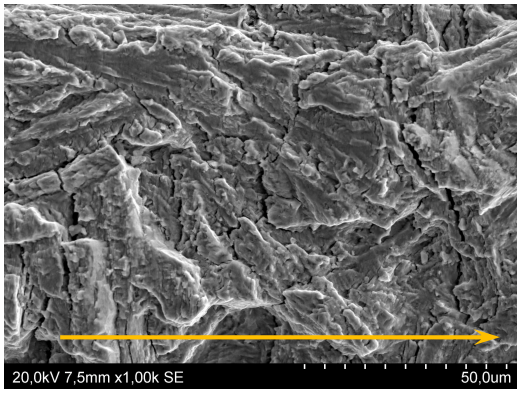
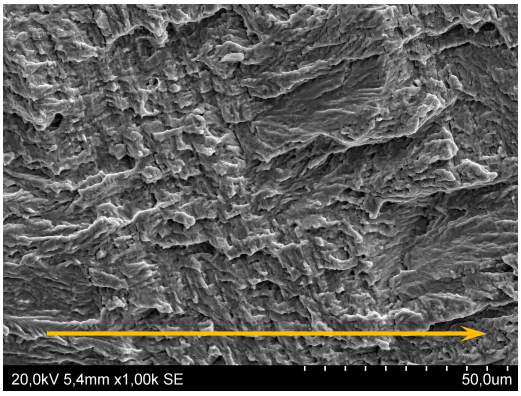
CT-Standard	CT-Monobloc
	
ΔK=15 MPa$\sqrt{\text{m}}$ $9.9 \cdot 10^{-6}$ [mm/cycle]	ΔK=15 MPa$\sqrt{\text{m}}$ $2.3 \cdot 10^{-6}$ [mm/cycle]
	
ΔK=20 MPa$\sqrt{\text{m}}$ $2.2 \cdot 10^{-5}$ [mm/cycle]	ΔK=20 MPa$\sqrt{\text{m}}$ $7.8 \cdot 10^{-6}$ [mm/cycle]
	
ΔK=25 MPa$\sqrt{\text{m}}$ $6.0 \cdot 10^{-5}$ [mm/cycle]	ΔK=25 MPa$\sqrt{\text{m}}$ $2.0 \cdot 10^{-5}$ [mm/cycle]

Figure 5-14 **Comparaison des faciès de rupture des éprouvettes CT-Standard et CT-Monobloc à *R*=0.1**



ΔK=30 MPa$\sqrt{\mathrm{m}}$

$9.9 \cdot 10^{-5}$ [mm/cycle]



ΔK=30 MPa$\sqrt{\mathrm{m}}$

$3.9 \cdot 10^{-5}$ [mm/cycle]

Figure 5-14 **Comparaison des faciès de rupture des éprouvettes CT-Standard et CT-Monobloc à *R*=0.1 (Suite)**

Ces précédentes images montrent la présence de fissures secondaires sur le faciès de rupture de l'éprouvette CT-Standard à partir de ΔK=20 MPa$\sqrt{\mathrm{m}}$. Même lorsqu'elle est soumise à une sollicitation cyclique élevée, ΔK=30 MPa$\sqrt{\mathrm{m}}$, l'éprouvette CT-Monobloc ne montre pas ces signes d'endommagement sur ses faciès.

La formation de microfissures ne semble pas influencer la vitesse de propagation. En comparant les vitesses de fissuration, le faciès de l'éprouvette CT-Monobloc à $2.18 \cdot 10^{-5}$ [mm/cycle] est libre de fissures secondaires, tandis que celui de l'éprouvette CT-Standard à $2.0 \cdot 10^{-5}$ [mm/cycle] en présente. Ainsi, la différence qui subsiste entre les vitesses de fissuration n'est probablement pas explicable par la seule présence de ces microfissures. Leur absence sur les faciès de la CT-Monobloc laisse croire que l'état de contrainte en fond de fissure n'est pas comparable entre les géométries et que ce dernier pourrait expliquer la différence des vitesses observée. En effet, pour une même vitesse de propagation, on s'attendrait à retrouver le même type d'endommagement sur le faciès. Par contre, dans le cas de l'éprouvette CT-Standard, la contrainte tangentielle au plan de fissuration entraine la formation de fissures secondaires sur le faciès. Cette observation démontre que le comportement en fatigue-propagation du S41500 n'est pas comparable entre différentes géométries d'éprouvettes. Ceci remet en question la validité des calculs destinés à prédire la vie restante d'une turbine fissurée. Ces calculs sont basés sur des propriétés en fatigue-propagation issues d'essais réalisés avec des éprouvettes CT-Standard. Cette

géométrie ne représente peut-être pas correctement l'état de contrainte qui existe dans une aube de turbine fissurée.

5.2 Comparaison des vitesses de propagation des éprouvettes CT-Monobloc et CT-RES

Cette section a comme objectif de répondre à la question de recherche précédemment énoncée et rappelée ici:

«Est-ce que la vitesse de fissuration d'une éprouvette bridée en présence de contraintes résiduelles de tension et soumise à un rapport R faible est assimilable à la même éprouvette sans contraintes résiduelles mais soumise à un rapport R élevé ?»

Avant de débuter cette démarche, présentons le Tableau 5-1 qui permet de mettre en contexte les essais déterminants.

Tableau 5-1 **Paramètres des essais permettant de mettre en évidence l'effet des contraintes résiduelles**

Éprouvette	***ΔK*** **[MPa$\sqrt{\text{m}}$]**	R_{local}	**Contraintes résiduelles**	K_{max}**[MPa$\sqrt{\text{m}}$]**
CT-RES	15	$\left(\frac{K_{min}+K_{res}(a)}{K_{max}+K_{res}(a)}\right)$	**Oui**	$K_{max}=\frac{\Delta K}{(1-R)}+K_{res}(a)$
CT-Monobloc	15	0.7 $(R_{local}=R)$	**Non**	$K_{max}=\frac{\Delta K}{(1-R)}$

Dans le cas de l'éprouvette CT-RES, deux quantités sont directement affectées par la présence de contraintes résiduelles. En effet, le rapport des contraintes cycliques R_{local} et le K_{max} présents en fond de fissure évolueront avec l'avancement de la fissure puisqu'ils sont fonction de $K_{res}(a^*)$. Ces quantités sont tracées à la Figure 5-15 en plus de la fonction de $K_{res}(a^*)$.

Il est important de mentionner que l'éprouvette utilisée pour mener l'essai de fatigue-propagation n'est pas la même que l'éprouvette qui a permis de déterminer le champ de contraintes résiduelles. La méthode du contour étant destructive, cette dernière a dû être découpée pour révéler le champ de contraintes résiduelles. On fait, l'hypothèse qu'il règne le même champ de contraintes résiduelles dans les deux éprouvettes CT-RES dans cette analyse. Cette hypothèse est fondée sur le fait que les éprouvettes CT-RES ont été fabriquées en utilisant la technologie robotique

Scompi® (voir section 2.1.1.1), qui assure une répétabilité optimale des éprouvettes ainsi produites.

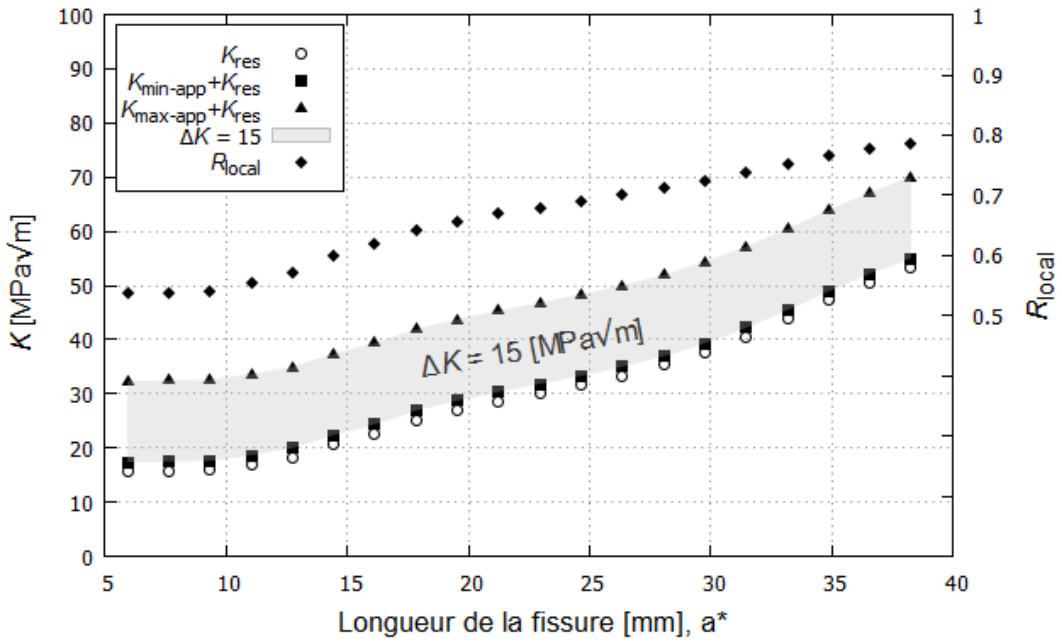


Figure 5-15 **Sollicitation locale en fond de fissure de l'éprouvette CT-RES soudée en E309L**

En analysant la distribution du rapport R, on constate que la fermeture de fissure ne sera probablement pas présente lors de l'essai de fissuration. Cette supposition est basée sur les essais précédents de fatigue-propagation dans les éprouvettes CT-Standard, où à R=0.4, aucune fermeture n'était mesurable pour une sollicitation de ΔK=10 MPa$\sqrt{\text{m}}$. De plus, d'après les travaux de Fleck et Newman, peu importe le signe et la valeur de T, il ne devrait plus y avoir de fermeture au-delà de R=0.3 en déformation plane (Fleck, N.A. & Newman, 1986).

Finalement, les vitesses de propagation à ΔK constant dans l'éprouvette CT-RES soudée en E309L sont présentées à la Figure 5-16. Les traits pointillés représentent les vitesses de propagation mesurées pendant un essai à ΔK croissant à R=0.1 et R=0.7 dans l'éprouvette CT-Monobloc. À noter que ces valeurs sont ponctuelles et ne représentent pas la progression d'un défaut dans une éprouvette CT-Monobloc à ΔK=15 MPa$\sqrt{\text{m}}$ constant.

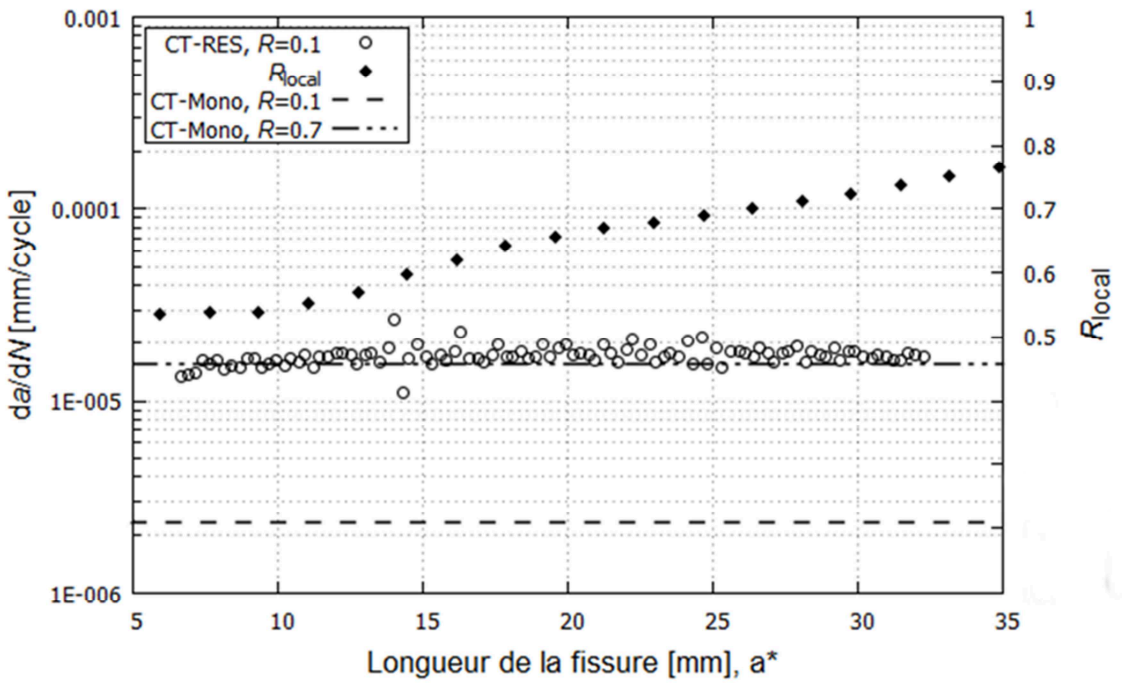


Figure 5-16 **Comparaison des vitesses de fissuration dans l'éprouvette CT-RES soudée et dans les éprouvettes CT-Monobloc à *R*=0.1 et *R*=0.7 pour une sollicitation cyclique à ΔK=15 MPa$\sqrt{\mathrm{m}}$**

Comme le montre le graphique, suite à une préfissuration légèrement plus longue qu'à l'habitude, le rapport R atteint une valeur d'environ 0.55 au début de l'essai. Cette valeur de R élevée est directement attribuable à la présence de contraintes résiduelles et explique pourquoi aucune fermeture n'a été mesurée pendant la propagation de la fissure. En effet, tel qu'indiqué à la Figure 5-17, la première mesure de complaisance ne montre pas de fermeture au rapport R_{local} le plus faible. Ceci assure qu'aucune fermeture ne sera observée par la suite puisque R_{local} croît durant l'essai. En comparaison, l'éprouvette CT-Monobloc sollicitée au même ΔK et à rapport R=0.1 présente de la fermeture, tel que montré à la Figure 5-18 par la courbe P-v.

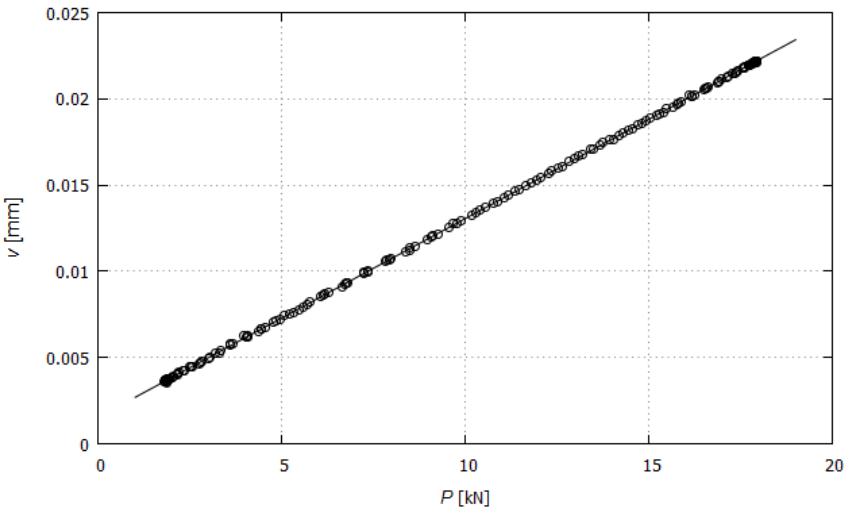


Figure 5-17 **Droite *v-P* du premier point d*a*/d*N*, *ΔK* de l'éprouvette CT-RES présentée à la Figure 5-16 pour un rapport R_{local} = 0.55**

La vitesse moyenne mesurée dans l'éprouvette CT-RES est de 1.72E-0.5 mm/cycle, en comparaison à la vitesse de l'éprouvette CT-Monobloc de 1.56E-05 mm/cycle à R=0.7. Cette augmentation de 15% n'est pas assez importante pour l'attribuer à l'influence des contraintes résiduelles. Elle peut être attribuable à la dispersion normale des résultats obtenus lors d'un essai de fatigue-propagation. En effet, des essais de fatigue-propagation à ΔK croissant dans l'acier S41500 ont montré un écart d'environ 13% entre deux courbes produites à un ΔK semblable (Baillargeon, 2003).

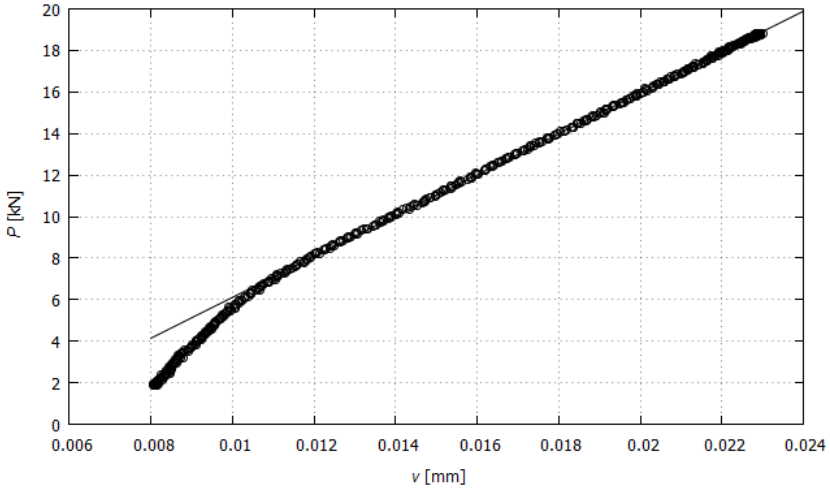


Figure 5-18 **Courbe *P-v* du premier point d*a*/d*N*, *ΔK* de l'éprouvette CT-Monobloc présentée à la Figure 5-16 pour un rapport *R* = 0.1**

L'influence prédominante des contraintes résiduelles est donc la modification du niveau de fermeture. Dans ce cas-ci, la tension résiduelle a permis d'écarter les lèvres de la fissure de façon suffisante pour empêcher leur contact. Cette influence se traduit par une augmentation de la vitesse de fissuration d'un l'éprouvette CT-Monobloc sollicitée à R=0.1. Cette accélération est particulièrement élevée en comparaison de l'éprouvette CT-Standard qui voit sa vitesse augmenter d'un facteur 2 entre les essais à R=0.1 et R=0.7. En effet, puisque le niveau de fermeture était supérieur dans l'éprouvette CT-Monobloc, l'augmentation de la vitesse de propagation lorsque la fermeture est exclue est supérieure dans cette éprouvette.

CHAPITRE 6 DISCUSSION GÉNÉRALE

À la lumière des résultats présentés, ce chapitre est une discussion traitant des points saillants relevés tels que les différences majeures entre les vitesses de fissuration mesurées à R=0.1 dans les géométries CT-Standard et CT-Monobloc. En premier lieu, un tableau récapitulatif des résultats de propagation permettra de bien amorcer la suite de ce chapitre. Des pistes d'interprétation et des suggestions pour des travaux futurs qui permettraient de valider ces interprétations seront présentées. Une critique de la méthodologie avec une emphase particulière sur l'emplacement du lecteur COD sera aussi proposée. Pour terminer, l'influence des contraintes résiduelles sur la propagation des fissures de fatigue sera discutée de façon plus globale hors du cadre des résultats présentés.

6.1 Sommaire des résultats de fatigue-propagation

Le Tableau 6-1 présente les valeurs des constantes de l'équation de Paris pour la majorité des essais de fatigue-propagation effectués.

Tableau 6-1 **Résultats de fatigue-propagation dans l'acier S41500 à différents rapports *R* pour les géométries CT-Standard et CT-Monobloc**

Essai	C	m
CT-Std., ΔK, R=0.1	$2.14 \cdot 10^{-9}$	3.17
CT-Mono., ΔK, R=0.1	$2.88 \cdot 10^{-11}$	4.16
CT-Std., ΔK_{eff}, R=0.1	$5.19 \cdot 10^{-9}$	2.90
CT-Mono., ΔK_{eff}, R=0.1	$1.05 \cdot 10^{-9}$	3.20
CT-Std., ΔK, R=0.7	$1.20 \cdot 10^{-8}$	2.76
CT-Mono., ΔK, R=0.7	$9.06 \cdot 10^{-9}$	2.77

On constate, en comparant les paramètres de la relation de Paris, que les résultats obtenus à R=0.7 dans les deux géométries d'éprouvettes sont similaires. Cependant, dans le cas des essais effectués à R=0.1, la comparaison entre les résultats révèle une différence significative des données brutes de fissuration et de celles traitées en fermeture. Il y a donc, à ce rapport R particulier, un mécanisme qui agit différemment selon la géométrie de l'éprouvette ou les

conditions d'essai. Les sections suivantes font le point sur ces différences en proposant quelques interprétations.

6.2 Effet de la géométrie sur les vitesses de fissuration

Malgré les données limitées ne permettant pas d'effectuer une analyse globale de l'influence de la géométrie sur les vitesses de propagation des fissures, des observations intéressantes ont été réalisées. D'une part, la différence des vitesses de fissuration entre les deux géométries est cohérente avec l'effet de la contrainte T rapporté dans la littérature (Tong, 2002). La contrainte T a un effet sur la fermeture; une valeur négative augmente la fermeture ralentissant la vitesse de propagation des fissures (Fleck, N.A., 1986; Roychowdhury & Dodds, 2004; Solanki et al., 2004). Lorsque la contrainte T est négative dans l'éprouvette (CT-Monobloc), la vitesse de fissuration est plus lente comparativement à celle mesurée au sein d'une géométrie d'éprouvette où T est positive (CT-Standard).

Par ailleurs, en observant les courbes de propagation de l'éprouvette CT-Monobloc, à la Figure 5-13, la courbe à R=0.1 traitée pour exclure la fermeture ne se superpose pas parfaitement à la courbe produite à R=0.7 qui caractérise une fissure pleinement ouverte. L'écart qui persiste même après s'être affranchi de la fermeture pourrait être expliqué par un phénomène de blindage du fond de fissure. Par blindage on entend un mécanisme qui favorise la diminution des déformations élastoplastiques en fond de fissure. Sur la même figure, on remarque aussi qu'à R=0.7, les vitesses de fissuration de l'éprouvette CT-Monobloc sont environ 20% inférieures à celles obtenues dans l'éprouvette CT-Standard.

D'autre part, les images prises au MEB ont montré que, pour une même sollicitation cyclique, l'éprouvette CT-Monobloc ne présente pas les mêmes évidences d'endommagement que l'éprouvette CT-Standard. En effet, dans la première, l'absence de fissures secondaires aux ΔK élevés soulève un certain questionnement concernant les mécanismes présents en fond de fissure lors de la propagation. Une explication possible serait la présence d'une contrainte T négative (compression) sur les lèvres de la fissure qui favoriserait la fermeture de ces microfissures, ou simplement l'absence de leur formation schématisé à la Figure 6-1.

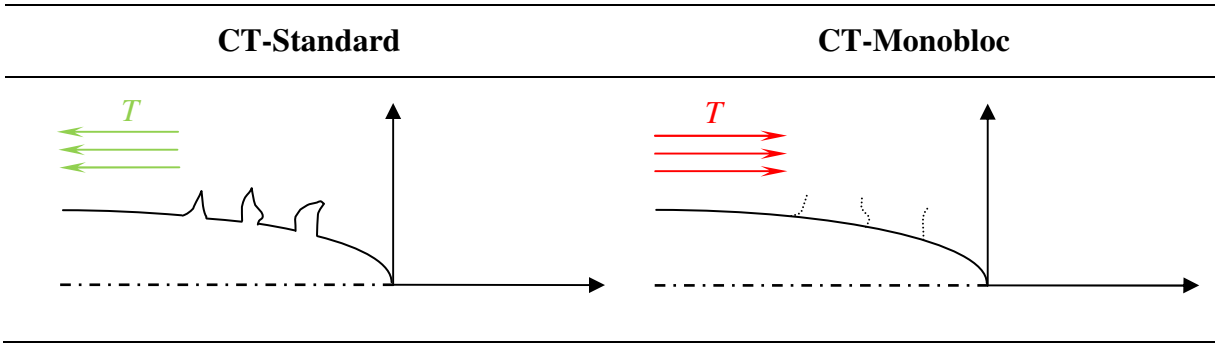


Figure 6-1 **Schéma illustrant la corrélation probable entre la présence de fissures secondaires sur les faciès de rupture et le signe de la contrainte *T***

Cette observation, d'un endommagement moins important, est cohérente avec la vitesse de fissuration réduite dans l'éprouvette CT-Monobloc. En somme, l'absence de ces fissures secondaires est probablement le résultat d'un mécanisme de blindage, mais pas la cause directe de la diminution de la vitesse. Ces observations portent à croire que, pour un même ΔK, chacune des géométries d'éprouvette a une intensité et un état de déformation plastique qui lui sont propres. Cela souligne les limites de l'utilisation des résultats expérimentaux d'essais normalisés pour prévoir le comportement des fissures au sein de géométries complexes.

Une seconde interprétation, de nature expérimentale, est proposée pour expliquer la différence entre la fermeture mesurée au sein des deux géométries d'éprouvette (Figure 5-6). La distance entre le fond des fissures et la position du lecteur COD peut avoir une influence sur la mesure de la force de fermeture. Ohta et al. (Ohta, Kosuge, & Sasaki, 1979) ont démontré qu'un comportement transitoire existe dans la mesure de la fermeture lorsqu'effectuée à moins de 10 mm du fond de fissure, tel que montré à la Figure 6-2. L'expérience consistait en premier lieu à positionner le lecteur COD devant le fond de fissure (x^+). Le lecteur était ensuite installé de plus en plus près du fond de fissure, pour finalement s'en éloigner (x^-) jusqu'à atteindre une distance de 40.17 mm. Entre 5 et 10 mm, la variation du rapport U causée par cette transition est minime. Dans le cas de l'éprouvette CT-Monobloc la distance qui sépare le lecteur COD du fond de fissure est d'environ 6 mm au début de l'essai. Cette distance est faible comparativement à celle de l'éprouvette CT-Standard où le lecteur COD est positionné à au moins 22 mm du fond de fissure. L'augmentation du niveau de fermeture observé au sein de l'éprouvette CT-Monobloc pourrait donc être en partie attribuable à la position du lecteur COD. Néanmoins, l'effet rapporté par Ohta et al. pour une distance de 6 mm n'explique pas en totalité la différence de fermeture entre les deux éprouvettes.

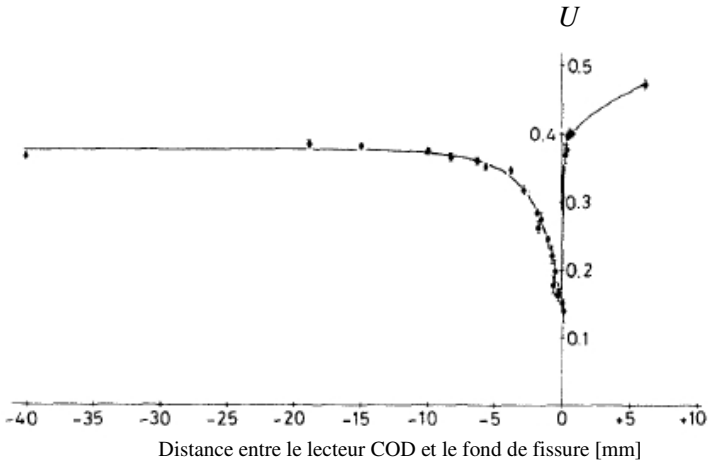


Figure 6-2 **Dépendance du rapport *U* en fonction de la distance qui sépare le lecteur COD du fond de fissure. (Ohta et al., 1979)**

Les différences de comportement, pour un ΔK donné, entre les fissures progressant dans l'éprouvette CT-Monobloc et l'éprouvette CT-Standard ont complexifié l'atteinte de l'objectif initial du projet soit celui de mettre en évidence l'effet des contraintes résiduelles sur la propagation des fissures de fatigue. L'analyse de fermeture effectuée selon une méthode éprouvée (Rose, 2009) n'a pas permis d'expliquer la totalité des différences de comportement. Ces observations et analyses ont donc mené à l'hypothèse que la contrainte *T*, normalement non considérée pour analyser des essais de fatigue-propagation standard, pourrait expliquer les différences mesurées et observées tel qu'expliqué à la section 1.3.2.

Néanmoins, pour valider expérimentalement l'effet de la contrainte *T*, il est proposé de mener des essais supplémentaires, en utilisant une éprouvette sollicitée en flexion 3 points. Cette configuration est caractérisée par une contrainte *T* qui évolue significativement avec la longueur de la fissure. Pour une longueur de fissure inférieure à $a/W = 0.5$, *T* est négative puis elle évolue vers des valeurs positives croissantes avec $a > 0.5 \cdot a/W$. Ce faisant, si la contrainte *T* a un effet significatif sur la vitesse de propagation, il est attendu que la vitesse évoluera appréciablement durant l'essai selon l'évolution de la contrainte *T,* lors d'un essai à ΔK constant. Ces essais complémentaires permettront certainement d'enrichir l'analyse des résultats présentés et de mieux comprendre l'effet de la géométrie sur les vitesses de propagation et la fermeture des fissures.

Dans l'éventualité où l'effet de la contrainte T sur les vitesses de propagation est confirmé, l'explication des mécanismes fondamentaux sous son influence demeurera un sujet intéressant pour de futurs travaux.

Deux pistes seraient alors intéressantes à explorer. Dans un premier temps, l'effet de la contrainte T sur la transformation de phase induite par plasticité (TRIP). Une diminution du confinement en fond de fissure causée par une contrainte T négative pourrait amplifier cette transformation. Lorsque le confinement en fond de fissure diminue, le volume de la zone plastique monotone augmente (Leevers & Radon, 1982). Une quantité plus importante d'austénite reformée serait donc transformée en martensite puisque le volume de matériau plastifié est plus important. Puisque la TRIP est connue pour réduire de la vitesse de propagation des fissures tel qu'expliqué par Chanani et al. (Chanani, Antolovich, & Gerberich, 1972), une augmentation de la zone de transformation pourrait amplifier ce phénomène.

La seconde piste concerne la nature de la fermeture et son effet sur la courbe P-v. La mesure de la fermeture dans l'éprouvette CT-Monobloc pourrait-elle être influencée par la distribution des déformations plastiques produisant le contact en fond de fissure ? Plus précisément, est-ce que la forme du contact en fond de fissure vient influencer l'emplacement du coude dans la courbe P-v mesurée ? Cette étude permettrait de s'assurer que le ΔK_{eff} calculé est juste et que les corrections effectuées sur les vitesses de fissuration sont adéquates.

6.3 Influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue-propagation

Tel qu'indiqué à la Figure 5-16, il est possible d'assimiler l'effet des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue-propagation, comme étant similaire à un rapport R élevé. Cette observation est cohérente avec ce qui est rapporté dans la littérature (Ohta et al., 1989; Ohta et al., 1993; Trudel, Sabourin, et al., 2014).

Concernant l'essai réalisé dans l'éprouvette CT-RES comprenant un champ de contraintes résiduelles de tension, la fermeture de fissure est absente lors de l'essai puisque dès le début de la fissuration, les lèvres de la fissure sont suffisamment ouvertes pour ne pas entrer en contact. Ce phénomène est, sans aucun doute, la conséquence la plus importante de la présence de contraintes résiduelles sur les fissures de fatigue. Elles modifient le niveau de fermeture.

Par ailleurs, le niveau de contraintes résiduelles rencontré pendant l'essai de fissuration n'était pas suffisamment élevé pour augmenter K_{max} au point où ce dernier ait un effet appréciable sur la vitesse de fissuration. En évaluant le rapport K_{max}/K_{Ic} l'on obtient 0.22, ce qui est relativement bas. En effet, d'après le modèle NASGRO présenté à la section 1.3.3, ce rapport n'est pas assez important pour influencer la vitesse de propagation. En utilisant les coefficients p et q de la plupart des aciers de construction et des aciers inoxydables (Forman, R.G. et al., 2005; Koçak et al., 2006), le modèle prédit une augmentation de la vitesse de propagation d'un facteur 2 si, à rapport R donné, $K_{max}/K_{Ic} > 0.96$.

Ces observations permettent d'affirmer hors de tous doutes, en incluant les différents travaux de la littérature, qu'un champ de contraintes résiduelles est comparable à un rapport R élevé. En effet, cette étude en fait la démonstration dans un milieu homogène où la microstructure n'a pas été affectée. Cette approche novatrice, rendue possible grâce à l'éprouvette originale développée à l'IREQ, n'avait pas été tentée auparavant.

6.4 Limites de l'étude

Cependant, il est important de mentionner qu'une fissure peut dévier de la trajectoire prévue. En effet, même si le champ de contraintes résiduelles est orienté dans une direction quelconque, il n'est pas assuré que la trajectoire de la fissure restera perpendiculaire à ce champ. Des sollicitations externes d'amplitude et d'orientation quelconque peuvent modifier significativement la direction de la contrainte principale dans la pièce. Ce faisant, une fissure peut se retrouver orientée, par exemple, à 45 degrés de la direction du champ de contraintes résiduelles. Dans cette circonstance, l'influence des contraintes résiduelles sur la fermeture et sur la vitesse de la fissure n'est plus aussi claire.

Dans le cas d'un chargement complexe, comme celui énoncé ci-haut, des simulations de propagation d'un défaut en présence de contraintes résiduelles sont essentielles si l'on veut prédire le comportement de la fissure et ainsi obtenir une meilleure estimation de sa vie résiduelle. Ces simulations pourraient aussi permettre de mieux comprendre le comportement imprévisible de la trajectoire des fissures dans les aubes des roues. Il serait alors possible d'identifier les facteurs qui font en sorte que la fissure se propage tantôt en direction de la couronne, tantôt dans l'aube. Cette connaissance approfondie du comportement des aubes fissurées permettrait de réduire

significativement les coûts de réparation puisqu'une fissure ayant endommagé la couronne entraîne des coûts largement supérieurs à une réparation d'aube fissurée.

CHAPITRE 7 CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS

7.1 Conclusions

Un projet de recherche étudiant le comportement en fatigue de l'acier inoxydable S41500 a été réalisé pour mettre en évidence le comportement des fissures de fatigue en présence de contraintes résiduelles de tension.

Une nouvelle géométrie d'éprouvette, la CT-RES, a été conçue pour permettre l'étude exclusive de l'effet d'un champ de contraintes résiduelles en tension sur la vitesse de propagation. En effet, aucun autre facteur, qu'il soit de nature microstructurale ou mécanique, n'a affecté la propagation des fissures. Cette particularité est une contribution originale à l'étude du comportement des fissures de fatigue en présence de contraintes résiduelles. De plus, l'éprouvette CT-RES peut aisément être utilisée pour étudier l'influence des CR dans d'autres matériaux qui sont sensibles à un K_{max} élevé. Par ailleurs, différentes intensités de contraintes résiduelles peuvent être introduites en modifiant les paramètres de soudage, le nombre de cordons déposés ainsi que la nature du métal d'apport. Cette versatilité accorde à l'éprouvette CT-RES un avantage considérable devant la plupart des géométries de laboratoire utilisées pour effectuer de telles études en fatigue-propagation. En contrepartie, son coût de production est nettement plus élevé.

La fabrication de la CT-RES, a nécessité un montage permettant le soudage simultané de deux cordons de soudure. Un suivi de la température du médaillon pendant l'assemblage a permis de constater qu'aucune transformation $\gamma - \alpha'$ ne s'est produite à l'intérieur de celui-ci. La distribution de la contrainte σ_y a été mesurée à l'aide de la méthode du contour. Des essais préliminaires ont permis de constater que le bridage de l'éprouvette CT-RES est essentiel pour obtenir des cartes de déplacements comparables sur les deux faces. Cependant, la configuration particulière de l'éprouvette CT-RES fait en sorte qu'un traitement des cartes de déplacements a été nécessaire pour traiter les derniers millimètres des surfaces découpées. La présence de déformation plastique rendait inadéquate l'utilisation de la méthode du contour sur ces derniers millimètres. Suite à cette modification, le niveau du champ de contraintes a diminué et sa valeur moyenne est d'environ 100 MPa. Les oscillations présentent dans la distribution de la contrainte sont probablement causées par le lissage de la carte brute des déplacements.

Les essais normalisés effectués à rapport R=0.1, 0.4 et 0.7, pour des plages de ΔK couvrant une portion du domaine de Paris dans des éprouvettes CT-Standard, ont montré que l'acier S41500 a une résistance à la propagation des fissures comparables à celle de l'acier CA6NM Lokomo.

Le calcul de ΔK_{eff} en fond de fissure a été réalisé en utilisant les fonctions de poids. Elles ont été calibrées par différents chargements appliqués à l'éprouvette CT-RES à l'aide de la méthode des éléments finis. Les résultats obtenus par les fonctions de poids se comparent très bien (écart $< 0.1\%$) à la méthode directe de l'intégrale-J pour un champ de contrainte quelconque.

Les essais de fissuration dans la géométrie développée à l'IREQ ont demandé une calibration de leur complaisance. La calibration de la complaisance a été effectuée par la méthode des éléments finis, en enregistrant les déplacements v à l'emplacement même où le lecteur COD était installé. L'utilisation de l'équation (4.1) et du polynôme fourni sous la forme de coefficient au Tableau 4.1, s'est traduit par un écart maximum de 3.2% sur le calcul de ΔK par le banc d'essai.

La solution adimensionnelle de K, $F(a/W)$, a aussi été calculé par la méthode des éléments finis. Pour s'assurer de sa validité, trois méthodes ont été employées: (a) par l'intégrale-J, (b) par le calcul des déplacements en fond de fissure et (c) à l'aide d'une solution analytique asymptotique pour une plaque semi-infinie. Ces trois méthodes ont montré une superposition des résultats et, dans le cas de l'équation analytique, une concordance de K pour de très faibles valeurs de a.

Par souci de rigueur, le calcul de la contrainte T a été effectué à l'aide de deux méthodes différentes. Malgré que les méthodes fussent largement différentes au niveau du maillage et des quantités calculées pour obtenir T, les résultats obtenus se comparent très bien avec un écart maximal de 5%.

Les essais de propagation réalisés dans l'éprouvette CT-Monobloc ont permis de mettre en évidence une différence importante entre les vitesses de fissuration obtenues dans cette dernière et celles de l'éprouvette CT-Standard, à ΔK et rapport R identiques. À R=0.1, l'éprouvette CT-Standard produit des vitesses de fissuration cinq fois (500%) plus rapide que l'éprouvette CT-Monobloc, tandis qu'à R=0.7, cet écart est d'environ 20%. De plus, lorsque la fermeture est exclue de la courbe produite à R=0.1 dans l'éprouvette CT-Monobloc, les résultats ne se superposent pas à la courbe de fissuration obtenue à R=0.7. En effet, on note des vitesses de fissuration qui sont 66% plus rapides à R=0.7. La contrainte T a été avancée pour explique ces

écarts qui sont fortement supérieurs à la dispersion normale, d'environ 13%, rencontrée lors d'essai de fatigue-propagation dans le S41500 (Baillargeon, 2003).

L'utilisation de la méthode des fonctions de poids ainsi que la comparaison entre les vitesses de fissuration en l'absence et en présence de contraintes résiduelles ont permis de répondre à la question de recherche: **il est maintenant indiscutable que la présence d'un champ de contraintes résiduelles en tension dans un corps fissuré, aussi complexe soit-il, a une influence similaire à la superposition d'un chargement statique sur la propagation des fissures de fatigue.** Cette affirmation se base sur les travaux disponibles dans la littérature traitant de l'influence des contraintes résiduelles sur la propagation des vitesses, et de la présente étude.

De plus, les résultats ont montré qu'au-delà d'un certain rapport R_{seuil}, l'augmentation de la contrainte moyenne en fond de fissure n'a plus d'influence sur la vitesse de fissuration. Ceci s'explique premièrement par les faits suivant: l'absence de fermeture durant l'essai, provoquée par une contrainte résiduelle en tension suffisante, et deuxièmement par l'absence de mécanismes d'endommagement statique qui seraient initiés par un K_{max} comparable à K_{Ic}. L'absence du phénomène de fermeture s'est traduite par une augmentation significative de la vitesse de fissuration d'un facteur ≈ 7 à R=0.1 dans l'éprouvette CT-RES.

7.2 Recommandations

Suite à l'analyse des résultats de ce projet, il est recommandé que:

- l'intensité maximale des contraintes résiduelles en tension soit incluse dans les devis des roues qui seront fabriquées pour qu'elles soient considérées comme étant un critère de design important. Puisqu'elles ont une influence majeure sur la vie en fatigue-propagation, il est certain que la réduction du niveau des contraintes résiduelles diminuera le risque d'amorcer des défauts dans les endroits critiques fortement sollicités.

- les essais de fatigue-propagation effectués dans l'optique de calculer la vie utile des turbines fissurées soient menés dans des géométries représentatives de cette dernière. L'idée n'est pas nécessairement de produire des éprouvettes aussi complexes que la géométrie réelle, mais de tenter de reproduire le même état de contrainte et de déformation plastique en fond de fissure. Comme l'a montré la comparaison des

éprouvettes CT-Standard et CT-Monobloc, la géométrie a un effet non négligeable sur la vie en fatigue-propagation.

- une étude préliminaire soit effectuée pour déterminer les Modes de sollicitation d'une aube de turbine fissurée. Dans le cas où le chargement n'est pas uniquement uniaxial, il serait recommandé de procéder à des essais de fatigue-propagation soumis au même chargement multiaxial déterminer par l'étude préliminaire.
- dans le cas où la géométrie d'éprouvette CT-Monobloc/RES est utilisée dans de futurs travaux, la géométrie du médaillon soit remplacée pour la géométrie d'une éprouvette CT-Standard. De cette façon, la mesure de la fermeture s'effectuerait au même emplacement sur l'éprouvette. Ainsi, on pourrait bénéficier d'une mesure de fermeture uniformisée.
- la méthode recommandée par la norme ASTM E647 basée sur la divergence des complaisances soit corrigée.
- une étude approfondie de l'influence de la contrainte T sur la propagation des fissures de fatigue dans l'acier S41500 soit menée, entre autres, sur la fermeture de la fissure ainsi que son rôle dans la transformation martensitique induite par la plasticité.

BIBLIOGRAPHIE

ASM. (1987). *ASM Handbook* (9e éd. vol. 12, Fractography): ASM International.

ASTM. (2009). *Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness*. E1820. West Conshohocken, PA: ASTM International. doi:10.1520/E1820-09

ASTM. (2011). *Standard Test Method for Tension Testing of Metallic Materials*. E8/E8M-11. West Conshohocken, PA: ASTM International. doi:10.1520/E0008_E0008M-11

ASTM. (2012). *Standard specification for Chromium and Chromium-Nickel Stainless Steel Plate, Sheet, and Strip for Pressure Vessels and for General Applications* A240/A240M-16. West Conshohocken, PA: ASTM International. doi:10.1520/A0240_A0240M-16

ASTM. (2013). *Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates*. E647-13a. West Conshohocken: ASTM International. doi:10.1520/E0647-13A

Ayatollahi, M. R., Pavier, M. J., & Smith, D. J. (1998). Determination of T-stress from finite element analysis for mode I and mixed mode I/II loading. *International Journal of Fracture, 91*(3), 283-298. doi:10.1023/a:1007581125618

Baillargeon, C. (2003). *Courbe de propagation dans l'acier S41500* [Caractérisation de la vitesse de fissuration de l'acier S41500 dans une éprouvette CT-Standard].

Barsoum, R. S. (1977). Triangular quarter-point elements as elastic and perfectly-plastic crack tip elements. *International Journal for Numerical Methods in Engineering, 11*(1), 85-98. doi:10.1002/nme.1620110109

Beghini, M., & Bertini, L. (1990). Fatigue crack propagation through residual stress fields with closure phenomena. *Engineering Fracture Mechanics, 36*(3), 379-387.

Boussinesq, J. (1885). *Application des potentiels à l'étude de l'équilibre et du mouvement des solides élastiques.* (Faculté des sciences de Lille, France).

Bueckner, H. F. (1970). A novel principle for the compution on stress intensity factors. *Journal of Applied Mathematics and Mechanics, 50*(9), 529-546.

Bui-Quoc, T., Levesque, M., & Julien, D. (2009). *Étude du comportement en fatigue-propagation d'un acier martensitique CA6NM en eau douce*. Montréal (Québec): École Polytechnique de Montréal.

Chanani, G. R., Antolovich, D., & Gerberich, W. W. (1972). Fatigue crack propagation in TRIP steels. *Metallurgical Transactions, 3*, 2661-2672.

Chen, J., Verreman, Y., Foroozmehr, F., & Lanteigne, J. (2013). *Fracture toughness of 13Cr4NiMo high-strengh steels used in hydraulic turbine runners*. Communication présentée à Materials Science and Technology, Montréal, Québec, Canada.

Cherepanov, G. P. (1967). Crack propagation in continuous media. *Journal of Applied Mathematics and Mechanics, 31*(3), 503-512. doi:10.1016/0021-8928(67)90034-2

Chermahini, R. G., Shivakumar, K. N., & Newman, J. J. (1988). Three dimensional elastic-plastic finite element analysis of fatigue crack growth closure. *Mechanics of Fatigue Crack Closure, ASTM STP 982*, 398-413

Elber, W. (1971). The significance of crack closure. *Damage Tolerance in Aricraft Structures, ASTM STP 486*, 230-242.

Fett, T., Mattheck, C., & Munz, D. (1987). On the calculation of crack opening displacement from the stress intensity factor. *Engineering Fracture Mechanics, 27*(6), 697-715. doi:10.1016/0013-7944(87)90159-7

Fleck, N. A. (1986). Finite element analysis of plasticity-induced crack closure under plane strain conditions. *Engineering Fracture Mechanics, 25*(4), 441-449.

Fleck, N. A., & Newman, J. C. (1986). *Analysis of crack closure under plane strain conditions*. Communication présentée à Symposium on Fatigue Crack Closure, Charleston, South California.

Fleck, N. A., Smith, I. F. C., & Smith, R. A. (1983). Closure Behaviour of Surface Cracks. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures, 6*(3), 225-239. doi:10.1111/j.1460-2695.1983.tb00339.x

Folkhard, E. (1984). *Welding Metallurgy of Stainless Steels*. New York: Springer-Verlag.

Forman, R. G., Kearney, V. E., & Engle, R. M. (1967). Numerical Analysis of Crack Propagation in Cyclic-Loaded Structures. *Journal of Basic Engineering, 89*(3), 459. doi:10.1115/1.3609637

Forman, R. G., & Mettu, S. R. (1992). Behavior of surface and corner cracks subjected to tensile and bending loads in Ti–6Al–4V allo. *Fracture mechanics: Twenty-Second Symposium, I*(1131), 519-546.

Forman, R. G., Shivakumar, V., Cardinal, J. W., William, L. C., & McKeighan, P. C. (2005). *Fatigue crack growth database for damage tolerance analysis*.

Forsyth, P. J. E. (1957). Slip-Band Damage and Extrusion. *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences, 242*(1229), 198-202. doi:10.1098/rspa.1957.0168

Forsyth, P. J. E. (1962). A two stage process of fatigue crack growth. *Proceedings of Cranfield Symposium*, 76-94.

Glinka, G., & Shen, G. (1991). Universal features of weight functions for cracks in mode I. *Engineering Fracture Mechanics, 40*(6), 1135-1146. doi:10.1016/0013-7944(91)90177-3

Godin, S., & Thibault, D. (2011). *Validation du sytème iXRD de Proto® pour la quantificaion de l'austénite résiduelle*. Varennes, Qc: Institut de recherche d'Hydro-Québec.

Godin, S., Thibault, D., & Lévesque, J.-B. (2013). An Experimental Comparison of Weld-Induced Residual Stresses Using Different Stainless Steel Filler Metals Commonly Used for Hydraulic Turbines Manufacturing and Repair. *Materials Science Forum, 768-769*, 628-635. doi:10.4028/www.scientific.net/MSF.768-769.628

Griffith, A. A. (1921). The Phenomena of Rupture and Flow in Solids. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London, 221*, 163-198.

Han, S. T. L., & Shin, B. (2002). Residual stress relaxation of welded steel components under cyclic load. *Materials Technology, 73*, 414-420.

Hosseinzadeh, F., Ledgard, P., & Bouchard, P. J. (2012). Controlling the Cut in Contour Residual Stress Measurements of Electron Beam Welded Ti-6Al-4V Alloy Plates. *Experimental Mechanics, 53*(5), 829-839. doi:10.1007/s11340-012-9686-1

Hydro-Québec. (2016). L'hydroélectricité québécoise, source d'avenir. Tiré de http://www.hydroquebec.com/a-propos-hydro-quebec/notre-energie/hydroelectricite-quebecoise-source-avenir/index.html

Iida, K. Y., & Takanashi, M. (1997). Residual stress relaxation by reversed loading. *Welding in the world, 39*(138-144).

Irwin, G. (1957). Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate. *Journal of Applied Mechanics, 24*, 361-364.

Irwin, G. (1960). Plastic Zone Near a Crack and Fracture Toughness. *Proceedings of the Sewvent Sagamore Ordnance Materials Research Conference*, 63-78

Itoh, Y. Z., Suruga, S., & Kashiwaya, H. (1989). Prediction of fatigue crack growth rate in welding residual stress field. *Engineering Fracture Mechanics, 33*(3), 397-407.

Kfouri, A. P. (1986). Some evaluations of the elastic T-term using Eshelby's method. *International Journal of Fracture, 30*(4), 301-315. doi:10.1007/bf00019710

Koçak, M., Webster, S., Janosch, J. J., Ainsworth, R. A., & Koers, R. (2006). *FITNET Fitness-for-Service (FSS) procedure*.

Lanteigne, J., Baillargeon, C., & Lalonde, S. L., R. (1998). *Analyse d'un prélèvement de la roue #10 de la centrale de Beauharnois : Évaluation sommaire de la cause de la fissuration*. Varennes, Qc: Institut de recherche d'Hydro-Québec.

Lanteigne, J., Baillargeon, C. L., S., & Laliberté, R. (1998). *Analyse d'un prélèvement de la roue #14 de la centrale de Beauharnois : Évaluation sommaire de la cause de la fissuration*. Varennes, Qc: Institut de recherche d'Hydro-Québec.

Lanteigne, J., & Baïlon, J.-P. (1981). Theoretical model for FCGR near the threshold. *Metallurgical Transactions A, 12*(3), 459-466. doi:10.1007/bf02648543

Lanteigne, J., Lalonde, S., Baillargeon, C., & Fihey, J.-L. (1998). *Mesures des contraintes résiduelles de soudage sur la roue Francis du groupe #10 de la centrale de Beauharnois*. Varennes, Qc: Institut de recherche d'Hydro-Québec.

Lanteigne, J., Sabourin, M., Bui-Quoc, T., & Julien, D. (2008). *The characteristics of the steels used in hydraulic turbine runers*. Communication présentée à 24th Symposium on Hyraulic Machinery and Systems, Foz Do Iguassu, Brazil.

Lee, H. J., & Song, J. H. (2005). Finite-element analysis of fatigue crack closure under plane strain conditions: stabilization behaviour and mesh size effect. *Fracture of Engineering Materials and Structures, 28*(3), 333-342. doi:10.1111/j.1460-2695.2005.00881.x

Leevers, P. S., & Radon, J. C. (1982). Inherent stress biaxiality in various fracture specimen geometries. *International Journal of Fracture, 19*(4), 311-325. doi:10.1007/bf00012486

Liljedahl, C. D. M., Zanellato, O., Fitzpatrick, M. E., Lin, J., & Edwards, L. (2010). The effect of weld residual stresses and their re-distribution with crack growth during fatigue under constant amplitude loading. *International Journal of Fatigue, 32*(4), 735-743. doi:10.1016/j.ijfatigue.2009.10.012

Lugo, M., & Daniewicz, S. R. (2011). The influence of T-stress on plasticity induced crack closure under plane strain conditions. *International Journal of Fatigue, 33*(2), 176-185. doi:10.1016/j.ijfatigue.2010.08.002

Masubuchi, K., & Martin, D. C. (1961). Inverstigation of residual stresses by use of hydrogen cracking. *Welding Journal, 40*(12), 553-563.

McClintock, F. A. (1963). On the plasticity of the growth of fatigue cracks. *Fracture of Solids, 20*, 65-102.

McClung, R. C. (2007). A literature survey on the stability and significance of residual stresses during fatigue. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures, 30*(3), 173-205. doi:10.1111/j.1460-2695.2007.01102.x

Michel, B. (1988). *Stress Intensity Factors Handbook* (vol. 1): Pergamon Press.

Newman, J. C. (1974). *Finite element analysis of fatigue crack propagation, including the effects of crack closure.* (Virginia Polytechnic Institute and State University).

Newman, J. C. (1984). A crack opening stress equation for fatigue crack growth. *International Journal of Fracture, 24*, R131-R135.

Nitschke-Pagel, T., & Wohlfart, H. (2000). *Residual stress relaxation in welded high strength steels under different loading conditions.* Communication présentée à Proceeding of the 6th International Conference on Residual Stresses, Oxford, UK (p. 1495-1502).

Ohta, A., Kosuge, M., & Sasaki, E. (1979). Change of fatigue crack closure level with gauge location along crack line. *International Journal of Fatigue, 15*(2), 53-57.

Ohta, A., Maeda, Y., Kosuge, M., Machida, S., & Yoshinari, H. (1989). Fatigue crack propagation curve for design of welded structures. *Transaction of the Japan Welding Society, 20*(1), 17-23.

Ohta, A., McEvily, A. J., & Suzuki, N. (1993). Fatigue crack propagation in a tensile residual stress field under a two-step programmed test. *International Journal of Fatigue, 15*(1), 9-12.

Ould Chikh, C. B., Imad, A., & Benguediab, M. (2008). Influence of the cyclic plastic zone size on the propagation of the fatigue crack in case of 12NC6 steel. *Computational Materials Science, 43*(4), 1010-1017. doi:10.1016/j.commatsci.2008.02.019

Paquet, D., Lanteigne, J., Bernard, M., & Baillargeon, C. (2014). Characterizing the effect of residual stresses on high cycle fatigue (HCF) with induction heating treated stainless steel specimens. *International Journal of Fatigue, 59*, 90-101. doi:10.1016/j.ijfatigue.2013.09.011

Paris, P., Gomez, M. P., & Anderson, W. E. (1961). A rational analytic theory of fatigue. *The Trend in Engineering, 13*, 9-14.

Paris, P., Lados, D., & Tada, H. (2008). Reflections on identifying the real ΔKeffective in the threshold region and beyond. *Engineering Fracture Mechanics, 75*(3-4), 299-305. doi:10.1016/j.engfracmech.2006.12.029

Parker, A. P. (1982). Stress intensity factors, crack profiles and fatigue crack growth rates in residual stress fields. *ASTM STP 776*, 13-31.

Petroski, H. J., & Achenbach, J. D. (1978). Computation of the weight function from a stress intensity factor. *Engineering Fracture Mechanics, 10*(2), 257-266. doi:10.1016/0013-7944(78)90009-7

Prime, M. B. (2001). Cross-Sectional Mapping of Residual Stresses by Measuring the Surface Contour After a Cut. *Journal of Engineering Materials and Technology, 123*(2), 162. doi:10.1115/1.1345526

Rice, J. R. (1967a). The Mechanics of Crack Tip Deformations and Extensions by Fatigue. *Fatigue Crack Propagation, ASTM STP 415*, 247-311.

Rice, J. R. (1967b). A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks. *Journal of Applied Mechanics, 35*, 379-386.

Rice, J. R. (1972). Some remarks on elastic crack-tip elastic stres fields *International Journal of Solids and Structures, 8*, 751-758.

Rose, H. (2009). *Propagation des fissure de fatigue dans l'alliage d'aluminium 357 coulé par gravité et rhéomoulé*. École Polytechnique de Montréal.

Roychowdhury, S., & Dodds, R. H. (2003). Three-dimensionnal effects on fatigue crack closure in the small-scale yielding regime - a finite element study. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 26*(8), 663-673. doi:10.1046/j.1460-2695.2003.00655

Roychowdhury, S., & Dodds, R. H. (2004). Effect of T-stress on fatigue crack closure in 3-D small-scale yielding. *International Journal of Solids and Structures, 41*(9-10), 2581-2606. doi:10.1016/j.ijsolstr.2003.11.004

Sarafan, S., Lévesque, J.-B., Wanjara , P., Gholipour, J., & Champliaud, H. (2015). Distortion and Residual Stresses in Electron Beam Welded Hydroelectric Turbine Materials. *Science and Technology of Welding and Joining*.

Shen, G., & Glinka, G. (1991). Determination of weight functions from reference stress intensity factors. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 15*, 237-245.

Singh, K. D., Parry, M. R., & Sinclair, I. (2012). A short summary on finite element modelling of fatigue crack closure. *Journal of Mechanical Science and Technology, 25*(12), 3015-3024. doi:10.1007/s12206-011-0826-9

Solanki, K., Daniewicz, S. R., & Newman, J. C. (2004). Finite element analysis of plasticity-induced fatigue crack closure: an overview. *Engineering Fracture Mechanics, 71*(2), 149-171. doi:10.1016/s0013-7944(03)00099-7

Suresh, S. (1998). *Fatigue of materials* (2e éd.). Cambridge, UK: Cambridge University Press.

Suresh, S., & Ritchie, R. O. (1982). A geometric model for fatigue crack closure induced by fracture surface morphology. *Metallurgical Transactions, 13A*, 1627-1631.

Tada, H., Paris, P. C., & Irwin, G. R. (2000). *The Stress Analysis of Cracks Handbook* (3e éd.): ASME Press.

Takanashi, M., & Iida, K. (2001). Relaxation of welding residual stresses by reversed and repeated loadings. *Quarterly Journal of the Japan Welding Society, 19*(1), 129-139.

Terada, H. (2011). Stress Intensity Factor Analysis and Fatigue Behavior of A Crack in The Residual Stress Field of Welding. *Fatigue of Aircraft Structures, 2011*(3). doi:10.2478/v10164-010-0032-8

Thibault, D., Bocher, P., & Thomas, M. (2009). Residual stress and microstructure in welds of 13%Cr–4%Ni martensitic stainless steel. *Journal of Materials Processing Technology, 209*(4), 2195-2202. doi:10.1016/j.jmatprotec.2008.05.005

Tong, J. (2002). T-stress and its implications for crack growth. *Engineering Fracture Mechanics, 69*(12), 1325-1337. doi:10.1016/s0013-7944(02)00002-4

Trudel, A., Lévesque, M., & Brochu, M. (2014). Microstructural effects on the fatigue crack growth resistance of a stainless steel CA6NM weld. *Engineering Fracture Mechanics, 115*, 60-72. doi:10.1016/j.engfracmech.2013.11.013

Trudel, A., Sabourin, M., Lévesque, M., & Brochu, M. (2014). Fatigue crack growth in the heat affected zone of a hydraulic turbine runner weld. *International Journal of Fatigue, 66*, 39-46. doi:10.1016/j.ijfatigue.2014.03.006

Ueda, Y., Murakawa, H., & Ma, N. (2012). *Welding Deformation and Residual Stress Prevention*: Elsevier.

Webster, G. A., & Ezeilo, A. N. (2001). Residual stress distributions and their influence on fatigue lifetimes. *International Journal of Fatigue, 23*, 375-383. doi:10.1016/s0142-1123(01)00133-5

Weertman, J. (1966). Rate of growth of fatigue cracks calculated from the theory of infinitesimal dislocations distributed on a plane. *International Journal of Fracture Mechanics, 2*(2). doi:10.1007/bf00183823

Westergaard, H. M. (1939). Bearing Pressures and Cracks. *Journal of Applied Mechanics, 6*, A49-45.

Williams, M. L. (1957). On the stress distribution at the base of a stationary crack. *Journal of Applied Mechanics, 24*, 109.

Wood, W. A. (1958). Formation of Fatigue Cracks. *Phil. Mag, 3*, 692-699.

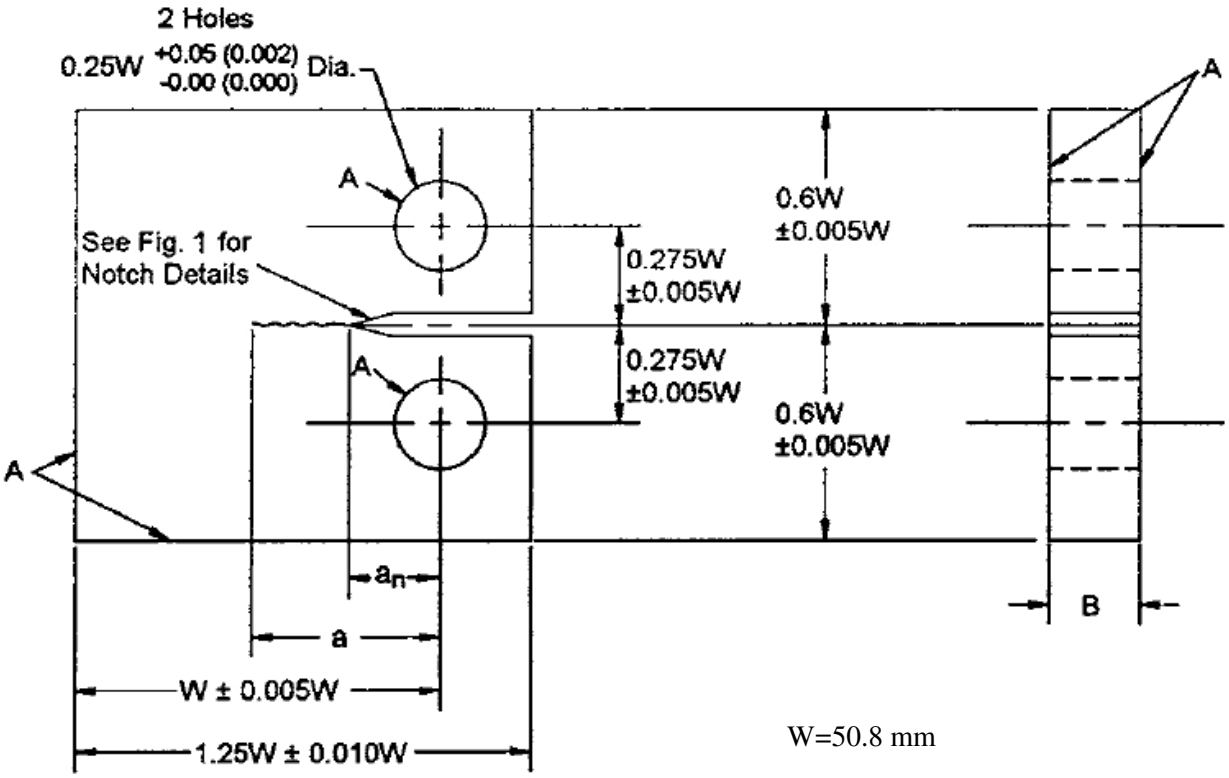
Yamada, Y., Newman, J. C., Daniewicz, S. R., & Dean, S. W. (2012). Crack Closure Behavior on a Variety of Materials under High Stress Ratios and Kmax Test Conditions. *Journal of ASTM International, 9*(2), 103973. doi:10.1520/jai103973

Yang, S., & Yuan, F. G. (2000). Determination and representation of the stress coefficient terms by path-independent integrals in anisotropic cracked solids. *International Journal of Fracture, 101*(4), 291-319. doi:10.1023/A:1007639126484

Zinn, W. (1990). Investigation of the Fatigue Behavior of the Butt Welded Al-Alloys AlMg3 and AlMg4.5Mn. *Schweibtechnische Forchungsberichte, 34*.

Zinn, W., & Scholtes, B. (2002). *Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel*. Materials Park, Oh: ASM International.

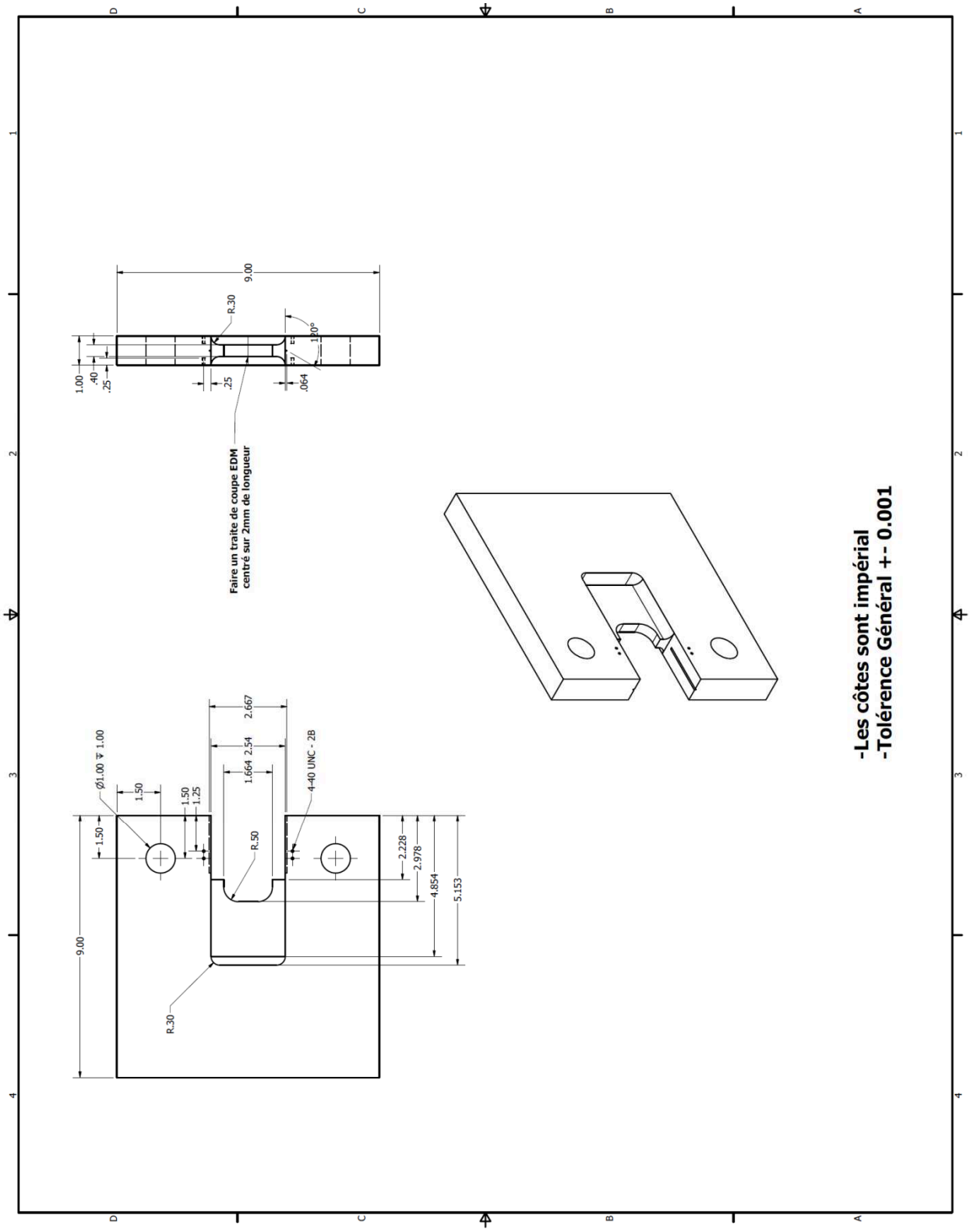
ANNEXE A - GÉOMÉTRIE D'ÉPROUVETTE CT-STANDARD



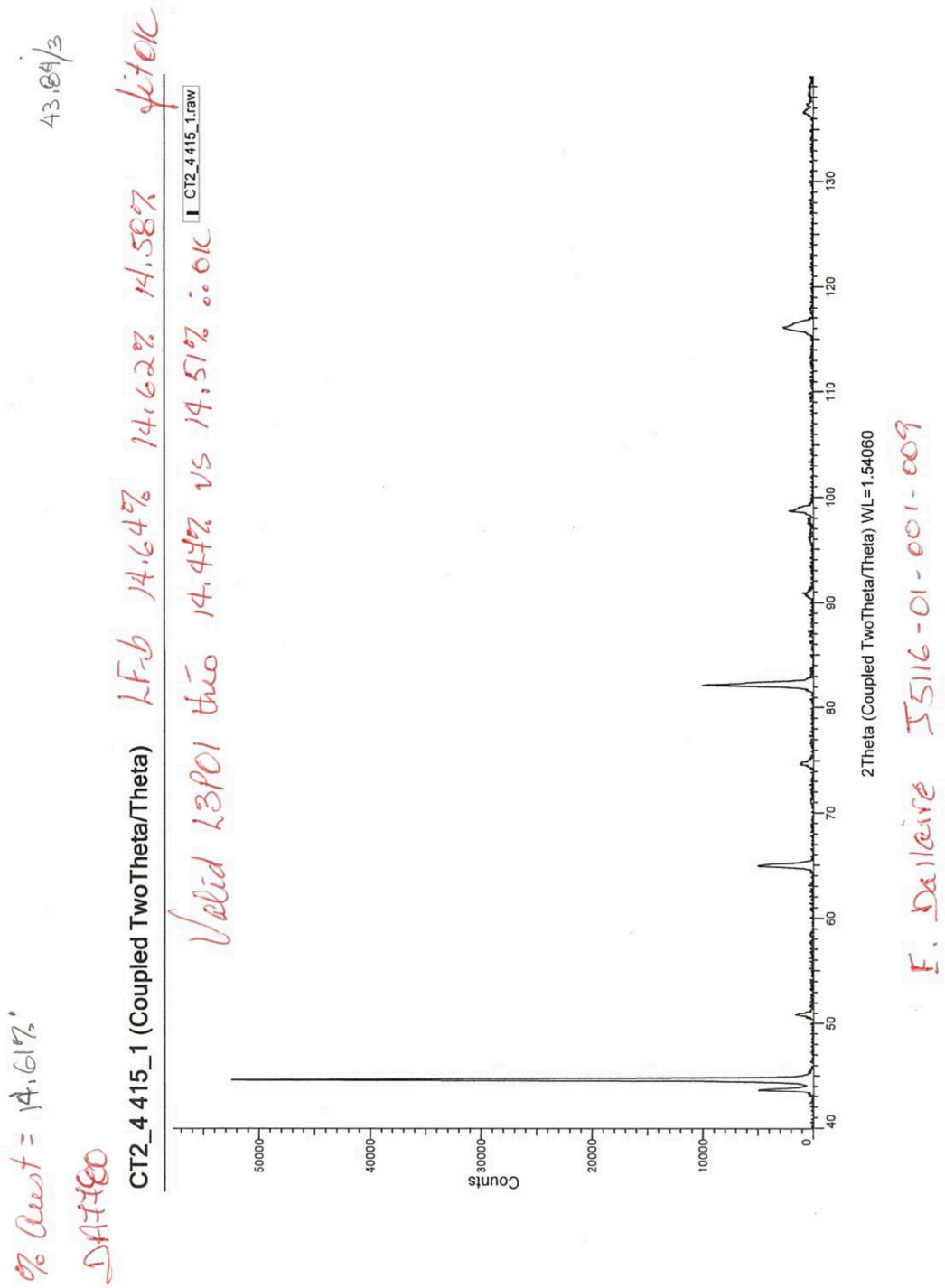
W=50.8 mm

B= W/4

ANNEXE B - GÉOMÉTRIE D'ÉPROUVETTE CT-MONOBLOC/RES



ANNEXE C - AUSTÉNITE REFORMÉE QUANTIFIÉE PAR EDX

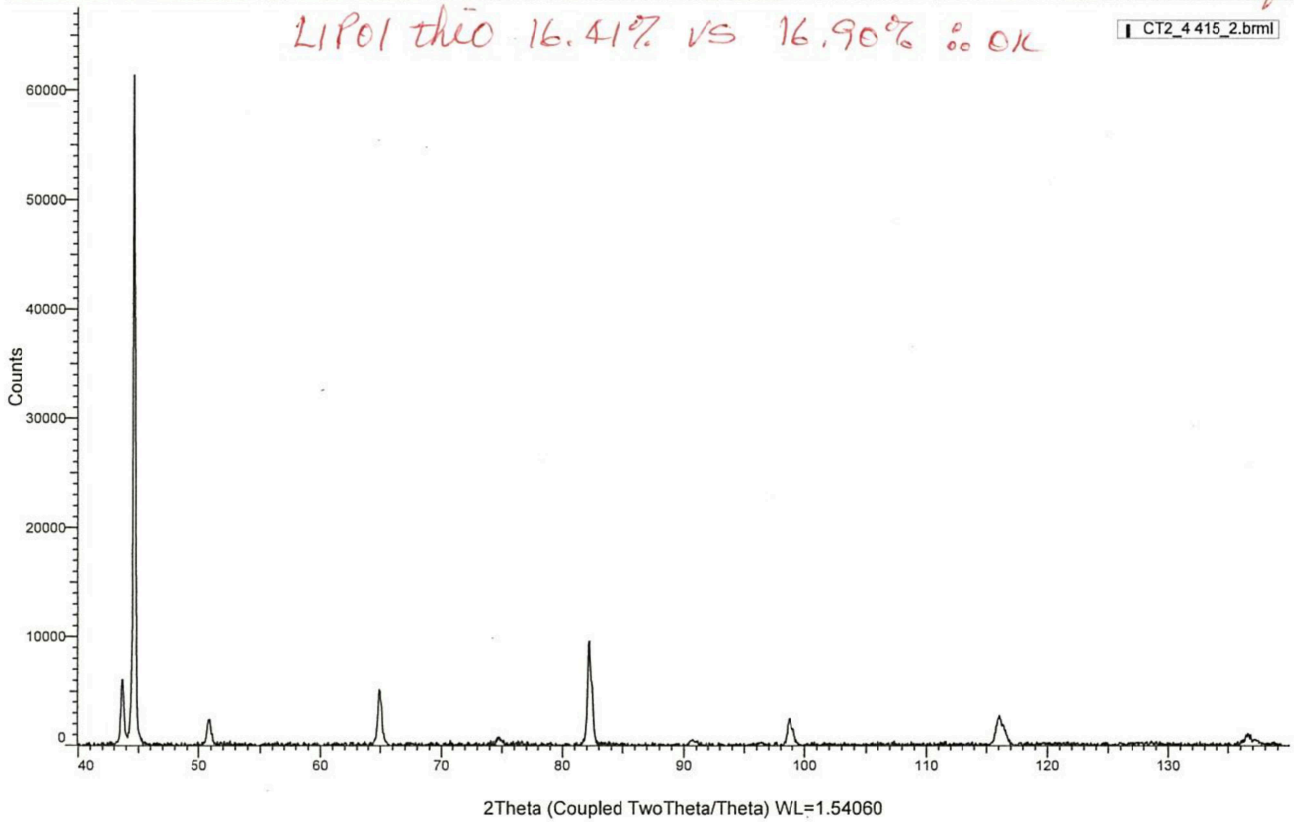


% Quest = 15.93%

47.8/3

CT2_4 415_2 (Coupled TwoTheta/Theta) LF-b 15.92% 15.93% 15.94% fit OK

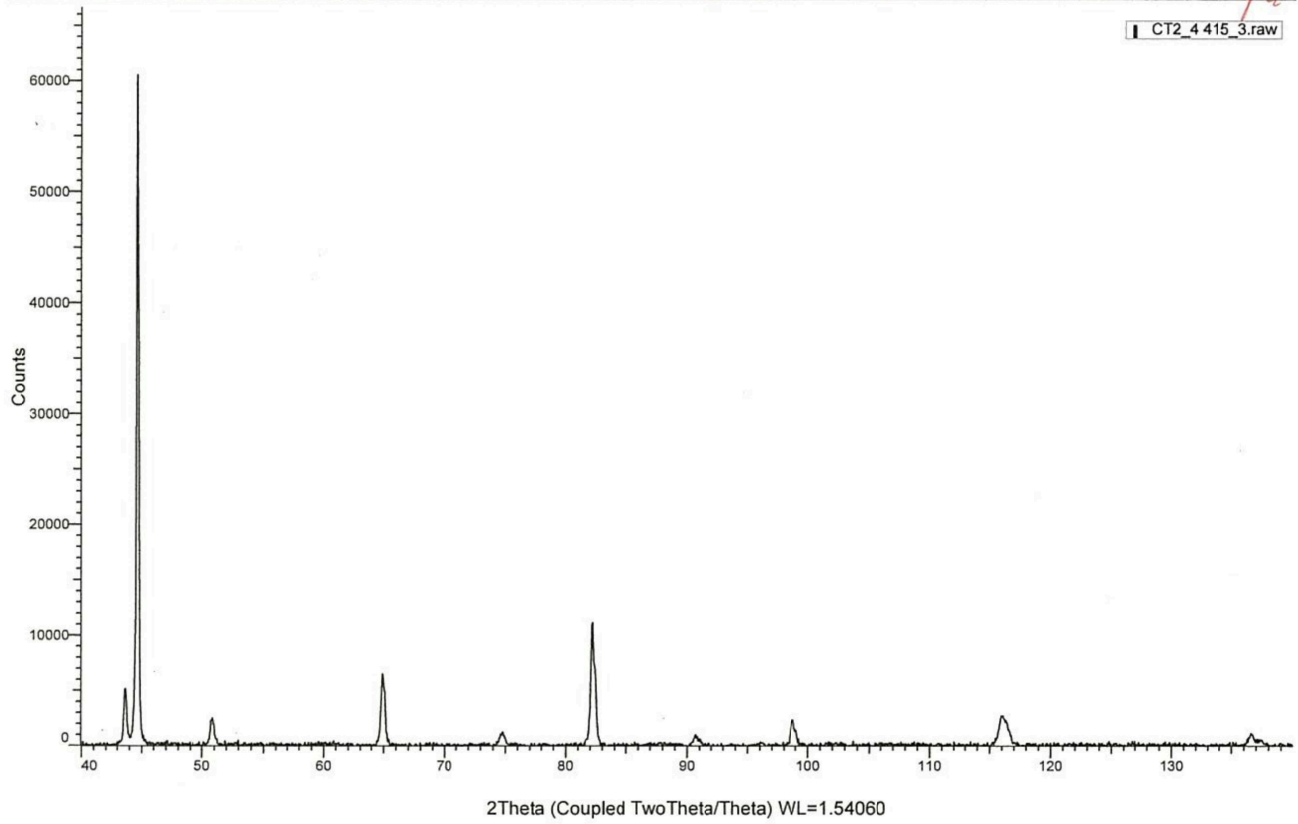
LiPO1 theo 16.41% vs 16.90% ∴ OK



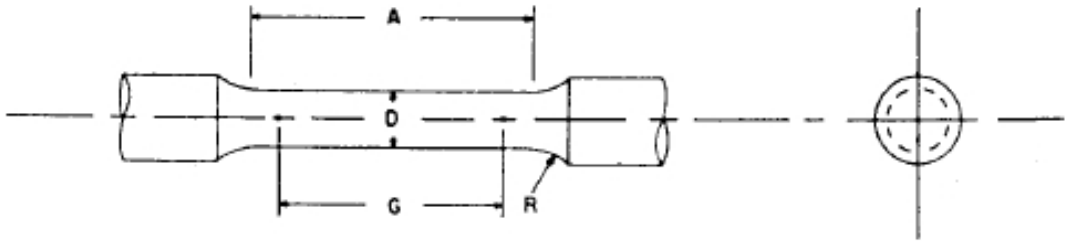
% Quest = 14.06%

42.18/3

CT2_4 415_3 (Coupled TwoTheta/Theta) LF-b 14.05% 14.06% 14.07% fit OK



ANNEXE D - GÉOMÉTRIE D'ÉPROUVETTE DE TRACTION



Dimensions, mm [in.]

For Test Specimens with Gage Length Five times the Diameter [E8M]

	Standard Specimen	Small-Size Specimens Proportional to Standard			
	Specimen 1	Specimen 2	Specimen 3	Specimen 4	Specimen 5
G—Gage length	62.5 ± 0.1 [2.500 ± 0.005]	45.0 ± 0.1 [1.750 ± 0.005]	30.0 ± 0.1 [1.250 ± 0.005]	20.0 ± 0.1 [0.800 ± 0.005]	12.5 ± 0.1 [0.565 ± 0.005]
D—Diameter (Note 1)	12.5 ± 0.2 [0.500 ± 0.010]	9.0 ± 0.1 [0.350 ± 0.007]	6.0 ± 0.1 [0.250 ± 0.005]	4.0 ± 0.1 [0.160 ± 0.003]	2.5 ± 0.1 [0.113 ± 0.002]
R—Radius of fillet, min	10 [0.375]	8 [0.25]	6 [0.188]	4 [0.156]	2 [0.094]
A—Length of reduced section, min (Note 2)	75 [3.0]	54 [2.0]	36 [1.4]	24 [1.0]	20 [0.75]

ANNEXE E - CODE UTILISÉ DANS LA CALIBRATION DES FONCTIONS DE POIDS

Définition des variables de calcul

W = 85.16: #*Largeur de la CT-RES à partir du point d'application de la charge (mm).*

a_0 = 0.4405* **W**: #*Longueur de la fissure initiale à partir du point d'application de la charge (mm).*

a = 0.47* **W**: #*Longueur de la fissure à partir du point d'application de la charge (mm).*

I_1 = 0: *#Variable permettant le calcul de l'intégration numérique du cas de réf. 1*

I_2 = 0: *#Variable permettant le calcul de l'intégration numérique du cas de réf. 2*

K_1 **=** 16.51 #*Facteur d'intensité de contrainte à (a/W)=0.47. Cas de référence 1(MPa$\sqrt{m}$)*

K_2 **=** 13.96 #*Facteur d'intensité de contrainte à (a/W)=0.47. Cas de référence 2(MPa$\sqrt{m}$)*

M_2 = 3: *#Condition du système d'équations réduit.*

GaussP = 40: *#Nombre de points de Gauss utilisés*

$\sigma_{y,1}(x)$ = $-1.371860 \cdot 10^{-7}x^6 + 5.369619 \cdot 10^{-5}x^5 - 8.662678 \cdot 10^{-3}x^4 + 7.353832 \cdot 10^{-1}x^3 - 3.453859 \cdot 10x^2 + 8.458082 \cdot 10^2x - 8.236767 \cdot 10^3$:

#*Distribution de contrainte sur le plan de fissuration pour le cas de référence 1(MPa)*

$\sigma_{y,2}(x)$ = $-1.188762E \cdot 10^{-7}x^6 + 4.652129 \cdot 10^{-5}x^5 - 7.504391 \cdot 10^{-3}x^4 + 6.370493 \cdot 10^{-1}x^3 - 2.992349 \cdot 10x^2 + 7.328214 \cdot 10^2x - 7.138231 \cdot 10^3$:

#*Distribution de contrainte sur le plan de fissuration pour le cas de référence 2(MPa)*

Résolution du système d'équations

$$\boldsymbol{f_1(x)} = \frac{\boldsymbol{\sigma_{y,1}(x)}}{\sqrt{1000}} \cdot \frac{2}{\sqrt{2\pi(\boldsymbol{a}-x)}} \cdot \left[1 + M_1\left(1-\frac{x}{\boldsymbol{a}}\right)^{\frac{1}{2}} + 3\left(1-\frac{x}{\boldsymbol{a}}\right) + M_3\left(1-\frac{x}{\boldsymbol{a}}\right)^{\frac{3}{2}}\right]$$

$$\boldsymbol{f_2(x)} = \frac{\boldsymbol{\sigma_{y,2}(x)}}{\sqrt{1000}} \cdot \frac{2}{\sqrt{2\pi(\boldsymbol{a}-x)}} \cdot \left[1 + M_1\left(1-\frac{x}{\boldsymbol{a}}\right)^{\frac{1}{2}} + 3\left(1-\frac{x}{\boldsymbol{a}}\right) + M_3\left(1-\frac{x}{\boldsymbol{a}}\right)^{\frac{3}{2}}\right]$$

for *i* **from** 1 **to GaussP do**

I1 = $(\boldsymbol{a}-\boldsymbol{a_0})\cdot\left(\frac{W_i}{2}\boldsymbol{f_1}\left(\frac{\boldsymbol{a}+\boldsymbol{a_0}}{\mathbf{2}}+\frac{\boldsymbol{a}-\boldsymbol{a_0}}{\mathbf{2}}\cdot X_i\right)\right)+\mathbf{I1}$

I2 = $(\boldsymbol{a}-\boldsymbol{a_0})\cdot\left(\frac{W_i}{2}\boldsymbol{f_2}\left(\frac{\boldsymbol{a}+\boldsymbol{a_0}}{\mathbf{2}}+\frac{\boldsymbol{a}-\boldsymbol{a_0}}{\mathbf{2}}\cdot X_i\right)\right)+\mathbf{I2}$

end do:

Eq.1 = $(\boldsymbol{K_1}=\boldsymbol{I}\mathbf{1})$

Eq.2 = $(\boldsymbol{K_2}=\boldsymbol{I}\mathbf{2})$

$\boldsymbol{Solve}(\boldsymbol{Eq}.\mathbf{1}=\boldsymbol{Eq}.\mathbf{2},\{\boldsymbol{M_1},\boldsymbol{M_3}\}\ )$

M_1 = -3.5273
M_2 = 3
M_3 = 173.0321

ANNEXE F - TABLEAU DES RÉSULTATS DE *J* EN FONCTION DE A/W POUR L'ÉPROUVETTE CT-MONOBLOC

a/W	a^* [mm]	J $[\mathrm{N} * \mathrm{mm}/\mathrm{mm}^2]$	K $[\mathrm{MPa}\sqrt{\mathrm{m}}]$
0.46	1.66	0.108	4.870
0.47	2.51	0.165	6.021
0.49	4.21	0.266	7.648
0.51	5.91	0.355	8.827
0.53	7.62	0.428	9.702
0.55	9.32	0.491	10.386
0.57	11.02	0.545	10.949
0.59	12.73	0.595	11.435
0.61	14.43	0.642	11.873
0.63	16.13	0.686	12.282
0.65	17.84	0.731	12.673
0.67	19.54	0.775	13.051
0.69	21.24	0.820	13.421
0.71	22.95	0.864	13.783
0.73	24.65	0.909	14.134
0.75	26.35	0.953	14.474
0.77	28.06	0.996	14.796
0.79	29.76	1.037	15.094
0.81	31.46	1.074	15.36
0.83	33.17	1.105	15.585
0.85	34.87	1.130	15.759
0.87	36.57	1.146	15.870
0.89	38.28	1.152	15.911