

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

Université des sciences et de la technologie  
Mohamed Boudiaf (Oran)  
Faculté : Génie Mécanique  
Département : Génie Maritime



**THÈSE**  
Présentée Par  
**Tahar Nateche**  
(Ing. Magister)

Pour l'obtention du grade de Docteur es-Science de l'Université  
des sciences et de la technologie Mohamed Boudiaf (Oran)

## **Réhabilitation et Renforcement des Canalisations sous pression en présence des défauts de surfaces**

### **Composition du jury**

<b>Président</b>	<b>Mr YUCEFI Abdelkader</b>	<b>Pr</b>	<b>USTOMB</b>
<b>Directeur de thèse</b>	<b>MrHADJMELIANI Mohamed</b>	<b>MCA</b>	<b>U.Chlef</b>
<b>Co-directeur</b>	<b>Mr TAMINE Tawfik</b>	<b>Pr</b>	<b>USTOMB</b>
<b>Examineur</b>	<b>Mr MANSOURI Bensmail</b>	<b>Pr</b>	<b>USTOMB</b>
<b>Examineur</b>	<b>Mr AID Abdelkrim</b>	<b>Pr</b>	<b>U.Mascara</b>
<b>Examineur</b>	<b>Mr HAMMADI Foudhil</b>	<b>Pr</b>	<b>U.Bechar</b>

## Résumé

L'objectif de cette étude est d'augmenter la durée de vie des structures en acier API 5L X52 comportant des défauts de surface. La méthode des éléments finis (FEM) est utilisée pour analyser le comportement d'un défaut sous forme d'entaille réparée par deux méthodes, un patch composite en boron/époxy et par la technique de perçage.

L'effet de la profondeur du défaut et la méthode de réparation sur la variation du facteur d'intensité de contrainte et la contrainte T à la pointe de l'entaille ont été mises en évidence. La méthode de différence de contrainte SDM est utilisée pour calculer la contrainte T et la méthode volumétrique proposée par Pluvinage est utilisée pour calculer les paramètres de rupture effectives  $K_{pc}$  et  $T_{eff}$ . Les résultats de la réparation ont montrés une chute considérable du facteur d'intensité de contrainte et le confinement T. Un soulagement important de la zone endommagée est remarqué pour les éprouvettes réparées par patch composite. La réparation des structures fissurées a pour conséquence d'augmenter la durée de vie ces structures. Cette augmentation est de l'ordre de 72% pour les éprouvettes renforcées par un patch composite et de 24% pour les éprouvettes réparées par la technique de perçage.

## Abstract

The objective of this study is to increase the life's of cracked steel structures API 5L X52 with surface defects. The finite element method (FEM) was used to analyse the behaviour of a repaired by two methods, a boron/epoxy bonded composite patch and stop-hole technique. The effects of defect depth and the method of repair on the variation of the stress intensity factor and the T-stress at the notch-tip were highlighted. Stress Difference Method (SDM) was used to calculate the T stress and the volumetric method proposed by Pluvinage in order to give the fracture parameters  $K_{pc}$  and  $T_{eff}$ . The obtained result shows a considerable decrease of the stress intensity factor and T Stress. A significant relaxation of damage area was noted for the composite patch repaired specimens. The repaired of cracked structures means to increase the life of these structures. This increase is about 72% for the structure reinforced by a composite patch and with 24% for the specimens repaired by the stop-hole method.

## خلاصة

الهدف من هذه الدراسة هو إجراء عملية إصلاح لتصدعات الهياكل المعدنية من الحديد API5LX52 بغرض رفع عمر استغلالها. تستعمل الطريقة الرقمية من اجل تحليل سلوك تشقق هيكل معدني قبل و بعد إصلاحه بواسطة اللواصق المركبة من نوع boron/epoxy وكذا تقنية الثقب. تأثير عمق التصدع و طريقة الإصلاح المستعملة على معامل شدة الإجهاد و الإجهاد T عند طرف الشق تم أخذها بعين الاعتبار. النتائج المحصل عليها أظهرت انخفاض معتبر لمعامل شدة الإجهاد و سرعة انتشار التصدع سواء في الاتجاه الطولي أو العرضي. إن صيانة الهياكل المعدنية المتشققة هي وسيلة مهمة لزيادة عمر استغلال هذه الهياكل. هذه الزيادة تقدر بـ 72% في حالة ما تم الإصلاح عن طريق اللواصق المركبة و 24 % عند الإصلاح باستعمال تقنية الثقب.

## Table des Matières

Dédicaces

Remerciements

Liste des Figures

Liste des Tableaux

<b>Introduction Générale</b> .....	1
<b>Chapitre I : Généralités sur la mécanique de la rupture et fissuration</b> .....	<b>4</b>
I. 1 Notions de la mécanique de la rupture.....	4
I. 2 Mécanique linéaire, et non-linéaire de la rupture.....	5
I. 3 Critères de rupture et de propagation.....	8
I.3. 1 Approches globales à un seul paramètre.....	8
I.3.1. 1 Approche énergétique.....	9
I.3.1. 2 Approche par facteur d'intensité de contraintes.....	9
I.3.1.2. 1 Mécanismes et modes de rupture.....	9
I.3.1.2. 2 Facteur de concentration de contraintes.....	11
I.3.1.2. 3 Distribution des contraintes élastiques en fond d'entaille.....	14
I.3.1.2. 4 Approche par la méthode volumétrique.....	15
I.3. 2 Approches globales à deux paramètres : Approche K-T.....	18
I.3. 3 Méthodes de détermination de la Contrainte T.....	22
I.3.3. 1 Méthode de la différence des contraintes (SDM).....	22
I.3.3. 2 Méthode d'extrapolation.....	23
I.3. 4 Évolutions de la contrainte T .....	24
I.3.4. 1 Influence de T sur la taille de la zone plastifiée.....	24
I.3.4. 2 Influence de T sur le chemin de propagation.....	25
I.3.4. 3 Influence de T sur la vitesse de propagation.....	26
I. 4 Diagramme intégrité rupture (D.I.R.).....	26
I. 5 Conclusion.....	29
<b>Chapitre II : Techniques et méthodes de réparation des structures métalliques...</b>	<b>34</b>
II. 1 Introduction.....	34
II. 2 Pipelines comme moyen de transport.....	35
II. 3 Endommagements des pipelines durant l'exploitation exploitation.....	35
II.3. 1 Introduction.....	35
II.3. 2 Fissure.....	36
II.3. 3 Éraflure.....	37
II.3. 4 Enfoncement.....	37
II.3. 5 Endommagement combiné (éraflure+ enfoncement).....	38
II.3. 6 Phénomène de la corrosion .....	38
II.3. 7 Statistiques sur les causes d'accidents.....	40
II. 4 Prévention contre les endommagements des pipelines.....	41
II.4. 1 Les essais hydrostatiques.....	42
II.4. 2 Outil intelligent.....	42

II.4. 3 La radiographie.....	43
II.4. 4 Contrôle par ultrasons.....	44
II. 5 Méthodes de réparations (réhabilitations) des pipelines.....	44
II.5. 1 Ré-enrobage.....	45
II.5. 3 Coupe et remplacement après vidange et inertage.....	45
II. 6 Réparation des structures par patch en composite.....	46
II.6. 1 Conception de système de réparation en matériau composite.....	48
II.6. 2 Performance des matériaux composites à long terme.....	49
II.6. 3 Système de réparation hors circuit de pipeline en matériau composite en carbone.....	50
II. 7 Autres Méthodes de réparations des structures métalliques.....	52
II.7. 1 Méthode de meulage.....	52
II.7. 2 Méthodes de perçages.....	53
II.7. 3 Les paramètres influençant l'amorçage de la fissure.....	54
II. 8 Conclusion.....	61
<b>Chapitre III : Simulation et Méthodes Numériques.....</b>	<b>66</b>
III. 1 Introduction.....	66
III. 2 Présentation du code de calcul Abaqus/CAE™.....	66
III.2. 1 Code de calcul Abaqus/CAE™.....	66
III.2. 3 Système d'unités dans le code de calcul Abaqus.....	68
III. 3 Simulation.....	68
III.3. 1 Géométrie étudiée.....	68
III.3. 2 Les conditions aux limites et les caractéristiques mécaniques du matériau utilisé.....	69
III. 4 Effet du maillage.....	71
III.4. 1 Effet du type d'élément utilisé.....	71
III.4. 2 Effet de la taille de l'élément utilisé.....	73
III. 4 Réparation des structures métalliques.....	75
III.4. 1 Réparation par perçage.....	75
III.4. 2 Réparation par patch composite.....	77
III.4.2. 1 Configurations étudiées.....	77
III.4.2. 2 Effet de l'orientation des fibres du matériau composite.....	79
III.4.2. 3 Effet de l'épaisseur du patch et de la colle.....	80
III. 5 Conclusion .....	81
<b>Chapitre IV : Résultats et Interprétations.....</b>	<b>84</b>
IV. 1 Introduction.....	84
IV. 2 Réparation par patch composite.....	84
IV.2. 1 Évolution des contraintes pour les différents cas étudiés.....	85
IV.2. 2 Calcul du facteur d'intensité de contrainte d'entaille et de la contrainte $T_{ef}$ par l'approche volumétrique.....	90
IV.2. 3 Influence de la réparation par patch composite sur le facteur d'intensité de contrainte d'entaille $K_p$ et sur la contrainte $T_{eff}$ .....	91
IV.2. 4 Courbe Maître (Failure Material Master Curve (FMMC)), $K_{pc} - T_{eff}$ .....	94

IV. 3 Réparation par perçage.....	96
IV.3. 1 Présentation de la méthode.....	96
IV.3. 2 Réparation par perçage (cas I).....	97
IV.3.2. 1 Influence de l'angle $\theta$ sur l'évolution de la contrainte $\sigma_{yy}$ et $T_{xx}$ .....	97
IV.3.2. 2 Influence du diamètre $\phi$ sur l'évolution de la contrainte $\sigma_{yy}$ et $T_{xx}$ .....	99
IV.3.2. 3 Influence de la distance $r$ sur l'évolution de la contrainte $\sigma_{yy}$ et $T_{xx}$ .....	100
IV.3. 3 Réparation par perçage (deux trous).....	101
IV.3.3. 1 Distribution de la contrainte $\sigma_{xx}$ et d'ouverture $\sigma_{yy}$ dans l'éprouvette CT.....	102
IV.3. 4 Comparaison entre les deux méthodes de réparation.....	104
IV.3. 5 Influence du perçage sur le facteur d'intensité de contrainte d'entaille critique $K_{pc}$ et la contrainte $T_{eff}$ .....	105
IV.3. 6 Réparation par perçage direct (cas III).....	106
IV.3.6. 1 Influence du rayon d'entaille $\rho$ sur l'évolution de la contrainte $\sigma_{yy}$ et $T_{xx}$ .....	106
IV.3.6. 2 Influence du perçage sur le facteur d'intensité de contrainte d'entaille critique $K_{pc}$ et sur la contrainte $T_{eff}$ .....	108
IV.3. 7 Courbe maîtresse (failure material master curve (FMMC)) $K_{pc}$ - $T_{eff}$ .....	109
IV. 4 Conclusion.....	111
<b>Conclusion Générale.....</b>	<b>114</b>

*A mes parents*  
*A ma petite famille*  
*A mes frères et sœurs*

## **Remerciements**

Mes premières pensées vont à mon ex-encadreur Abidat Miloud que celles et ceux qui l'ont connue, estimé, aimé et apprécié d'avoir une pieuse pensée en sa mémoire. Que Dieu l'accueille dans Son Grand Paradis INCHA'ALLAH.

Le travail réalisé pendant cette thèse ne serait pas le même sans un certains nombres de personnes que je souhaite remercier.

Ma profonde gratitude s'adresse à mon directeur de thèse, M. Hadj Meliani Mohamed, pour la confiance qu'il m'a accordée et l'appui qu'il a témoigné à mon travail

Je tiens également à remercier mon co-directeur M. Tamine Tawfik pour ses précieux conseils ainsi que sa disponibilité.

Je remercie très sincèrement Monsieur Youcefi Mohamed qui a accepté de présider mon jury de thèse.

Je tiens à exprimer ma profonde gratitude à tous les membres de jury, pour l'honneur qu'ils me font d'accepter l'examen de ce manuscrit.

Mes remerciements vont enfin à tous ceux ou celles qui ont participé de près ou de loin à la réussite de ce travail, mes amis et collègues ainsi que tous les enseignants du département de Génie Maritime.

## **LISTE DES FIGURES**



<b>Chapitre I : Généralités sur la mécanique de la rupture et fissuration.....</b>	<b>4</b>
Figure I.1 : Exemple de rupture fragile [6].....	5
Figure I.2 : Exemple de rupture ductile [6].....	6
Figure I.3 : Zone délimitant le voisinage d'une pointe de fissure.....	7
Figure I.4 : Champ de Contraintes au voisinage de l'extrémité d'une fissure selon [1]...	10
Figure I.5 : Différents modes élémentaires de fissuration.....	11
Figure I.6 : Différents paramètres géométriques définissant une entaille simple selon [8] et [9]	13
Figure I.7 : Définition de la contrainte globale, maximale et nominale [13].....	13
Figure I.8 : Diagramme bi-logarithmique de la distribution des contraintes le long du ligament et le gradient de contraintes relative [34].....	16
Figure I.9 : Champ de Contraintes contenant le terme T au voisinage de l'extrémité d'une fissure [36]	19
Figure I.10 : Conditions limites pour le modèle circulaire.....	20
Figure I.11 : Répartition des contraintes pour le modèle circulaire à l'extrémité de la fissure ( $\theta = 0$ ) selon [37]	21
Figure I.12 : Exemple d'évolution des contraintes le long du ligament, pour un rapport $a/t=0.2$ .....	22
Figure I.13 : Régression linéaire par élément finis pour déterminer : (a) le Facteur d'Intensité de Contraintes $K_I$ , (b) la contrainte T avec la méthode de différence de contraintes modifiée [47].....	24
Figure I.14 : Influence de la contrainte T sur la taille de la zone plastique [48].....	25
Figure I.15 : Schémas montrant l'influence de la contrainte T sur le trajet de fissuration	26
Figure I.16 : Définition du facteur de sécurité dans un diagramme intégrité rupture.....	28
<b>Chapitre II : Techniques et méthodes de réparation des structures métalliques</b>	<b>34</b>
Figure II.1 : Fissure dans des joints soudés [9].....	36
Figure II.2 : Exemple de pipeline contenant une entaille [10].....	37
Figure II.3 : Un pipeline enfoncé [9].....	38
Figure II.4 : agressions corrosives sur la paroi externe d'une canalisation métallique [14].....	39
Figure II.5 : Dispositif de la protection cathodique des canalisations.....	39
Figure II.6 : Causes de ruptures de pipelines en cours d'exploitation enregistrées par les membres de l'ACPRE [16].....	41
Figure II.7 : Piston instrumenté basé sur le principe de perte de flux magnétique [17]...	43
Figure II.8 : (a) réparation de surface pour réfection enrobage, fuite de benthalha (Oran, Algérie), (b) réfection enrobage.....	45
Figure II.9 : Changement du tronçon endommagé d'une canalisation, (a) découpage, (b) ré-soudage.....	46
Figure II.10 : (a) Installation de la moitié de la coquille du composite en carbone, (b) réparation finale en composite.....	48
Figure II.11 : Processus de réparation de la pipe. (a)- l'application de l'adhésif. (b)- l'emballage du défaut avec le tissu en carbone et ahdésif.....	51
Figure II.12 : Méthode de meulage, (a) défaut de fissure, (b) réparation par meulage, (c) structure après réparation.....	52
Figure I.13 : perçage au fond de la fissure.....	53
Figure II.14 : Dimensions géométrique de la fissure et trou de réparation.....	54
Figure II.15 : Configuration de l'éprouvette réparée par perçage [30].....	55
Figure II.16 : Influence du diamètre du trou de réparation sur la réduction du facteur de	

concentration de contrainte selon [30].....	55
Figure II.17 : Différentes positions de perçage des trous [43].....	56
Figure II.18 : Évolution de l'effort de rupture $P_{cr}$ pour différentes profondeurs de défauts $a/W$ avec un trou de diamètre $\phi=6$ mm [43].....	57
Figure II.19 : Évolution de $K_c$ pour différentes profondeurs de défauts $a/W$ avec un trou de diamètre $\phi=6$ mm [43].....	57
Figure II.20 : Position des trous de réparation dans l'éprouvette fissurée selon [35].....	58
Figure II.21 : Évolution du facteur d'intensité de contrainte en fonction de la position horizontale et verticale en mode I [35].....	59
Figure II.22 : Évolution des contraintes maximales en fonction du nombre de trous réservés pour la réparation selon [45].....	60
<b>Chapitre III : Simulation et Méthodes Numériques.....</b>	<b>66</b>
Figure III.1 : Étapes à suivre pour la programmation [6].....	67
Figure III.2 : Géométrie et dimensions de l'éprouvette étudiée.....	69
Figure III.3 : Application des conditions aux limites et chargement.....	70
Figure III.4 : Type d'élément utilisé pour la génération du maillage, A éléments Hexaèdres, B éléments Tétraèdre.....	72
Figure III.5 : Influence du type d'élément de maillage sur l'évolution de la contrainte $\sigma_{yy}$ le long du ligament.....	72
Figure III.6 : Comparaison entre les valeurs de la contrainte d'ouverture $\sigma_{yy}$ en fond d'entaille en fonction du nombre d'éléments générés pour le maillage.....	73
Figure III.7 : Représentation du maillage proche de la pointe de l'entaille.....	74
Figure III.8 : Choix du maillage à la pointe d'entaille, $a/W=0.3$ .....	74
Figure III.9 : Influence du raffinement du maillage sur la valeur de la contrainte $\sigma_{yy}$ au fond d'entaille.....	75
Figure III.10 : Éprouvette CT percée à une distance $r$ de l'entaille et avec un diamètre $\phi$ pour le trou percé. cas I un seul trou ; cas II deux trous, cas III un trou sur l'entaille.....	76
Figure III.11 : Représentation du maillage par éléments finis des éprouvette CT réparées par la technique de perçage.....	76
Figure III.12 : Configuration de l'éprouvette CT renforcée par un patch composite... ..	77
Figure III.13 : Effet du choix du renfort composite sur la réduction du facteur de concentration de contrainte .....	79
Figure III.14 : Configuration de l'orientation des fibres du patch composite avec le défaut.....	79
Figure III.15 : Effet de l'orientation des fibres du patch sur la réduction du facteur de concentration de contrainte $k_t$ .....	80
Figure III.16 : Effet de l'épaisseur du patch et de la colle sur la réduction de la contrainte d'ouverture $\sigma_{yy}$ .....	81
<b>Chapitre IV : Résultats et Interprétations.....</b>	<b>84</b>
Figure IV.1 : configuration de l'éprouvette CT avec et sans réparation par patch en matériaux composite.....	84
Figure IV.2 : Contraintes $\sigma_{yy}$ d'une demi-éprouvette CT, avec $a/W=0.4$ .....	85
Figure IV.3 : Contraintes longitudinale $\sigma_{xx}$ sur d'une demi-éprouvette CT, avec $a/W=0.4$ .....	86
Figure IV.4 : Contraintes appliquées au voisinage de l'entaille, $a/W=0.5$ .....	86
Figure IV.5 : Distribution de la contrainte T le long du ligament (Cas I).....	87
Figure IV.6 : Contraintes $\sigma_{yy}$ d'une demi-éprouvette réparée par patch.....	88
Figure IV.7 : Distribution de la contrainte T le long du ligament pour les éprouvettes réparées.....	89

Figure IV.8 : (a) effet de la réparation des éprouvettes CT sur la contrainte T, (b) détail de (a).....	89
Figure IV.9 : Diagramme bi-logarithmique de la distribution de la contrainte et du gradient des contraintes en fond d'entaille.....	90
Figure IV.10 : Détermination de la contrainte effective et la distance effective pour une éprouvette CT avec $a/W=0.5$ .....	91
Figure IV.11 : Évolution de la contrainte effective $T_{eff}$ et le facteur d'intensité de contrainte $K_{pc}$ en fonction de la profondeur des entailles.....	92
Figure IV.12 : (a) Évolution du facteur d'intensité de contrainte en fonction de la contrainte $T_{eff}$ pour différents rapports $a/W$ , (b) Représentation schématique de la courbe ( $K_{pc} - T_{eff}$ ).....	94
Figure IV.13 : Indice de Réparation par Patch (PRI) dans un Diagramme Intégrité Rupture (Fracture-Constraint Diagram, FCD).....	95
Figure IV.14 : Éprouvettes CT réparées par la méthode du trou. Cas I un seul trou; Cas II deux trous, Cas III un trou sur l'entaille.....	96
Figure IV.15 : (a) Influence de l'angle $\theta$ sur l'évolution de la contrainte $\sigma_{xx}$ le long du ligament pour différents éprouvettes CT perçes, (b) détail de (a).....	97
Figure IV.16 : Influence de l'angle $\theta$ sur l'évolution de la contrainte $\sigma_{yy}$ et $T_{xx}$ le long du ligament pour différents éprouvettes CT perçes.....	97
Figure IV.17 : Exemple de calcul l'angle optimale d'orientation de l'ouverture pour une éprouvettes CT, $a/W=0.2$ .....	98
Figure IV.18 : Influence de du diamètre $\phi$ sur l'évolution de la contrainte $T_{xx}$ le long du ligament pour différents éprouvettes CT perçes.....	99
Figure IV.19 : Influence du diamètre $\phi$ sur l'évolution de la contrainte $\sigma_{yy}$ le long du ligament pour différents éprouvettes CT perçes.....	100
Figure IV.20 : Influence de la distance (r) sur l'évolution de la contrainte $T_{xx}$ .....	101
Figure IV.21 : Influence de la distance (r) sur l'évolution de la contrainte $\sigma_{yy}$ .....	101
Figure IV.22 : Distribution de la contrainte $\sigma_{xx}$ dans l'éprouvette CT, $a/W=0.4$ , (a) éprouvette sans réparation, (b) éprouvette réparée.....	102
Figure IV.23 : Distribution de la contrainte d'ouverture $\sigma_{yy}$ dans l'éprouvette CT, $a/W=0.4$ , (a) éprouvette sans réparation, (b) éprouvette réparée.....	103
Figure IV.24 : Effet de la réparation sur l'évolution de la contrainte $\sigma_{yy}$ le long du ligament pour différents éprouvettes CT perçes.....	104
Figure IV.25 : Effet de la réparation sur l'évolution de la contrainte $T_{xx}$ le long du ligament.....	104
Figure IV.26 : Évolution du facteur d'intensité de contrainte $K_{pc}$ et la contrainte $T_{eff}$ en fonction de la profondeur des défauts $a/W$ .....	105
Figure IV.27 : Influence du rayon d'entaille $\rho$ sur l'évolution de la contrainte $\sigma_{yy}$ et $T_{xx}$ .....	107
Figure IV.28 : Effet de la profondeur du défaut des éprouvettes réparées sur l'évolution de la contrainte $T_{xx}$ le long du ligament.....	107
Figure IV.29 : Évolution du facteur d'intensité de contrainte $K_{pc}$ et la contrainte $T_{eff}$ en fonction de la profondeur des défauts $a/W$ .....	108
Figure IV.30 : Évolution du facteur d'intensité de contrainte en fonction de la contrainte $T_{eff}$ pour différents rapports $a/W$ .....	109
Figure IV.31 : Indice de Réparation par perçage (DRI) dans un Diagramme Intégrité Rupture (FCD).....	110

# **LISTE DES TABLEAUX**

## Liste des Tableaux

---

<b>Chapitre I : Généralités sur la mécanique de la rupture et fissuration</b> .....	4
Tableau I.1 : Répartition des contraintes élastiques en fond d'entaille.....	34
<b>Chapitre II : Techniques et méthodes de réparation des structures métalliques</b> .....	34
<b>Chapitre III : Simulation et Méthodes Numériques</b> .....	66
Tableau III.1 : Système d'unités pour la programmation [6].....	68
Tableau III.2 : Charge de rupture en fonction de la profondeur d'entaille a/W pour les éprouvettes CT [7] .....	70
Tableau III.3 : Caractéristiques mécaniques de l'acier API 5L X52.....	71
Tableau III.4 : type d'élément utilisé pour la génération du maillage.....	71
Tableau III.5 : Comparaison entre les deux types d'éléments de maillages.....	73
Tableau III.6 : Propriétés mécaniques des patches composites [8-9].....	78
<b>Chapitre IV : Résultats et Interprétations</b> .....	84
Tableau IV.1 : Regroupements des paramètres de rupture pour les éprouvettes CT avant et après la réparation par patch composite.....	93
Tableau IV.2 : valeurs de PRI en fonction de la profondeur du défaut a/W.....	95
Tableau IV.3 : Récapitulatif de la contrainte d'ouverture au fond d'entaille $\sigma_{yy}$ en mode I, pour différents angles d'orientations des trous percés.....	98
Tableau IV.4: les angles optimaux d'orientation des ouvertures dans les éprouvettes CT	99
Tableau IV.5 : Regroupements des paramètres de rupture pour les éprouvettes CT avec réparation (Cas I) .....	106
Tableau IV.6 : Regroupements des paramètres de rupture pour les éprouvettes CT avec réparation (Cas II).....	106
Tableau IV.7 : Regroupements des paramètres de rupture pour les éprouvettes CT avec réparation (Cas III) .....	108
Tableau IV.8: valeurs de l'indice DRI en fonction de la profondeur du défaut a/W.....	110

## **Introduction Générale**

### Introduction Générale

Les demandes énergétiques mondiales ne cessent de s'accroître, avec le développement très rapide de l'économie mondial. Le transport du pétrole et du gaz avec canalisation reste le moyen le plus économique et le plus sûr pour les sociétés de transport d'hydrocarbures. Pour augmenter la rentabilité d'un gazoduc, il est nécessaire d'élever le débit de ces structures tout en augmentant la pression de service et des diamètres des canalisations. Ainsi, l'augmentation de la résistance des conduites devient une nécessité et ces caractéristiques mécaniques et chimiques doivent être améliorées.

Les réseaux gazoducs sont composés d'une dizaine de nuances différentes (Grade A, Grade B, X42, X46, X52, X56, X60, X65, X70, X80, ..., X120) [1], tout en sachant que le Grade B, X52 et le X60 représentent environ 70% de la diversité de ces réseaux. Mais, ces canalisations sont souvent l'objet d'agressions de diverses sortes. Des études récentes faites par [2], montre que plus de 50% des ruptures sont causées par des agressions extérieures.

Durant de nombreuses années, les seules solutions possibles pour les canalisations endommagées étaient de les remplacer par d'autres ou de leur souder une nouvelle section. Ces procédures imposent généralement des arrêts de production. De plus, le travail à chaud impose lors du remplacement un interdit son utilisation dans les zones dangereuses.

Enfin, les problèmes métallurgiques causés par la soudure ajoutent des inconvénients à cette solution compliquée et coûteuse. Afin d'éviter le remplacement de la structure endommagée, pour des raisons économiques et techniques, Une solution plus récente consiste à coller un patch composite sur la zone endommagée à l'aide d'une couche d'adhésif [3-5].

L'objectif principal de cette thèse est de comprendre les phénomènes physiques de rupture, lors de sollicitations en service ou accidentelle des matériaux et des structures métalliques. On choisit de débiter les études par des éprouvettes normalisées (CT) [6]. On montre l'efficacité du renforcement de ces structures par un patch composite ou par une modification géométrique du défaut pour réduire l'intensité de contrainte en tête d'entaille. La technique utilisée est de mesurer les contraintes principales autour de l'entaille, d'évaluer la contrainte  $T$  et de déterminer le facteur d'intensité de contraintes (FIC) en mode I.

La comparaison des résultats obtenus avec réparation des éprouvettes normalisées CT et sans réparation est mise en évidence.

## Introduction Générale

---

La rupture d'une éprouvette par un essai de traction est simulée en 3D par le code de calcul aux éléments finis Abaqus/CAE™. Ce logiciel est un système complet et puissant basé sur la méthode des éléments finis permettant de résoudre des problèmes dans de nombreux domaines de l'industrie et de la recherche.

Le premier chapitre présente un état de l'art sur la mécanique linéaire de la rupture d'un point de vue théorique et numérique. Il y est rappelé les différentes propriétés caractérisant l'état mécanique au voisinage de la pointe de fissure où entaille en termes de facteurs d'intensité de contrainte et de taux de restitution d'énergie. L'utilisation de l'approche globale à deux paramètres ( $K_{eff}$  -  $T_{eff}$ ) dans l'analyse de mécanique linéaire élastique de la rupture est de plus en plus reconnue pour des évaluations de rupture dans des application d'ingénierie.

En chapitre 2, sont présentés, les principaux défauts précurseurs à la rupture des canalisations et les outils associés pour évaluer et contrôler chaque défaut. Les différentes procédures de réparation des pipelines et les structures métalliques sont ensuite décrits dans ce chapitre.

Le chapitre 3 traite la modélisation élastique de la structure par simulation numérique basée sur la méthode des éléments finis. Une présentation du code de calcul Abaqus/CAE réservée pour le calcul tridimensionnel est détaillée. Par la suite, une analyse de l'effet du maillage sur la qualité du calcul est expliquée. Une comparaison entre les différents types de maillages est étudiée.

Dans le chapitre 4, nous analyserons la contrainte au fond du défaut pour déterminer la contrainte effective et le facteur d'intensité de contraintes effectif en mode I par la méthode volumétriques. La simulation numérique est composée de deux parties : dans la première est présenté un calcul des paramètres de rupture pour une éprouvette normalisées CT portant un défaut d'entaille et réparée par un patch composite. Dans la deuxième partie la réparation se fait par la technique de modification géométrique sur le défaut. Une évaluation entre les deux techniques de réparation est analysée.

Enfin, Une conclusion générale récapitule les résultats de l'étude.



### References

- [1] 6<sup>th</sup> Report of the European Gas Pipeline Incident Data Group, 1970-2004, (2005).
- [2] 7<sup>th</sup> Report of European Gas Pipeline Incident Data Group, 1970–2007, Gas pipeline Incidents, 1–33 – <http://www.EGIG.nl>, December 2008.
- [3] Chow WT, Atluri SN., Composite patch repairs of metal structures: adhesive nonlinearity, thermal cycling, and debonding. *AIAA J.* 35(9): 1528–1535, 1997.
- [4] Jones R. Chiu WK., (1999) Composite repairs to crack in metallic components. *Comp. Struct.* ;62 :431-43.
- [5] Pablo Gabriel Fazzini, José Luis Otegui. Influence of old rectangular repair patches on the burst pressure of a gas pipeline. *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 83 (2006) 27–34.
- [6] Hadj Meliani M, Azari Z, Pluvinage G, Matvienko YuG. The effective T-stress estimation and crack paths emanating from U-notches. *Eng Fracture Mech* 2010;77(11):1682–92.

## **Chapitre I**

### **Généralités sur la mécanique de la rupture et fissuration**

## I. 1 Notions de la mécanique de la rupture

La mécanique de la rupture a été introduite par Griffith [1] vers 1920. L'objectif de la mécanique de la rupture est de caractériser le comportement à la fissuration des structures à l'aide de paramètres quantifiables au sens de l'ingénieur, notamment le champ de contraintes, la taille de la fissure et la résistance à la fissuration du matériau. Les premiers développements théoriques d'analyse des champs de déplacements, déformations et contraintes au voisinage d'une fissure ont été entrepris par Westergaard vers 1940. Une théorie de la rupture basée sur la stabilité de la fissure valable uniquement pour les matériaux fragiles, ne tenant pas compte de la dissipation de l'énergie due à la plastification. En 1948 Irwin proposa une modification de la théorie de Griffith en incluant justement dans le bilan énergétique, l'énergie due à la plastification, pour que l'approche de Griffith soit applicable aux matériaux ductiles.

En 1956, un groupe de chercheurs de la marine américaine, ont développé le concept du taux de restitution d'énergie à partir de la théorie de Griffith sous une forme facilement exploitable par les concepteurs de structures. En 1957, s'appuyant sur les travaux de Westergaard [2], Irwin [3] montra que les déplacements et les contraintes au voisinage de l'extrémité d'une fissure peuvent être décrits à l'aide d'un paramètre unique relié au taux de restitution d'énergie. Ce paramètre caractérise l'état de sollicitation dans la région dans laquelle la rupture se produit, il est appelé facteur d'intensité de contrainte (FIC).

La période s'étaler de 1960 à 1980 a vu une intensification des recherches sur la rupture avec deux écoles concurrentes. D'une part, les tenants de l'approche utilisant la mécanique linéaire de la rupture et d'autre part ceux qui s'intéressaient essentiellement à la plastification qui se développe à l'extrémité d'une fissure. Pour tenir compte de l'effet de cette plastification sur les champs de contraintes et de déplacements à l'extrémité d'une fissure, plusieurs auteurs comme Barenblatt [4] proposèrent ce qu'on appelle une correction de la zone plastique. La taille de la fissure est alors augmentée de cette zone plastique pour retrouver les champs de contraintes élastiques décrits par le FIC. Plus tard, Hutchinson en 1968, Rice et Rosengren (HRR) [5] développèrent un nouveau paramètre appelé intégrale J. Ce paramètre décrit parfaitement la répartition des contraintes dans les zones plastifiées (champ HRR).

## I. 2 Mécanique linéaire, et non-linéaire de la rupture

Dans un matériau homogène soumis à une contrainte uni-axiale, l'effort se transmet d'un atome à l'autre en suivant des lignes de force qui sont parallèles. Dans un matériau qui possède une fissure, les lignes de force doivent contourner cette fissure, ce qui conduit à une concentration de ces lignes au voisinage de la pointe de la fissure, d'où une concentration de la contrainte dans cette région, appelée tête ou pointe de fissure. On observe deux types de rupture principaux suivant les mécanismes mis en jeu : une rupture fragile contrôlée par une contrainte normale, et une rupture ductile, précédée de déformations plastiques et contrôlée par les contraintes de cisaillement.

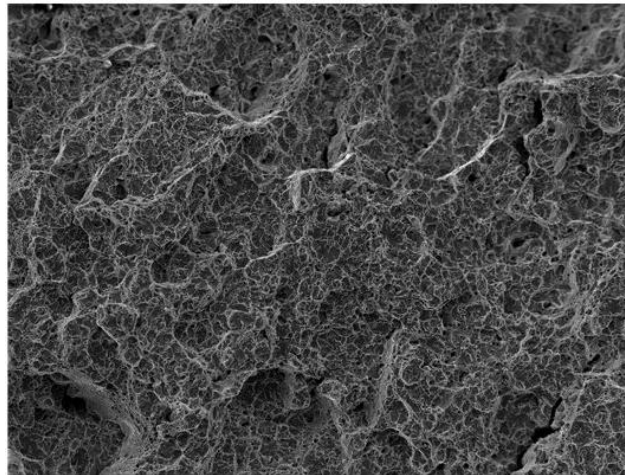


Figure I.1 : Exemple de rupture fragile [6]

Pour ces types de rupture, les déformations à rupture, l'énergie de rupture, les faciès de rupture sont différents.

De même, les sollicitations extérieures imposées auront une influence sur le mode de rupture.

- **Rupture fragile**, c'est une rupture contrôlée par la contrainte normale ou contrainte de clivage ; elle se produit sans déformation plastique (mécanique linéaire de la rupture) : les ruptures sont transgranulaires (rupture dans un grain cohérent suivant des plans cristallographiques bien définis) ; on observe des ruptures brillantes avec des facettes.

- **Rupture ductile**, la rupture ductile est précédée d'une déformation plastique importante

(mécanique non linéaire de la rupture). L'aspect est granuleux, on observe souvent des cupules liés à une décohésion autour des inclusions. Dans ce cas, suivant l'étendue de la zone plastique en pointe de fissure, on différencie le cas de la plasticité confinée, de celle de la plasticité étendue.

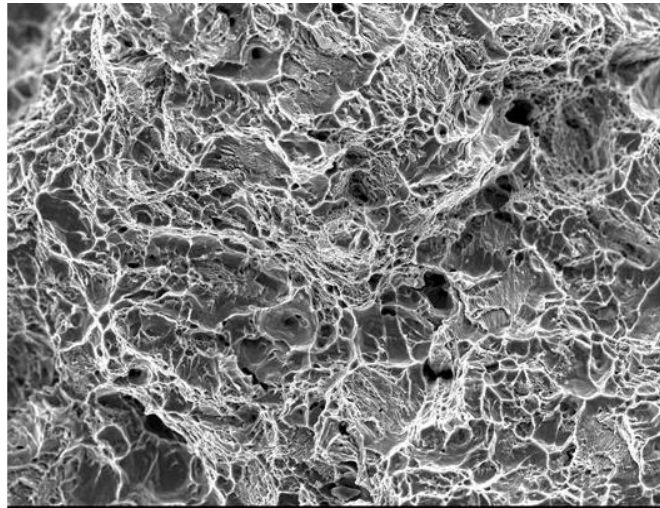


Figure I.2 : Exemple de rupture ductile [6]

D'un point de vue mécanique, on peut distinguer schématiquement, dans un milieu fissuré, trois zones successives (figure I.3).

**La zone d'élaboration 1** : elle se trouve à la pointe de fissure et dans le sillage laissé par la fissure au cours de sa propagation. L'étude de cette zone est très complexe à cause des contraintes importantes qui ont fortement endommagé le matériau. Elle est discontinue au sens de la mécanique des solides. La théorie classique de la mécanique de la rupture réduit cette zone à un point pour les problèmes plans et à une courbe pour les problèmes tridimensionnels.

**La zone singulière 2** : dans laquelle les champs de déplacements, déformations et contraintes sont continus et possèdent une formulation indépendante de la géométrie lointaine de la structure. On démontre que dans cette zone, les composantes du champ de contraintes sont infinies au voisinage du front de fissure ( $r \rightarrow 0$ ).

Plus exactement, la singularité est en  $(1/\sqrt{r})$  en milieu élastique linéaire. Le matériau ayant une limite élastique, il existe un rayon  $r_p$  autour de la pointe de fissure qui détermine la forme

de la zone plastique. En fonction de la valeur de  $r_p$ , on dira que la rupture est fragile pour  $r_p$  petit et qu'elle est ductile pour  $r_p$  grand. Cette distinction sur la base du paramètre  $r_p$  est très importante car elle conditionne la validité de la théorie utilisée :

-La Mécanique Linéaire de la Rupture pour les ruptures fragiles

-La Mécanique Non Linéaire de la Rupture dans le cas de zone plastique non négligeable (rupture ductile)

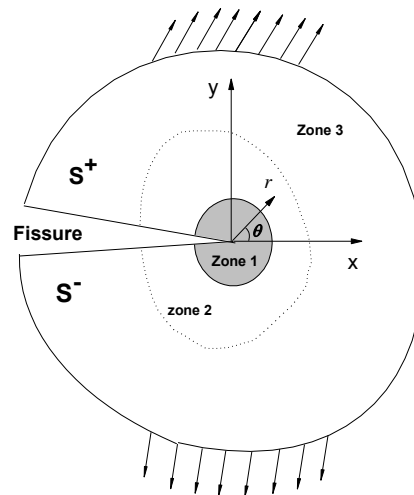


Figure I.3 : Zone délimitant le voisinage d'une pointe de fissure

**La zone des champs lointains :** comprenant les champs lointains se raccordant d'une part, à la zone singulière, et d'autre part aux conditions aux limites en charges et en déplacements. Dans cette zone, les champs de déplacements, déformations et contraintes varient peu et peuvent être approximés par des polynômes communément utilisés dans la méthode des éléments finis.

Diverses méthodes d'analyse permettent d'étudier les champs de déplacements, déformations et contraintes au voisinage d'une fissure. On regroupe l'ensemble de ces méthodes sous deux types d'approches :

\* Approches directes : fondées sur l'utilisation des fonctions d'Airy ; ces approches résolvent des problèmes plans et font appel à la recherche de fonctions analytiques. Dans notre étude, nous avons utilisé le développement de Williams qui est basé sur ce type d'approches.

\* Approches énergétiques : basées sur l'analyse énergétique du milieu continu contenant une fissure. Il s'agit d'un bilan énergétique global intégrant le taux de restitution d'énergie dû à un accroissement virtuel de la fissure.

### I. 3 Critères de rupture et de propagation

Le calcul à la rupture est une méthode ancienne qui est associée à un coefficient de sécurité. Il s'appuie sur la connaissance de la géométrie de la structure et des caractéristiques mécaniques du matériau utilisé pour sa fabrication. La mécanique de la rupture est une approche qui considère l'état de contraintes près d'une fissure ou d'un défaut géométrique. Elle permet de prévoir, en fonction des dimensions d'une fissure, de l'état de chargement, des caractéristiques du matériau et notamment de la ténacité, le chemin de propagation de cette dernière et la condition de rupture associée.

#### I.3. 1 Approches globales à un seul paramètre

La mécanique de la rupture s'avère un domaine approprié pour calculer les tailles critiques des fissures, la pression d'essai et la pression maximale de service du pipeline et comprendre ainsi le mode de ruine. La tâche n'est pas simple ; les fissures conduisent, en théorie, à une singularité mathématique (les contraintes et les déformations croissent à l'infini à l'approche du front de fissure). Griffith [1] est le premier à mettre en évidence un terme caractérisant le chargement et le critère associé : lorsque la fissure est chargée, le champ de contraintes en pointe de fissure est proportionnel à un scalaire dit facteur d'intensité de contraintes, noté  $K_I$ . Pour un matériau fragile, si le chargement croît,  $K_I$  reste proportionnel au chargement et la propagation apparaît lorsqu'il atteint une valeur critique, caractéristique du matériau notée  $K_{Ic}$ . Cette découverte constitue un des fondements de la mécanique de la rupture. Depuis, d'autres mécanismes de propagation de la fissure, pour d'autres comportements (élastoplastique, viscoplastiques) ont été analysés avec plus ou moins de succès. Pourtant, même pour ces chargements ou comportements complexes,  $K_I$  reste omniprésent dans les analyses, principalement la caractérisation du chargement de fissure. Nous citons les exemples d'applications suivants :

- (i) pour les matériaux fragiles,  $K_{Ic}$  est toujours le critère le plus efficace utilisé pour estimer la propagation de la fissure. Ces matériaux ont un comportement quasi-linéaire, ce qui correspond aux définitions de Griffith [1].
- (ii) pour les matériaux ductiles pouvant admettre des déformations plastiques, différents types de critères existent. Le plus utilisé pour les risques d'amorçages, est l'équivalent du  $K_{Ic}$ , le

terme énergétique  $J_{Ic}$ . L'intérêt est que  $J$  caractérise l'énergie en pointe de fissure et que des modèles analytiques estiment  $J$  à partir de  $K_I$  et de la courbe de traction du matériau.

### I.3.1. 1 Approche énergétique

Griffith [1] construit un modèle de fissuration qui tient en deux hypothèses :

- A chaque fissure est associée une énergie de surface qui est proportionnelle à l'aire créée.
- Le critère de propagation de fissure est basé sur un bilan d'énergie : une fissure se propage si l'énergie que restituerait le milieu lors d'un accroissement virtuel infinitésimal de la fissure compense l'énergie de surface que nécessiterait sa création et qu'au contraire la fissure ne se propage pas si cette restitution n'est pas suffisante.

De façon générale, le taux de restitution d'énergie  $G$  est défini par [1] comme la variation de l'énergie potentielle  $P$  stockée dans la structure lors de l'augmentation de la surface libre correspondant à l'extension de la fissure :

$$G = \lim \frac{\Delta \Pi}{\Delta a} = \frac{\partial \Pi}{\partial a} \quad (\text{I.1})$$

Avec :  $\Pi = U - F$  l'énergie potentielle,  $F$  le travail des forces extérieures et  $U$  l'énergie de déformation élastique du solide.

### I.3.1. 2 Approche par facteur d'intensité de contraintes

#### I.3.1.2. 1 Mécanismes et modes de rupture

Nous nous intéressons aux champs de déplacement et de contrainte au voisinage du front de fissure. Nous plaçons un repère dont l'origine se trouve sur un point  $O$  du front de fissure (figure I.4). À ce repère orthogonal, on associe également un système de coordonnées polaires  $(r, \theta)$ .



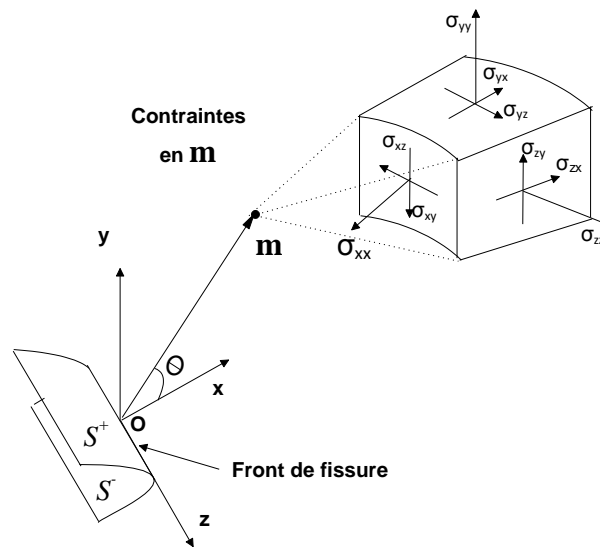


Figure I.4 : Champ de Contraintes au voisinage de l'extrémité d'une fissure selon [1]

Les contraintes et les déformations au voisinage d'une fissure admettent un développement asymptotique dont le terme singulier s'écrit :

$$\sigma_{ij} = \frac{K_{\alpha}}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}^{\alpha}(\theta) \tag{I.2}$$

$$\varepsilon_{ij} = \frac{K_{\alpha}}{\sqrt{2\pi r}} g_{ij}^{\alpha}(\theta) \quad \alpha = I, II, III \tag{I.3}$$

Avec :  $f_{ij}(\theta)$  fonction adimensionnelle et  $r, \theta$  les coordonnées polaires en fond de fissure

Localement, la rupture est caractérisée par la séparation irréversible d'un milieu continu ( $S$ ) en deux parties distinctes,  $S^+$  et  $S^-$ . Elle se produit selon l'un des trois modes élémentaires décrits ci-dessous.

**Mode I :** mode d'ouverture de la fissure, où les déplacements aux lèvres de la fissure sont perpendiculaires à la direction de propagation.

**Mode II :** mode de cisaillement dans le plan, où les déplacements aux lèvres de la fissure sont parallèles à la direction de propagation.

**Mode III** : mode de cisaillement hors du plan, où les déplacements aux lèvres de la fissure sont parallèles au fond de la fissure.

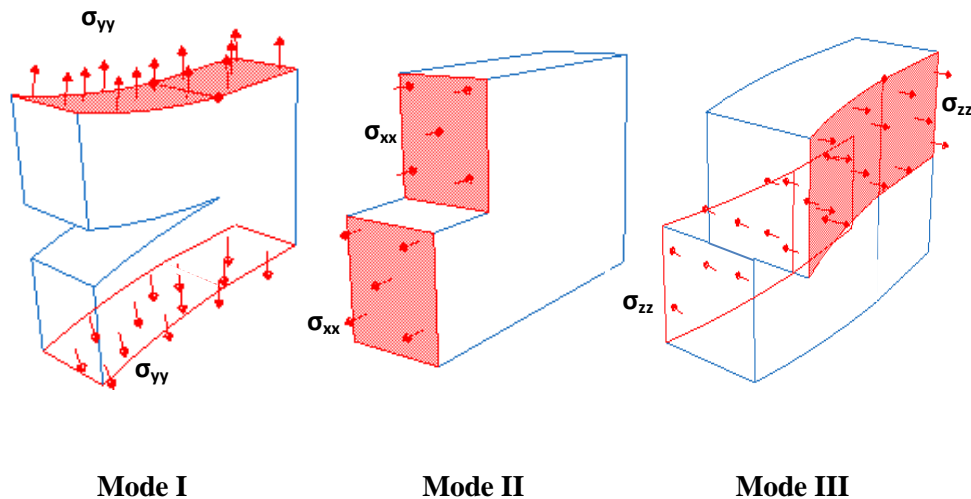


Figure I.5 : Différents modes élémentaires de fissuration

Le cas réel est une superposition de ces modes et on parle alors de mode mixte.

Les trois modes sont définis par symétrie. Le mode I est le plus dangereux pour l'extension d'une fissure ; cependant, une fois amorcée et pour des sollicitations mixtes ou des géométries complexes, la fissure a tendance à bifurquer et reste donc rarement rectiligne (en 2D) ou plane (en 3D).

### I.3.1.2. 2 Facteur de concentration de contraintes

Les paramètres de rupture ( $K$  ou  $J$ ) sont très sensibles à la présence de concentration de contraintes d'hétérogénéités, issues des formes de pièces ou de contraintes dues à la façon dont elles sont assemblées. Ces zones de concentrations sont des sites préférentiels d'amorçage. Pour étudier ce phénomène, des entailles artificielles sont créées sous différentes formes et tailles. L'angle d'entaille  $\varphi$  et le rayon  $\rho$  en fond d'entaille sont donnés en figure I.6. Le facteur de concentration de contrainte ( $K_t$ ) relie la contrainte nominale de chargement à la contrainte maximale que va subir l'extrémité à l'entaille. Ce facteur dépend uniquement des

dimensions géométriques relatives de l'entaille (plus le rapport  $a/\rho$  augmente et plus  $K_t$  augmente) et son expression analytique diffère selon le chargement [7].

Peterson [9] définit le facteur de concentration des contraintes  $K_t$  de deux manières : la première étant le rapport de la contrainte maximale  $\sigma_{max}$  (ou du cisaillement maximal  $\tau_{max}$ ) en fond d'entaille à la contrainte nominale  $\sigma_n$  (ou de cisaillement nominal  $\tau_n$ ) dans la section correspondante de la pièce entaillée. Dans le cas d'une plaque semi-infinie comportant des entailles en U et semi elliptiques (figure I.6), Baratta et Neal [8] ont procédé aux calculs des facteurs de concentration de contraintes  $K_t$  pour différents rapports  $a/\rho$ . Ces auteurs [8] regroupent les valeurs des rapports du facteur de concentration de contraintes correspond à l'entaille en U et celui de l'entaille semi elliptique obtenus par Bowie [9]. Pour le calcul, ces auteurs divisent la contrainte circonférentielle par la contrainte globale appliquée. Pour une plaque comportant un trou elliptique, Inglis [11] utilise la formule du facteur de concentration de contraintes suivante :

$$K_t = 1 + \sqrt{a/\rho} \quad (I.4)$$

Avec  $a$  profondeur de l'entaille et  $\rho$  rayon d'entaille. Cet auteur obtient des facteurs de concentration de contraintes identiques à ceux de Baratta [8] et Bowie [9]. Dans le cas d'une plaque de largeur finie et une entaille de bord en U, Isida [12] a proposé un facteur de correction permettant le passage du cas d'une plaque infinie à celui d'une plaque de largeur finie.

La forme générale du facteur de concentration de contraintes peut s'écrire selon [13] sous la forme :

$$K_t = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_g} \quad (I.5)$$

où,  $K_t$ ,  $\sigma_{max}$  et  $\sigma_g$  sont respectivement le facteur de concentration de contraintes, la contrainte élastique maximale au fond d'entaille et la contrainte globale à laquelle la structure est soumise.

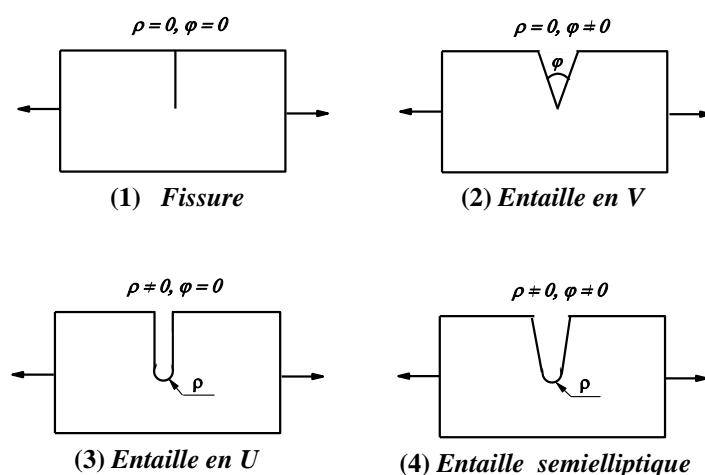


Figure I.6 : Différents paramètres géométriques définissant une entaille simple selon [8] et [9]

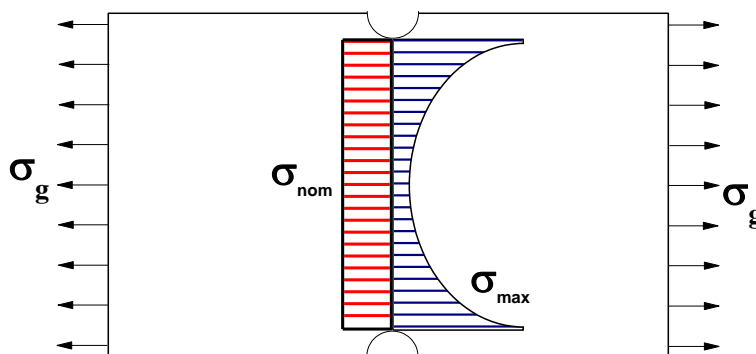


Figure I.7 : Définition de la contrainte globale, maximale et nominale [13]

Pour [13] le facteur de concentration de contrainte élastique est relié à la contrainte nominale  $\sigma_{nom}$  selon la relation suivante :

$$K_t = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{nom}} \quad (\text{I.6})$$

La définition de la contrainte maximale, de la contrainte globale et de la contrainte nominale est donnée en figure I.7 par [13].

Les contraintes maximales  $\sigma_{max}$  et  $\tau_{max}$  sont déterminées numériquement par éléments finis ou expérimentalement par la méthode de la photoélasticimétrie. Les contraintes nominales  $\sigma_{nom}$  et  $\tau_{nom}$  sont données par les équations de la résistance des matériaux. Ces contraintes sont déterminées mathématiquement au moyen des équations établies à la suite des travaux de

Neuber [14] (formule de Peterson). Smith, (1978) [15] indique que la propagation de la fissure sera gérée uniquement par la contrainte nominale.

L'apparition de fissure non propageante, correspond à un niveau de contrainte dans un tout petit volume, de sorte que le facteur d'intensité de contraintes associé à cette fissure ne facilite pas la propagation. Le fait qu'une fissure se propage, dépend à la fois du chargement nominal et de l'acuité de l'entaille. Plus  $K_t$  est élevé et plus la contrainte nominale doit être élevée pour participer à l'amorçage.

### I.3.1.2. 3 Distribution des contraintes élastiques en fond d'entaille

Différentes écritures ont été proposées pour décrire la répartition des contraintes élastiques en fond d'entaille, faisant intervenir les paramètres suivants :

$\sigma_{yy}$  : contrainte en fond d'entaille,

$K_t$  : facteur de concentration de contraintes,

$\sigma_{nom}$  : contrainte nominale,

$x$  : distance caractéristique à partir du fond d'entaille et  $\rho$  ; rayon d'entaille.

Le tableau I.1 regroupe différentes équations décrivant la répartition des contraintes normales au plan d'entaille ( $\sigma_{yy}$ ).

Tableau I.1 : Répartition des contraintes élastiques en fond d'entaille

Auteurs	Distribution des contraintes élastique
Timoshenko [16]	$\sigma_{yy} = \sigma_{nom} (1 + (1/2)(1 + (x/2\rho)^{-2} + (2/3)(1 + (3/3\rho)^{-4}))$
Neuber [17]	$\sigma_{yy} = \sigma_{max} (\rho/\rho + 4x)^{-1/2}$
Chen-Pan [18]	$\sigma_{yy} = \sigma_{max} (\rho/\rho + 8x)^{-1/2}$
Usami [19]	$\sigma_{yy} = (1/2) K_t \sigma_{nom} (1 + (1/2)(1 + (x/2\rho)^{-2} + (3/2)(1 + (x/2\rho)^{-4}))$
Glinka-Newport [20]	$\sigma_{yy} = (1/2) K_t \sigma_{nom} (1/3 + (2^{1/2}/2)((x/2\rho) + (1/2))^{1/2} + (2^{1/2}/2)((x/2\rho) + (1/2))^{3/2} + (1/6)((x/\rho) + 1)^{-2} + (1/2)((x/\rho) + 1)^{-4}$

#### I.3.1.2. 4 Approche par la méthode volumétrique

L'approche volumétrique est une méthode semi-locale qui permet d'étudier les problèmes de rupture élastique en s'appuyant sur la méthode des éléments finis. Cette méthode est spécifique au LFM de l'université de Metz (France). Elle est basée sur l'hypothèse que le processus d'élaboration du phénomène de rupture nécessite un volume physique caractérisé par une distance effective  $x_{eff}$ . A l'intérieur de ce volume règne une contrainte effective, qui est une contrainte moyenne pondérée donnée par la distribution des contraintes à l'intérieur précisément de cette zone d'élaboration de rupture.

Cette hypothèse a été utilisée au départ par Kuguel [21]. Cet auteur suggère de prendre en compte non seulement la contrainte maximale superficielle (point chaud), mais également le volume du métal sous-jacent soumis à une contrainte au moins égale à 95% de la contrainte superficielle. Le plus souvent, le corollaire de cette proposition a été utilisé par différents auteurs : contrainte de profondeur caractéristique Neuber [22], contrainte à une certaine profondeur caractéristique Buch [23], gradient de contrainte Brand [24] Ritchie et al. [25] supposent que dans le cas d'une fissure, le volume d'élaboration de rupture est cylindrique et son diamètre « distance caractéristique » est de l'ordre de la taille du grain.

Bermins [26] suppose que la charge critique de rupture est proportionnelle au volume d'élaboration. Ce volume est précisément la zone plastique. Bareson et al. [27] ainsi que Clark [28] ont utilisé cette approche dans le cas d'une entaille en considérant que la distance caractéristique est de l'ordre de grandeur du rayon d'entaille. Des travaux récents [29, 30] ont montré que cette distance n'est pas liée à la géométrie de l'entaille, mais plutôt à la distribution des contraintes. Cette distance est en relation avec une zone de pseudo-singularité de contrainte apparaissant à la distance  $x_{eff}$  du fond d'entaille. Par ailleurs, cette distance effective est précisément la distance d'élaboration du processus de rupture. Ces auteurs concluent alors, qu'il est nécessaire de tenir compte de tous les facteurs influençant la rupture des structures entaillées notamment le gradient relatif de contraintes, la contrainte effective et la distance effective qui introduisent le rôle de la zone d'endommagement et la relaxation de contrainte au fond d'entaille. Les études établis par [31] montrent que l'amplitude de la contrainte effective est inférieure à l'amplitude de la contrainte maximale. En plus, le calcul de cette amplitude de contrainte doit prendre en compte les effets de la relaxation plastique. Il faut noter que les méthodes traditionnelles (point chaud), calculant l'amplitude de la

contrainte effective à partir d'un point, ne sont pas capables d'expliquer ni le mode de chargement, ni l'effet d'échelle [32]. Ceci explique la nécessité de calculer cette amplitude de contrainte à partir d'un volume appelé « volume d'élaboration de rupture ».

Cette amplitude de la contrainte effective doit prendre en compte l'état du gradient de contrainte dans le volume d'élaboration de rupture. L'importance de ce gradient et son rôle sur le point d'amorçage de la rupture ont été signalés par divers auteurs [33].

Les travaux effectués par [31] montrent que la méthode volumétrique basée sur la contrainte effective  $\sigma_{eff}$  et la distance effective  $x_{eff}$ , est l'approche la plus prometteuse.

En figure I.8 est schématisé un diagramme bi-logarithmique représentant la distribution des contraintes à partir des résultats de calcul aux éléments finis.

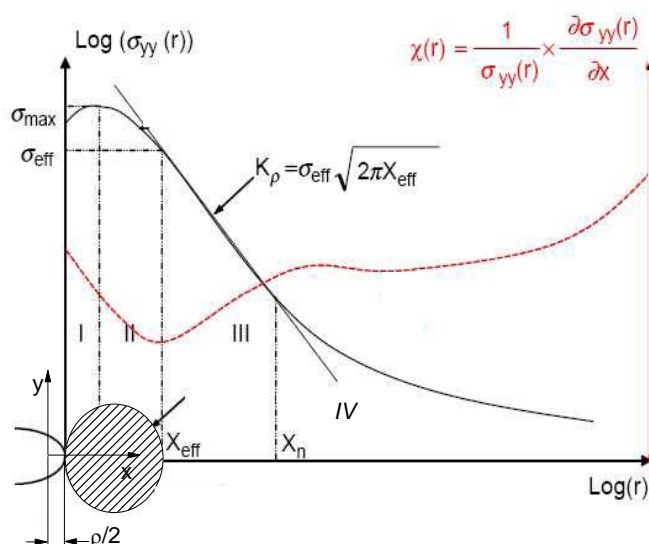


Figure I.8 : Diagramme bi-logarithmique de la distribution des contraintes le long du ligament et le gradient de contraintes relative [34]

La contrainte élastique (contrainte d'ouverture en rupture) et le gradient des contraintes sont présentés dans ce diagramme. Quatre zones particulières sont distinguées :

**Zone I** : Très proche du point d'amorçage, où la contrainte élastique en fond de fissure augmente jusqu'à atteindre la contrainte maximale. On remarque que la contrainte n'est pas maximale en fond d'entaille, mais décalée d'une certaine distance.

**Zone II** : La contrainte élastique diminue jusqu'à la distance effective  $x_{eff}$ .

**Zone III** : L'évolution de la contrainte élastique a un comportement linéaire dans le diagramme logarithmique. Ce comportement s'exprime par une loi puissance :

$$\sigma_{ij} = \frac{K_\alpha}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}^\alpha(\theta) \quad (I.7)$$

Où  $K_\alpha$  : facteur d'intensité de contraintes,

$(r, \theta)$  coordonnées polaires du point considéré par rapport à l'origine de l'axe se situant à  $\rho/2$  du fond d'entaille.

**Zone IV** : Cette zone est loin du fond d'entaille et ne joue aucun rôle dans le processus de la rupture.

La contrainte d'ouverture et la distance effective sont toutes les deux déterminées grâce à de résolution par éléments finis. La distance effective est déterminée de la manière suivante :

Dans le cas de la rupture, on ne prend en compte que le gradient suivant la distance  $x$  afin d'exprimer l'influence des points de contraintes sur le point d'amorçage. Le gradient peut s'écrire :

$$grad \sigma = \frac{d\sigma}{dx} \quad (I.8)$$

La distance effective correspond au diamètre du volume d'élaboration de rupture supposé cylindrique. Pour déterminer cette distance Qylafku [35] a utilisé le gradient de contraintes relatives défini comme le rapport du gradient de contraintes et la contrainte  $\sigma(x)$  :

$$\chi = \frac{1}{\sigma(x)} \frac{d\sigma(x)}{dx} \quad (I.9)$$

$\chi$  : Gradient relatif de contrainte ( $\text{mm}^{-1}$ ),

$x$  : Distance (mm)

$$\frac{d\chi}{dx} = \frac{\sigma''}{\sigma} - \left(\frac{\sigma'}{\sigma}\right)^2 = \frac{\sigma''}{\sigma} - \chi^2 \quad (I.10)$$

La fonction  $\sigma = \sigma(x)$  a un point d'inflexion pour  $x = x_{eff}$

et :

$$\chi \leq \chi_{eff} \Rightarrow d\chi/dx \leq 0$$

$$\chi \geq \chi_{eff} \Rightarrow d\chi/dx \geq 0$$



- La fonction du gradient de contraintes représente un minimum, qui correspond à la distance effective  $x_{eff}$ .
  - La distance effective, plus grande que le diamètre de la zone plastique est inférieure à la limite élastique.
  - La distance effective est la limite inférieure de la zone II, zone de « pseudo-singularité ».
- La contrainte effective ( $\sigma_{eff}$ ) correspond à la moyenne pondérée des contraintes dans le volume d'élaboration de la rupture.

Plusieurs méthodes sont proposées pour calculer cette contrainte :

1. choisir directement sa valeur sur la distribution de la contrainte.
2. choisir sa valeur moyenne sur une distance  $x_{eff}$ .

$$\sigma_{eff} = \frac{1}{x_{eff}} \int_0^{x_{eff}} \sigma_{ij} (1 - x\chi) dx \quad (I.11)$$

A la rupture, le Facteur d'Intensité de Contrainte maximum est déterminé par :

$$K = \sigma_{eff} \sqrt{2\pi x_{eff}} \quad (I.12)$$

### I.3. 2 Approches globales à deux paramètres : Approche K-T

Généralement, le comportement à la rupture est caractérisé par un seul paramètre tel le facteur d'intensité de contraintes (FIC). Traditionnellement, ce facteur est utilisé pour déterminer l'amorçage et la propagation des fissures dans les matériaux fragiles. Cependant, un deuxième paramètre de rupture, appelé contrainte T est utilisé dans le but de connaître l'effet de la structure et du chargement à la pointe de la fissure, bien que sa signification physique reste à éclaircir.

Williams [36] a montré que pour un matériau élastique isotrope, les champs de contraintes à l'extrémité d'une fissure, peuvent être exprimés à l'aide de séries infinies en puissance de  $r$  dont le 1<sup>er</sup> terme prépondérant correspond à la singularité en  $1/r$ , le 2<sup>nd</sup> terme est constant, le 3<sup>eme</sup> terme est proportionnel à  $r^{1/2}$ . La théorie classique de la mécanique de la rupture néglige habituellement tous les termes à l'exception du terme singulier. Cependant si les termes au delà du second terme, en  $r^{1/2}$ ,  $r^{3/2}$ ... s'annulent à l'extrémité de la fissure, le second terme constant garde sa valeur. Ce terme peut avoir une influence importante sur la forme de la zone

plastifiée et sur les contraintes à l'intérieur de cette zone. Pour une fissure continue dans un matériau élastique et isotrope, sollicitée en mode d'ouverture sous déformations planes, les deux premiers termes intervenant dans l'expression (I.12) sont :

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) + T\delta_{xi}\delta_{xj} \tag{I.13}$$

Avec  $f_{ij}$  : Fonction de l'angle  $\theta$ ,  $K_I$  : Facteurs d'Intensité de Contraintes et  $\delta_{xi}$ ,  $\delta_{xj}$  : Symboles de Kronecker.

$T$  est une contrainte uniforme correspondant aux contraintes de traction – compression transverses.

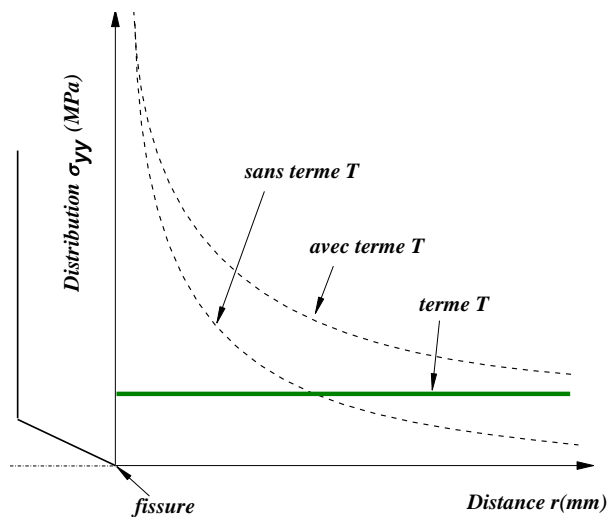


Figure I.9 : Champ de Contraintes contenant le terme T au voisinage de l'extrémité d'une fissure [36]

Williams [36] a défini la contrainte T comme étant une contrainte constante qui active parallèlement à la propagation de la fissure figure I.9).

Le développement de (I.16), dans le plan (x, y), devient :

$$\sigma_{xx} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{1}{2}\theta \left( 1 - \sin \frac{1}{2}\theta \sin \frac{3}{2}\theta \right) + T + O(r^{1/2}) \tag{I.14}$$

$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{1}{2} \theta (1 + \sin \frac{1}{2} \theta \sin \frac{3}{2} \theta) + O(r^{1/2}) \quad (I.15)$$

$$\sigma_{xy} = \sigma_{yx} = \tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{1}{2} \theta \sin \frac{1}{2} \theta \sin \frac{3}{2} \theta + O(r^{1/2}) \quad (I.16)$$

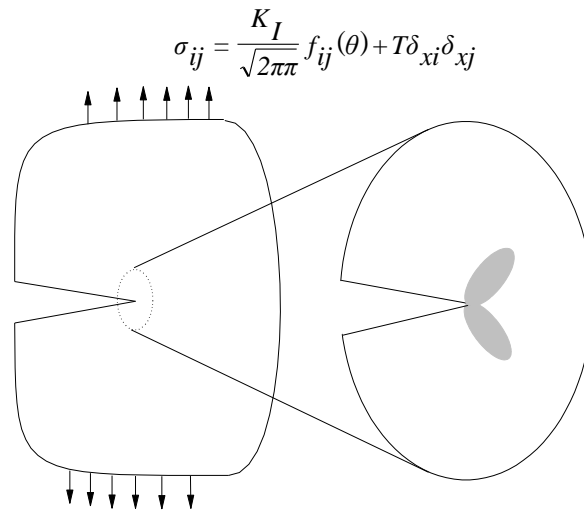


Figure I.10 : Conditions limites pour le modèle circulaire

Dans le cas particulier de la fissure de Griffith, T est défini par :

$$T = \lim_{r \rightarrow 0} (\sigma_{xx} - \sigma_{yy}).$$

Pour évaluer l'influence de cette contrainte T, un modèle simple circulaire est construit à partir d'une découpe d'un disque entourant l'extrémité de la fissure. Les conditions aux limites sur les bords de ce disque sont indiquées en figure I.10. Ce modèle sera l'appelé par la suite modèle circulaire.

Le champ des contraintes, issu de la relation précédente est appliqué sur la frontière du disque découpé autour de l'extrémité d'une fissure. Une zone plastifiée se développe en pointe de fissure mais demeure largement confinée dans le disque pour s'assurer de la validité des conditions aux limites imposées et de la solution élastique. Le modèle circulaire permet en régime de plasticité confinée, la simulation des conditions existantes au voisinage de l'extrémité d'une fissure et indépendamment de la géométrie de la structure fissurée.

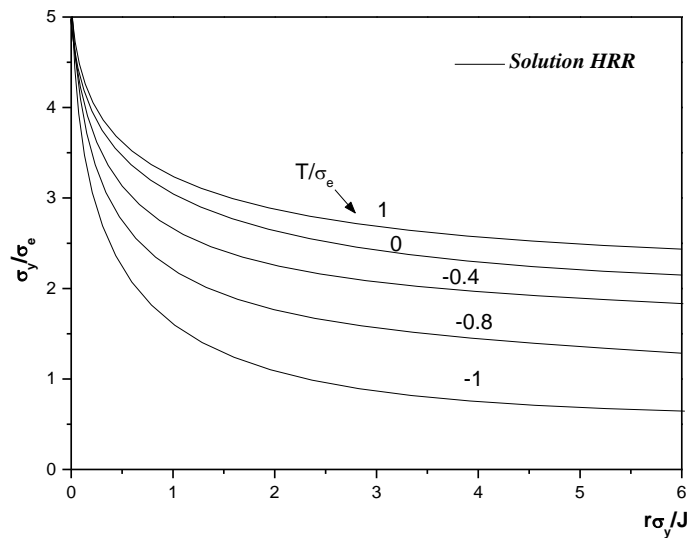


Figure I.11 : Répartition des contraintes pour le modèle circulaire à l'extrémité de la fissure ( $\theta=0$ ) selon [37]

La figure I.11 est une illustration des résultats obtenus par la MEF<sup>(\*)</sup> dans un modèle circulaire. Ces résultats exprimés pour différentes valeurs de  $T/\sigma_e$  ( $\sigma_e$  : limite d'élasticité), montrent l'influence de la contrainte  $T$  en profondeur dans la zone plastifiée. Le cas  $T = 0$  correspond à la limite du régime de plasticité confinée, lorsque le terme de singularité décrit tout seul les champs près de l'extrémité. Les valeurs négatives de  $T$  (contraintes de compression) influent de façon beaucoup plus significative sur la distribution des contraintes que les valeurs positives de  $T$ .

Il faut noter que la solution de Hutchinson, Rice et Rosengren (HRR) [38, 39] n'est pas confondue avec  $T=0$ . Le champ des contraintes en profondeur et à l'intérieur de la zone plastifiée, peut être représenté par une série en puissance de  $r$  dont le 1<sup>er</sup> terme correspond à la solution HRR<sup>(\*)</sup>. La figure I.11 montre que l'influence des autres termes n'est pas négligeable lorsque  $T=0$ .

Les travaux de [38] et [39] montrent que la contrainte  $T$ , où elle représente la contrainte élastique linéaire non singulière activant parallèlement à la fissure, caractérise le champ local de la contrainte à la pointe de la fissure pour un matériau élastique linéaire et pour un matériau élastoplastique.

Différentes études [40-44] montrent que la contrainte  $T$  a une influence sur la direction de propagation et sur la stabilité de la fissure, la distribution des contraintes à la pointe de la fissure et la ténacité à la rupture.

I.3. 3 Méthodes de détermination de la Contrainte T

I.3.3. 1 Méthode de la différence des contraintes (SDM)

La méthode dite de différence de contraintes, en anglais Stress Difference Method (SDM), est proposée en premier par Yang et al. [46]. Cette méthode emploie directement une analyse simple par éléments finis. Elle a pour but de calculer efficacement et exactement la contrainte T par l'évaluation de la différence de  $(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})$  en un point en avant de la pointe de la fissure. L'idée fondamentale est de décrire l'évolution des erreurs, en valeurs numérique, obtenues à la pointe de la fissure sur la distance x, c.-à-d. la distance de la pointe de la fissure. De la même manière cette différence doit éliminer les erreurs effectives.

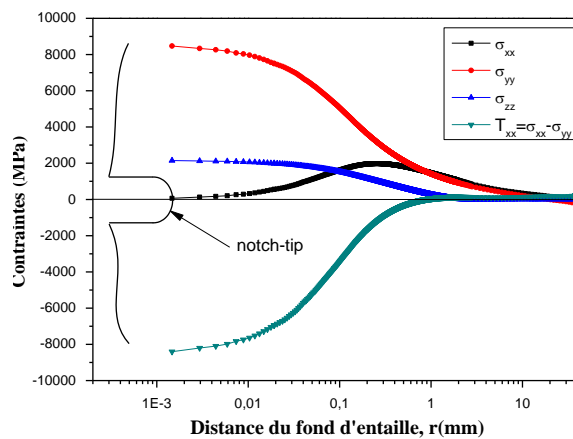


Figure I.12 : Exemple d'évolution des contraintes le long du ligament, pour un rapport  $a/t=0.2$

Pour un matériau homogène, la contrainte T est calculée en utilisant la différence des contraintes dans les directions principales, le long du ligament et pour  $\theta = 0$ . La figure I.12 représente un exemple d'évolution de la différence des contraintes le long du ligament, pour une éprouvette CT soumise à un effort de traction.

A la pointe de la fissure, la contrainte T peut être exprimée sous la forme :

$$T = (\sigma_{xx} - \sigma_{yy})_{r=0, \theta=0} \tag{I.17}$$

Cette méthode peut donner des erreurs numériques significatives dues au rétablissement des contraintes très proche de la pointe de la fissure. La contrainte  $T$  est le premier terme non singulier du développement asymptotique des contraintes en mécanique élastique de la rupture. Ce terme intervient dans l'écriture de la contrainte  $\sigma_{xx}(r, \theta)$ . Dans le cas particulier de la fissure de Griffith,  $T$  est définie par  $T = (\sigma_{xx} - \sigma_{yy})$ . Le facteur d'intensité de contraintes est défini par  $K_I = \sigma_{yy} \sqrt{\pi a}$ .

La contrainte  $T$  peut être déterminée dans n'importe quelle direction le long du ligament lorsque le premier terme singulier de  $\sigma_{xx}$  tend vers zéro, ou peut être placé au zéro, par superposition avec  $\sigma_{yy}$ . Elle correspond à la position de différents angles dans le contour de la pointe de la fissure.

Pour les fissures, la contrainte  $T$  est considérée comme étant une valeur constante, active parallèlement dans le sens de la propagation. Cette valeur est prise lorsque la différence des contraintes se stabilise le long du ligament.

### I.3.3. 2 Méthode d'extrapolation

Cette méthode de mesure, proposée par Maleski et al [47], utilise le même principe de différence de contraintes en mode I pour déterminer la contrainte  $T$ . Cette dernière est supposée par définition comme étant une contrainte constante agissant parallèlement au chemin idéal de propagation de la fissure. Les auteurs [47] utilisent une simulation par la méthode des éléments finis, pour calculer la valeur de la contrainte  $T$  et du facteur d'intensité de contraintes. Le terme de la contrainte  $T$  est déterminé dans la direction  $xx$  par la relation :

$$T = \sigma_{xx} - \sigma_{yy} = T_0 + \lambda (x/a) \quad (\text{I.18})$$

Cette représentation, une relation linéaire entre  $T$  et la distance  $x$  à la pointe de la fissure, dépend de  $\lambda$ . Par extrapolation de  $T$ , en fonction de  $x$ , nous pouvons obtenir une valeur de  $T$  à  $x = 0$  (à la pointe de la fissure), noté  $T_0$ . La figure I.13 représente le détail de cette méthode, appliquée à une éprouvette SENT en flexion trois points. La portion linéaire de la courbe a été extrapolée en arrière pour obtenir  $T_0$ . Ce processus se répète pour tous les rapports  $(a/t)$  pour obtenir la contrainte  $T$ , dans n'importe quel point le long du ligament (figure I.13.a).

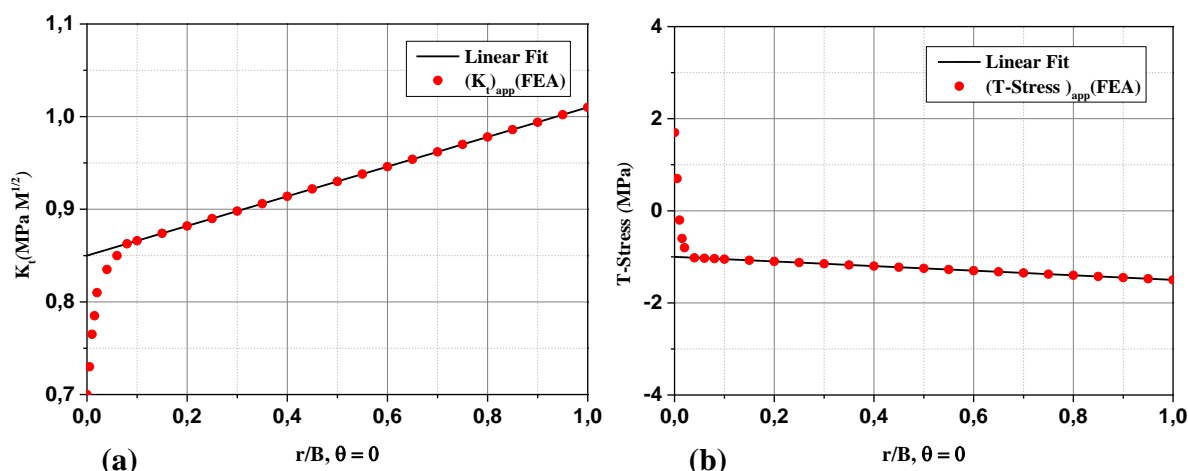


Figure I.13 : Régression linéaire par élément finis pour déterminer : (a) le Facteur d’Intensité de Contraintes  $K_I$ , (b) la contrainte  $T$  avec la méthode de différence de contraintes modifiée

[47]

Pour un premier examen des deux termes asymptotiques de l’équation de Williams, utilisant l’approche de  $K$ -dominant, dans la direction  $\theta=0^\circ$ ,  $K_I$  prend l’expression suivante :

$$(K_I)_{\theta=0} = K_0 + \eta \cdot (x/a) \tag{I.19}$$

L’équation (I.19) présente une relation linéaire entre  $K_I$  et  $(x/a)$  de pente  $\eta$  (figure I.13.b). Par l’implantation de  $K_I$ , comme fonction de la distance  $x$ , nous obtenons la valeur  $K_I$ , pour  $x = 0$  (à la pointe de la fissure), notée  $K_0$ .

### I.3. 4 Évolutions de la contrainte $T$

#### I.3.4. 1 Influence de $T$ sur la taille de la zone plastifiée

La figure I.14 montre, d’une manière schématique, le rôle de  $T$  sur la forme et la taille de la zone plastique en déformations planes ainsi qu’en contraintes planes. Nous nous intéressons ici au cas des déformations planes. Dans ce cas, la zone plastique présente une forme d’ailes de papillons plus marquées quand la contrainte  $T$  est négative. Une contrainte  $T$  positive provoque un renversement de ces ailes vers l’arrière de la fissure.

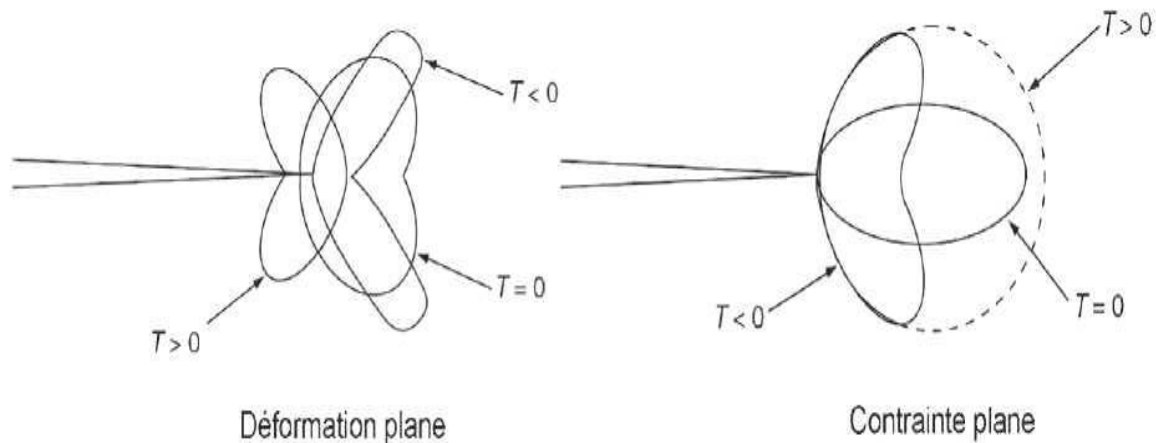


Figure I.14 : Influence de la contrainte T sur la taille de la zone plastique [48]

Ce paramètre modifie la triaxialité des contraintes en pointe de fissure en intervenant directement sur la composante hydrostatique  $\sigma_m$  :

$$\sigma_m = (\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}) / 3 \quad (\text{I.20})$$

De plus, la zone plastique est affectée par cette contrainte. Lorsque T est négative (cas d'éprouvettes en traction), la contrainte hydrostatique est diminuée et l'étendue de la zone plastique augmente par rapport au cas de référence T=0. A l'opposé, une valeur positive est caractérisée par une diminution de la taille de la zone plastique, mais de manière beaucoup moins significative [49].

### I.3.4. 2 Influence de T sur le chemin de propagation

Il a été démontré par plusieurs auteurs que la contrainte T a une influence sur le trajet de fissuration (figure I.15). Si l'on se place dans le cas particulier d'une fissure de Griffith, une contrainte T positive correspond à une contrainte  $\sigma_{xx}$  supérieure à  $\sigma_{yy}$ . Dans une telle configuration, la fissure devrait bifurquer.

Plus généralement, il a été montré qu'une contrainte T négative stabilise le trajet de fissuration, c'est-à-dire qu'une petite perturbation du trajet de la fissure sera vite atténuée. Par contre, une contrainte T positive accentue les déviations qui sont dues aux obstacles microstructuraux et permettent à la fissure de bifurquer [43] et [50].



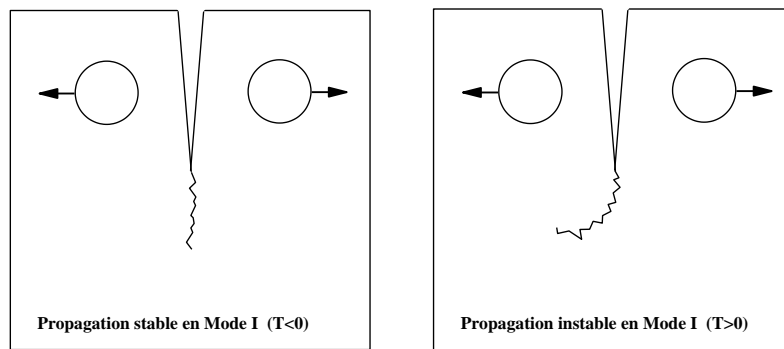


Figure I.15 : Schémas montrant l'influence de la contrainte  $T$  sur le trajet de fissuration

Ce changement de direction de fissuration pour une contrainte  $T$  positive a été également mis en évidence expérimentalement par plusieurs auteurs. Leever et Radon [51] ont remarqué que le trajet de fissuration est plus plan pour une contrainte  $T$  négative que pour une contrainte  $T$  nulle. Le chemin de la fissure est plus sinueux si le chargement devient équilibial ( $T = 0$ ). Les auteurs [52] ont remarqué que pour une contrainte  $T$  positive, le plan de fissuration évolue de manière à ce que la fissure travaille en Mode I local.

### I.3.4. 3 Influence de $T$ sur la vitesse de propagation

Les études concernant l'influence de la contrainte  $T$  sur la cinétique de la fissure sont souvent contradictoires. Cela laisse penser que l'effet de  $T$  sur la propagation dépend sans doute de divers effets, liés à la plasticité, au comportement du matériau, à l'épaisseur de l'éprouvette, à la rugosité ... Les tendances de la littérature [53] et [54] montrent cependant, que dans le cas général, la vitesse de propagation diminue quand la contrainte  $T$  augmente. Ceci a été confirmé expérimentalement ou par calcul par plusieurs auteurs. Dans certaines études (Tanaka et al. [53,54]) ont trouvé que l'effet de  $T$  sur la propagation s'inverse.

## I. 4 Diagramme intégrité rupture (D.I.R.)

Dans cette étude, nous avons fait le choix d'utiliser une approche déterministe, qui fait appelle à la procédure SINTAP (Structural INTeegrity Assessment Procedure for european industry) dans un D.I.R. (Diagramme Intégrité Rupture).

L'analyse de l'approche se traduit par le fait que la qualité des données se reflète dans l'amélioration et l'exactitude des résultats. Pour cela, il existe plusieurs niveaux d'analyse, de plus en plus complexes, qui permettent selon les données d'obtenir un résultat précis. Le niveau le plus bas permet d'obtenir le résultat le plus conservatif.

Toute rupture élasto-plastique est caractérisée par un point dans un diagramme que l'on nomme diagramme intégrité rupture. L'ensemble des points se place sur une courbe d'interpolation entre deux états limites (figure I.16) : la rupture fragile ( $k_r = 1$  ;  $S_r = 0$ ) et la ruine plastique ( $k_r = 0$  ;  $S_r = 1$ ), où  $k_r$  est la ténacité non dimensionnelle et  $S_r$  la contrainte non dimensionnelle.

L'interpolation entre ces 2 états limites se fait au moyen d'une courbe représentant la courbe limite de rupture appelée : ligne intégrité rupture.

La procédure SINTAP, pour un niveau d'analyse standard (niveau 1) nécessite seulement la connaissance de la ténacité du matériau et ses principales caractéristiques mécaniques (limite d'élasticité et limite à la rupture). Ces différents paramètres sont reliés au travers de l'équation suivante 23 :

$$k_r = f(S_r) \quad (I.21)$$

Pour utiliser le diagramme intégrité rupture, il est nécessaire de tracer un point de fonctionnement du matériau de coordonnées ( $S_r$  ;  $k_r$ ) calculé à partir des conditions de chargement, du type de défaut et des propriétés du matériau. Ce point peut ensuite être comparé avec la ligne intégrité rupture. Si le point se trouve au dessus de la courbe cela signifie que la structure s'est rompue en dépassant les conditions aux limites.

Ces critères sont valables dans notre cas puisque notre matériau possède une courbe contrainte-déformation continue.

Dans le diagramme intégrité rupture, les paramètres  $k_r$  et  $S_r$  sont définis de la manière suivante :

$$S_r = \sigma_g / \sigma_y \quad (I.22)$$

$$K_r = K_I / K_{IC} \quad (I.23)$$

Où  $\sigma_g$ ,  $\sigma_y$ ,  $K_I$  et  $K_{IC}$  sont respectivement : la contrainte globale, la résistance équivalente, le facteur d'intensité de contraintes et le facteur d'intensité de contraintes critique.

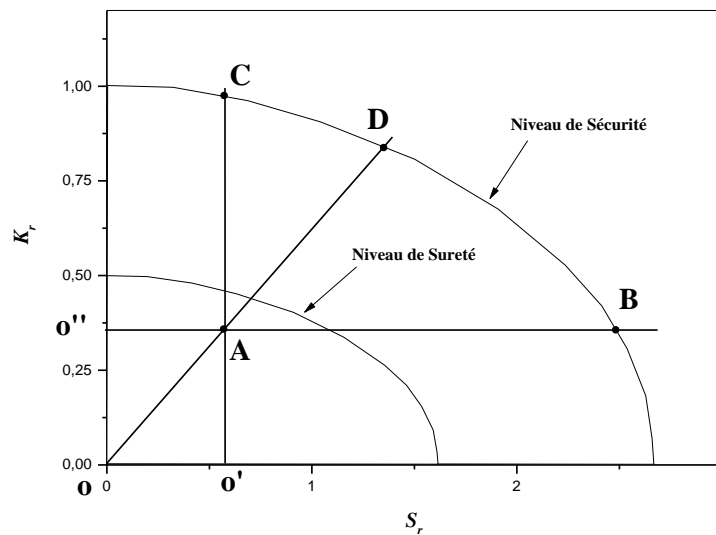


Figure I.16 : Définition du facteur de sécurité dans un diagramme intégrité rupture

La figure I.16 donne la forme du diagramme intégrité rupture.

Dans un diagramme intégrité rupture, les facteurs de sécurité sont définis par :

La charge :

$$f_{s,\sigma} = (\text{charge qui produit la rupture}) / (\text{charge appliquée}) = (O''B/O''A) \quad (\text{I.24})$$

$$f_{s,\sigma} = (\text{charge qui produit la rupture}) / (\text{charge appliquée}) = (O''B/O''A) \quad (\text{I.25})$$

La taille du défaut :

$$f_{s,a} = (\text{taille de défaut limite}) / (\text{taille de défaut considérée}) = (OB/OA) \quad (\text{I.26})$$

Le facteur d'intensité de contraintes :

$$f_{s,a} = (\text{facteur d'intensité de contrainte limite}) / (\text{facteur d'intensité de contraintes considérée}) \\ = (O'B/O'A) \quad (\text{I.27})$$

Les facteurs de sécurité, permettent de tracer une zone de sécurité dans le diagramme intégrité rupture, et de vérifier si le point de fonctionnement expérimental A (figure I.16) appartient bien à cette zone.

## I. 5 Conclusion du chapitre I

Ce premier chapitre permet de fixer le cadre dans lequel s'inscrit notre sujet de recherche. D'un point de vue théorique, l'analyse asymptotique en mécanique linéaire de la rupture a défini les paramètres décrivant la rupture. Nous avons rappelé les principaux travaux relatifs à la détermination du champ de contraintes au voisinage d'une entaille et le facteur de concentration de contraintes dans le cas élastique. La majorité des modèles permettant de déterminer la distribution des contraintes au voisinage du défaut sont basées sur les travaux de Williams.

Nous constatons que pour un défaut type entaille, la distribution des contraintes peut être approximativement formulée par des caractéristiques telles que la distance effective, l'acuité d'entaille et le facteur d'intensité de contraintes.

Un développement de l'équation de Williams fait apparaître un deuxième paramètre de rupture appelé contrainte  $T$  utilisé dans le but de connaître l'effet de la structure et du chargement à la pointe de l'entaille bien que sa signification physique reste à éclaircir.

Par la suite, nous avons présenté la méthode volumétrique basée sur la contrainte effective  $\sigma_{\text{eff}}$  et la distance effective  $x_{\text{eff}}$ , proposée par Pluinage et al. [31]. Cette nouvelle méthode analyse les distributions réelles de contraintes au fond d'entaille [31-32]. Ces auteurs montrent que l'approche volumétrique est la plus appropriée pour décrire l'amorçage et la propagation.

**References**

- [1] Griffith, A. A. (1920). The phenomena of rupture and flow in solids. Philosophical Transactions of the Royal Society of Londres, 221:163–198.
- [2] Westergaard, H. M. (1939). Bearing pressures and cracks. Journal of Applied Mechanics, 6:49–53.
- [3] G.R. Irwin – Analysis of stresses and strains near the end of crack traversing a plate, J. of Appl. Mech. Transactions, pp.361-364, 1957.
- [4] G.I. Barenblatt (1962). Mathematical theory of equilibrium cracks in brittle fracture. Adv. Appl. Mech..7.55-129.
- [5] J.W. Hutchinson – Singular behaviour at the end of a tensile crack in a hardening material, J. Mech. Phys. Solids, Pergamon Press, Vol. 16, pp. 13-31,1968.
- [6] Jacques Besson - SIMULATION DE LA DÉCHIRURE DUCTILE, Centre des Matériaux, Mines ParisTech, 2012.
- [7] J.P. Faurie, P. Monnier, A. Niku-Lari, – Guide de dessinateur, les concentrateurs de contraintes. Publications CETIM, 2000.
- [8] F.I. Baratta, D.M.Neal – Stress concentration factors in U shaped and semi-elliptical edge notches, Journal of Strain Analysis, Vol.5, N°.2, pp 121-27. (1970).
- [9] O. L. Bowie – Analysis of edge notches in a semi-infinite region, Army Materials and Mechanics Research Center AMRA TR 66-07, June ( 1966).
- [10] R.E. Peterson – Stress concentration factor, John Wiley and Sons, New-York, (1974).
- [11] C.E. Inglis. – Stress in a plate due to the presence of cracks and sharp corners, Trans. Instn Nav. Archit, Vol.55, pp 219, (1913).
- [12] M. Isida., On the tension of the strip with semicircular notches, Trans. Japan Soc. Mech. Engrs, Vol. 19, N°.83, pp5, (1953).
- [13] Peterson R.E. Stress concentration factors, USA, John Willey et Sons, 1974, P : 317.
- [14] H. Neuber, N.E. Frost, K. Marsh enad L.P. Pook – Effect of stress concentration and cracks on fatigue strength. Metal Fatigue, Ed Oxford U., London W.I, pp 130-200, (1974).
- [15] R.A. Smith, K.J Miller, – Prediction of fatigue regimes in notched components. Int. J. Mech. Sci., Vol. 20, pp 201-206, (1978).
- [16] Timoshenko S., Goodier N – Theory of elasticity, Second Edition, McGraw-Hill Book Compagny, New York, 1951.

- [17] H. Neuber, – Theory of Notch stresses, JW, Edwards Co., Ann Arbor, Michigan, (1964).
- [18] Chen C.C, Pan H.I – Collection of papers on fracture of metals, Edition C.CHEN, Metallurgy Industry Press, Beijing, 1985, P: 119-219.
- [19] Usami S.I – Current research on crack, Edition Tanaka, Jono, Komai, the Society of Material Science, Kyoto, Japan, 1985, P: 199.
- [20] Glinka G., Newport A – Universal feature of elastic notch tip stress fields, Inter. Jour. OF Fract, 1985, Vol.9, P: 143.
- [21] Kuguel R – A relation between theoretical stress concentration factor and fatigue notch factor deduced from the concept of highly stress volume, Proceeding, ASTM, Vol. 61, 1961, P: 732-748.
- [22] Neuber H – Theoretical determination of fatigue strength at stress concentration, Air force materials laboratory, report AFML-TR, 1968, P: -68-20.
- [23] Buch A – Analytical approach to size and notch size effects in fatigue of aircraft of material specimens, Material Science and Engineering, Vol.15, 1974, P: 75-85.
- [24] Brand A, Sutterlin R – Calcul des pièces à la fatigue. Méthode du gradient, Publication Cotin, Senlis-France, 1980.
- [25] Ritchie R.O., Knott J. F, Rice J.R – On the relationship between critical tensile stress and fracture toughness in mild steel, International Journal of the Mechanics Physics of Solids, Vol. 21, 1973, P: 395- 410.
- [26] Bermin F.M – Metall. Transaction, Vol.14 A, 1983, P: 2287-2296.
- [27] Barson J.M., Nicol R.C.Mc – Effect of stress concentration on fatigue crack initiation in Hy-130 steel, ASTM STP559, 1974, P: 183-204.
- [28] Clark W.G., Jr – Evaluation of the fatigue crack initiation properties of type 403 strainless steel in air and stress environments, ASTM STP559, 1974, P: 205-224.
- [29] Kadi N., Azari Z., Pluinage G – Brittle fracture meaning from notches, relation ship between effective distance and microstructure, Laboratoire de fiabilité mécanique-Université de Metz, 1999.
- [30] Pluinage G – Notch effect and effective stress in high cycle fatigue, Laboratoire de fiabilité mécanique-Université de Metz, 1999.
- [31] Pluinage G – Rupture et fatigue amorcées à partir d'entaille-Application du facteur d'intensité de contrainte, Revue Française de Mécanique, 1997, P: 53-61.

- [32] Qylafku G – Effet d’entaille en fatigue de grand nombre de cycles effet du gradient. Mémoire de thèse doctorat d’université de Metz, 2000.
- [33] Peterson R.E – Notch sensitivity, Metal Fatigue, (edited by Sines G., Waisman J.L.), McGraw Hill, Neuw- York, 1959, P: 293-306.
- [34] H. Adib-Ramezani, J. Jeong, G. Pluvinage, “Structural integrity evaluation of X52 gas pipes subjected to external corrosion defects using the SINTAP procedure“, International Journal of Pressure Vessels and Piping, Volume 83, Issue 6, Pages 420- 432, 2006.
- [35] Qylafku G., Azari Z., Kadi N., Gjonaj M. and Pluvinage G. Application of a new model proposal for fatigue life prediction on notches and key-seats, International Journal of Fatigue, Volume 21, Issue 8, 1999,September, P : 753-760.
- [36] Williams J., Ewing P. Fracture under complex stress—the angled crack problem, International Journal of Fracture; 1972, P : 416–41.
- [37] A. Zeghloul. Concepts fondamentaux de la mécanique de la rupture. Cours, Université de Metz.
- [38] Nakamura T., Parks D. Determination of elastic T -stress along three dimensional crack fronts using an interaction integral, International Journal of Solids Struct, Vol. 29, 1991, Vol.: 1597 .611.
- [39] Smith D., Ayatollahi M., Pavier M. The role of T-stress in brittle fracture for linear elastic materials under mixed-mode loading, Fatigue Fract Eng Mater Struct; Vol.24 (2), 2001, P : 137–50.
- [40] Cotterell B. Notes on the paths and stability of cracks, International Journal of Fracture Mechanics, Vol. 2, 1966, P : 526–533.
- [41] Cotterell B. On fracture path stability in the compact tension test, International Journal of Fracture Mechanics, Vol.6, 1970, P : 189–192.
- [42] Williams G., Ewing P. Fracture under complex stress-the angled crack problem. International Journal of Fracture, Vol.8 (4), 1972, P : 416–41.
- [43] Cotterell B., Rice J. Slightly curved or kinked cracks, International Journal of Fracture, Vol. 16, 1980, P: 155–169.
- [44] O’Dowd P., Shih C. Family of crack tip fields characterized by a triaxiality parameter-I. Structure of fields, Journal of Mechanics and Physics of Solids, Vol. 39, 1991, P : 989–1015.

- [45] Selvarathinam A., Goree J. T-stress based fracture model for cracks in isotropic materials, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 60, 1998, P : 543–561.
- [46] Yang, B. Ravi-Chandar, K. (1999). Evaluation of elastic T-stress by the stress difference method. *Engng Fract Mech.* 64:589-605.
- [47] M.J. Maleski, M.S. Kirugulige and H.V. Tippur. A Method for Measuring Mode I Crack Tip Constraint Under Static and Dynamic Loading Conditions. *Society for Experimental Mechanics*. Vol. 44, No. 5, October 2004.
- [48] Y. Lee, J. Pan, R. Hathaway et M. Barkey. *Fatigue testing and analysis (theory and practice)*. Edition Elsevier, 2005.
- [49] U. Eisele et E. Roos, Evaluation of different fracture-mechanical J-integral initiation values with regard to their usability in the safety assessment of components, *Nuclear Engineering and Design*, Vol.130, 1990, pp.237-247 .
- [50] L. P. Pook. Some implications of corner point singularities. *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 49, pp. 367-378, 1994.
- [51] P.S. LeEVERS et J.C. Radon. Inherent stress biaxiality in various fracture specimen geometries. *International Journal of fracture*, vol. 19 pp. 311-325, 1982.
- [52] M. Truchon, M. Amestoy et K. Dang-Van. Experimental study of fatigue crack growth under biaxial loading. *Proceeding ICF5 Cannes*, 1981.
- [53] A. Kane. Propagation de fissures superficielles et de réseau de fissures en fatigue isotherme biaxiale et fatigue thermique dans l'acier inoxydable 304L. Thèse de doctorat, Ecole Polytechnique, 2005.
- [54] K.J Miller et M.W. Brown. Mode I fatigue crack growth under biaxial stress at room and elevated temperature. *Multiaxial fatigue*, ASTM STP 853, pp. 135-152, 1985.
- [55] K. Tanaka, T. Hoshide, A. Yamada et S. Taira. Fatigue crack propagation in biaxial stress fields. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, vol. 2 pp. 181-194, 1979.
- [56] K. Tanaka, Y. Nakai, M. Yamashita. Fatigue growth threshold of small cracks. *International Journal of fracture*, vol. 17 pp. 519-533, 1981.



## **Chapitre II**

# **Techniques et méthodes de réparation des structures métalliques**

## II. 1 Introduction

Des ingénieurs sont confrontés à la réhabilitation des canalisations endommagées par l'effet de l'environnement et les charges appliquées. Non seulement les défauts dans le matériau ou dans la fabrication et le procédé d'installation tel que la fissuration pendant le chargement, le transport, le déchargement, ou le stockage engendre l'endommagement dans les pipelines mais également, les états d'emplacement qui accélèrent la corrosion telle que les eaux souterraines, la basse résistivité et l'alcalinité élevée du sol. Avec les innovations et la technologie améliorées, l'industrie de canalisation a bénéficié du développement des matériaux composites. Ces derniers composites ont apporté à l'industrie des pipelines la sécurité, la fiabilité, et l'économie à la réparation des défauts comparés aux autres procédures possédant plusieurs inconvénients tels que les réparations soudées et les douilles en acier (steel sleeves) [1].

Plus de 1.7 million de kilomètres de gaz, pétrole brut, et canalisations de produit pétrolier existent dans le monde [2-3]. Plusieurs de ces canalisations ont été en service depuis 1940 et 1950 [4]. En conséquence, chaque année entre 2 et 3.3 milliards de dollars seuls aux Etats-Unis sont perdus à cause des corrosions des canalisations de gaz et de pétrole qui doivent être réparées ou remplacées [5]. Le grand nombre de défauts (fissure ou corrosion) externe de canalisation augmente le coût de l'énergie. Traditionnellement, des canalisations, avec des problèmes graves de corrosion, doivent subir un arrêt d'écoulement tandis que le segment endommagé de pipe est enlevé et un joint de rechange est soudé en place ou renforcé avec une réparation de douille ou des douilles en acier fabriquées dont deux parts, mises au-dessus de la canalisation et ensuite soudées ou boulonnées entre-elle le long du pipeline endommagé [3]. Récemment, les réparations par les matériaux composites en polymère renforcé par des fibres sont apparues et ont imposé leurs efficacités. La réparation et le renforcement avec des matériaux composites offrent des avantages distincts par rapport aux réparations traditionnelles. Les avantages liés aux réparations en matériaux composites incluent la courte durée pour réaliser une réparation et la transmission du produit continue pendant la réparation sans présence des dangers sur le système [2].

## II. 2 Pipelines comme moyen de transport

La plupart des pipelines sont faits d'acier, bien que le plastique et l'aluminium soient parfois utilisés pour les réseaux de distribution de gaz naturel. Le pipeline d'acier est fabriqué en soudant de courtes sections de tuyaux (20 m) les uns aux autres. Après la radioscopie de l'assemblage, le tuyau est ensuite enveloppé d'une couche protectrice avant d'être enterré. Tous les pipelines, sans exception, font l'objet d'une inspection en plus d'être soumis à une épreuve de pression avant leur utilisation. Ces caractéristiques principales (diamètres, épaisseur, type d'acier, spécifications de construction, température et pression d'exploitation...) sont régies par tout un ensemble de règles et font l'objet de multiples calculs et de compromis économiques.

Le diamètre d'une canalisation est déterminé en fonction du débit des produits à acheminer, de leur viscosité et de leur densité, de façon à réaliser un compromis économique entre la puissance des stations de pompage ou de compression à installer et l'importance de l'investissement total à réaliser. [6]

Lorsque les considérations technico-économiques ont ainsi permis de fixer le diamètre, et d'ailleurs également la pression de service, on calcule l'épaisseur en fonction de cette pression de service ou des conditions de pose lesquelles parfois imposent des caractéristiques dimensionnelles plus sévères. .

Les aciers de transport des hydrocarbures sont des aciers faiblement alliés qui doivent présenter des propriétés à l'amorçage de rupture d'une part et vis-à-vis de la propagation de l'arrêt des fissures lors de rupture fragile par clivage. D'autre part, Ils présentent également une limite d'élasticité élevée due à la recherche d'une rentabilité accrue et une bonne soudabilité. Par conséquent concilier une haute limite d'élasticité et une bonne ténacité est exigé pour la fiabilité des aciers. [6]

## II. 3 Endommagements des pipelines durant l'exploitation exploitation

### II.3. 1 Introduction

Les pipelines sont transportés sur les chantiers pour être exploites. Suite à cela, commence l'apparition de ce qu'on appelle les endommagements. Des études ont été réalisées dans le cadre de contrôle de la nocivité des défauts de surfaces dans les pipelines [7, 8].

- Au moment du transport, les pipelines sont soumis à des oscillations qui peuvent provoquer des fissures microscopiques en faiblissant les mailles du matériau.
- Au moment d'assemblage de tubes, les soudures réalisées sur chantier (soudage bout à bout) peuvent présenter des fissures car elles sont parfois réalisées dans des conditions difficiles et peuvent ne pas être forcément contrôlées (manque de pénétration de la matière).
- Au moment des opérations d'entretiens, par imprudence, un engin percute le pipeline, générant une déformation s'appelée selon le cas (éraflure, enfoncement ou combinée (éraflure+enfoncement))
- Selon le cas du pipeline (enterré/ immergé ou aérien), l'environnement a une influence nocive en provoquant le phénomène de corrosion.

Pour les canalisations, l'endommagement est causé par : les cratères de corrosion, les fissures, les enfoncements, les éraflures et le défaut dit combiné (enfoncement + éraflures).

### II.3. 2 Fissure

Les canalisations sont le plus souvent assemblées sur chantier à partir de la jonction de tubes d'acier soudés bout à bout (soudure de raboutage) .Les soudures longitudinales réalisées lors du formage du tube en usine sont contrôlés avant que le transport du tubes ne soit sur chantier.

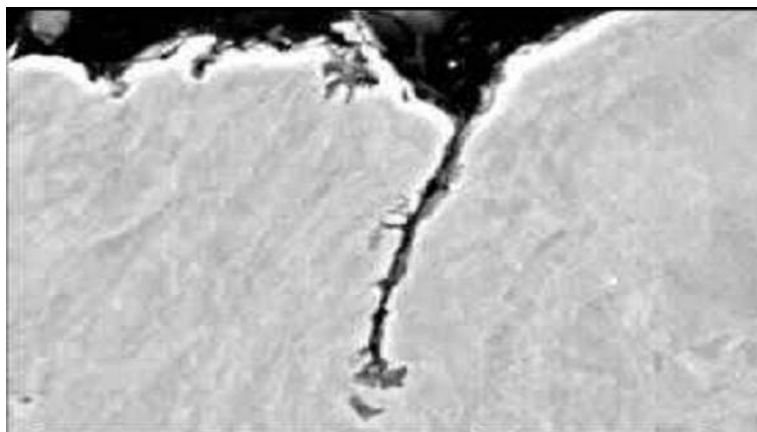


Figure II.1 : Fissure dans des joints soudés [9]

Par contre, les soudures réalisées sur chantier (soudage bout à bout) peuvent présenter des fissures car elles sont parfois réalisées dans des conditions difficiles.

Les défauts rencontrés dans les joints soudés sont généralement assimilés à des fissures, comme celles résultant d'un manque de pénétration de la matière.

### II.3.3 Éraflure

Une éraflure est un endommagement superficiel de la surface dû à un contact avec un objet étranger qui provoque un enlèvement de matière.



Figure II.2 : Exemple de pipeline contenant une entaille [10]

Cette éraflure peut être considérée comme une entaille. Les dimensions d'une éraflure sont définies de façon que la longueur soit plus grande que la largeur.

L'outil de l'intervenant provoque un choc (coup de pic par exemple) ou un engin de chantier (choc d'une dent de godet par exemple) ; la plupart du temps, l'incident passe inaperçu ou n'est pas signalé tout simplement.

### II.3. 4 Enfoncement

Un enfoncement dans un pipeline est une déformation plastique permanente de la section circulaire de la paroi du tube dû à un impact avec un corps étranger (exemple : le godet d'un engin en travaux pour les canalisations enterrées ou posées par terre, les ancres des bateaux pour les pipelines immergés).

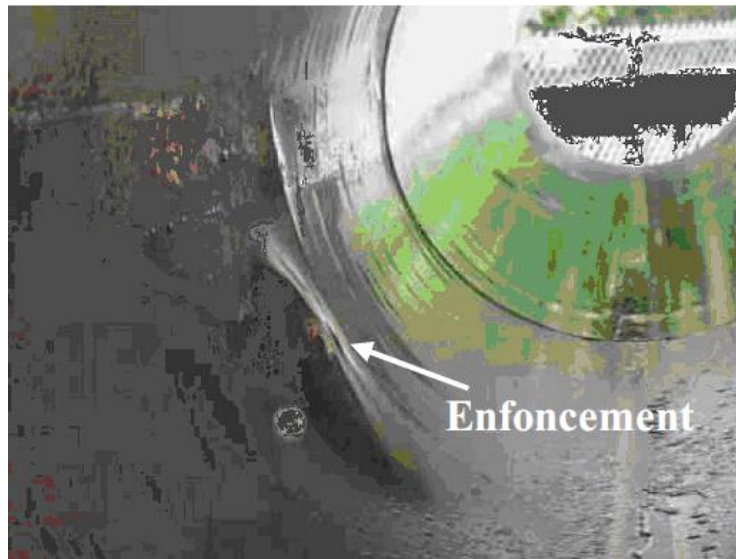


Figure II.3 : Un pipeline enfoncé [9]

Autrement dit un enfoncement est un changement de la courbure de la paroi du pipeline sans changement d'épaisseur. La profondeur de cet enfoncement est définie comme la réduction maximale du diamètre du tuyau par rapport à son diamètre initial.

### II.3. 5 Endommagement combiné (éraflure+ enfoncement)

Ce type d'endommagement est très dangereux car il résulte de la concentration des contraintes provoquée par l'agression externe (enfoncement) et la réduction de l'épaisseur du pipeline (éraflure) qui engendrent une diminution locale de la résistance mécanique. En conséquence, il est constaté une diminution locale de la résistance mécanique de la canalisation.

### II.3. 6 Phénomène de la corrosion

Le problème de la corrosion dans les pipelines à été traité par plusieurs auteurs [11, 12, 13]. Généralement la corrosion est très présente sur les canalisations métalliques, elle représente tout processus de dégradation des métaux et alliages faisant intervenir au moins partiellement, la composition chimique de leur environnement (figure II.4) En d'autre terme, on peut dire que la corrosion d'un métal est la destruction de celui-ci sous l'effet de réactions chimiques

ou électrochimiques, lorsqu'il est en contact avec un électrolyte. Elle correspond donc au retour de la matière à son état le plus stable. Dans le cas du fer par exemple, la forme stable dans la nature n'est pas le métal mais l'oxyde. C'est pourquoi une pièce en acier exposée sans protection à une atmosphère humide tend à se transformer en rouille (oxyde de fer hydraté).

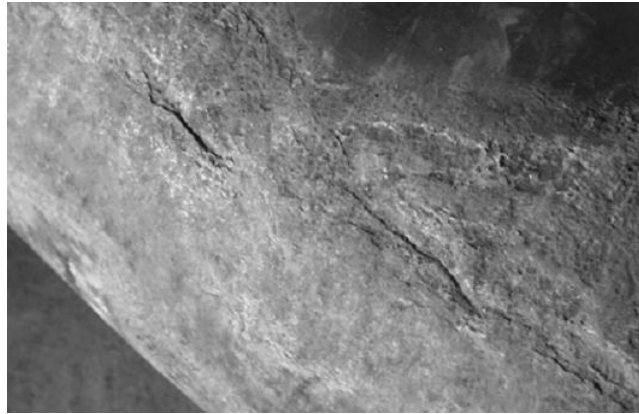


Figure II.4 : agressions corrosives sur la paroi externe d'une canalisation métallique [14]

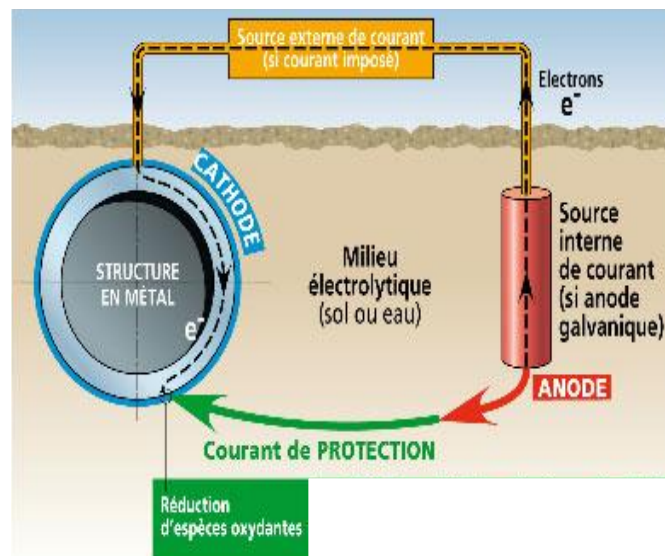


Figure II.5 : Dispositif de la protection cathodique des canalisations

L'étude fondamentale des phénomènes de corrosion relève essentiellement de l'électrochimie. La corrosion des matériaux métalliques est électrochimique par nature peut se définir aussi comme la destruction d'un métal par le biais de réactions de transfert d'électrons. Ce type de corrosion se produit uniquement dans les conditions typiques d'une cellule électrochimique :

- Présence d'une anode et d'une cathode ; la connexion entre l'anode et la cathode permettant le transfert des électrons,
- La présence d'une solution électrolytique qui déplacera les ions entre l'anode et la cathode.

Pour protéger les pipelines contre la corrosion externe, l'acier est recouvert d'un revêtement isolant et est relié à des appareils spéciaux appelés redresseurs utilisés pour la protection cathodique [15]. De minuscules arrachements du revêtement des pipelines non détectés lors d'inspection peuvent avoir lieu, puisque ceux-ci sont habituellement enfouis sous terre ou posés sur le plancher marin, mettant l'acier des pipelines en contact avec le sol, l'eau ou l'air humide le soumettant ainsi à la corrosion.

Cette réaction électrochimique peut être inhibée en maintenant l'acier des pipelines au pôle négatif (cathode) par rapport au sol environnant (anode). Pour ce faire, il suffit de brancher le pôle négatif d'une alimentation électrique en courant continu sur le pipeline et le pôle positif aux dispositifs à anode installés dans le sol de sorte que les courants électriques circulent de l'anode au pipeline.

Dans ce dispositif, le pipeline est la cathode du circuit, ce qui a donné son nom à la méthode, de la « protection cathodique» figure II.5.

### II.3. 7 Statistiques sur les causes d'accidents

Le temps moyen écoulé entre l'implantation du pipeline et la rupture, dans le cas des mécanismes de rupture différés est vingt-huit ans. Les causes des défaillances des gazoducs sont de diverses natures. Elles peuvent se manifester soit par une rupture, soit par une fuite dans la conduite. La plupart de ces défaillances sont causées par des piqûres de corrosion ou par des fissurations de corrosion sous contrainte (FCSC), mais il existe également des problèmes liés aux défauts. Les mouvements de terrain (glissements du sol, tremblement de terre,...) peuvent aussi être la cause de dommage sur les gazoducs enterrés. Ces causes sont enregistrées par les membres de l'ACPRES (Association des Pipelines de Ressources Énergétiques) (figure II.6).



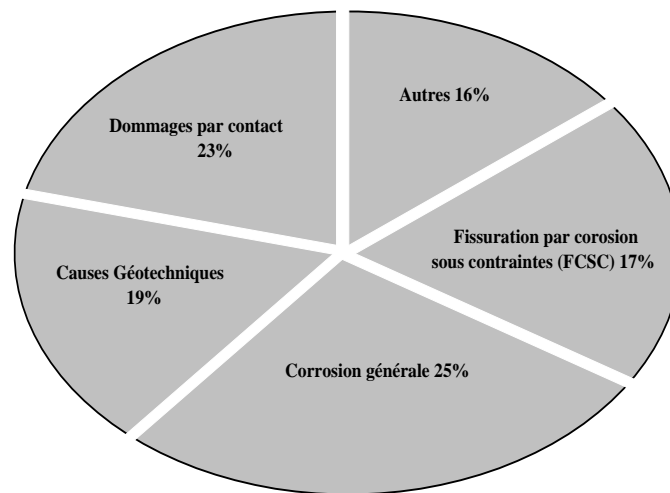


Figure II.6 : Causes de ruptures de pipelines en cours d'exploitation enregistrées par les membres de l'ACPRE [16]

Les exploitants de gazoducs étudient ces problèmes depuis longtemps et possèdent une bonne connaissance des méthodes permettant de les gérer. Mais, il ne faut pas négliger les agressions mécaniques extérieures. En effet, il arrive que les gazoducs soient endommagés ou perforés accidentellement lors de travaux d'excavation par des engins de chantier.

#### II. 4 Prévention contre les endommagements des pipelines

La détection des défaillances se fait par contrôle aux ultrasons où un outil intelligent va inspecter les parois internes et externes des tubes et déceler les éventuelles défaillances par pics de corrosion. L'interprétation des résultats de l'outil déterminera les défaillances sur le pipeline où les défauts ont été constatés qui devront être remplacés ou réparés selon la gravité et les dimensions du défaut de la conduite.

L'inspection est l'ensemble des théories et procédés aptes à fournir les informations sur la santé d'une pièce ou d'une structure sans qu'il en résulte des altérations préjudiciables à leur utilisation ultérieure. L'opération de contrôle d'un objet ne se limite généralement pas à la détection d'éventuels défauts. En effet, même si le choix du procédé, de la méthode et du matériel a été effectuée au préalable, il faut envisager toute une procédure ayant les objectifs suivants : fiabilité de l'examen, localisation des défauts, identification, caractérisation de ceux-ci, en particulier par leur taille, présentation visuelle, enfin archivage des résultats et les conditions d'examen.

Les pipelines sont soumis à des efforts internes des produits [gaz ou pétrole] (boostés par des pompes) et des efforts externes comme il a été indiqué auparavant, pour cela des inspections périodes deviennent plus que nécessaire.

#### **II.4. 1 Les essais hydrostatiques**

Le procédé résulte sur le fait de remplir d'eau le tronçon à inspecter et de le mettre sous la pression de 1.6 de la pression de service ; mais ce type d'essai à des inconvénients,

- Mise hors service de la canalisation.
- Disponibilité de l'eau.
- Séchage peut être difficile, l'eau est vectrice de corrosion.
- Croissance de défauts sub-critiques.
- Informations limitées sur les risques futurs
- 

#### **II.4. 2 Outil intelligent**

C'est une technologie de pointe qui permet de détecter les déformations, fissures à l'endroit exacte sur de longues distances de canalisations. Cependant, il y a mais il ya des cas où on ne peut pas utiliser l'outil intelligent. Nous pouvons citer :

- La canalisation télescopique.
- La canalisation courte ou de petit diamètre.
- Coudes et cintrages de faible rayon.
- Vannes à ouvertures non-intégrales.
- Pressions et/ou débits faibles.

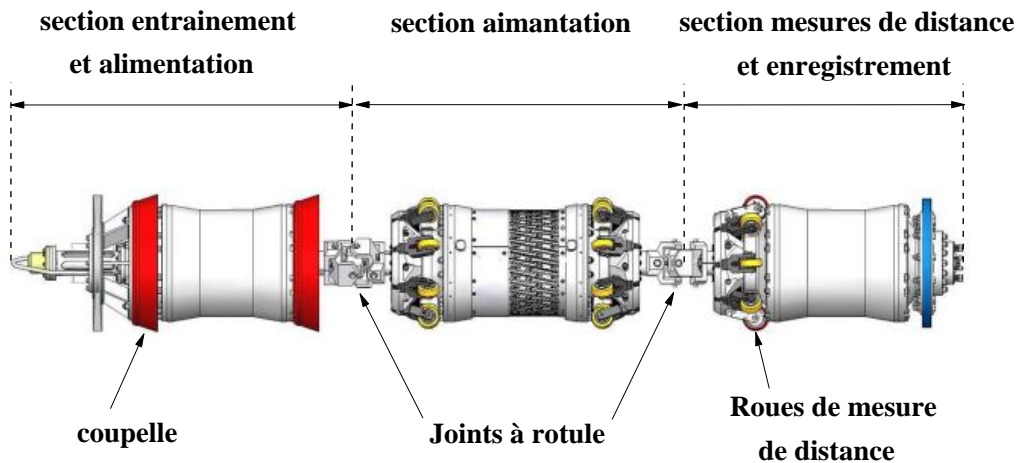


Figure II.7 : Piston instrumenté basé sur le principe de perte de flux magnétique [17]

Cette technique utilise de puissants aimants induisant un flux magnétique dans la paroi de la conduite. Des capteurs placés entre les pôles détectent tout changement d'intensité résultant d'une perte de métal ou d'un changement d'épaisseur. Ces capteurs se sont considérablement améliorés au point où la détection des pertes de métal et même possible au niveau des cordons de soudure et sur la face interne et externe de la paroi. Ils peuvent même être adaptés pour mesurer l'épaisseur absolue de la contrainte. La quantité de données enregistrées s'est considérablement accrue à tel point que BRITISH GAS, dans un document affirme que l'équivalent de la bible était enregistré toutes les six secondes [17].

### II.4. 3 La radiographie

C'est une méthode qui utilise la propriété des rayons  $X$  ou  $\gamma$  de faible longueur d'onde, aptes à traverser la matière. L'intensité du rayonnement est modifiée durant sa traversée selon qu'il rencontre le matériau sain ou les défauts inclus.

Le récepteur radiographique placé derrière l'objet enregistre les variations du faisceau émergent ce qui se traduit par une image ou un film comportant des différences de densité ou contraste, montrant les imperfections de la matière.

Ce contraste entre l'image d'un domaine contenant un défaut et celle d'un domaine exempt de défaut permet à l'observateur de distinguer l'imperfection. Cette méthode permet :

- La détection de la corrosion interne ou externe des tuyauteries calorifugées ou non
- La recherche d'obstructions de tuyauteries ou d'accessoires
- Le contrôle de position d'accessoires (clapets...)

#### **II.4. 4 Contrôle par ultrasons**

Pour des raisons de sûreté et des exigences de construction en eaux profondes ainsi qu'opérationnelles toujours plus strictes, le contrôle automatisé par ultrasons remplace progressivement le contrôle radiographique pour l'inspection des soudures circulaires de pipelines.

Cette technologie utilise les temps de parcours d'une onde ultrasonore (perpendiculaire à la surface des tubes) dans le fluide transporté et le métal des tubes pour évaluer la distance entre le capteur et les faces internes et externes des tubes sur lesquelles l'onde se réfléchit partiellement. La différence de ces deux distances permet d'avoir une lecture directe de l'épaisseur du tube mais elle est très sensible à la propreté interne des tubes. Les méthodes ultrasonores utilisées pour l'inspection sont largement détaillées dans les travaux d'Ogilvy et al. [18], Margetan et al. [19], et dans les publications de l'American Welding Society [20].

#### **II. 5 Méthodes de réparations (réhabilitations) des pipelines.**

Après l'évaluation de l'endommagement, s'effectuera le choix du type de réparation selon :

- La géométrie de la canalisation (Diamètre ; cintrage ;...)
- La nuance de l'acier de fabrication de l'acier.
- La localisation de la canalisation.
- Des conditions d'exploitation.
- La localisation du défaut.

- La nature et dimension du défaut

### II.5. 1 Ré-enrobage

Ce type de réparation s'effectue dans le cas où l'enrobage a été touché ou après une intervention sur le pipeline pour remettre son isolation initiale.



Figure II.8 : (a) réparation de surface pour réfection enrobage, fuite de bentalha (Oran, Algérie), (b) réfection enrobage

Il faut procéder comme suit :

- Préparation de la surface
- Choix du revêtement adéquat (compatibilité)
- Application du revêtement sur la conduite
- Contrôle du revêtement

### II.5. 3 Coupe et remplacement après vidange et inertage

Cette méthode est préconisée lorsque la partie endommagée perd les propriétés mécaniques pour lesquelles le pipeline a été conçu.



Figure II.9 : Changeement du tronçon endommagé d'une canalisation, (a) découpage, (b) ré-soudage

La réhabilitation apportée consiste au changement partiel de la ligne de canalisation. Vu le coup élevé de cette opération, elle reste la solution finale pour réparer la structure endommagée.

## II. 6 Réparation des structures par patch en composite

Pendant presque deux décennies, des matériaux composites ont été employés pour réparer et renforcer des pipelines de transmission. Cet effort a été accompagné d'un choix étendu d'analyse et de programmes d'essais par des compagnies d'exploitation de pipelines, des organisations pour la recherche, et des concepteurs [1-21].

Des matériaux composites ont été employés pour la réparation des structures des pipes et d'autres équipements pendant plusieurs années. Cependant, l'utilisation originale des matériaux composites était de réparer les canalisations corrodées où l'intention était de reconstituer la force à la section endommagée de la canalisation. En plus de réparer la corrosion, les matériaux composites ont été utilisés avec succès pour réparer des entailles, des courbures, des coudes et des canalisations offshore. Aujourd'hui, la plupart des compagnies d'exploitation de pipelines utilisent principalement les matériaux composites dans les programmes de réhabilitation et de réparation.

Au cours des quinze dernières années, les matériaux composites en fibres de verre ont été utilisés dans le renforcement des pipelines, la réparation des corrosions et des endommagements mécaniques des pipelines on shore où la charge primaire est la pression interne [22]. La maîtrise des techniques de réparation dans les pipes offshore telles que des canalisations verticales exige une compréhension complète des profils complexes de charge, de pression, de tension, de recourbement, interne et externe significative.

L'institut de technologie du gaz a préparé un rapport final, «développement des matériaux de fibres de verre pour le service de pipeline du gaz naturel» pour évaluer le système de réparation. Ce document a été réalisé durant la période de janvier 1987 à mars 1994 ; puis il a été élargi vers la réparation des dommages mécaniques. En 1997, le système 'Armor Plate Pipe Rap' a démarré [23-24-25]. Ce système utilise un matériau de fibres de verre imprégné à matrice d'époxyde pour résister à des conditions d'environnements particulières, y compris des applications sous-marines, des températures élevées et le temps froid.

Une fois l'édition 2000 de l'Office of Pipeline Safety (OPS) publiée, l'utilisation des matériaux composites s'est considérablement élargie et par conséquent, le nombre de fabricants intéressés à cette technologie de réparation a également augmenté.

En 2000, on assiste au début du programme d'évaluation des possibilités de Perma-Wrap, qui est un système semblable au ressort d'horloge puisqu'il utilise une coque dure avec un adhésif installé entre les couches [24-25]. Plus tard, Black-Diamond Composite Wrap est développé. Bien que semblable en nature à Armor Plate's Pipe Wrap, ce système a l'avantage supplémentaire d'utiliser les fibres de carbone, qui ont en moyenne un module élastique qui est de l'ordre de deux fois le module élastique de la fibre de verre. Nombre d'autres travaux ont continué à développer des produits de réparation par matériaux composites.

Des chercheurs [26] ont travaillé sur des polymères renforcés par des fibres (PRF) pour la réparation et la réhabilitation des pipelines. Ils ont développé un modèle théorique avec des expressions de contraintes et des courbes circulaires des contraintes. Cette étude s'est concentrée sur l'application du polymère renforcé par des fibres sur les pipes en acier.

Les Composites de Polymère Renforcés par des Fibres (CPRF) ont établi une position forte comme moyen efficace pour la réparation et la réhabilitation de l'infrastructure. L'utilisation



de PRF dans la réparation et la réhabilitation des pipelines est un nouveau concept qui a le potentiel d'améliorer la manière que nous empruntons pour réparer des canalisations.

### II.6. 1 Conception de système de réparation en matériau composite

Les conditions des conceptions structurales fondamentales de la réparation en composite guidant effectivement l'architecture du matériau composite et les options géométriques sont énumérées comme :

- Prévenir le gonflement de la section corrodée du pipeline pendant la pressurisation.
- Assurer un renforcement suffisant de sorte que les moments de flexion et d'autres charges demeurent inférieurs aux valeurs permises.
- Maintenir une bonne adhérence entre les interfaces dans la zone de réparation.



Figure II.10 : (a) Installation de la moitié de la coquille du composite en carbone, (b) réparation finale en composite

D'autre part, les conditions secondaires pour faciliter l'installation, la viabilité économique, le contrôle de qualité aussi bien que l'intégrité structurale pendant l'installation, la résistance aux chocs et l'absence de la corrosion galvanique.

La figure II.10 présente l'application d'une réparation par patch en composite sur un pipeline.



## II.6. 2 Performance des matériaux composites à long terme

Une question souvent posée concerne l'efficacité à long terme de la performance d'utilisation des matériaux composites. Pendant des décennies, ces matériaux ont été utilisés dans l'industrie aéronautique avec succès. Cependant, la différence fondamentale de réparation des canalisations est le mode de chargement. Quand un patch en composite est collé sur la surface extérieure d'un pipeline, la réparation est sous le même chargement en pression que le pipeline. Pour cette raison, les réparations sont typiquement conçues pour prédéterminer de conception. Ceci est réalisé en optimisant les épaisseurs et les rigidités des patches composites.

L'effet des charges cycliques de pression sur la performance d'une réparation en composite est tout à fait important en travaillant sa rigidité. De nombreuses études réalisées concernent l'amorçage et la propagation des dommages pendant la fatigue du matériau composite. Quoique la performance à long terme des composites comportant des dégradations physiques et chimiques, soit de grande importance dans les applications de canalisation, les données reflétant les conditions environnementales appropriées sont encore modérées [27-28].

Deux parties importantes de l'étude de la performance à long terme des matériaux composites sont présentées ci-dessous :

- Des matériaux composites sont employés pour réparer des corrosions significatives. La plupart des constructeurs déclarent qu'ils peuvent réparer des profondeurs de corrosion jusqu'à 80%. Bien qu'il n'y ait aucun doute que la plupart des matériaux composites peuvent être utilisés dans les réparations de profondeurs de corrosion de cette grandeur sous chargement cyclique, les confirmations dans la littérature restent limitées.
- Un programme de recherche a été entrepris pour évaluer la performance des échantillons des pipelines enterrés ayant simulé la réparation de corrosion par les matériaux composites.

Les résultats des deux programmes ne permettent pas de comprendre quelles limitations existent concernant la performance à long terme des réparations en matériaux composites des pipelines usés. Une méthodologie est présentée pour estimer la durée de vie d'une réparation utilisant des données réelles durant toute la vie d'une canalisation sous pression cyclique. Les composants nécessaires pour ce calcul sont un nombre de cycles à la rupture déterminé expérimentalement et une durée de vie de la canalisation sous pression cyclique.

Afin d'enrichir le domaine de l'expérience, l'état du département des transports de la Californie (CALTRANS) a effectué des essais pour évaluer la performance à long terme des matériaux composites pour des applications d'infrastructure telles que les colonnes de pont en routes [22]-[29]. Ce rapport fournit des données sur les effets de l'exposition environnementale, sur les propriétés mécaniques et physiques de réparation de carbone/époxyde et en verre/époxyde soumis à 10.000 h dans l'eau salée, la chaleur sèche au 60 °C et les conditions humidité-chaleur à 38°C.

### **II.6. 3 Système de réparation hors circuit de pipeline en matériau composite en carbone**

L'analyse montre que les systèmes de réparation en matériaux composites sont, en moyenne, 24% moins coûteuses que les réparations soudées et 73% que le remplacement complet de la section endommagée du pipeline [2]. Les systèmes de réparation en matériaux composites ralentissent également la croissance externe de corrosion en limitant les dommages de l'environnement tandis que la canalisation reste en service. De plus, ils sont devenus rentables dans la réparation des autres tuyauteries endommagées telles que les lignes d'égout corrodées, les réserves municipales en eau, la tuyauterie et la canalisation de traitement. Fréquemment, les matériaux composites utilisés sont à base des fibres de verre, d'aramide ou de carbone.

Des recherches effectuées par [26] ont prouvé que les matériaux composites renforcés en fibres de carbone, sont plus performants que ceux renforcés avec des fibres en verre ou d'aramide car ils améliorent la capacité de la pression interne ultime des pipes, augmentant de manière significative la force, la durabilité, et les propriétés non-corrosives du système.

Afin d'évaluer l'efficacité d'un système donné de réparation, il est courant de réaliser un défaut dans un spécimen de pipe, puis de procéder à la réparation de la région endommagée, puis d'appliquer une pression monotone jusqu'à ce que la défaillance se produise. Il est à noter que, la taille et la forme de la région du défaut peuvent avoir un effet significatif sur la qualité de réparation réalisée.

D'autres recherches [2] ont étudié la réparation d'un pipeline après la création d'un défaut et le traitement de surface puis l'application du patch composite. D'abord, deux adhésifs ont été mélangés selon des méthodes appropriées ; ils ont ensuite servis à remplir le défaut, figure

II.11 Le tissu de carbone a été imprégné de pré-polymère mélangé d'époxyde/amine de basse viscosité utilisant un rouleau d'adhésif. Après que le tissu ait été correctement saturé, il a été enroulé autour du pipeline et un autre adhésif frais a été appliqué en utilisant la tension des mains pour tirer le tissu humide tout en gardant la ligne centrale de l'enveloppe au centre du défaut.

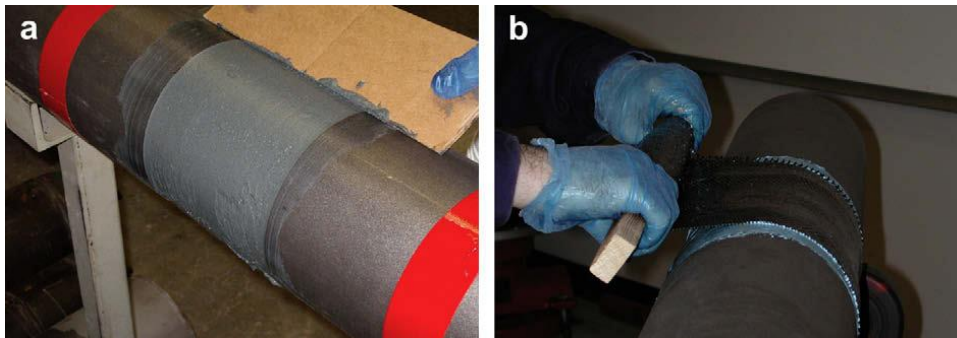


Figure II.11 : Processus de réparation de la pipe. (a)- l'application de l'adhésif.

(b)- l'emballage du défaut avec le tissu en carbone et l'adhésif

Ce procédé d'application est montré sur la figure II.11.b. Pendant que l'enveloppe est appliquée, les bulles d'air sont évacuées de force à l'aide de la pression des mains. Un total de six couches d'enveloppe de carbone/époxyde ont été employées pour couvrir le pipeline, donnant à la réparation (à l'exclusion du mastic époxyde) une épaisseur de 3.1 millimètres. Enfin, le système est mis en traitement de 24 heures dans un environnement de température ambiante, avant le commencement de l'essai selon la figure II.11.

Le test de rupture consiste à appliquer une pression d'eau verticale sur la réparation pour s'assurer que le système est étanche. L'essai est réalisé avec une pression d'air par unité d'énergie hydraulique employée dans la pipe. La pompe hydraulique a été reliée au pipeline et un capteur a été utilisé pour enregistrer la pression dans la ligne. La pompe projette l'eau dans le récipient à pression jusqu'à ce que la rupture se produise. La pression interne exigée pour endommager le pipeline est enregistrée.

## II. 7 Autres Méthodes de réparations des structures métalliques

Il est bien connu que la singularité en pointe de défaut (fissure, entaille) contribue à accentuer sa progression. Ce qui tend à réduire la durée de vie des structures endommagées. Une des techniques les plus répandues permettant de réparer les effets néfastes d'un défaut, consiste à éliminer cette singularité par enlèvement de matière [30-31]. Dans ce cas on trouve le moulage et le perçage au voisinage du défaut.

### II.7. 1 Méthode de meulage

Cette technique de réparation est basée sur le principe d'élimination des défauts par enlèvement de matière figure II.12. Elle permet ainsi d'éliminer la singularité créée par le front de la fissure.

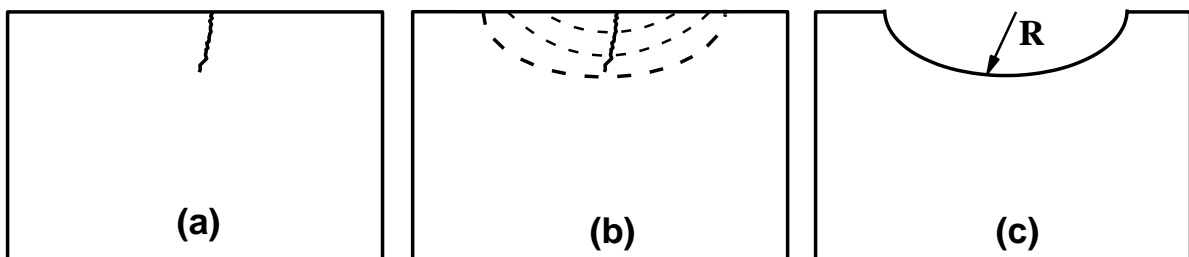


Figure II.12 : Méthode de meulage, (a) défaut de fissure, (b) réparation par meulage, (c) structure après réparation

C'est une technique simple qui nécessite des moyennes moins coûteuses. Le meulage peut donner de bons résultats en termes de durée de vie des structures réparées. Cependant, Cette technique peut fragiliser la structure du fait de la diminution localisée de la section. Cela nécessite une vérification par calculs de la tenue mécanique de telles structures après réparation.

Elle est souvent recommandée dans le cas des réparations des fissures dans des structures épaisses (appareils à pression, rails, ...) [32]. Elle est aussi utilisée comme technique de parachèvement dans le cas des joints soudés en vue de permettre l'extension de leur durée de vie [33].

## II.7. 2 Méthodes de perçages

Le perçage d'un trou en fond d'une fissure permet un arrêt temporaire de la propagation de la fissure. Cette méthode est basée sur la modification géométrique en fond de la fissure. C'est une méthode largement répandue pour la réparation des structures métalliques endommagées [34]. Elle est effectuée dans le but d'en augmenter la durée de vie ce qui entraîne une réduction de la contrainte maximale (figure II.13). Cette technique apporte différents avantages ; elle est simple à réaliser, reproductible et utilisable pour des structures qui ne sont accessibles que dans d'un seul coté. Elle permet de garder la structure en service en attendant un éventuel changement de la pièce endommagée. L'amorçage de la fissure est retardé par le perçage du trou et la durée de vie augmente avec l'accroissement du diamètre du trou. Le perçage d'un ou plusieurs trous autour du défaut est une autre méthode proposée par plusieurs chercheurs pour réparer la structure fissurée [35]-[36].

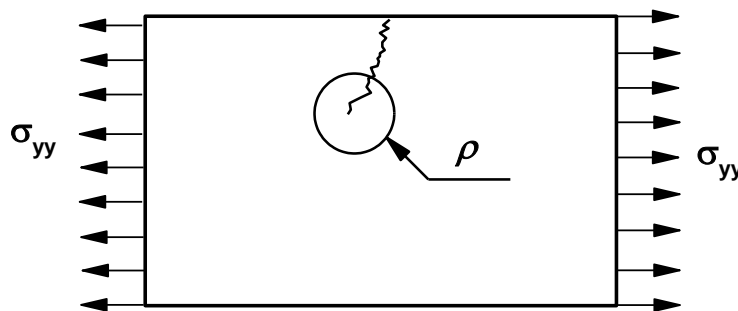


Figure II.13 : perçage au fond de la fissure

Ce processus de réparation cause le retard de propagation de la fissure. Un plus grand rayon de trou réduit le facteur de concentration de contrainte, mais il faut cependant faire attention à la diminution de la section du ligament restant.

Dans d'autres études, [37] propose une approximation pour le facteur de concentration de contrainte. Pour un trou percé en fond d'une fissure le facteur de concentration de contrainte est donné par la formule suivante :

$$K_t = 1 + 2\sqrt{a/\rho} \quad (I.1)$$

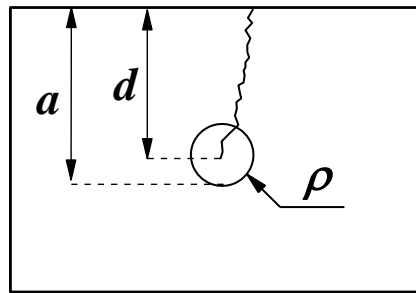


Figure II.14 : Dimensions géométrique de la fissure et trou de réparation

Avec  $d$  est longueur initiale de la fissure,  $\rho$  est rayon du trou percé,  $a=d+\rho$  est longueur de la fissure après perçage

### II.7. 3 Les paramètres influençant l'amorçage de la fissure

Le retard à la propagation d'une fissure après perçage en fond de celle-ci dépend de plusieurs paramètres tels que l'influence du diamètre du trou, la position du trou par rapport au fond de fissure et le nombre de trous destinés à la réparation de la fissure.

#### a- Influence du diamètre du trou

La méthode de perçage d'un trou à la pointe de la fissure est souvent utilisée dans la réparation des dommages de rupture. [38]-[39] Des études expérimentales ont été menées sur des ponts métalliques afin de stopper la propagation des fissures par la technique de perçage. La plus part des études ont discuté l'importance de la technique de réparation par perçage, mais l'effet de la position du trou de réparation ainsi que son diamètre n'ont pas été étudié. Afin d'obtenir une meilleure réparation, Qi [40] propose que les diamètres des trous de réparation soient de 10 à 15 % de la longueur de la fissure. [41] ont étudiés le facteur d'intensité de contrainte d'une plaque en matériau composite réparée par des trous de différents diamètres.

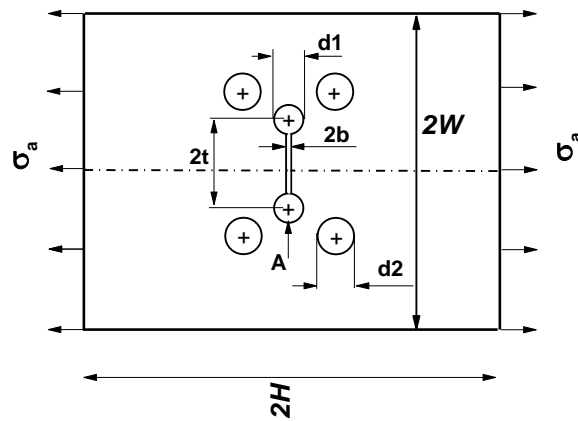


Figure II.15 : Configuration de l'éprouvette réparée par perçage [30]

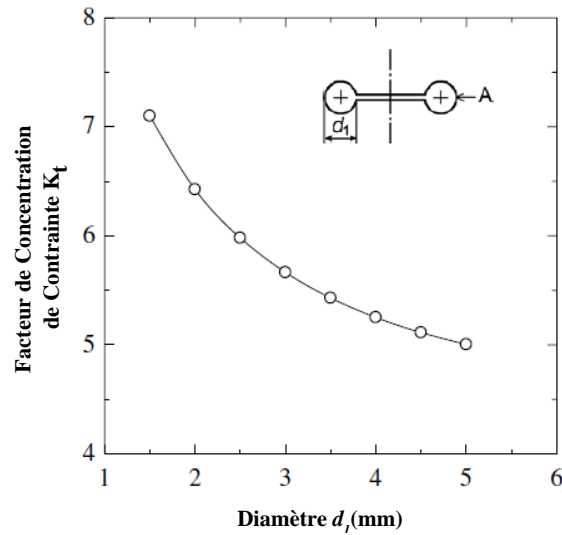


Figure II.16 : Influence du diamètre du trou de réparation sur la réduction du facteur de concentration de contrainte selon [30]

Les travaux de Murdani et al. [30], proposent une méthode qui consiste à percer une paire de trous à l'extrémité de la fissure d'une plaque rectangulaire uniforme soumise à une traction uniaxiale figure II.15. Afin de réduire les concentrations des contraintes quatre trous supplémentaires ont été percés au voisinage de la fissure. Plusieurs paramètres ont été étudiés dans le but étant d'optimiser la réparation par la technique de perçage.

L'existence d'un trou en pointe d'une fissure entraîne une réduction du facteur local de concentration de contrainte  $K_t$ , du fait de l'élimination de la singularité. Dans le domaine élastique, les contraintes locales peuvent être obtenues à partir du facteur de concentration de contraintes défini par :

$$K_f = \sigma_{\max} / \sigma_a \quad (I.2)$$

Où  $\sigma_{\max}$  est la contrainte maximale localisée au point A comme il est montré en figure II.15,  $\sigma_a$  est la contrainte nominale.

En figure II.16, la singularité de la fissure est éliminée par un perçage de deux trous au fond du défaut. L'évolution du facteur de concentration de contrainte est obtenue pour différentes valeurs du diamètre d1. Il est bien admis que l'augmentation du rayon du trou contribue à diminuer la contrainte maximale en pointe de fissure, et s'accompagne d'une réduction du facteur de concentration de contrainte  $K_f$ .

### b- Influence de la position du trou

L'efficacité de la réparation des fissures par la technique du perçage dépend aussi de la position du trou par rapport au fond de la fissure. Des études faites par [35]-[36] proposent un perçage des trous autour de la fissure afin de soulager la structure. Thomas et al. [35] ont étudiés la réduction du facteur d'intensité de contrainte en pointe de fissure par perçage des trous à une certaine distance du défaut. Goto et al. [42] montrent qu'un perçage d'un trou près de la pinte de la fissure augmente la durée de vie ainsi que l'influence sur la direction de propagation de la fissure.

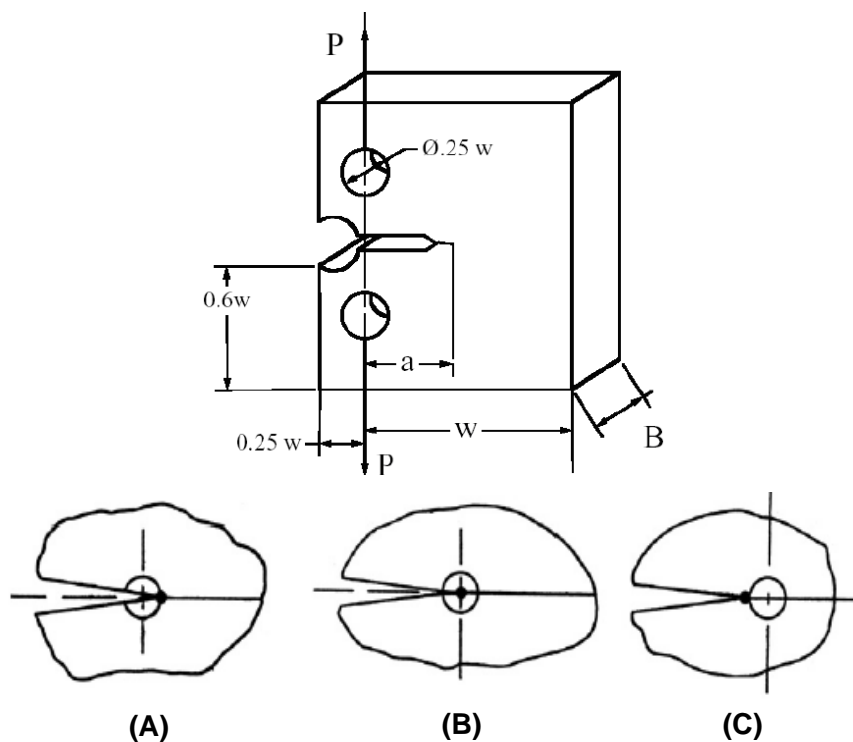


Figure II.17 : Différentes positions de perçage des trous [43]



Khoshravan et al. [43] ont analysés trois configurations de position du trou de réparation par rapport à une fissure centrale de profondeur ( $a$ ) sur une éprouvette CT (figure II.17) où :

- (A) perçage d'un trou de diamètre  $\phi$  situé à gauche de l'extrémité de la fissure.
- (B) perçage d'un trou de diamètre  $\phi$  centre à la fissure.
- (C) perçage d'un trou de diamètre  $\phi$  situé à droite de l'extrémité de la fissure.

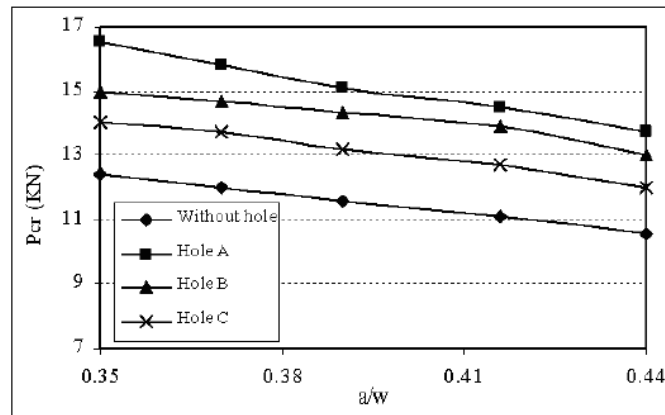


Figure II.18 : Évolution de l'effort de rupture  $P_{cr}$  pour différentes profondeurs de défauts  $a/W$  avec un trou de diamètre  $\phi=6$  mm [43]

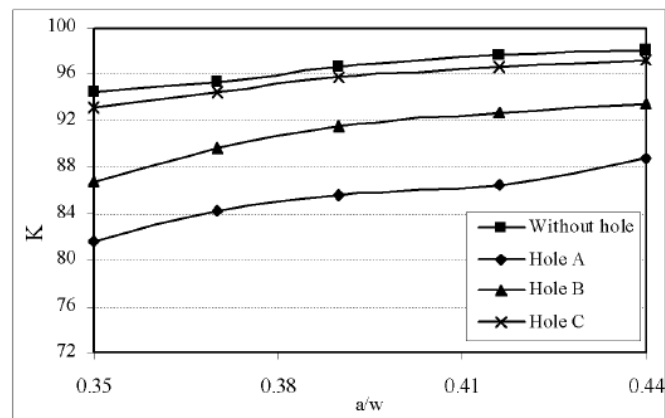


Figure II.19 : Évolution de  $K_c$  pour différentes profondeurs de défauts  $a/W$  avec un trou de diamètre  $\phi=6$  mm [43]

Après une analyse de l'éprouvette CT avec et sans réparation, une étude expérimentale est effectuée pour mesurer l'effort de rupture ( $P_{cr}$ ) en mode I. Les résultats de l'étude expérimentale sont présentés en figure II.18. Ils ont remarqués que l'effort de rupture est de

12.1 KN pour une éprouvette sans réparation, et qu'il croît à 13.4 KN pour une éprouvette réparée avec un trou de position (C), puis à 16.1 KN pour la position (B) et enfin à 18.6 KN pour la position (A).

En conséquence la position (A) du trou de réparation a augmenté l'effort de rupture de 54 %, la position (C) augmente l'effort de rupture de 11 % et la position (B) de 33 %.

[43] a évalué le facteur d'intensité de contrainte critique ( $K_c$ ) pour différents profondeurs de défauts  $a/W$ , (figure II.19). Les résultats obtenus montrent une réduction du  $K_c$  après la réparation par la technique du perçage. La position (C) du trou percé est meilleur que les deux autres positions (A) et (B) retenus pour la réparation de l'éprouvette fissurée.

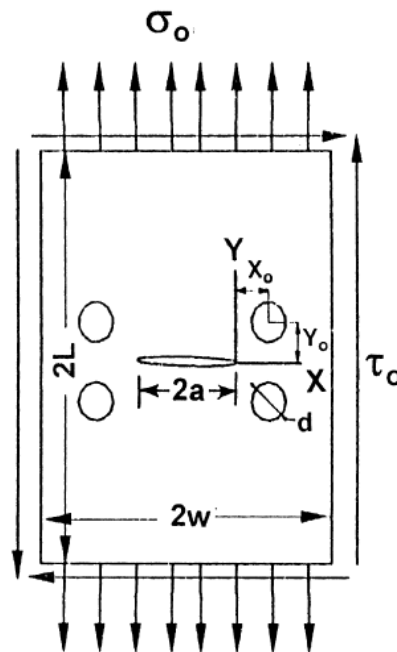


Figure II.20 : Position des trous de réparation dans l'éprouvette fissurée selon [35]

Thomas et al. [35] ont effectué des réparations de fissures par la technique de perçage. L'éprouvette endommagée est sollicitée en mode mixte. La méthode de réparation consiste à percer une paire de trous de part et d'autre des bords de la fissure, leurs axes sont situés à une distance  $Y_0$  de l'axe longitudinale de la fissure (figure II.20). Dans cette configuration, l'effet de réparation est examiné en faisant varier la position  $X_0$  et  $Y_0$  des trous de réparation.

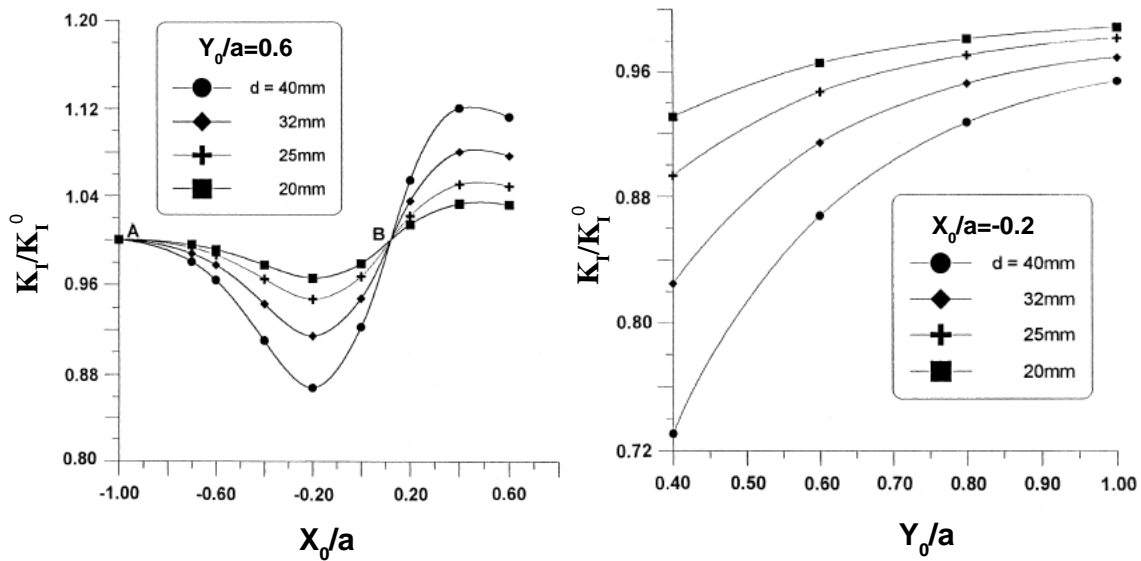


Figure II.21 : Évolution du facteur d'intensité de contrainte en fonction de la position horizontale et verticale en mode I [35]

La variation du facteur d'intensité de contrainte pour différents positions  $X_0$  et  $Y_0$  et différentes valeurs du diamètre de trou percé est montrée en figure II.21. [35] ont observé que la position optimale  $X_0$  où la réduction du facteur d'intensité de contrainte est maximale est localisée à 20% de la demi-longueur de la fissure dans le sens opposé au ligament. En outre Thomas et al. [35] ont constaté que l'augmentation de la position verticale  $Y_0$  du trou de réparation, augmentent la valeur du facteur d'intensité de contrainte.

Dans une autre recherche, Goto et al. [42] ont étudié l'effet d'un trou percé sur la durée de vie de propagation des fissures en variant la distance  $X_0$  entre le fond de fissure et l'axe du trou de réparation d'un rayon égal à 1 mm. Les valeurs de  $X_0$  variant entre 1.5 et 4 mm et la de valeur  $Y_0$  est égale à zéro. A partir des ces résultats expérimentaux, Goto et al. [42] ont mis en évidence une position optimale du trou située à  $X_0=2.25$  mm, qui permet de prolonger la durée de vie dans un rapport 3 par rapport à une structure non réparée. A partir d'une certaine distance  $X_0$ , la fissure risque de ne pas être influencée par l'existence du trou. Dans ce cas, celle-ci continue de se propager le long du chemin prévu initialement. Cela signifie que l'existence d'un tel trou n'a plus d'influence sur la propagation de fissure.

### c- Influence du nombre de trous destiné à la réparation de la fissure

Murdani et al. [30] ont étudiés l'efficacité de réparer les structures fissurées par la technique de perçage avec plusieurs trous autour du fond de la fissure. Dans d'autre travaux Murdani et al. [31] ont prouvé que l'augmentation du nombre de trous de réparation et la méthode avec laquelle se fait l'arrangement influe sur le facteur de concentration contrainte de l'éprouvette étudiée.

De même Ferdous et al. [44] ont remarqué que la valeur du facteur de concentration de contrainte local est influencée par l'augmentation des trous de réparation additionnels. Lorsque plusieurs fissures sont présentes dans une structure, plusieurs trous peuvent être usinés préventivement dans la structures afin de piéger une éventuelle fissure cherchant à se propager [45].

La figure II.22 montre l'évolution de la contrainte maximale pour une structure réparée avec la technique de perçage à deux, trois ou quatre trous alignés le long de la direction horizontale ainsi que la direction verticale.

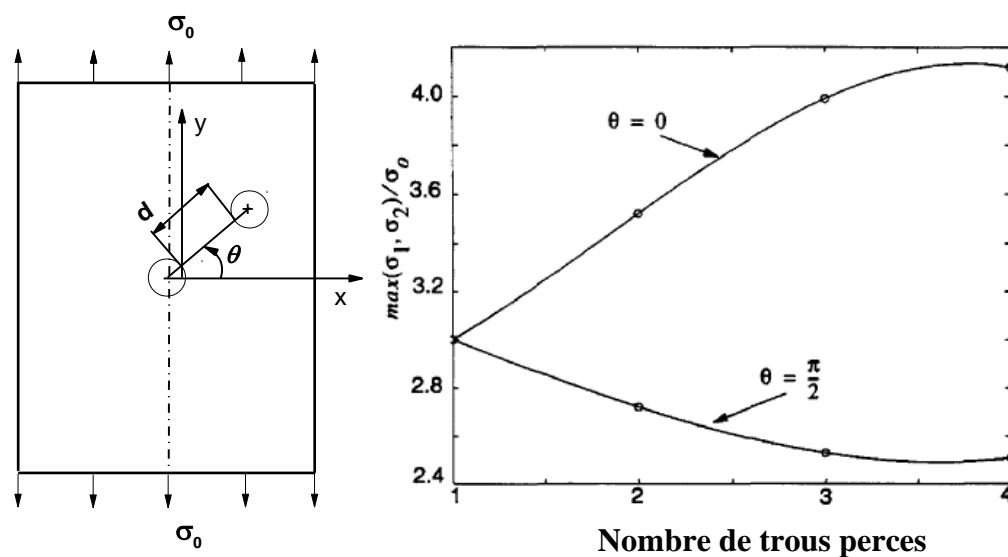


Figure II.22 : Évolution des contraintes maximales en fonction du nombre de trous réservés pour la réparation selon [45]

AL-OSTAZ et al. [46] ont remarqué que lorsque les trous sont arrangés suivant une ligne perpendiculaire à la charge appliquée, les contraintes maximales croient avec l'augmentation

du nombre de trous percés. Une tendance inversée est observée lorsque les trous de réparation sont orientés dans le sens vertical.

## **II. 8 Conclusion du chapitre II**

Depuis l'implantation des composites en réparation des structures métalliques et les pipes transportant des hydrocarbures, des efforts ont été menés afin de proposer des solutions de réparation adaptées à ces matériaux. Dans un premier temps, les seules solutions possibles pour les canalisations endommagées étaient de les remplacer par d'autres ou de leur souder une nouvelle section. Parmi toutes les réparations recensées, la réparation par collage d'un patch composite est aujourd'hui employée pour la résolution des problèmes industriels liés aux pipelines. Cette technique de réparation nous semble la plus prometteuse pour résoudre rapidement et à moindre coût les dommages de canalisation.

**References**

- [1] Chris Alexander, Assessing the state of composite repair systems, Jr pipe line and gas technology, July 2009.
- [2] J.M. Duell a, J.M. Wilson a, M.R. Kessler b,\* Analysis of a carbon composite overwrap pipeline repair system Jr. International: Pressure Vessels and Piping 85 (2008) 782–788.
- [3] Mohitpour M, Golshan H, Murray A. Pipeline design and construction: a practical approach. 2nd ed. New York, NY: ASME Press; 2003. p. 499–518.
- [4] Chapetti MD, Otegaui JL, Manfredi C, Martins CF. Full scale experimental analysis of stress states in sleeve repairs of gas pipelines. International Journal of Pressure Vessels and Piping 2001;78:379–87.
- [5] Koch GH, Brongers MP, Tompson NG, Virmani YP, Payer JH. Corrosion cost and preventative strategies in the United States. Federal Highway Administration, Office of Infrastructure Research and Development; 2001. p. 260–311.
- [6] BELLAHCENE Tassadit. Etude de la nocivité des défauts dans les canalisations sous environnement hydrogène. Thèse de doctorat de génie mécanique Université Mouloud Mammeri de Tizi-Ouzou 2008.
- [7] Fitness-for-Service. API Recommended Practice 579, 1st ed. American Petroleum Institute, January 2000.
- [8] M. E. Mayfield, W. A. Maxey, and G. M. Wilkowski, “Fracture Initiation Tolerance of Line Pipe“, Paper F, 6th Symposium on Line Pipe Research, American Gas Association, Houston, Texas, 1979.
- [9] M. ALLOUTI. Étude de la nocivité de défauts dans les canalisations de transport de gaz tels les éraflures, les enfoncements ou leurs combinaisons, Thèse de Doctorat, Université Paul Verlaine de Metz, 2010.
- [10] Julien CAPELLE. Étude de la nocivité d’un défaut de type éraflure sur une conduite destinée au transport de gaz naturel soumise à une pression d’hydrogène, Thèse de Doctorat, Université Paul Verlaine de Metz, 2008.
- [11] G. Pluinage, “Méthodes d’analyse limite pour les tuyaux présentant des défauts tels des cratères de corrosion, des fissures et des indentations“, Forum Alpha Hydrogène, 2005.

- [12] H. Adib-Ramezani, J. Jeong, G. Pluvinaige, "Structural integrity evaluation of X52 gas pipes subjected to external corrosion defects using the SINTAP procedure", International Journal of Pressure Vessels and Piping, Volume 83, Issue 6, Pages 420- 432, 2006.
- [13] J. B. Choi, B. K. Goo, J. C. Kim, Y. J. Kim and W. S. Kim, "Development of limit load solutions for corroded gas pipelines", International Journal of Pressure Vessels and Piping, Volume 80, Issue 2, Pages 121-128, February 2003.
- [14] Cécil Adam. L'inspection des pipelines par racleurs instrumentés, Société du Pipeline Méditerranée-Rhône
- [15] Effets du magnétisme terrestre, Commission géologique de Canada, 2008.
- [16] ACPRE. Risk Management Program Standard" (for use in the Pipeline Risk Management Demonstration Program), Produced by the Joint Risk Management Standard Team, The Office of Pipeline Safety, American Petroleum Institute, Interstate Natural Gas Association of America, National Association of Pipeline Safety Representatives, Gas Research Institute (1996).
- [17] M. HAFIFI. Inspection en ligne et diagnostic. Direction de traitement de canalisation (DRC) SONATRACH. ARZEW.
- [17] OGILVY, J. A., Ultrasonic beam profiles and beam propagation in austenitic weld using a theoretical ray tracing model, Ultrasonics , v. 24, #6, p. 337, 1986.
- [19] MARGETAN, F. J., THOMPSON, R. B., YALDA-MOOSHABAD, I., ROSE, J. H., Influence of texture on backscattered ultrasonic noise, Review of Progress in Quantitative Nondestructive Evaluation (15), p. 1509-1516, 1996.
- [20] AMERICAN WELDING SOCIETY, Handbook on the Ultrasonic Examination of Austenitic Welds, 1986.
- [21] John F. Kiefner, Patrick H. Vieth, and Itta Roytman, Line PRCI, Line Pipe Research Supervisory Committee, Pipeline Research Committee of PRCI, Contract No. PR218-9304, Dec. 20, 1996.
- [22] Chris Alexander, Ozden O. Ochoa, Extending onshore pipeline repair to offshore steel risers with carbon-fiber reinforced composites, Composite Structures 92 (2010) 499–507.
- [23] Sylvain Popineau, Durabilité en milieu humide d'assemblages structuraux colles type ALUMINIUM/COMPOSITE. Thèse : Ecoles des mines de paris 2005. P10-11.

- [24] Sparks CP, Odru P. Composite riser tubes: defect tolerance assessment and nondestructive testing. Offshore technology conference paper no. OTC 6894. Houston, Texas, May; 1992.
- [25] A. K. Escoe; Piping and Pipeline Assessment Guide, Publisher: Gulf Professional Publishing of Elsevier; 1 edition, USA, (2006).
- [26] Houssam Toutanji, Sean Dempsey, Stress modeling of pipelines strengthened with advanced composites materials, *Thin-Walled Structures* 39 (2001) 153–165.
- [27] Offshore Standard DNV-OS-C501, Composite Components; 2003.
- [28] Ochoa O. O. Composite riser experience and design guidance, final project report for minerals management service-DOI, OTRC Library No. 10/06A176, 2006. <<http://www.mms.gov/tarprojects/490.htm>>.
- [29] Steckel GL, Hawkins GF. The application of qualification testing, field testing, and accelerated testing for estimating long-term durability of composite materials for caltrans applications, prepared for the state of California department of transportation by space materials laboratory, Contract no.59A0188, February 25; 2005.
- [30] Anggit Murdani, Chobin Makabe, Akihide Saimoto, Ryouji Kondou, A crack-growth arresting technique in aluminum alloy. *Engineering Failure Analysis* 15 (2008) 302–310.
- [31] Song PS, Shieh YL. Stop drilling procedure for fatigue life improvement. *Int J Fatigue* 2004;26:1333-9.
- [32] J. L. DESIR, Examples of repair welding of heavy machinery subject to breakage due to low frequency alternating stresses. *Engineering Failure Analysis*, v.8 Issue 5, p. 423-437, 2001.
- [33] A. TRICOTEAUX, S. DEGALLAIX, J. CLAYES. Influence of welding parameters and TIG dressing on the fatigue life in high strength structural steel weldments, *MAT-TEC* 92, L. Castex et al Eds, I.I.T.T., p. 115-121, 1992.
- [34] J. MATHAR. Determination of Initial Stresses by Measuring the Deformation Around Drilled holes, *Arch Eisenhüttenwesen*, 6 p.277-281 et *Trans. ASME*, V56(4), p.249, 1934.
- [35] Thomas SB, Mhaskar MJ, Sethuraman R. Stress intensity factor of circular hole and inclusion using finite element alternating method. *Theor Appl Fract Mech* 2000;33:73-81.
- [36] C.S. SHIN, C.M. WANG, P.S. SONG. Fatigue damage repair: a comparison of some possible methods. *International Journal of Fatigue*. v.18, Issue 8, p.535-546,1996.



- [37] C. E. INGLIS. Stress in a plate due to the presence of cracks and sharp corners. Philosophical Transaction of the Royal Society series A, v.215, p.119-233, 1913.
- [38] Natoriesh T., Asaoka T. and Inada I. , "Repair Practice of Steel Bridges"Yokogawa Bridge Works, PP 63-90(1992).
- [39] Ichikawa A., "Problems in Maintenance of Railway Steel Structures and Examples of Retrofitting and Reinforcement", Bridge and Foundation Engineering, 28(8), PP 17-21(1994).
- [40] Qi D.M., "Stop and Balancing Holes for the Improvement of Structural Integrity", M.Sc. Thesis, Cranfield Institute of Technology (1986).
- [41] Dirikolu M.H. and Aktash A., "Analytical and Finite Element Comparisons of Stress Intensity Factors of Composite Materials", Composite Structures, 50, PP 99-102(2000).
- [42] M. GOTO, H. MIYAGAWA, H.N. ISITANI. Crack growth arresting property of a hole and brinell-type dimple. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures. v.19, No. 1, p. 39-49,1996.
- [43] M. R. Khoshrovan, A. Hamidi. Numerical Analysis of the Influence of Stopping Holes in the Crack Growth. JAST, Vol. 4, No. 1, pp 9-16. Iranian Aerospace Society, March 2007.
- [44] Md. Shafiul. Ferdous, Chobin. Makabe, Muhammed. Sohel Rana, Tatsujiro. Miyazaki "Improving the fatigue strength of a multiple hole specimen by applying additional holes or notches", Engineering Failure Analysis 18 (2011) 75–87.
- [45] Nishimura, T., 2005. Experimental and numerical evolution of crack arresting capability due to a dimple. Journal of Engineering Materials and Technology 127 (2), 244-250.
- [46] A. AL-OSTAZ, I. JASIUK. Crack initiation and propagation in materials with randomly distributed holes. Engineering Fracture Mechanics Vol. 58. Nos 5-6. Pp. 395-420, 1997.

**Chapitre III**  
**Simulation et Méthodes Numériques**

### III. 1 Introduction

Depuis son introduction la méthode numérique basée sur la méthode des éléments finis étendue, développée à Northwestern University, est largement utilisée dans la résolution des problèmes de mécanique de la rupture. Le terme original eXtendedFinite Element Method (XFEM) est introduit par Moes, Dolbow et Belytschko [1]. Qui ont développé cette méthode en proposant l'introduction d'une fonction échelon pour enrichir les éléments complètement séparés par une fissure. Depuis, la méthode a été continuellement améliorée et développée, pour l'analyse de la bifurcation de la fissure [2] ou pour la modélisation tri-dimensionnelle [3]. Une description de l'implémentation numérique de la méthode des éléments finis étendue, pour le cas statique a été également publiée par Sukumar et Prévost [4].

Des calculs tridimensionnels par éléments finis ont ensuite été réalisés avec le code de calcul Abaqus/CAE™. La simulation numérique du comportement des éprouvettes normalisées CT (Compact Tension) sollicitées en mode I ont été étudiés. Un des avantages de cette géométrie d'éprouvette est l'obtention de la formule analytique du facteur d'intensité des contraintes en mode d'ouverture donnée par Tada [5]. Si le comportement de ces éprouvettes en cours d'essai est parfaitement élastique, la détermination de la ténacité se fait à partir de la mesure de la force à rupture ; valeur facilement identifiable du fait d'une instabilité de la propagation de fissure lorsque l'échantillon est sollicité en force.

### III. 2 Présentation du code de calcul Abaqus/CAE™

#### III.2. 1 Code de calcul Abaqus/CAE™

Abaqus/CAE™ est un code de calcul qui résout les problèmes de divers champs par la technique des éléments finis (M.E.F). Dans ce cadre il présente un système complet intégrant non seulement les fonctions de calculs proprement dites mais également les fonctions de construction du modèle (pré-processeur) et les fonctions de traitement des résultats (post-traitement). Abaqus/CAE™ est un programme qui traite des problèmes d'élasticité linéaire dans les domaines statiques et dynamiques, des problèmes non linéaire, des problèmes thermiques etc...

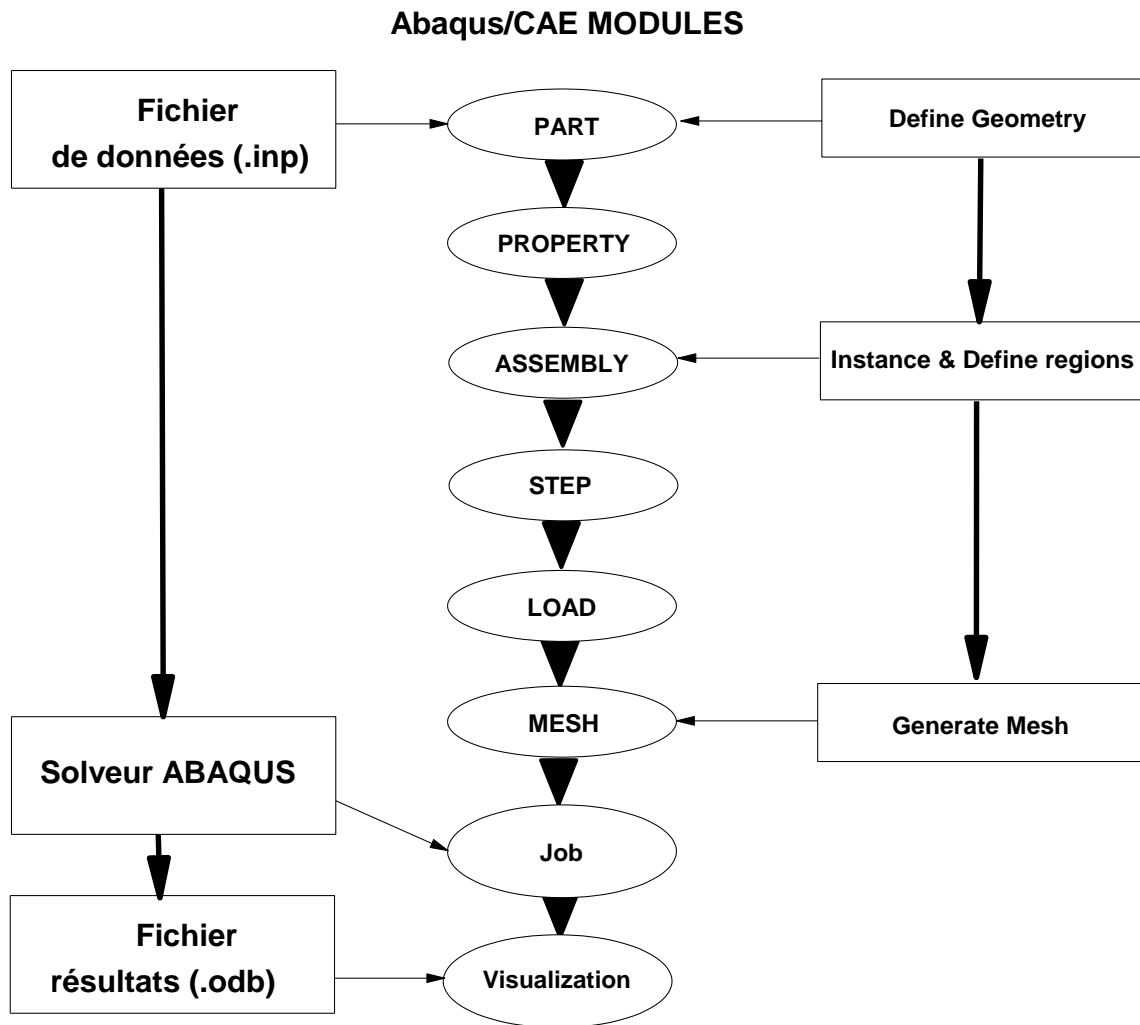


Figure III.1 : Étapes à suivre pour la programmation [6]

La résolution complète d'un calcul numérique s'effectue après un passage successif dans les modules suivants :

Part, Property, Assembly, Step, Interaction, Load, Mesh, Job (pour lancer le calcul) [6]. Dans le code de calcul Abaqus le fichier de données décrit les géométries, les matériaux, les conditions aux limites avec une extension (.inp) et le fichier de résultats décrit les contours et les courbes résultats avec l'extension (.odb).

### III.2. 3 Système d'unités dans le code de calcul Abaqus

Comme dans beaucoup de logiciels, il n'ya pas de système d'unités fixé. C'est à l'utilisateur de définir son propre système (tableau III.1).

Tableau III.1 : Système d'unités pour la programmation [6]

Masse	Longueur	Temps	Force	Pression	Energie
M	L	T	$MLT^{-2}$	$ML^{-1}T^{-2}$	$ML^2T^{-2}$
kg	m	s	N	Pa	J
g	mm	ms	N	MPa	mJ
Tonne	mm	s	N	MPa	mJ

Le tableau III.1 présente les différentes unités pour la résolution d'un problème mécanique avec le code Abaqus.

## III. 3 Simulation

### III.3. 1 Géométrie étudiée

Les géométries étudiées sont celles des éprouvettes normalisées CT. Cette structure comporte un défaut sous forme d'entaille axisymétrique débouchant de l'éprouvette. Le défaut est caractérisé par les deux dimensions suivantes : la profondeur du défaut mesurée longitudinalement  $a$  et le rayon d'entaille  $\rho$ . Les caractéristiques géométriques de l'éprouvette et le défaut sont représentées en figure III.3.

Toutes les dimensions sont exprimées en millimètre et l'épaisseur  $B = 5.84 \text{ mm}$

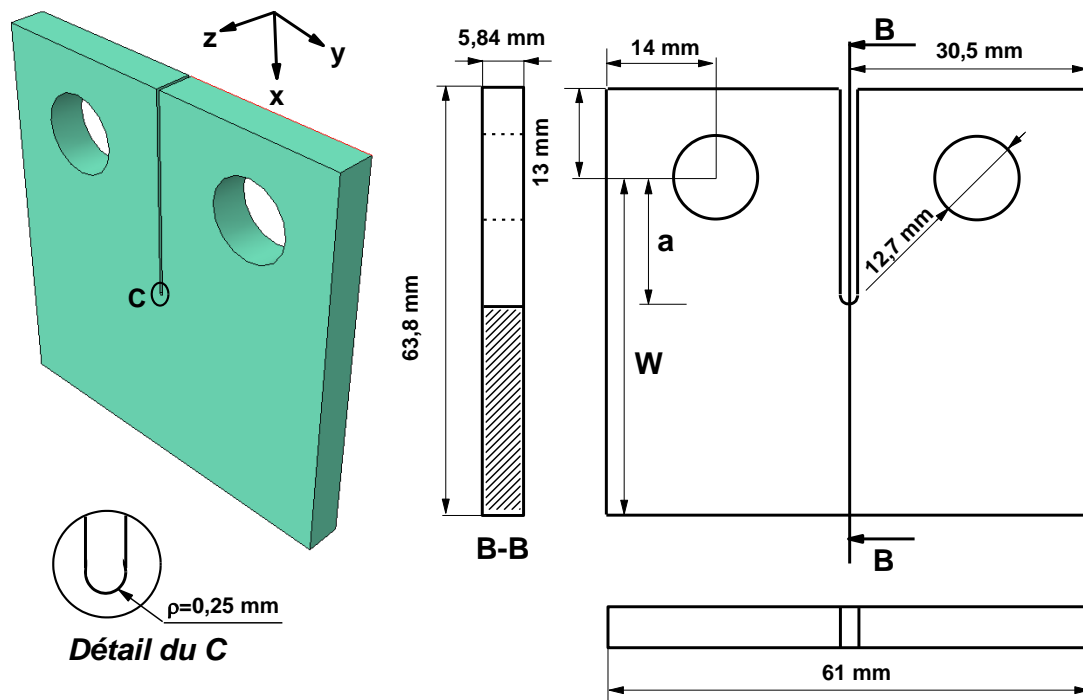


Figure III.2 : Géométrie et dimensions de l'éprouvette étudiée

### III.3. 2 Les conditions aux limites et les caractéristiques mécaniques du matériau utilisé

Tout calcul par éléments finis nécessite la définition des conditions aux limites. Pour commencer, il faut dire que la géométrie de l'éprouvette a été simplifiée en considérant moitié, car elle est symétrique par rapport au plan médian (figure III.3). Dans le plan x-z de l'éprouvette sont appliqués des conditions aux limites symétriques (le déplacement dans la direction y est ainsi bloqué).

La structure étudiée a été soumise à une force de traction dans la direction y. Le chargement est modélisé par une pression, définie sur les surfaces intérieures des trous de l'éprouvette CT. L'application de la force de traction sur l'éprouvette ainsi que les conditions de symétrie correspondantes sont présentées en figure III.3.

La valeur de la charge appliquée correspond à  $F=1000$  N. pour chaque profondeur, des charges de rupture vont être exercées. Les charges de traction pour les profondeurs des défauts  $a/W=0.2, 0.3, 0.4, 0.5$  et  $0.6$  sont obtenues à partir des essais de rupture statique sur

les éprouvettes CT, (tableau III.2 [7]). Le chargement est modélisé par une pression défini sur les surfaces intérieures des trous de l'éprouvette CT.

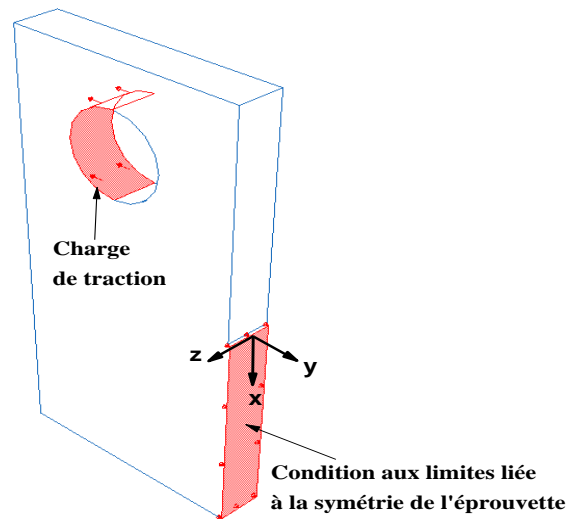


Figure III.3 : Application des conditions aux limites et chargement

Tableau III.2 : Charge de rupture en fonction de la profondeur d'entaille  $a/W$  pour les éprouvettes CT [7]

profondeur du défaut $a/W$	Charge de rupture en [N]
0.2	32098,33
0.3	25270.00
0.4	18988,33
0.5	12570.00
0.6	5878,33

L'éprouvette utilisée dans cette étude est en acier API 5L X52, un matériau fréquemment utilisé dans les structures des pipelines. Nous avons considéré que le comportement est élastique.

Tableau III.3 : Caractéristiques mécaniques de l'acier API 5L X52

Module de Young (E)	210 GPa
Coefficient de Poisson ( $\nu$ )	0.3
Densité	7.8

Les caractéristiques mécaniques de la nuance étudiée enregistrées dans le tableau III.3.

### III. 4 Effet du maillage

#### III.4. 1 Effet du type d'élément utilisé

Compte tenu de la géométrie de l'éprouvette employée, notre choix s'est porté sur une simulation tridimensionnelle et donc sur des éléments volumiques. Dans un premier temps pour analyser l'effet du maillage deux types d'éléments va être étudiés:

- Éléments hexaédriques avec la technique de formation Sweep.
- Éléments tétraédriques avec la technique de formation Sweep.

Les maillages correspondants sont donnés dans le tableau III.4.

Tableau III.4 : type d'élément utilisé pour la génération du maillage

Exemple	Type d'élément	Technique	Ordre géométrique
A	Hexaèdre	Sweep	Linear
B	Tétraèdre	Sweep	Linear

Pour pouvoir surmonter le problème de singularité au niveau de l'entaille, la plaque maillée initialement en 2D a été extrudée en 3D en utilisant des éléments Solide section avec version d'ordre supérieure. Cet élément tolère des formes irrégulières sans perte de précision. Les



éléments Solide section ont des formes de déplacement compatibles et sont bien adaptés pour modéliser les limites incurvées.

La génération du maillage de l'éprouvette est présentée en figure III.4.

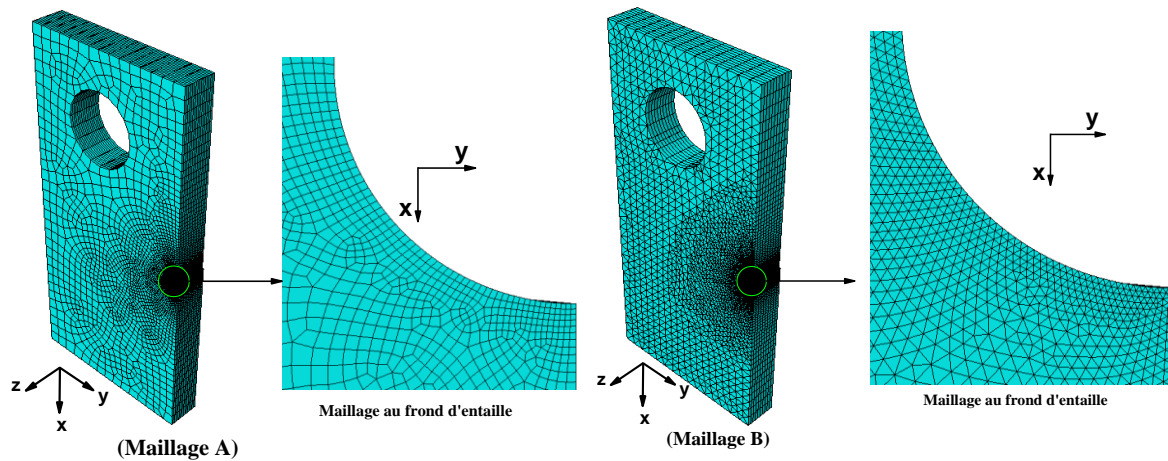


Figure III.4 : Type d'élément utilisé pour la génération du maillage, A éléments Hexaèdres, B éléments Tétraèdre

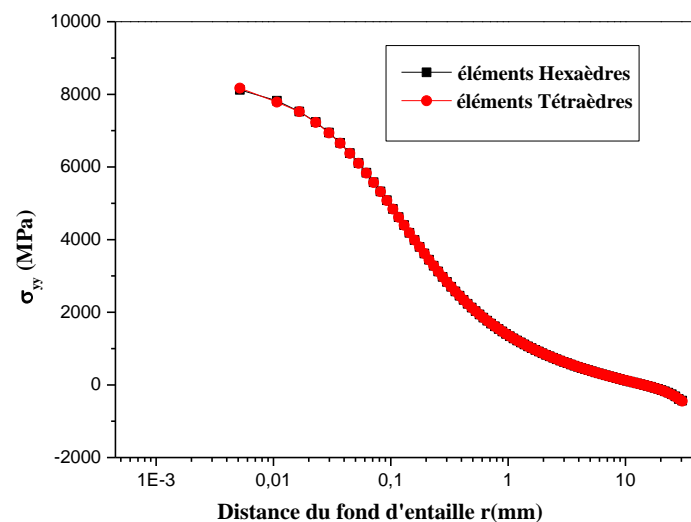


Figure III.5 : Influence du type d'élément de maillage sur l'évolution de la contrainte  $\sigma_{yy}$  le long du ligament

La comparaison entre les deux maillages se fait par un calcul de la contrainte  $\sigma_{yy}$  le long du ligament de l'éprouvette CT. On remarque que les deux techniques donnent les mêmes valeurs

de  $\sigma_{yy}$  en fond d'entaille. Il faut préciser que le temps de calcul correspondant au maillage B, est trois fois plus lent que le temps de calcul d'exécutions du maillage A (tableau III.5).

Tableau III.5 : Comparaison entre les deux types d'éléments de maillages

Type d'élément	Temps de calcul en minute	Nombre d'éléments générés
Hexaèdres	10	32424
Tétraèdre	26	32432

### III.4. 2 Effet de la taille dd l'élément utilisé

L'autre étude du maillage est par rapport aux tailles des d'éléments utilisés pour générer le maillage. La réalisation est effectuée en trois dimensions avec des éléments hexaédriques linéaires à 8 nœuds. Nous représentons sur la figure III.6, la contrainte d'ouverture  $\sigma_{yy}$  en fond d'entaille pour différents nombres d'éléments générés N, 2N, 4N, 8N, 16N et 32N avec N=6250 éléments.

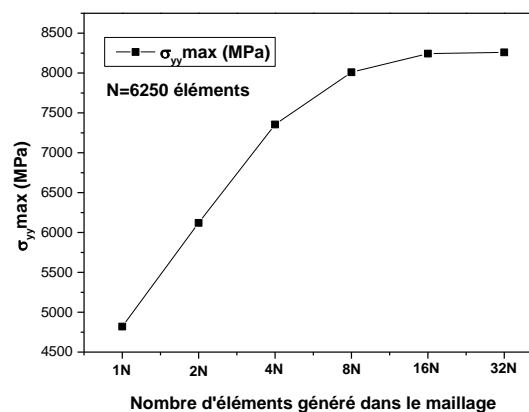


Figure III.6 : Comparaison entre les valeurs de la contrainte d'ouverture  $\sigma_{yy}$  en fond d'entaille en fonction du nombre d'éléments générés pour le maillage

On remarque en figure III.6, l'importance du raffinement du maillage sur la qualité des résultats numériques obtenus. Le raffinement du maillage et l'augmentation des éléments générés dans la simulation numérique convergent vers une stabilité des résultats du calcul.

La technique du maillage progressive a été utilisée pour permettre l'obtention d'éléments fins au niveau de l'entaille, ceci permet aussi de diminuer le nombre d'éléments dans le modèle et par conséquent diminuer le temps de calcul.

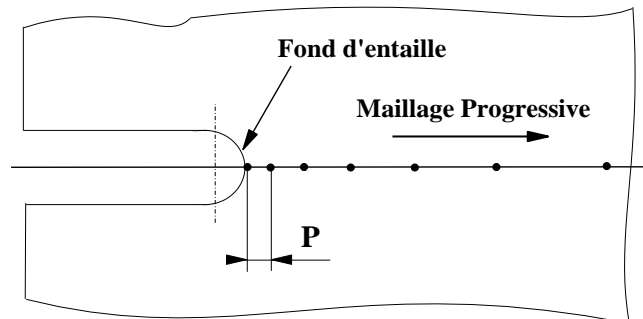


Figure III.7 : Représentation du maillage proche de la pointe de l'entaille

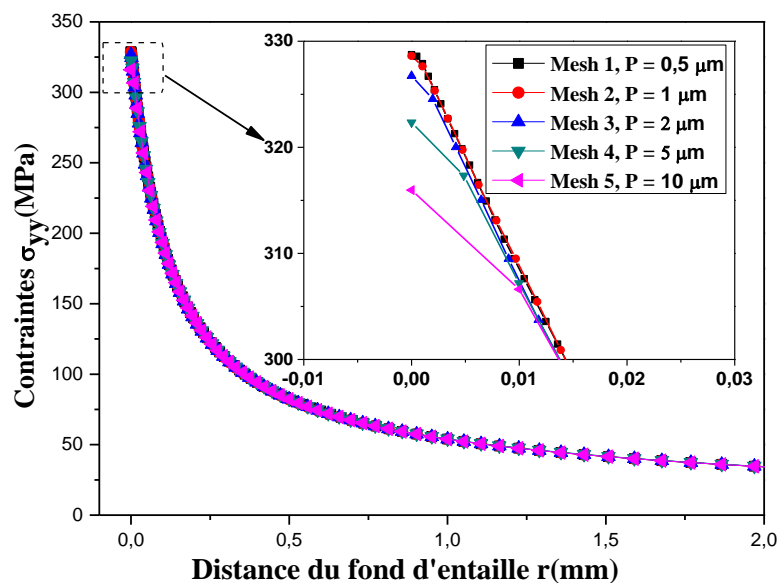


Figure III.8 : Choix du maillage à la pointe d'entaille,  $a/W=0.3$

Afin de choisir la taille des mailles  $P$  à la pointe d'entaille nous avons représenté la contrainte d'ouverture  $\sigma_{yy}$  le long du ligament.

Le maillage en pointe de l'entaille est particulièrement raffiné pour une meilleur modélisation et un bon calcul. Pour cela on à utilisé cinq tailles de maillage (Mesh1, Mesh2, Mesh3, Mesh4 et Mesh5) pour calculer la contrainte d'ouverture maximale à la pointe d'entaille. Les figures

III.8 et III.9 montrent que par rapport à la taille du maillage, c'est important d'avoir des éléments de petites tailles en fond d'entaille (le meilleur est le modèle Mesh 1 et Mesh2) vu que les valeurs de  $\sigma_{yy}$  notent des valeurs plus élevées.

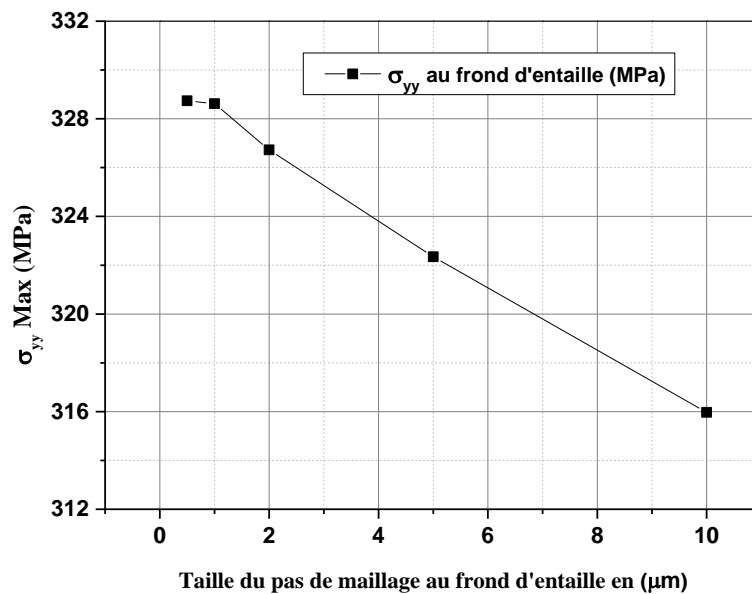


Figure III.9 : Influence du raffinement du maillage sur la valeur de la contrainte  $\sigma_{yy}$  au fond d'entaille

On peut soutenir que les tailles du maillage (Mesh3, Mesh4 et Mesh5) ne sont pas très mauvaises et que les deux autres types de maillage Mesh1, Mesh2 sont plus précis.

### III. 4 Réparation des structures métalliques

#### III.4. 1 Réparation par perçage

Des ouvertures avec un diamètre  $d=8\text{mm}$  sont réalisés sur l'éprouvette CT afin de réduire les contraintes d'ouvertures en fond d'entaille. Les trous percés sont orientés avec des angles ( $\theta=\pi/5, 2\pi/5, 3\pi/5, 4\pi/5$  et  $5\pi/5$ ) par rapport au l'axe de symétrie des éprouvettes CT (voir la figure III.10). Le diamètre  $\phi$  du trou perce et la distance ( $r$ ) au fond d'entaille, ont une grand influence sur les valeurs des contraintes d'ouverture au fond d'entaille. Deux méthodes son proposées pour diminuer les contraintes en fond d'entaille. La première c'est de perce un seul trou (cas I), la deuxième c'est de faire la réparation avec deux trous (cas II).

Pour réduire les contraintes au fond d'entaille une troisième méthode est appliquée dans cette étude (figure III.10). Un perçage direct sur le défaut présente une solution parfaite pour soulager la zone sollicitée. L'éprouvette CT est percée avec différent rayon  $\rho = 0.25, 0.50,$

1.00, 2.00 et 4.00 mm. La profondeur du défaut  $a/W$  est de l'ordre de 0.2, 0.3, 0.4, 0.5 et 0.6. Les charges d'ouvertures appliquées sur les éprouvettes sont données dans le tableau III.2.

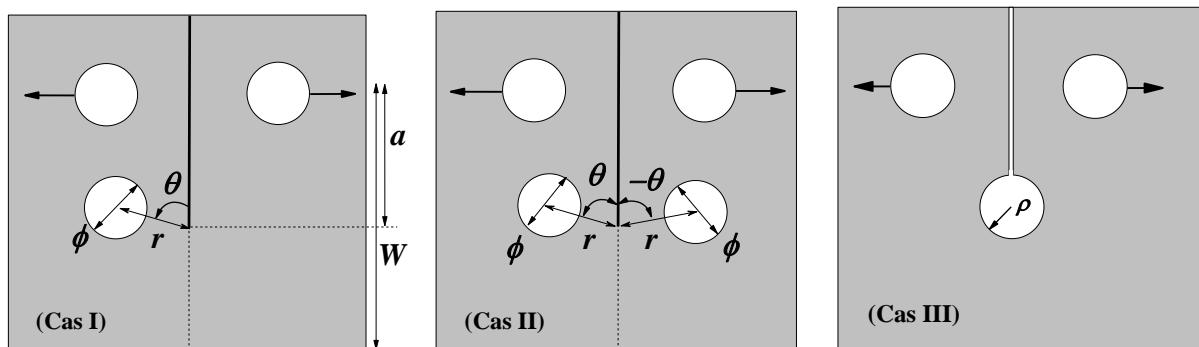


Figure III.10 : Éprouvette CT percée à une distance  $r$  de l'entaille et avec un diamètre  $\phi$  pour le trou percé. Cas I un seul trou ; cas II deux trous, cas III un trou sur l'entaille

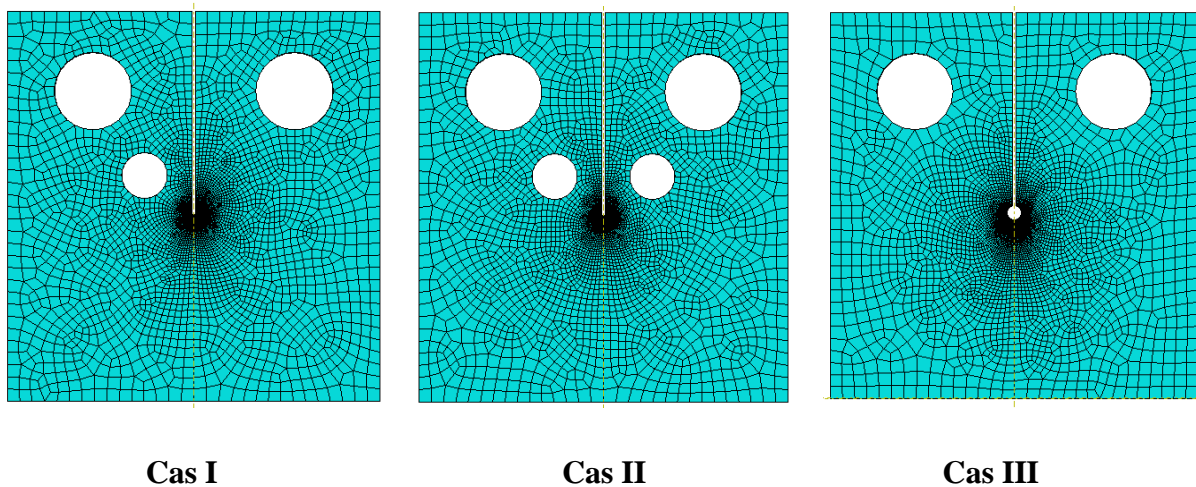


Figure III.11 : Représentation du maillage par éléments finis des éprouvette CT réparées par la technique de perçage

Vu la symétrie géométrique et du chargement, l'étude numérique pour les cas II et III considérera seule la moitié de l'éprouvette réparée, par contre pour le cas I, toute la pièce est modélisée du fait de la non symétrie.

La taille du bas du maillage en fond d'entaille est basée uniquement sur les contraintes maximales enregistrées. La précision au niveau du défaut est donc primordiale, et l'utilisation d'un maillage concentrique et raffiné est indispensable dans cette zone. Par contre, loin de la

zone dominante, il est souhaitable de déraffiner le maillage pour ne pas alourdir les calculs. Pour atteindre cet objectif, nous avons introduit un raffinement évolutif qui suit le fond d'entaille.

### III.4. 2 Réparation par patch composite

#### III.4.2. 1 Configurations étudiées

L'objectif de cette étude est de montrer l'influence du renforcement des structures par patches en composite sur la réduction de l'intensité des contraintes en tête d'entaille. La technique utilisée est de mesurer les contraintes principales autour de l'entaille, d'évaluer le facteur d'intensité de contrainte effectif ( $K_p$ ) et la contrainte T effective ( $T_{eff}$ ). Pour cela, deux configurations de patches ont été utilisées. La première est de coller le patch composite en dessous de l'entaille mécanique (cas II), alors que la deuxième colle le patch sur le défaut de l'éprouvette (cas III) (figure III.12).

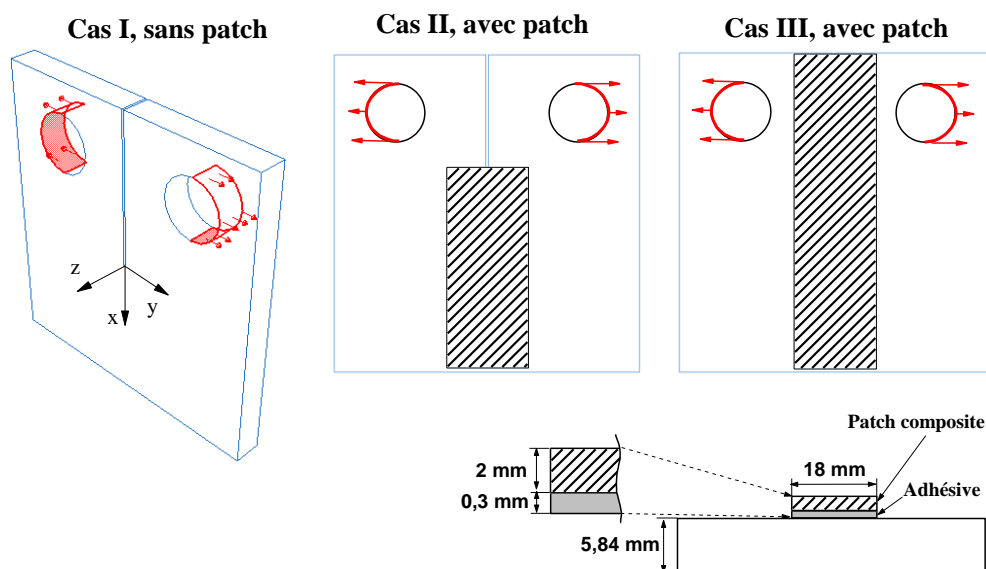


Figure III.12 : Configuration de l'éprouvette CT renforcée par un patch composite

Le choix du renfort composite est une question sensible. Les différents types de renfort principalement utilisés sont de type carbone/époxyde et bore/époxyde [10]-[11].

Comme matériau composite utilisé pour la réparation des structures métalliques, le boron /epoxy présente certain avantages par rapport aux autres types de patch composite [12] :

- 1- Un bon coefficient de dilatation thermique dans le sens des fibres qui aide à réduire la contrainte résiduelle thermique due aux températures élevées.
- 2- Une bonne résistance aux contraintes d'ouvertures en mode I.
- 3- Absence de problèmes de corrosion métallique sur la structure après réparation

Le tableau III.5 regroupe les valeurs des propriétés mécaniques de certains patchs composites utilisées dans les réparations des structures métalliques.

Tableau III.6 : Propriétés mécaniques des patchs composites [8-9]

propriétés	Bore /époxyde	Graphite/epoxy	Carbon/epoxy
$E_1$ (GPa)	200	172.4	112
$E_2$ (GPa)	25	10.34	8.20
$E_3$ (GPa)	25	10.34	8.20
$\nu_{12}$	0.21	0.30	0.30
$\nu_{13}$	0.21	0.30	0.30
$\nu_{23}$	0.21	0.18	0.40
$G_{12}$ (GPa)	7.20	4.82	4.50
$G_{13}$ (GPa)	5.50	4.82	4.50
$G_{23}$ (GPa)	5.5	3.1	4.50

La figure III.13 montre l'évolution du facteur de concentration de contrainte le long du ligament pour une éprouvette CT réparée par trois configuration du patch en composite. Il est montré clairement que le type de patch composite influe sur les valeurs du facteur de concentration de contrainte  $k_t$ . La réduction maximale de  $k_t$  est obtenue pour les éprouvettes réparées par le patch de type bore/époxyde. Pour le moment et vu aux ces avantages, le bore/époxyde sera donc utilisé dans la suite de l'étude numérique.

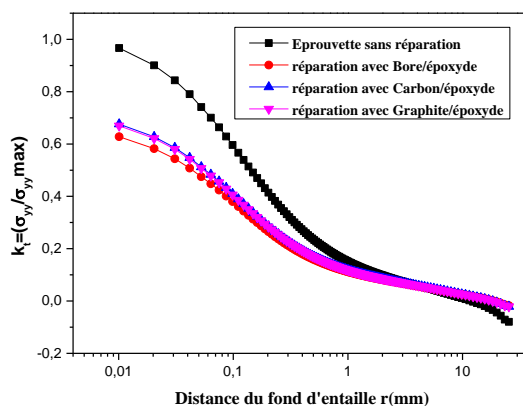


Figure III.13 : Effet du choix du renfort composite sur la réduction du facteur de concentration de contrainte

Les patches en composites sont reliées aux éprouvettes endommagées par un film adhésif. Les caractéristiques mécaniques de l'adhésif sont le module de Young  $E = 2.723$  GPa et le coefficient de poisson  $\nu = 0.294$ .

### III.4.2. 2 Effet de l'orientation des fibres du matériau composite

Pour un matériau composite, est d'un ensemble de plis, c'est-à-dire une couche de fibres prises dans une matrice. L'épaisseur d'un pli étant beaucoup plus grande que le diamètre d'une fibre, nous pouvons modéliser le comportement du pli à l'aide d'un modèle homogène, c'est-à-dire tenir compte qu'aux caractéristiques mécaniques de l'ensemble composant le patch composite.

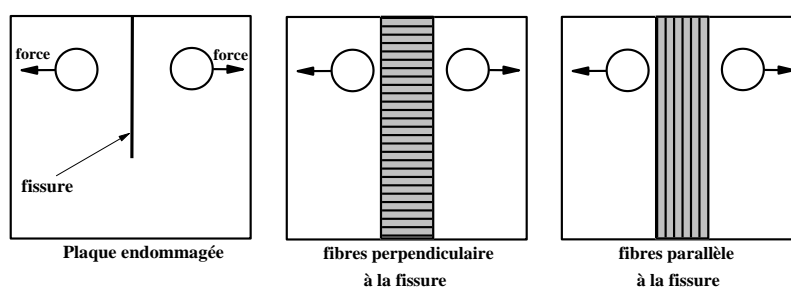


Figure III.14 : Configuration de l'orientation des fibres du patch composite avec le défaut

Pour mettre en évidence l'effet de la direction des fibres du matériau composite du patch sur la réparation du défaut, on considéré deux cas. Le premier consiste à prendre les fibres



boron/époxy  $0^\circ$  dans la direction x (parallèle à la fissure). Dans le second cas, ces fibres boron/époxy  $0^\circ$  sont perpendiculaires à la fissure (la direction y) (figure III.14).

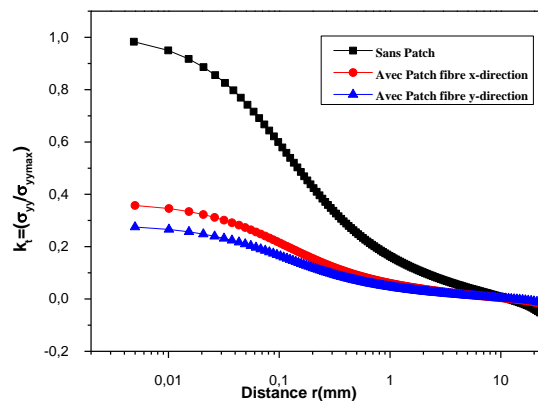


Figure III.15 : Effet de l'orientation des fibres du patch sur la réduction du facteur de concentration de contrainte  $k_t$

Dans la figure III.15 on montre que la réduction du facteur de concentration de contrainte est meilleure lorsque l'orientation des fibres est perpendiculaire à l'avancée de la fissure, et que le taux de cette réduction est de l'ordre de 70%. Ceci est en concordance avec les résultats établis par [13]. C'est résultats son justifiées par les valeurs du module d'Young transversal et longitudinal et la direction des sollicitations des plaques fissurées.

### III.4.2. 3 Effet de l'épaisseur du patch et de la colle

L'objectif de cette partie de calcul est d'analyser le comportement mécanique de l'éprouvette CT réparée par patch composite lors de la variation de l'épaisseur du patch ainsi que celle de la colle. Les structures réparées sont sollicités en mode I avec une charge de traction  $F=1000$  N.

La figure III.16 montre l'effet de l'épaisseur du patch en composite ainsi que l'épaisseur de la colle sur la variation de la contrainte d'ouverture  $\sigma_{yy}$  le long de ligament des éprouvettes réparées. L'épaisseur du patch composite étudié est de l'ordre de 1, 2, 3 et 4 mm et celle de la colle est de l'ordre de 0,1, 0,2, 0,3 et 0,4 mm.

En figure III.16-a montre l'effet de l'épaisseur du patch en composite sur la variation de la contrainte d'ouverture  $\sigma_{yy}$ . On remarque que  $\sigma_{yy}$  augmente avec la diminution de l'épaisseur du patch en composite. Ceci indique que le choix du patch épais améliore les performances du renforcement, résultat confirmée par les études [13] et [14].

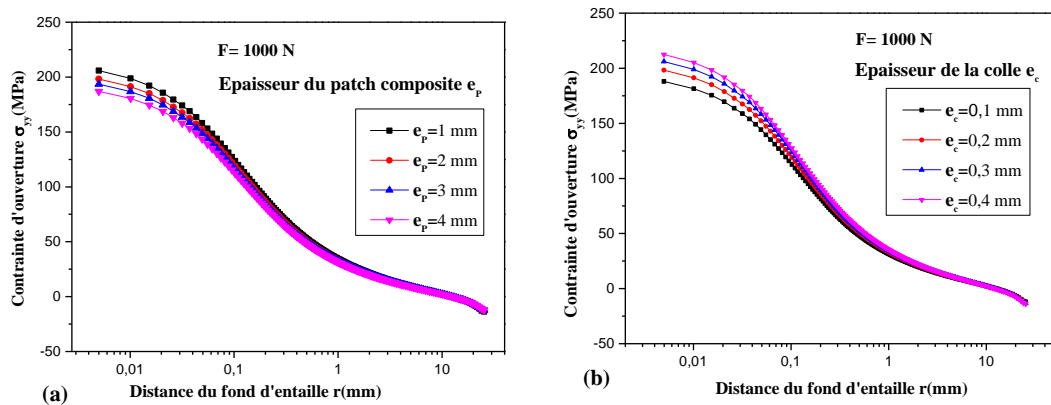


Figure III.16 : Effet de l'épaisseur du patch et de la colle sur la réduction de la contrainte d'ouverture  $\sigma_{yy}$

On peut voir figure III.16-b qu'une réduction de l'épaisseur de l'adhésif entraîne une diminution de la contrainte  $\sigma_{yy}$ , ce qui signifie qu'une faible épaisseur de l'adhésif augmente le transfert de la charge vers le patch composite.

On peut conclure d'après cette étude qu'un patch épais et une faible épaisseur de l'adhésif sont recommandés pour renforcer les éprouvettes endommagées.

### III. 5 Conclusion du chapitre III

Dans ce chapitre, nous avons présenté les outils nécessaires à la modélisation de la rupture Quasi-statique de fissures.

Nous avons introduit le code de calcul Abaqus/CAE™ dont la particularité est de pouvoir, à présent, modéliser de façon totalement automatique plusieurs sous-domaines et plusieurs matériaux. Ce code de calcul éléments finis 3D permet de modéliser un ou plusieurs matériaux en grandes déformations.

La bonne maîtrise de la structure du maillage ainsi que les conditions aux limites imposés sont indispensables si l'on veut obtenir un calcul précis des champs de contraintes. Pour cela, nous avons montré l'intérêt des éléments singuliers au niveau de la zone dominante.

Pour définir la taille du pas de maillage l'utilisation de la contrainte d'ouverture maximale donne de très bons résultats, grâce au raffinement évolutif, et au maillage concentrique en pointe fond d'entaille.

**References**

- [1] N. Moës, J. Dolbow, and T. Belytschko. A finite element method for crack growth without remeshing. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 46 :131–150, 1999.
- [2] C. Daux, N. Moës, J. Dolbow, N. Sukumar, and T. Belytschko. Arbitrary branched and intersecting cracks with the extended finite element method. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 48 :1741–1760, 2000.
- [3] N. Sukumar, N. Moës, B. Moran, and T. Belytschko. Extended finite element method for three-dimensional crack modelling. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 48 :1549–1570, 2000.
- [4] N. Sukumar and J.-H. Prévost. Modelling quasi-static crack growth with the extended finite element method. part i : Computer implementation. *International Journal of Solids and Structures*, 40 :7513–7537, 2003.
- [5] Tada H, Paris P, Irwin G. *The stress analysis of cracks handbook*. St. Louis, Missouri: Paris Production Inc.; 1985.
- [6] ABAQUS standard User's manuel, Karlsson & Sorensen, 2005.
- [7] Hadj Meliani M, Azari Z, Pluvinage G, Matvienko YuG. The effective T-stress estimation and crack paths emanating from U-notches. *Eng Fracture Mech* 2010;77(11):1682–92.
- [8] Ayatollahi MR, Hashemi R. Computation of stress intensity factors (KI, KII) and T-stress for cracks reinforced by composite patching. *Compos Struct* 2007;78:602–9.
- [9] Sahnoun Mohamed, Ouinas Djamel et Zenasni Ramdane. Analyse du FIC d'une fissure émanant d'entaille. Ouargla, Algérie, 07-08 Mars, ENM 2011.
- [10] Goulios, G., and Marioli-Riga, Z. Composite patch repairs for commercial aircraft : *Compres. Air and Space Europe* 3 (2001), 143–147.
- [11] Baker, A., and Aktepe, B. Sensor techniques to validate the stress intensity in cracked metallic panels repaired with bonded composite patches. Tech. rep., Defense Science and Technology Organisation, Australia.

[12] A.Baker, F.Rose, R.Jones. Advances in the Bonded Composite Repair of Metallic Aircraft Structure VOLUME 1. Defence Science and Technology Organisation, Air Vehicles Division, Victoria, Australia; 2002.

[13] Djamel Ouinas, Belabbes Bachir Bouiadjra, Boualem Serier & Mohamed Belhouari. Effet du décollement sur le comportement d'une fissure renforcée par un patch en composite, 18ème Congrès Français de Mécanique, Grenoble, 27-31 août 2007.

[14] Sahnoun Mohamed, Ouinas Djamel et Zenasni Ramdane. Analyse du FIC d'une fissure émanant d'entaille sur le comportement du stratifié, Journées d'Études Nationales de Mécanique, JENM'2011, Ouargla, Algérie, 07-08 Mars, 2011.

**Chapitre IV**  
**Résultats et Interprétations**

## IV. 1 Introduction

Dans ce chapitre est présentée une application de l'approche globale à deux paramètres  $K_p$ - $T_{eff}$  permettant la prédiction de la durée de vie des structures fissurées, réparées par la technique de perçage ou par collage de patch en composite. Pour cela, un calcul numérique est effectué en considérant l'éprouvette de traction CT portant des défauts sous la forme d'entaille de différentes profondeurs  $a/W = 0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6$ . Pour les différentes valeurs de  $a/W$ , des charges de traction correspondant à  $F=1000$  N ont été appliquées. Cette charge appliquée a permis de déterminer le champ de contraintes ainsi que les paramètres effectifs  $K_{eff}$  et  $T_{eff}$ . Ensuite, les mêmes éprouvettes simulées ont été sollicitées numériquement aux charges de rupture obtenues expérimentalement par [1] pour l'obtention du champ de contrainte et des paramètres suscités. La contrainte  $T$  a été calculée par la méthode des différences des contraintes  $T_{xx} = \sigma_{xx} - \sigma_{yy}$ , détaillée en chapitre I et les paramètres ( $K_p$ - $T_{eff}$ ) par la méthode volumétrique [2].

Les paramètres effectifs ont permis de construire la courbe maîtresse ( $K_p$ - $T_{eff}$ ). Cette courbe peut être utilisée pour classer le niveau de dangerosité après réparation des défauts rencontrés.

## IV. 2 Réparation par patch composite

La méthode de réparation comporte deux techniques de collage de patch en matériau composite.

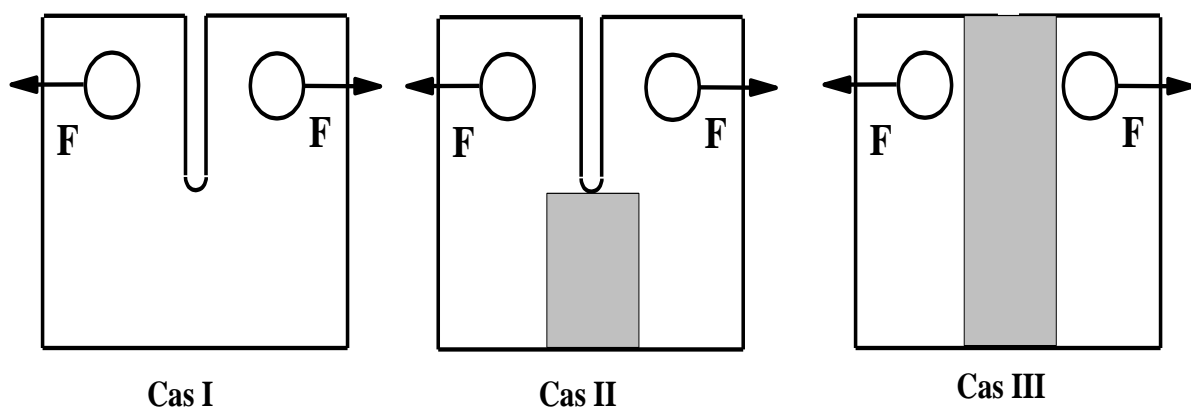


Figure IV.1 : Configuration de l'éprouvette CT avec et son réparation par patch composite

La première consiste à coller le patch en composite en dessous du défaut le long du ligament (figure IV.1.b). La seconde est de coller le patch sur le défaut ainsi que sur le ligament de l'éprouvette endommagée (figure IV.1.c).

## IV.2. 1 Évolution des contraintes pour les différents cas étudiés

### a-Eprouvette entaillée sans patch

La figure IV.2 illustre la distribution de la contrainte d'ouverture  $\sigma_{yy}$ . Celle-ci étant perpendiculaire au plan de l'entaille de l'éprouvette CT.

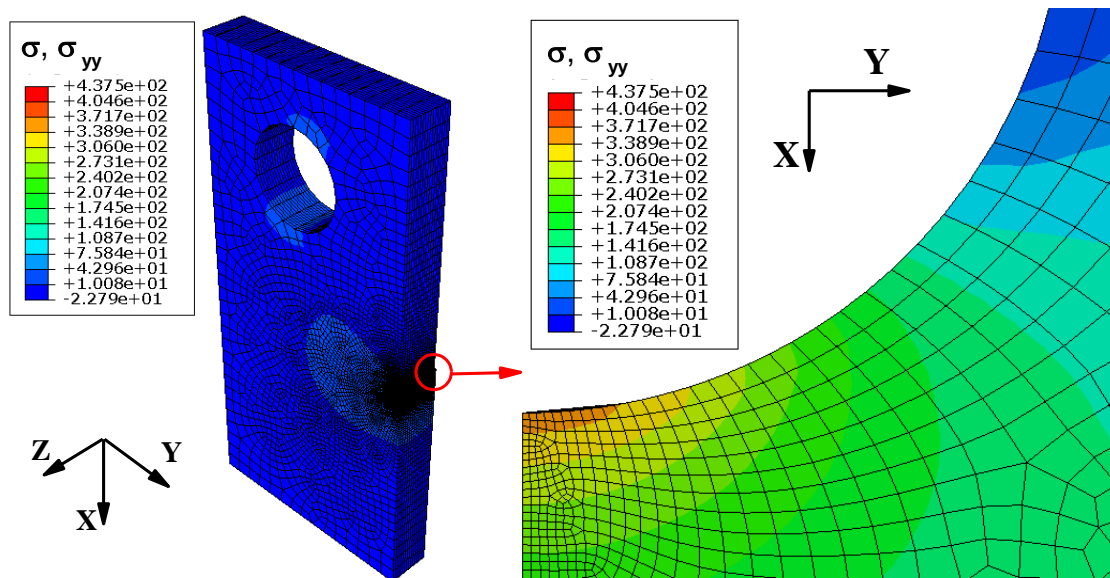


Figure IV.2 : Contraintes  $\sigma_{yy}$  d'une demi-éprouvette CT, avec  $a/W=0.4$

On peut voir que la distribution des contraintes  $\sigma_{yy}$  au voisinage du fond d'entaille présente toujours un maximum avec  $\sigma_{yy} = 437.5$  MPa, puis diminue dès que l'on s'éloigne de la pointe de l'entaille. La figure IV.3 représente la distribution de la contrainte  $\sigma_{xx}$  sur l'éprouvette sollicitée. On remarque que  $\sigma_{xx}$  est faible à la pointe d'entaille avec la présence de valeurs importantes loin du défaut.

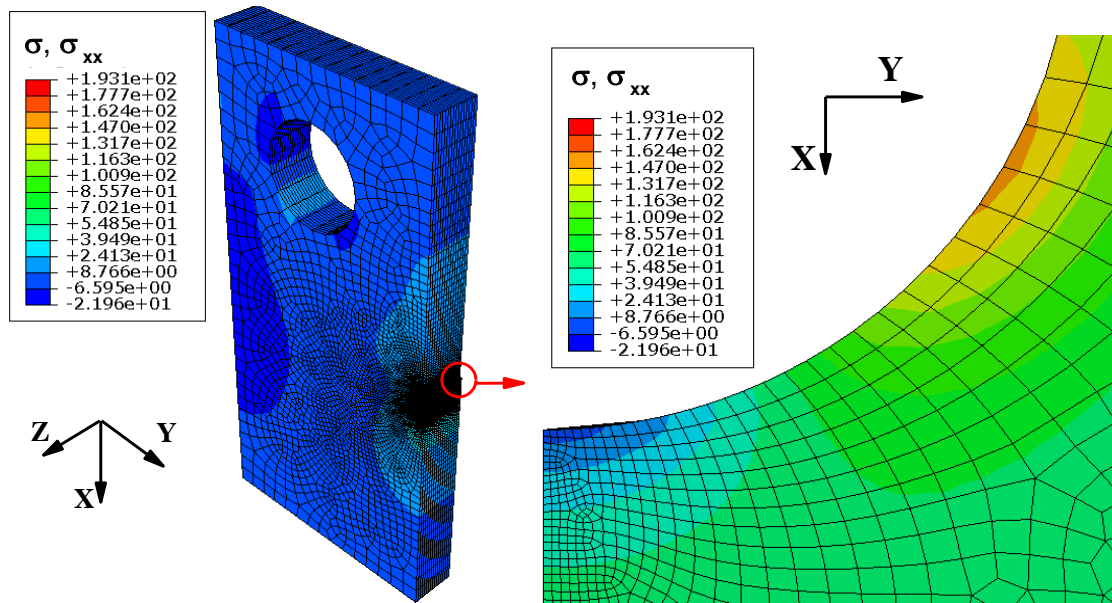


Figure IV.3 : Contraintes longitudinale  $\sigma_{xx}$  sur d'une demi-éprouvette CT, avec  $a/W=0.4$

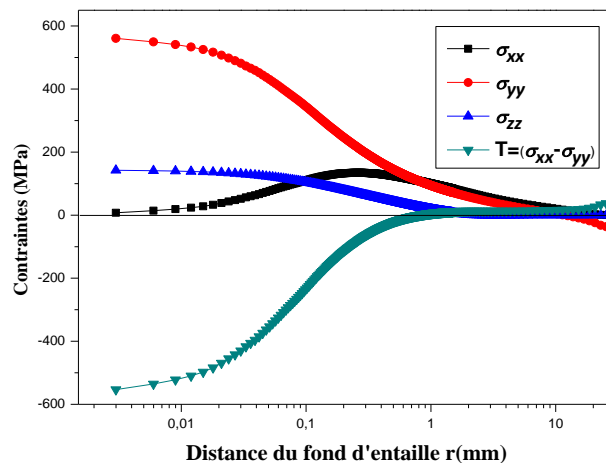


Figure IV.4 : Contraintes appliquées au voisinage de l'entaille,  $a/W=0.5$

La figure IV.4 présente un exemple de distribution des contraintes  $\sigma_{xx}$ ,  $\sigma_{yy}$  et  $\sigma_{zz}$  le long du ligament sous l'entaille mécanique pour une profondeur du défaut  $a/W=0.5$  et une charge appliquée  $F=1000$  N. La distribution de la contrainte d'ouverture au voisinage du fond d'entaille présente toujours un maximum, ensuite, elle ralentit progressivement afin d'atteindre une valeur stable. On reporte dans la même figure l'évolution de la contrainte  $T$ , calculée par la méthode de la différence des contraintes (SDM) où,  $T=(\sigma_{xx}-\sigma_{yy})_{\theta=0}$ . Le long du ligament, à une certaine distance, la contrainte de confinement  $T$  change de signe (figure



IV.4). Elle passe du négatif (ligament sous traction) au positif (ligament sous compression). Loin de la pointe de l'entaille, la distribution tend à donner des valeurs plus ou moins stables de la contrainte T.

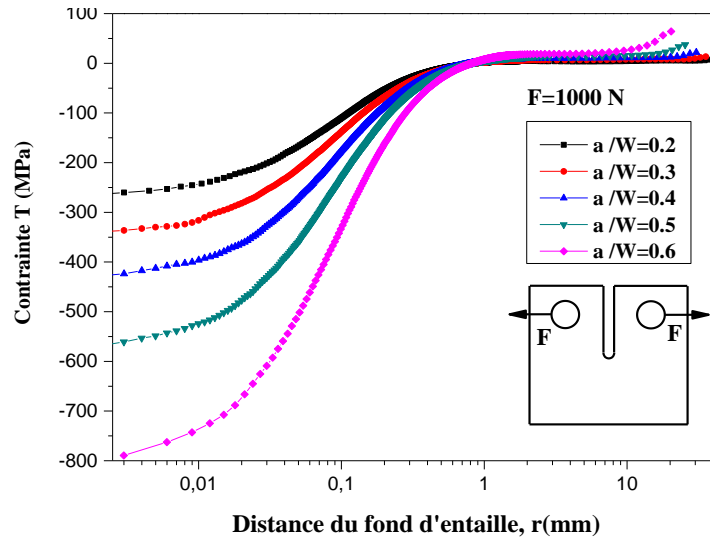


Figure IV.5 : Distribution de la contrainte T le long du ligament.

La figure IV.5 illustre l'évolution de la contrainte T le long du ligament sous l'entaille mécanique, pour différentes profondeurs  $a/W$  et pour une charge de traction sur l'éprouvette de 1000 N. Au voisinage de l'entaille, il est constaté que l'effet de  $a/W$  sur la distribution de la contrainte T est significatif. Nous pouvons voir que le confinement croît en valeur absolue avec l'augmentation de la profondeur d'entaille. Ces observations sont compatibles avec les travaux publiés par Su et al. [3] et Qu et al. [4]. En figure IV.5, les mêmes remarques peuvent être reprises que celles constatées en figure IV.4. En outre, une stabilité de la contrainte T est remarquée pour des rapports  $a/W \leq 0.3$ .

### b- Éprouvette entaillée avec patch

La figure IV.6 présente les résultats de la répartition des contraintes d'ouverture  $\sigma_{yy}$  pour une éprouvette CT réparée par les deux techniques de réparation par patch en matériau composite.

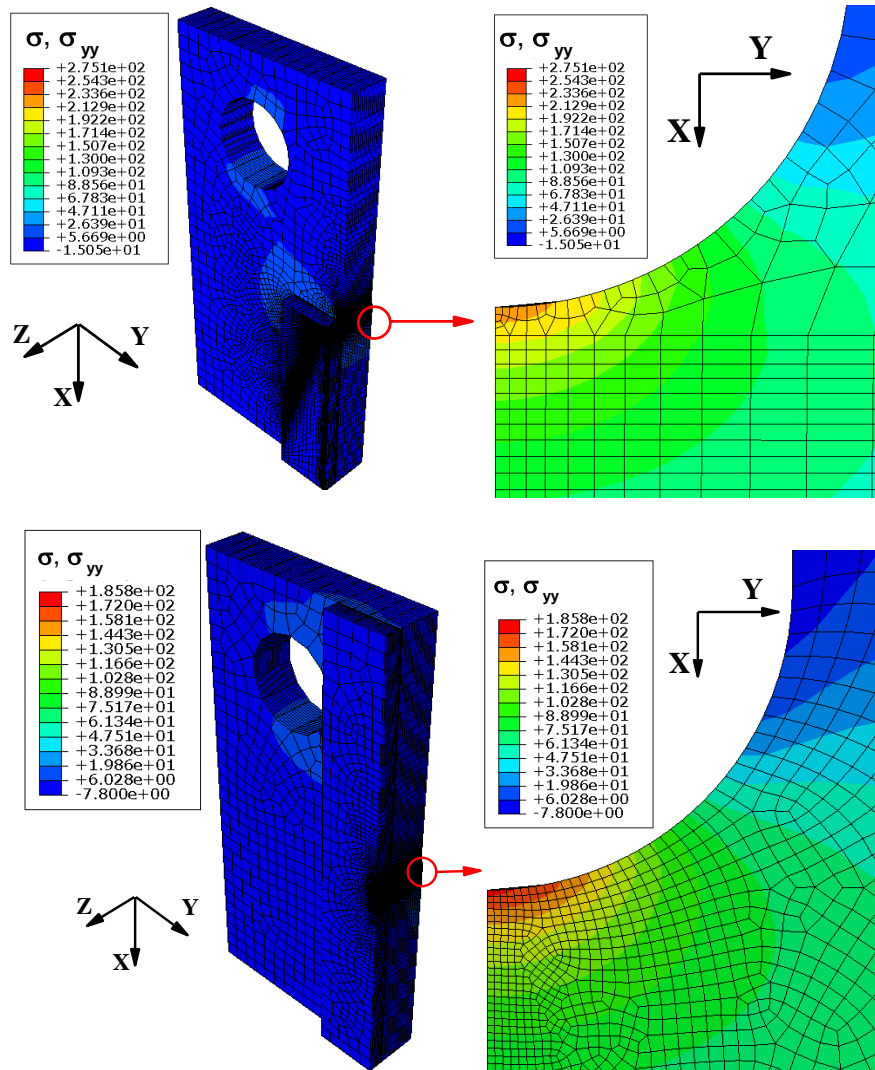


Figure IV.6 : Contraintes  $\sigma_{yy}$  d'une demi-éprouvette réparée par patch

De la figure IV.6, il est constaté que les deux techniques de réparation utilisées font baissées les valeurs des contraintes d'ouverture notamment près de l'entaille en comparaison à l'éprouvette sans réparation (figure IV.1). Cette diminution est plus sensible pour le cas des éprouvettes réparées avec la seconde technique.

La figure IV.7 montre l'évolution du confinement le long du ligament en fonction de la profondeur du défaut  $a/W$ , pour les deux configurations du renforcement des éprouvettes CT, cas II et cas III. La méthode de différence de contraintes est utilisée pour déterminer l'évolution de la contrainte T. à une certaine distance, le confinement change de signe. Il passe du négatif au positif et croît avec l'augmentation de la profondeur d'entaille. Une stabilisation de la contrainte T est remarquée pour les profondeurs  $a/W \leq 0.5$ . Les résultats sont donnés pour une charge de traction de 1000 N. Il est aussi intéressant de noter que la

baisse de la contrainte  $|T|$  est plus importante lorsque la seconde configuration de pose du patch composite est utilisée (cas III) pour la réparation.

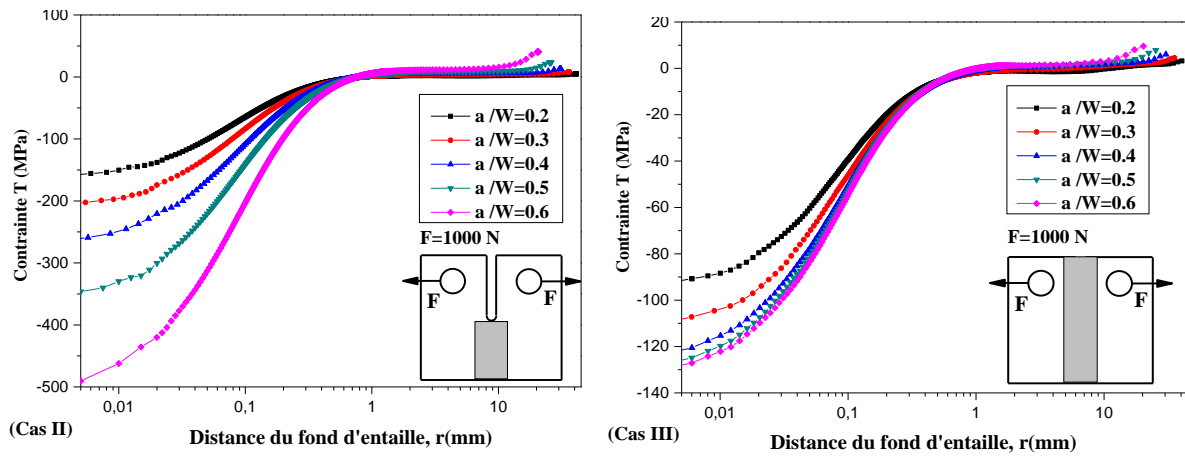


Figure IV.7 : Distribution de la contrainte T le long du ligament pour les éprouvettes réparées

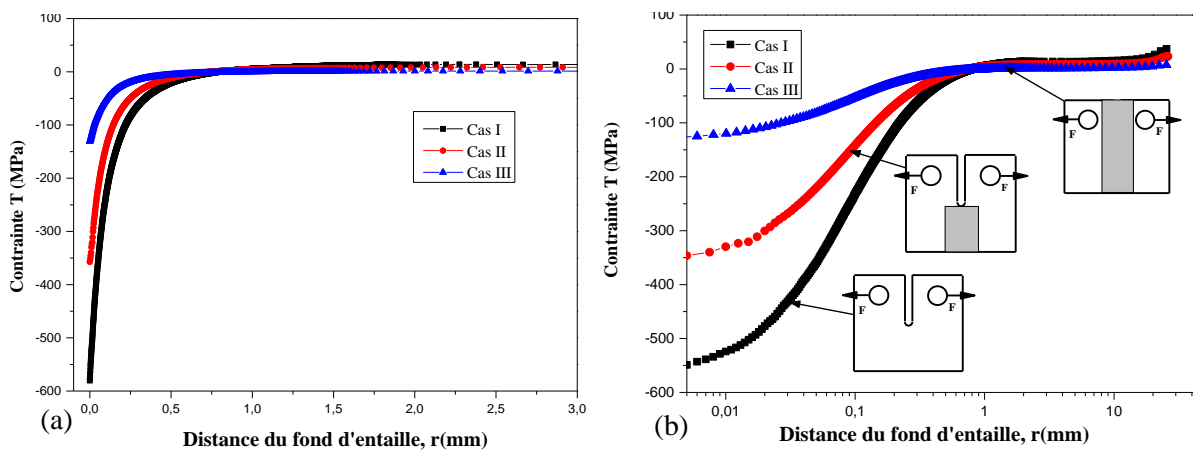


Figure IV.8 : (a) effets de la réparation des éprouvettes CT sur la contrainte T pour  $a/w=0.5$ ,  
(b) détail des courbes (a)

L'effet du renforcement des éprouvettes CT par patch composite sur la contrainte T est présenté en figure IV.8 pour un rapport de profondeur du défaut  $a/W=0.5$ . La charge appliquée est de 1000 N. La méthode de différence de contraintes est utilisée pour déterminer l'évolution de la contrainte T le long du ligament. Ainsi on note que, la deuxième configuration du patch (cas III) permet une meilleure absorption des contraintes T que la première configuration (cas II). Cette diminution de la contrainte T influe sur le chemin de propagation du défaut, ce qui est en accord avec les études [5], [6] et [7].

## IV.2. 2 Calcul du facteur d'intensité de contrainte d'entaille et de la contrainte $T_{ef}$ par l'approche volumétrique

L'approche volumétrique [8-9] utilise le concept de l'intensité du champ des contraintes pour prédire la durée de vie des structures entaillées. La rupture est réalisée par l'accumulation des contraintes dans un volume plastifié supposé cylindrique. Le diamètre de ce cylindre s'appelle " distance effective,  $x_{eff}$ ". La distance effective est alors la distance du fond d'entaille au premier point d'inflexion du gradient de contrainte. A l'intérieur de ce volume règne une contrainte effective, qui est une contrainte moyenne pondérée donnée par la distribution des contraintes à l'intérieur de cette zone d'élaboration de rupture. Cette hypothèse a été utilisée au départ par Kuguel [10]. Cet auteur propose de prendre en compte non seulement la contrainte maximale superficielle (point chaud), mais également le volume du métal adjacent soumis à une contrainte au moins égale à 95% de la contrainte superficielle. Les conclusions de cette proposition ont été utilisées par différents auteurs [11], [12] et [13].

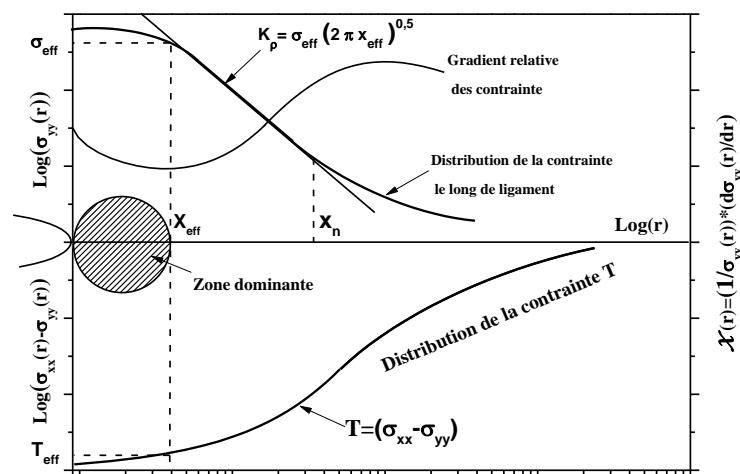


Figure IV.9 : Diagramme de la distribution de la contrainte et du gradient de contrainte en fond d'entaille en échelle bi-logarithmique

Le calcul de la distance effective consiste à déterminer la position du minimum du gradient des contraintes dans un diagramme bi-logarithmique (figure IV.9). La connaissance de la contrainte et de la distance effective, permet d'obtenir le facteur d'intensité de contraintes d'entaille donné par la formule suivante :

$$K_p = \sigma_{y\text{eff}} \sqrt{2 \pi X_{\text{eff}}} \quad (\text{IV.1})$$

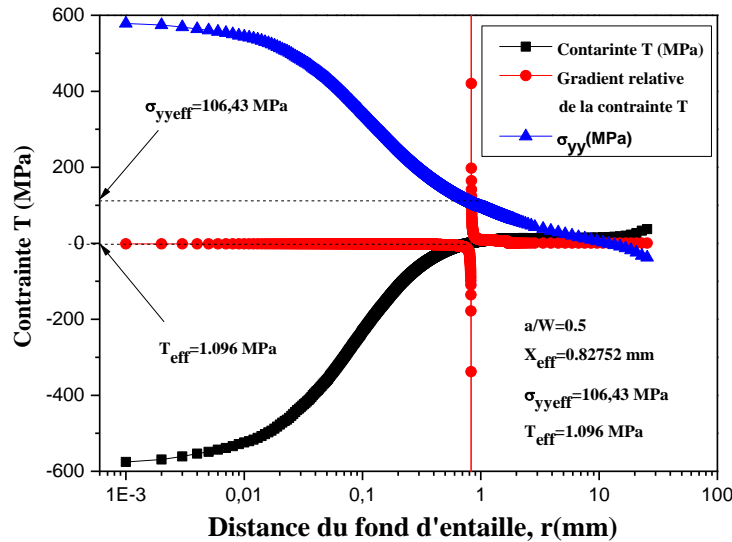


Figure IV.10 : Détermination de la contrainte et de la distance effective pour une éprouvette CT avec un rapport  $a/W=0.5$

La figure IV.10 présente un exemple de détermination de la contrainte et de la distance effective pour une éprouvette CT sans patch et sous une charge de traction de 1000N. L'exemple est présenté pour un défaut dont le rapport de profondeur du défaut est  $a/W = 0.5$ . L'évolution de la contrainte T est approximée par un polynôme du 9<sup>ème</sup> degré. L'application de la méthode du minimum de gradient à notre éprouvette, donne une valeur  $X_{ef}=0.82752\text{mm}$ . Cette distance correspondant à des contraintes effectives  $\sigma_{yyeff} = 106.43 \text{ Mpa}$  et  $T_{eff}=1.096 \text{ Mpa}$ . Le calcul du facteur d'intensité de contrainte d'entaille donne  $K_p=7.753\text{Mpa m}^{1/2}$ .

### IV.2. 3 Influence de la réparation par patch composite sur le facteur d'intensité de contrainte d'entaille $K_p$ et sur la contrainte $T_{eff}$

Dans cette partie, l'évolution du facteur d'intensité de contraintes d'entaille et de la contrainte T pour des éprouvettes CT sans patch, et celles renforcées par les deux configurations différentes de patch sont étudiées. La première consiste à mettre le patch composite sous l'entaille mécanique de l'éprouvette CT (cas II), la seconde est de mettre le patch composite sur l'entaille (cas III).

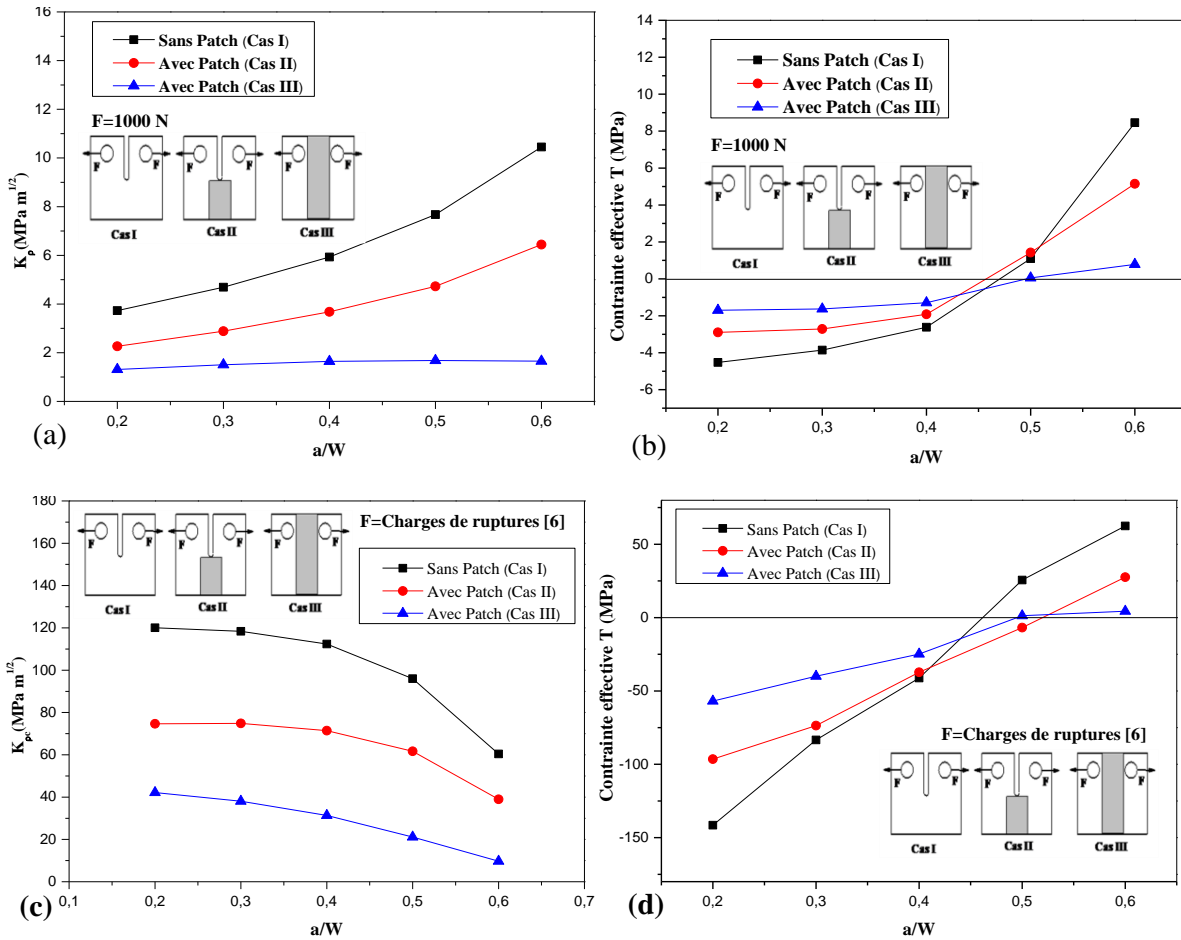


Figure IV.11 : Évolution de la contrainte effective  $T_{eff}$  et le facteur d'intensité de contrainte  $K_{pc}$  en fonction de la profondeur des entailles

Pour déterminer l'effet de la présence du patch sur la performance de la réparation de l'entaille, nous avons représenté la variation du FICE\* en mode I et la contrainte  $T_{eff}$  en fonction du rapport de profondeur de l'entaille, figure IV.11-a. On constate que pour une charge de traction  $F=1000$  N appliquée pour les différents rapports de profondeurs  $a/W$ , le FICE croît avec l'augmentation de la profondeur. Cet accroissement est d'autant plus important pour les éprouvettes CT sans réparation.

En figure 11-C, les charges de rupture relevées expérimentalement par [1] (présentées en chapitre III) sur les éprouvettes CT, montrent que pour les différents cas (cas I, cas II et cas III) une diminution du FIC critique avec l'accroissement de  $a/W$ . De plus, il apparaît clairement sur les figures IV.11-a et IV.11-b que le patch composite a tendance à faire baisser la valeur de  $K_p$  et  $K_{pc}$ . Une réduction moyenne calculée pour toutes les profondeurs est

estimée à 38% pour la première configuration de réparation et de 65% pour la seconde configuration de réparation.

L'effet du patch sur la contrainte T est exposé en figure IV.11-c et en figure IV.11-d. Pour une profondeur  $a/W \geq 0.5$ , le confinement change de signe. Il passe du négatif au positif et croît avec l'augmentation de la profondeur d'entaille. Les résultats obtenus montrent que la réparation des entailles par un patch (cas III) réduit considérablement la valeur absolue de la contrainte  $T_{eff}$ .

Tableau IV.1 : Regroupements des paramètres de rupture pour les éprouvettes CT avant et après la réparation par patch composite

	Charge de rupture F (N)	a/W	$X_{eff}$ (mm)	$\sigma_{yyeff}$ (MPa)	$T_{eff}$ (MPa)	$K_{pc}$ (MPa.m <sup>1/2</sup> )
Eprouvette CT sans patch (cas I)	32098	0.2	0,64933	1879,19	-141,54	120,031
	25543	0.3	0,71889	1761,6	-83,44	118,3936
	18988	0.4	0,74463	1643,07	-41,18	112,387
	12433	0.5	0,86486	1302,48	25,62	96,0138
	5878	0.6	1,12702	717,711	62,451	60,395
Eprouvette CT avec patch (cas II)	32098	0.2	0,63027	1186,79	-96,48	74,6839
	25543	0.3	0,6758	1148,84	-73,64	74,8615
	18988	0.4	0,70734	1071,05	-37,29	71,4025
	12433	0.5	0,75527	894,888	-6,793	61,6467
	5878	0.6	0,94535	505,377	27,584	38,9494
Eprouvette CT avec patch (cas III)	32098	0.2	1,03142	523,572	-56,932	42,1487
	25543	0.3	1,06763	464,689	-39,947	38,0595
	18988	0.4	0,94801	406,132	-24,875	31,3447
	12433	0.5	1,11317	252,657	1,314	21,1301
	5878	0.6	1,31149	106,999	4,346	9,713

Le tableau IV.1 résume les différents paramètres de rupture pour les trois configurations étudiées. Nous avons calculé les différents paramètres : les contraintes effectives  $\sigma_{yyeff}$  et  $T_{eff}$ , la distance effective  $X_{eff}$  et le facteur d'intensité de contraintes d'entaille critique  $K_{pc}$ .

#### IV.2. 4 Courbe Maître (Failure Material Master Curve (FMMC)), $K_{pc} - T_{eff}$

Le rapport entre  $K_{pc}$  et  $T_{eff}$  est exposé en figure IV.12. Pour les trois configurations étudiées (cas I, cas II et cas III), l'évolution de  $K_{pc}$  en fonction de  $T_{eff}$  est représentée par une courbe dans le plan ( $K_{pc} - T_{eff}$ ). Il est constaté que les deux techniques de renforcement (cas II et cas III) ont permis de déplacer la courbe  $K_{pc} - T_{eff}$ , vers des zones plus sécurisées zone II et zone III où l'état des conditions sans charge est présent. Cela signifie qu'au fond d'entaille il y'a une meilleur relaxation de contraintes et absorption de contraintes par le patch composite (cas III). Dans la courbe maîtresse  $K_{pc} - T_{eff}$ , si l'on se situe en dessous de celle ci, nous serons en zone sécurisée.

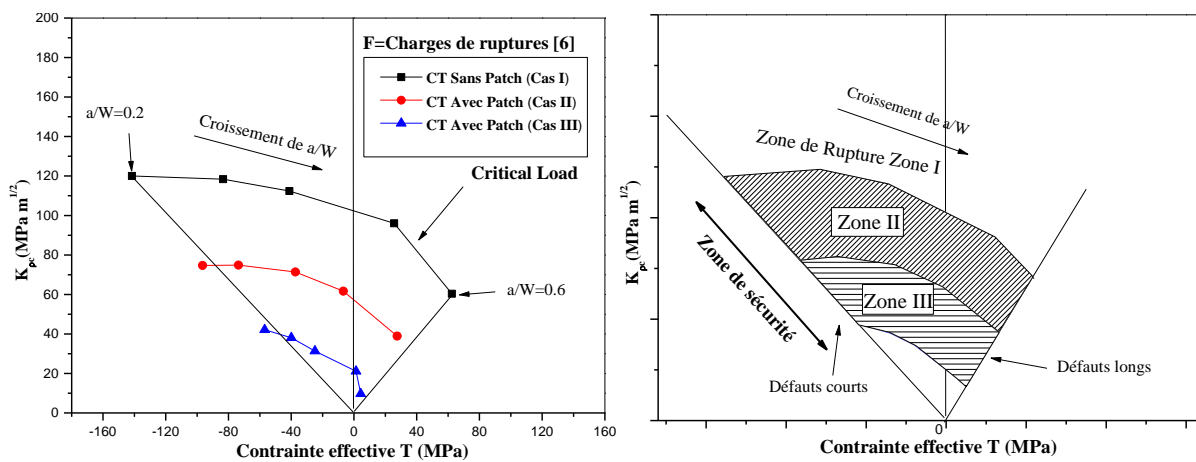


Figure IV.12 : (a) Évolution du facteur d'intensité de contrainte en fonction de la contrainte  $T_{eff}$  pour différents rapports  $a/W$ , (b) Représentation schématique de la courbe ( $K_{pc} - T_{eff}$ )

En figure IV.13, si l'on considère un point d'évaluation A dans la zone sécurisée et un point B sur la courbe maîtresse et se trouvant sur la même ligne passant par l'origine O, on peut définir un critère de réparation par patch composite défini par la formule  $PRI=1-(OA/OB)$  (patch repairing index). Ce facteur est un indice indiquant le reste de la durée de la vie après la réparation. La valeur du PRI avec la longueur relative de l'entaille sont données dans le tableau IV.2. Après la réparation, on remarque que l'augmentation des durées de vies des défauts longs son plus grands que celle des défauts courts.

#### Application

La figure IV.13 montre un exemple de calcul du facteur de réparation par patch PRI pour un défaut de profondeur  $a/W=0.2$ . Les paramètres de rupture pour une éprouvette sans et avec réparation sont donnés dans le tableau IV.1.



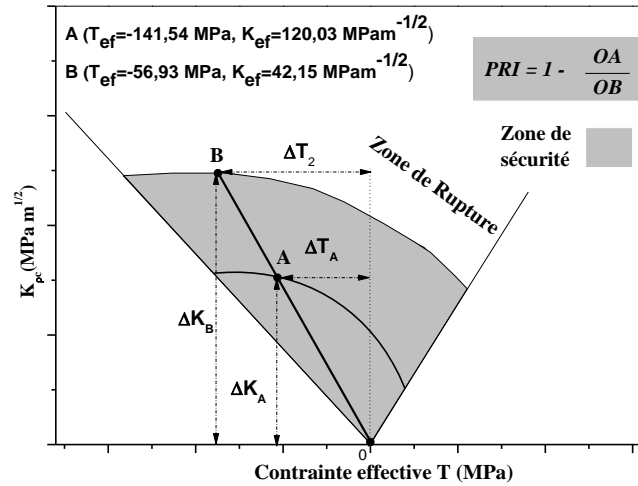


Figure IV.13 : Indice de Réparation par Patch (PRI) dans une courbe maîtresse (FMMC)

D'après la définition du facteur de sécurité dans une courbe maîtresse

$$PRI = 1 - (OA/OB)$$

$$OA = ((\Delta T_A)^2 + (\Delta K_A)^2)^{1/2} = ((-141,54)^2 + (120,031)^2)^{1/2} = 185,582$$

$$OB = ((\Delta T_B)^2 + (\Delta K_B)^2)^{1/2} = ((-56,932)^2 + (42,1487)^2)^{1/2} = 70,836$$

$$PRI = 1 - (OA/OB) = 1 - (70,836/185,582) = 0,6183$$

La même procédure de calcul est utilisée pour calculer les valeurs de PRI pour les profondeurs a/W = 0.3, 0.4, 0.5 et 0.6, voir le tableau VI.2.

Tableau IV.2 : valeurs de PRI en fonction de la profondeur du défaut a/W

a/W	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6
PRI (%)	61.8	61.9	68.4	78.6	87.7

Le gain de vie des structures endommagées après la réparation par patch composite est d'environ 72 %. Il est supérieur à 50%, ce qui présente un avantage pour cette technique de réparation.

### IV. 3 Réparation par perçage

#### IV.3. 1 Présentation de la méthode

Dans cette partie de calcul nous présentons une application de l'approche globale à deux paramètres  $K_{ef}$ - $T_{ef}$  pour prévoir la durée de vie des structures fissurées et réparées par la technique de perçage.

Nous présentons les trois techniques de perçage réservées pour la réparation des éprouvettes CT (figure IV.14).

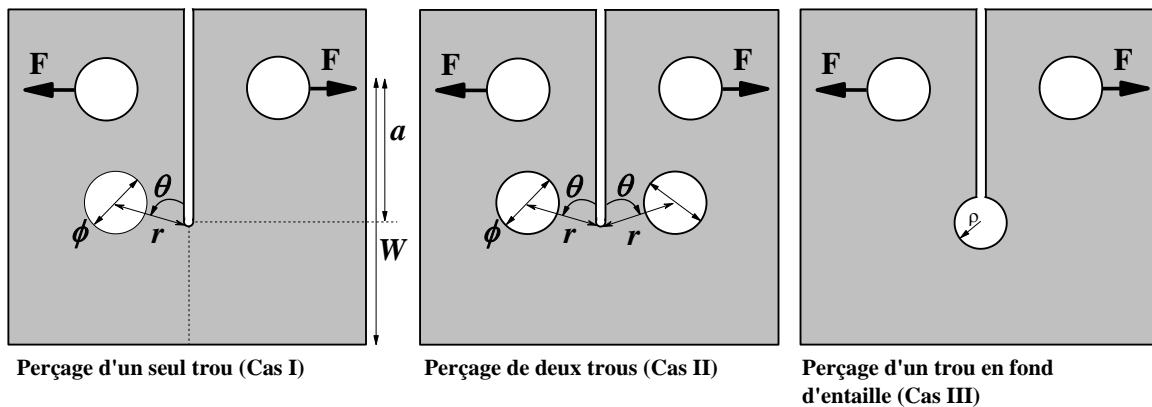


Figure IV.14 : Éprouvettes CT réparées par la méthode de perçage

Pour étudier l'influence de la position et le diamètre du trou sur la durée de vie des structures réparées, des trous percés de diamètre  $d=8\text{mm}$ , positionnées à des angles ( $\theta=\pi/5, 2\pi/5, 3\pi/5, 4\pi/5$  et  $5\pi/5$ ) et à des distances  $r = 8, 9, 10, 11$  et  $12$  mm du fond de l'entaille ont été considérés (figure IV.14).

Trois méthodes de réparation par perçage sont présentées. La première consiste à percer un seul trou au voisinage du défaut (cas I). La seconde, est de réparer la structure endommagée à l'aide de deux trous situés au voisinage de l'entaille. La dernière technique fait appel au perçage direct d'un trou sur l'entaille avec différentes valeurs du rayon  $\rho = 0.25, 50, 100, 200$  et  $400$  mm. Les charges d'ouvertures appliquées sur les éprouvettes entaillées sont données dans le tableau IV.2 (chapitre III).

IV.3. 2 Réparation par perçage (cas I)

IV.3.2. 1 Influence de l'angle  $\theta$  sur l'évolution de la contrainte  $\sigma_{yy}$  et  $T_{xx}$

Un exemple d'étude de l'effet de l'angle  $\theta$  sur l'évolution de la contrainte  $\sigma_{xx}$ ,  $\sigma_{yy}$  et  $T_{xx}$  est présenté en figure IV.15 et IV.16, pour un rapport de profondeur de défaut  $a/W=0.2$ . Près de l'entaille, il est constaté que l'effet du paramètre  $\theta$  sur la distribution de la contrainte  $T$  est significatif. La contrainte  $T$  devient plus négative lorsque  $\theta \geq 3\pi/5$ . Les valeurs négatives de  $T$  indiquent un faible confinement à la pointe d'entaille, ce qui selon certains auteurs [5], [6] et [7] accélère la propagation du défaut dans la direction principale, caractérisée comme direction de trajectoire stable de propagation du défaut.

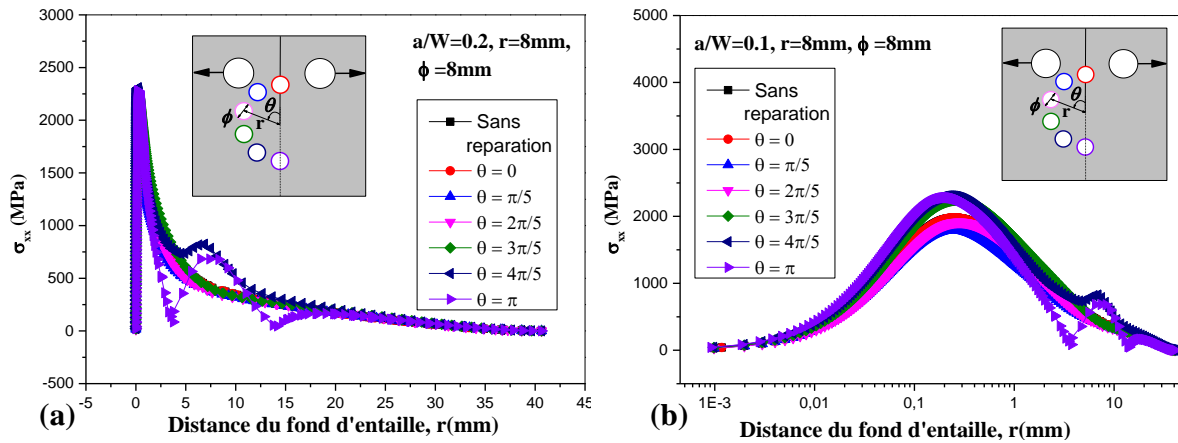


Figure IV.15 : (a) Influence de l'angle  $\theta$  sur l'évolution de la contrainte  $\sigma_{xx}$  le long du ligament pour différents éprouvettes CT percées, (b) détail de (a) au voisinage de l'entaille

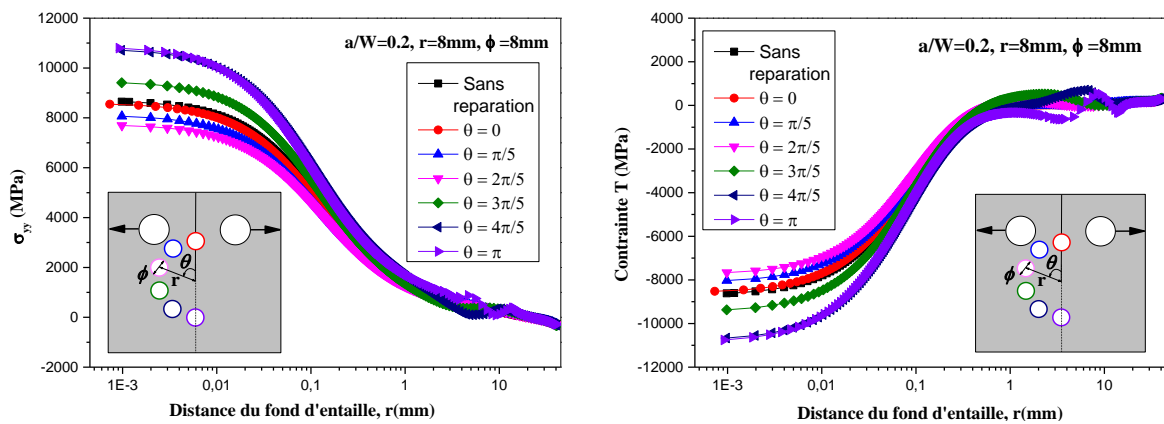


Figure IV.16 : Influence de l'angle  $\theta$  sur l'évolution de la contrainte  $\sigma_{yy}$  et  $T_{xx}$  le long du ligament pour différents éprouvettes CT percées

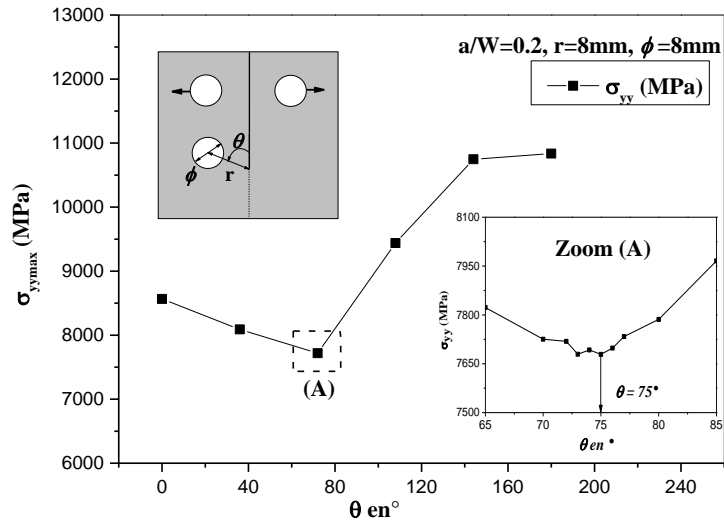


Figure IV.17 : Exemple de calcul de l'angle optimal d'orientation de l'ouverture pour une éprouvettes CT avec un rapport  $a/W=0.2$

La figure IV.16 montre clairement que les faibles contraintes en fond d'entaille sont obtenues pour un angle  $\theta=2\pi/5$ , et plus spécialement pour des angles  $\theta$  proches de  $2\pi/5=72^\circ$ . Donc un calcul supplémentaire des contraintes  $\sigma_{yy}$  le long du ligament des éprouvettes CT avec des orientations  $\theta=70^\circ, 71^\circ, 73^\circ, 74^\circ, 75^\circ, 76^\circ, 77^\circ$  et  $80^\circ$  a été réalisé. Les résultats obtenus en figure IV.17, montrent que le fond d'entaille est soulagé pour un angle  $\theta=75^\circ$ . En conséquence, les concentrations des contraintes au fond d'entaille de l'éprouvette CT avec  $a/W=0.2$  peuvent être diminuées, si le trou percé est orienté avec un angle  $\theta=75^\circ$ . Ce résultat est influencé par les conditions géométriques et par le chargement sous lequel est sollicitée l'éprouvette. Ces remarques sont relevées également dans les travaux de Murdani et al. [14] ainsi que ceux de Thomas et al. [15].

Tableau IV.3 : Récapitulatif de la contrainte d'ouverture au fond d'entaille  $\sigma_{yy}$  en mode I, pour différents angles d'orientations des trous percés

	a/W	Orientation $\Theta$ en $^\circ$					
		0	$\pi/5$	$2\pi/5$	$3\pi/5$	$4\pi/5$	$5\pi/5$
Contrainte d'ouverture maximale $\sigma_{yy}$ (MPa)	0.2	8564,86	8091,59	7705,57	9465,88	10747,6	10834,9
	0.3	8732.31	8187,75	8081,58	9650,34	10647,6	10897.7
	0.4	10448.4	7841,18	8027,98	9221.57	10197.9	10448.4
	0.5	7348.51	7841,18	7070.03	8051.73	8963.6	9000.29
	0.6	4884.85	4645,18	4726.23	5407.53	5937.92	10823.1

La même méthode de calcul est utilisée pour les éprouvettes CT avec des défauts de profondeurs  $a/W=0.3, 0.4, 0.5$  et  $0.6$ . Les tableaux IV.3 et IV.4 regroupent les différentes valeurs optimales de l'angle  $\Theta$  obtenues à partir des contraintes maximales  $\sigma_{yy}$  en fond d'entaille.

Tableau IV.4 : Les angles optimaux d'orientation des ouvertures pour différents rapports de défaut  $a/W$ .

$a/W$	$\Theta$ en $[\circ]$
0.2	75
0.3	59
0.4	51
0.5	50
0.6	49

#### IV.3.2. 2 Influence du diamètre $\phi$ sur l'évolution de la contrainte $\sigma_{yy}$ et $T_{xx}$

La figure IV.18 montre l'évolution de la contrainte T pour des éprouvettes CT réparées avec des trous de différents diamètres.

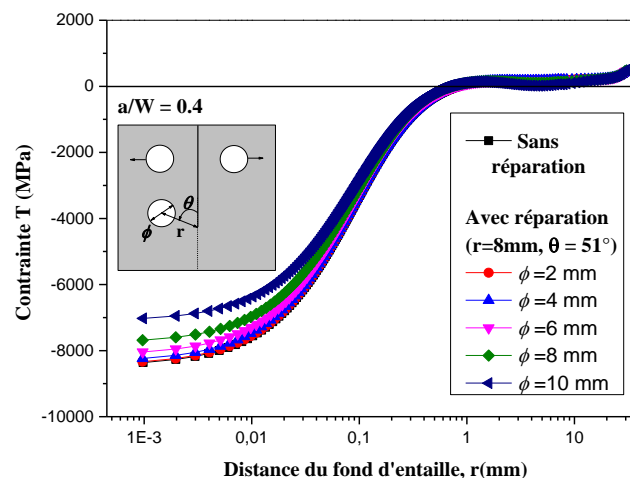


Figure IV.18 : Influence de du diamètre  $\phi$  sur l'évolution de la contrainte  $T_{xx}$  le long du ligament pour différents éprouvettes CT percés

La contrainte T est négative, généralement pour une distance  $r < 0.8$  mm. Elle est positive le long du ligament. La méthode de différence de contraintes est utilisée pour calculer les

valeurs de  $T$ . Une stabilisation du confinement est remarquée le long du ligament pour tous les cas étudiés.

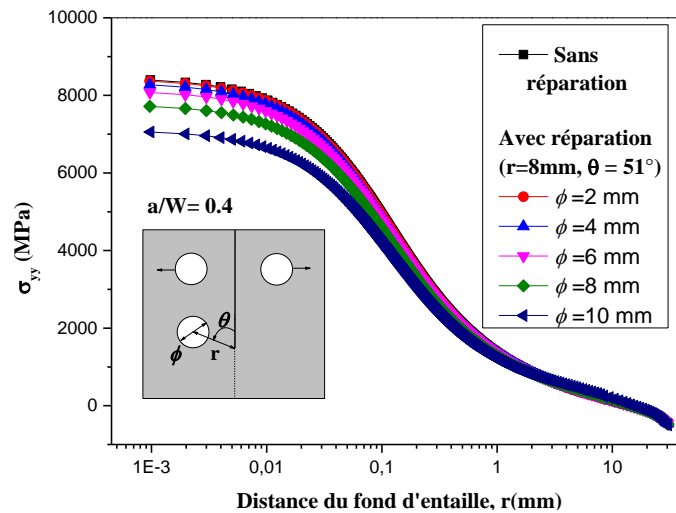


Figure IV.19 : Influence du diamètre  $\phi$  sur l'évolution de la contrainte  $\sigma_{yy}$  le long du ligament pour différentes éprouvettes CT perces

L'influence du diamètre  $\phi$  du trou percé sur l'évolution de la contrainte  $\sigma_{yy}$  le long du ligament est présentée en figure IV.19. Les résultats obtenus montrent que l'augmentation du diamètre du trou percé soulage la structure réparée, un résultat prouvé par les travaux de Murdani et al. [14] et Thomas et al. [15]. Donc pour augmenter le niveau de sécurité à la pointe d'entaille il est nécessaire que le trou percé soit réalisé avec un grand diamètre. Dans cette situation et pour ces conditions géométriques le diamètre recommandé est  $\phi=10$  mm.

Cependant, cette technique peut fragiliser la structure du fait de la diminution localisée de la section. Il est donc nécessaire de vérifier la résistance mécanique de la structure après réparation.

### IV.3.2. 3 Influence de la distance $r$ sur l'évolution de la contrainte $\sigma_{yy}$ et $T_{xx}$

Un exemple de l'effet de la position du trou de réparation sur la contrainte  $T$  est exposé en figure IV.20. Pour une distance proche de 0.8 mm, le confinement change de signe. Il passe du négatif au positif et croît avec l'augmentation de la profondeur d'entaille. Une légère stabilisation est remarquée à partir d'une distance de 1 mm.

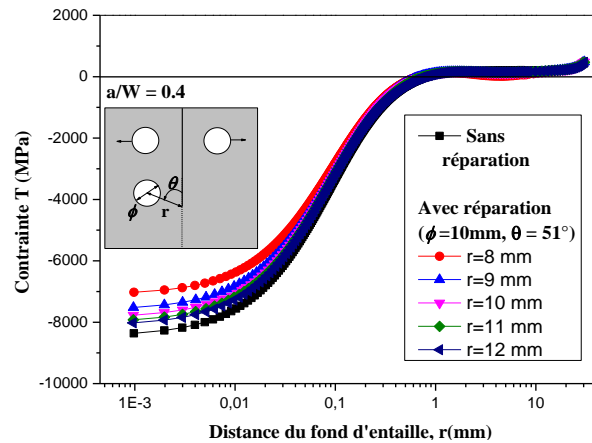


Figure IV.20 : Influence de la distance ( $r$ ) sur l'évolution de la contrainte  $T_{xx}$

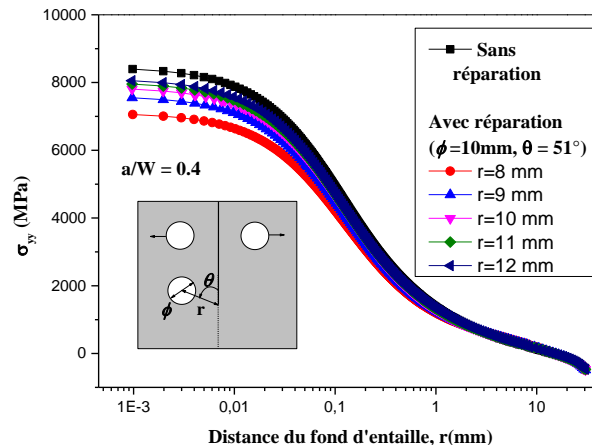


Figure IV.21 : Influence de la distance ( $r$ ) sur l'évolution de la contrainte  $\sigma_{yy}$

De la figure IV.21, il peut être constaté que la distance ( $r$ ) de la pointe d'entaille jusqu'au centre du trou percé a une influence significative sur la réduction des contraintes en fond d'entaille. En conclusion pour soulager la zone dominante, il faut rapprocher le trou du fond d'entaille. Pour le cas du diamètre  $\phi=10$  mm, la distance de l'entaille déterminée correspond à  $r = 8$  mm.

### IV.3. 3 Réparation par perçage (deux trous)

Dans la partie de calcul précédente (réparation par perçage avec un seul trou), nous avons traité l'influence de la position du trou et son diamètre sur la réduction de concentration des contraintes en fond d'entaille. Le résultat de la simulation montre qu'une bonne réparation

pour tels éprouvettes est obtenue si le trou percé réalisé avec un diamètre  $\phi=10\text{mm}$  est positionné à une distance  $r=8\text{ mm}$  du fond d'entaille, l'angle  $\theta$  étant dépendant de la profondeur du défaut (tableau IV.4).

La suite de l'étude consiste à faire une réparation avec deux trous sur les éprouvettes endommagées en gardant les mêmes paramètres  $\theta$ ,  $r$  et  $\phi$ .

### IV.3.3. 1 Distribution de la contrainte $\sigma_{xx}$ et d'ouverture $\sigma_{yy}$ dans l'éprouvette CT

Les résultats de la simulation numérique sur deux éprouvettes CT, l'une étant non réparée et la seconde percée de deux trous sont présentés en figures IV.22 et IV.23.

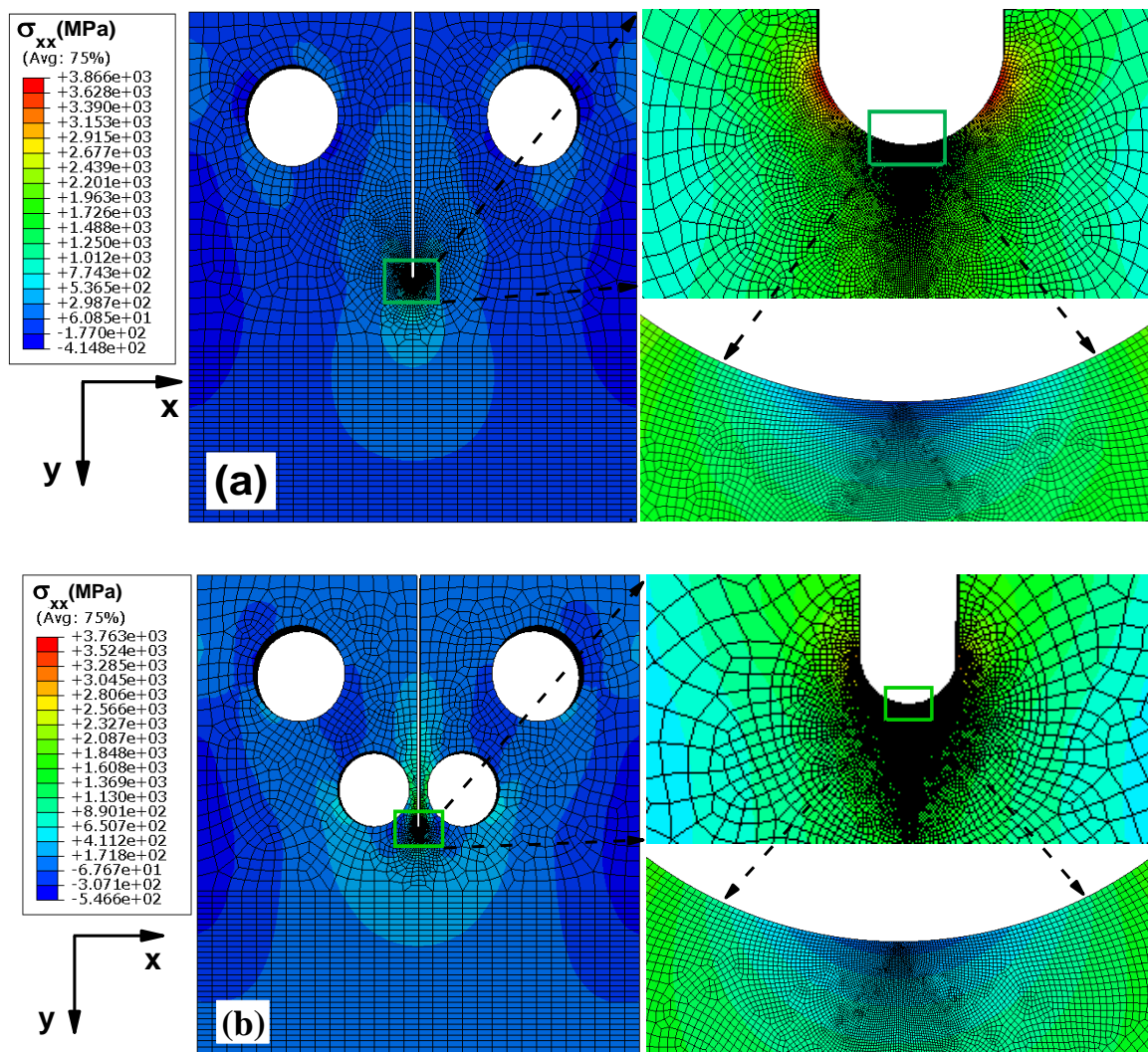


Figure IV.22 : Distribution de la contrainte  $\sigma_{xx}$  dans l'éprouvette CT,  $a/W=0.4$ , (a) éprouvette sans réparation, (b) éprouvette réparée



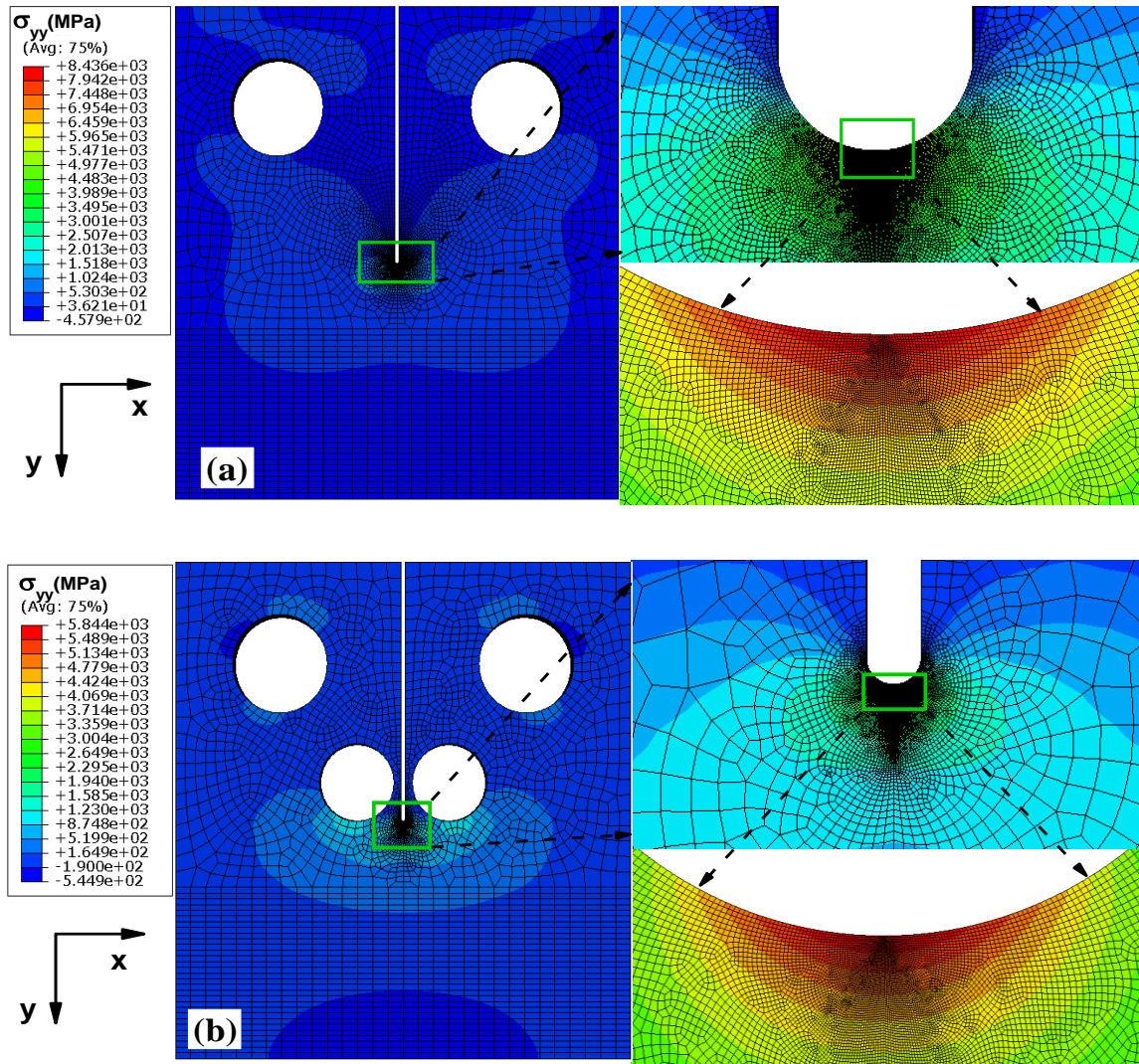


Figure IV.23 : Distribution de la contrainte d'ouverture  $\sigma_{yy}$  dans l'éprouvette CT,  $a/W=0.4$ , (a) éprouvette sans réparation, (b) éprouvette réparée

On remarque que la contrainte  $\sigma_{xx}$  enregistre de faibles valeurs en fond d'entaille, suivie d'un faible accroissement puis une chute le long du ligament. La figure IV.23 montre l'effet de la réparation par perçage de deux trous sur la distribution de la contrainte d'ouverture  $\sigma_{yy}$ . On note des valeurs importantes de la contrainte  $\sigma_{yy}$  en fond d'entaille. La relaxation de la structure endommagée du fait de la présence des trous de réparation est bien constatée. La diminution des contraintes  $\sigma_{yy}$  en fond d'entaille est de l'ordre de 30%.

### IV.3. 4 Comparaison entre les deux méthodes de réparation

Les figures IV.24 et IV.25 illustrent l'évolution de la contrainte  $\sigma_{yy}$  et  $T_{xx}$  le long du ligament d'une éprouvette CT avec et sans réparation par la technique de perçage.

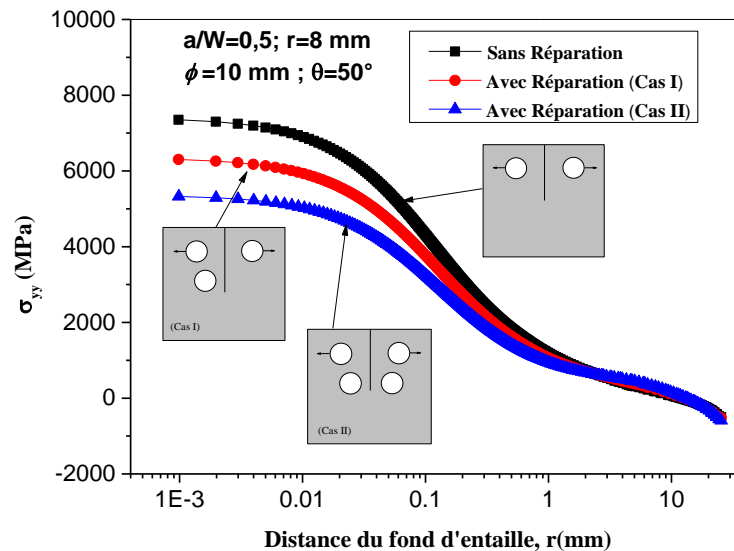


Figure IV.24 : Effet de la réparation sur l'évolution de la contrainte  $\sigma_{yy}$  le long du ligament pour différentes éprouvettes CT percées

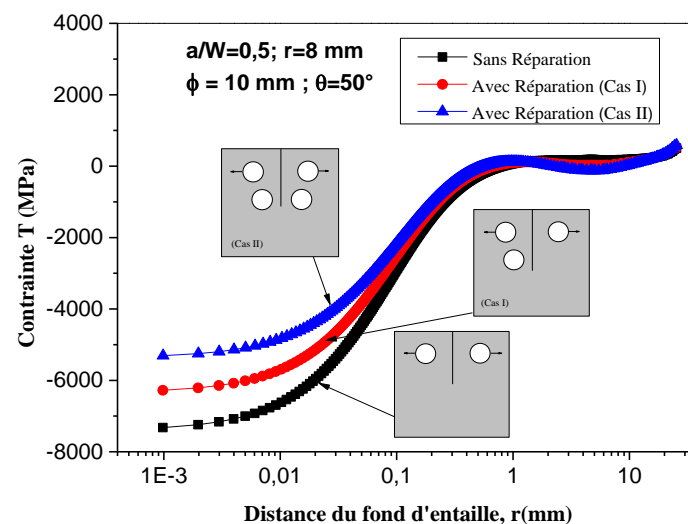


Figure IV.25 : Effet de la réparation sur l'évolution de la contrainte  $T_{xx}$  le long du ligament

L'influence de la réparation par la méthode de perçage sur la diminution de la contrainte d'ouverture  $\sigma_{yy}$  en fond d'entaille est bien distinguée. Le perçage avec la technique de deux

trous conduit à une distribution des contraintes plus uniforme, cela relaxe considérablement la structure sollicitée (figure IV.24).

La figure IV.25 présente l'évolution de la contrainte T le long du ligament pour une éprouvette CT avec et sans réparation par la méthode de perçage. Il est constaté que la réduction de la contrainte T est meilleure lorsque la seconde technique de perçage (cas II) est utilisée pour la réparation.

### IV.3. 5 Influence du perçage sur le facteur d'intensité de contrainte d'entaille critique $K_{pc}$ et la contrainte $T_{eff}$

La figure IV.26 illustre clairement l'évolution du confinement et celle du facteur d'intensité de contrainte en fonction du rapport de profondeur du défaut  $a/W$ . En augmentant progressivement la profondeur du défaut, une réduction de la valeur du facteur d'intensité de contrainte est constatée avec une croissance du paramètre de confinement. On note une augmentation linéaire de la contrainte effective  $T_{eff}$  avec l'évolution de  $a/W$ .

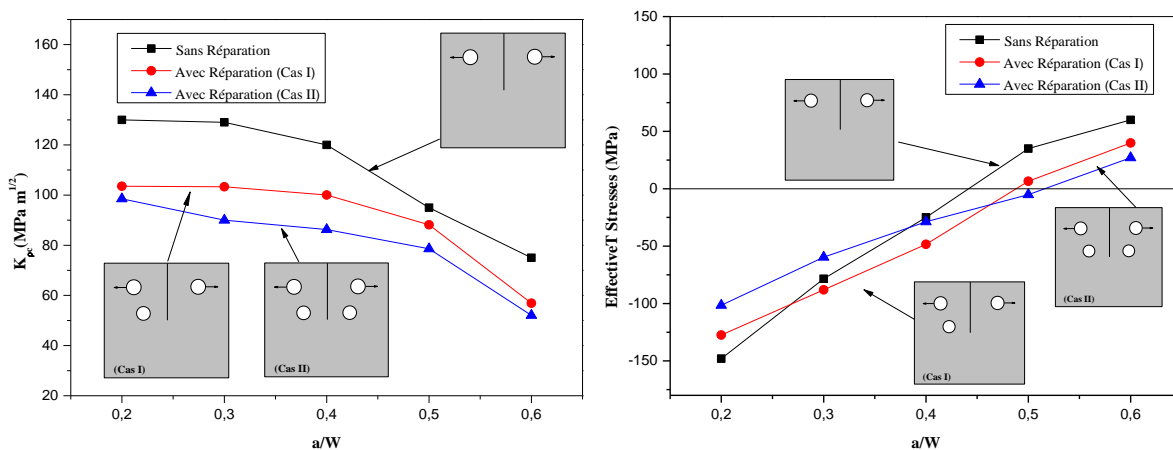


Figure IV.26 : Évolution du facteur d'intensité de contrainte  $K_{pc}$  et la contrainte  $T_{eff}$  en fonction de la profondeur des défauts  $a/W$

La réduction du FIC et le confinement est meilleure lorsque la technique de perçage de deux trous est utilisée pour la réparation. Les valeurs des paramètres effectifs sont regroupés dans les tableaux IV.5 et IV.6.

Tableau IV.5 : Regroupements des paramètres de rupture pour les éprouvettes CT avec réparation (cas I)

Eprouvette CT	Charge F (N)	a/W	X <sub>eff</sub> (mm)	σ <sub>yyeff</sub> (MPa)	T <sub>eff</sub> (MPa)	K <sub>pc</sub> (MPa.m <sup>1/2</sup> )
	32098	0.2	0,40114	2061,81	-127,48	103,51088
	25543	0.3	0,50437	1835,35	-88,11	103,32
	18988	0.4	0,6085	1618,12	-48,42	100,05339
	12433	0.5	0,68745	1341,5	6,58	88,16611
	5878	0.6	0,98605	722,763	39,874	56,89007

Tableau IV.6 : Regroupements des paramètres de rupture pour les éprouvettes CT avec réparation (cas II)

Paramètres de rupture	Charge F (N)	a/W	X <sub>eff</sub> (mm)	σ <sub>yyeff</sub> (MPa)	T <sub>eff</sub> (MPa)	K <sub>pc</sub> (MPa.m <sup>1/2</sup> )
	32098	0.2	0.3217	2195.13	-116.2	98.69
	25543	0.3	0.387	1821.05	-58.954	89.796
	18988	0.4	0,50891	1525,1	-28.7454	86,24035
	12433	0.5	0.5612	1321.575	1.1357	78.478
	5878	0.6	0.7913	738.065	27.04	52.037

### IV.3. 6 Réparation par perçage direct (cas III)

#### IV.3.6. 1 Influence du rayon d'entaille ρ sur l'évolution de la contrainte σ<sub>yy</sub> et T<sub>xx</sub>

En figure IV.27 est présentée l'évolution de la contrainte d'ouverture σ<sub>yy</sub> et la contrainte T<sub>xx</sub> le long du ligament pour un rapport de profondeur du défaut a/W = 0.2. Les éprouvettes CT sont réparées par un perçage direct sur le défaut (cas III) avec des trous de rayon ρ = 0.25, 0.5, 1.0, 2.0 et 4.0 mm. C'est une méthode ancienne et largement répandue pour la réparation des composants mécaniques fissurés [16].

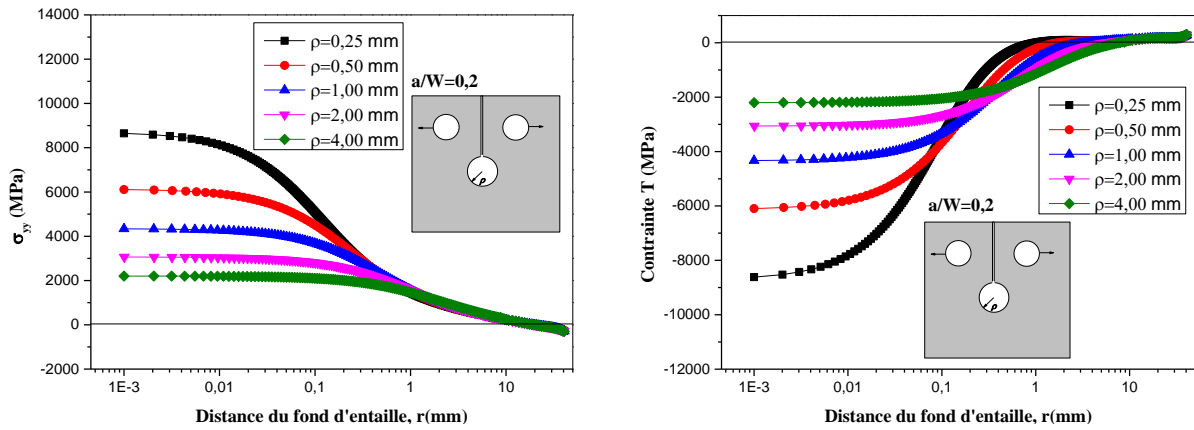


Figure IV.27 : Influence du rayon d'entaille  $\rho$  sur l'évolution de la contrainte  $\sigma_{yy}$  et  $T_{xx}$

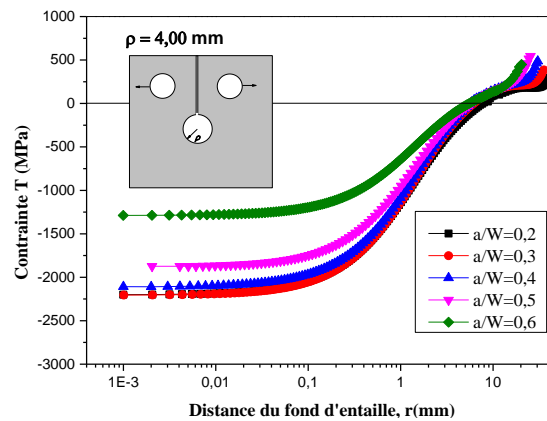


Figure IV.28 : Effet de la profondeur du défaut sur l'évolution de la contrainte  $T_{xx}$  le long du ligament des éprouvettes réparées

Les résultats obtenus en figure IV.27 montrent une réduction des contraintes  $\sigma_{yy}$  et  $T_{xx}$  lorsque le rayon du trou augmente.

L'étape suivante consiste à calculer l'évolution de la contrainte  $T_{xx}$  le long du ligament pour différents profondeurs  $a/W$ . Les éprouvettes CT sont réparées par la méthode de perçage (cas III) avec un trou en fond d'entaille de rayon  $\rho = 4.00$  mm (figure IV.28). Près de l'entaille, il est remarqué que l'effet de la profondeur du défaut sur la distribution de la contrainte  $T$  est significatif. La contrainte  $T$  illustre des valeurs négatives le long du ligament (cas de contrainte de traction). Pour une distance proche de 7 mm, le confinement change de signe (passant du négatif au positif) et croît avec l'augmentation de la profondeur d'entaille.

### IV.3.6. 2 Influence du perçage sur le facteur d'intensité de contrainte d'entaille critique $K_{pc}$ et sur la contrainte $T_{eff}$

Pour une meilleure illustration de l'influence de la réparation par perçage (cas III), nous avons présenté en figure IV.29 la variation du facteur d'intensité de contrainte d'entaille critique  $K_{pc}$  et la contrainte  $T_{eff}$  en fonction du rapport de profondeur du défaut  $a/W$ .

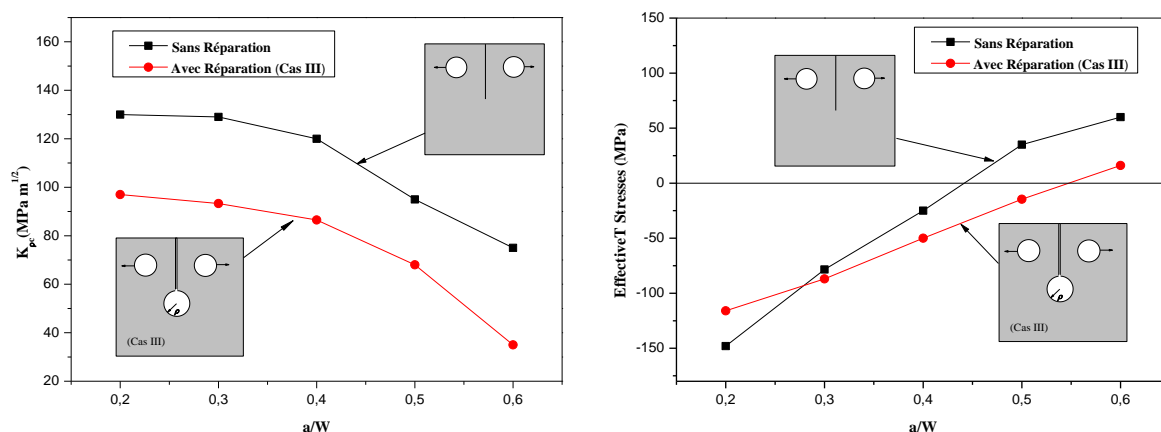


Figure IV.29 : Évolution du facteur d'intensité de contrainte d'entaille critique  $K_{pc}$  et de la contrainte  $T_{eff}$  en fonction du rapport  $a/W$

Pour les différentes profondeurs du défaut, l'effet du perçage joue un rôle déterminant sur la réduction de  $K_{pc}$  et celle de la contrainte  $T_{eff}$ . Celle-ci est bien remarquée après la réparation.

Le tableau IV.7 regroupe les paramètres de rupture obtenus à partir de l'étude numérique pour une éprouvette CT réparée par un trou de rayon  $\rho = 4.00$  mm.

Tableau IV.7 : Regroupements des paramètres de rupture pour les éprouvettes CT avec réparation (cas III)

	Charge F (N)	$a/W$	$X_{eff}$ (mm)	$\sigma_{yyeff}$ (MPa)	$T_{eff}$ (MPa)	$K_{pc}$ (MPa.m <sup>1/2</sup> )
Paramètres de Rupture	32098	0.2	5,44288	530,668	-120,391	98,13586
	25543	0.3	4,8497	552,718	-99,471	96,48315
	18988	0.4	5.0614	485.2486	-51,214	86,482
	12433	0.5	5.532	365.1233	-14,59	68,6502
	5878	0.6	5.8914	181.886	16,11	34,9752

### IV.3. 7 Courbe maîtresse (failure material master curve (FMMC)) $K_{pc}$ - $T_{eff}$

Les paramètres de rupture d'une éprouvette CT avec et sans réparation par la technique de perçage sont présentés en figure IV.30. Les premières remarques indiquent que, plus la profondeur du défaut croit, plus le paramètre de rupture  $K_{pc}$  diminue et le confinement  $T_{eff}$  augmente. L'évolution de la courbe ( $K_{pc}$ - $T_{eff}$ ) est approximée par une fonction parabolique. De cette même figure, il est constaté que la réparation de l'éprouvette CT par la méthode de perçage (cas III) a permis de déplacer la courbe du facteur d'intensité de contrainte d'entaille critique  $K_{pc}$  et la contrainte  $T_{eff}$ , vers des zones plus sécurisées, permettant ainsi de soulager la structure.

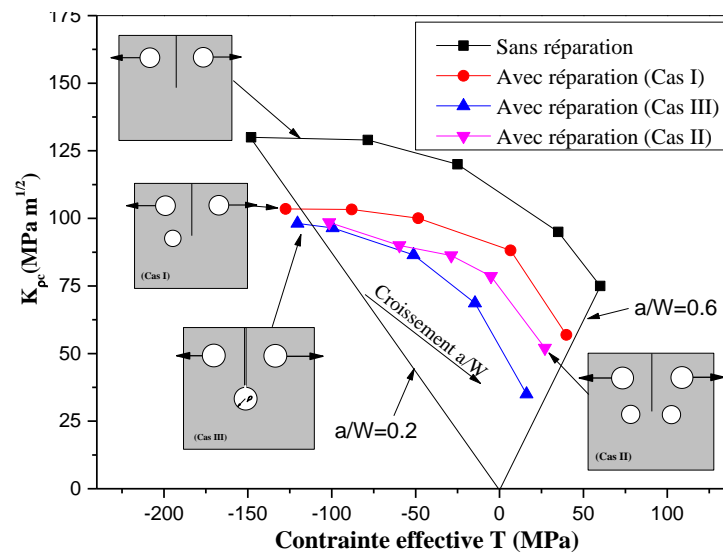


Figure IV.30 : Évolution du facteur d'intensité de contrainte d'entaille critique en fonction de la contrainte  $T_{eff}$  pour différents rapports  $a/W$

Le critère de réparation par perçage, drilling repairing index (DRI) est défini par la formule suivante :

$$DRI=1-(OC /OD)$$

Comme l'index de réparation par patch, ce facteur est aussi un indice indiquant le reste de la durée de la vie de la structure après la réparation. Les valeurs du DRI en fonction des longueurs relatives du défaut d'entaille sont données dans le tableau IV.8. Comme pour

l'index de réparation par patch, il est noté que l'augmentation de la durée de vie du défaut long est plus importante que celle du défaut court.

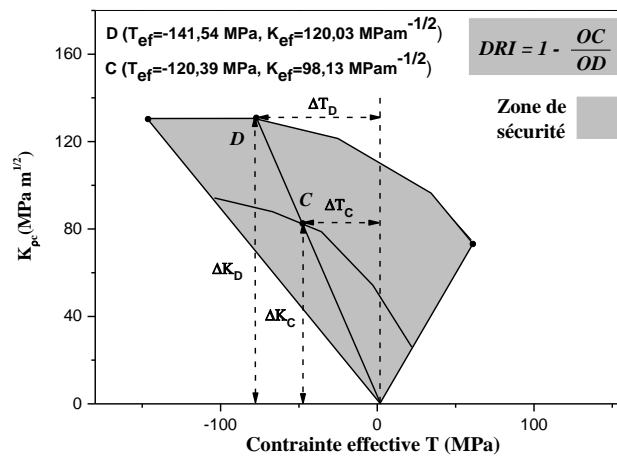


Figure IV. 31 : Indice de Réparation par perçage (DRI) dans une courbe maîtresse (FMMC)

#### Application

La figure IV.31 montre un exemple de calcul du facteur de réparation par perçage DRI pour un défaut de profondeur  $a/W=0.2$ . Les paramètres de rupture pour une éprouvette sans et avec réparation sont donnés dans les tableaux IV.1 et IV.7.

D'après la définition du facteur de sécurité dans une courbe maîtresse

$$DRI = 1 - (OC/OD)$$

$$OC = ((\Delta T_C)^2 + (\Delta K_C)^2)^{1/2} = ((-141,54)^2 + (120,031)^2)^{1/2} = 185,582$$

$$OD = ((\Delta T_D)^2 + (\Delta K_D)^2)^{1/2} = ((-120,391)^2 + (98,1358)^2)^{1/2} = 155,321$$

$$DRI = 1 - (OC/OD) = 1 - (155,321/185,582) = 0,1631$$

Tableau IV.8 : Valeurs de l'indice DRI en fonction de la profondeur du défaut  $a/W$

a/W	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6
DRI (%)	16,3	04,3	16,02	27,7	55,7

La même procédure de calcul peut être utilisée pour calculer les valeurs de DRI pour les profondeurs  $a/W=0.3, 0.4, 0.5$  et  $0.6$  (tableau IV.8). En générale en remarque que le gain de vie augmente avec la taille du défaut des structures réparées. En moyenne, l'augmentation de la durée de vie après la réparation de la structure endommagée par la technique de perçage est de l'ordre de 24%.



#### IV. 4 Conclusion

L'étude numérique présentée permet de décrire de manière satisfaisante le comportement d'une plaque fissurée et réparée par deux méthodes. La première consiste simplement à coller un patch composite sur la partie endommagée afin d'améliorer sa résistance. La deuxième technique proposée est de percer un trou à l'endroit endommagé afin d'amortir la propagation de la rupture. L'utilisation de la courbe maîtresse en se basant sur les paramètres de rupture  $K_{pc}$  et  $T_{eff}$  donne de bons résultats. La réparation des structures fissurées a pour conséquence d'augmenter la durée de vie des éprouvettes CT. Cette augmentation est de l'ordre de 72% pour les éprouvettes renforcées par un patch composite et de 24% pour les éprouvettes réparées par la technique de perçage. La présente étude, montre que le processus de réparation des structures utilisant le collage des composites est une méthode efficace et fiable permettant d'augmenter sensiblement la durée de vie des structures endommagées.

**References**

- [1] Hadj Meliani M, Azari Z, Pluvinage G, Matvienko YuG. The effective T-stress estimation and crack paths emanating from U-notches. *Eng Fracture Mech* 2010;77(11):1682–92.
- [2] Pluvinage G. Rupture et fatigue amorcées à partir d'entaille – Application du facteur d'intensité de contrainte, *Revue Française de Mécanique*, 1997, P : 53-61, N° 1997-1.
- [3] Su B., Bhuyan Gouri S. Elastic fracture properties of all-steel gas cylinders with different axial crack types. *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 76 23-33,(1999).
- [4] Qu et al. *The Behaviour of Short Fatigue Cracks*, EGF, Mech. Eng. Pub. London, p. 203, (2006).
- [5] Richardson DE, Goree JG. Experimental verification of a new two parameter fracture model. *Fracture mechanics: twenty-third symposiums*. ASTM STP 1189, 1993. p. 738–50.
- [6] Chao, Y. J., and Ji, W., 1995, "Cleavage Fracture Quantified by J and A<sub>2</sub>," *Constraint Effects in Fracture: Theory and Applications—Second Volume*, ASTM STP 1244, eds., M. Kirk and A. Bakker, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA, pp. 3-20.
- [7] Hutchinson. J.W., Singular behaviour at the end of a tensile crack tip hardening material. *Journal of Mechanics and Physics of solids*. Vol. 16, pp.13-31. 1968.
- [8] G. Pluvinage – *Mécanique élastoplastique de la rupture « critères d'amorçage »*, Ed. CEPADUES, Metz, 1989.
- [9] Nyongue A. *L'analyse de l'endommagement de la rupture du verre*. Mémoire de thèse doctorat d'université de Metz, 7 Mai 2000.
- [10] Kuguel R. A relation between theoretical stress concentration factor and fatigue notch factor deduced from the concept of highly stress volume, *Proceeding, ASTM*, Vol. 61, 1961, P : 732-748.
- [11] Neuber H. Theoretical determination of fatigue strength at stress concentration, *Air force materials laboratory, report AFML-TR*, 1968, P: -68-20.
- [12] Buch A. Analytical approach to size and notch size effects in fatigue of aircraft of material specimens, *Material Science and Engineering*, Vol.15, 1974, P : 75-85.
- [13] Brand A, Sutterlin R. *Calcul des pièces à la fatigue. Méthode du gradient*, Publication Cotin, Senlis-France, 1980.
- [14] Anggit Murdani, Chobin Makabe, Akihide Saimoto, Yoshiki Irei, Tatsujiro Miyazaki. Stress concentration at stop-drilled holes and additional holes. *Engineering Failure Analysis* 15 (2008) 810–819.

- [15] Thomas SB, Mhaskar MJ, Sethuraman R. Stress intensity factor of circular hole and inclusion using finite element alternating method. *Theor Appl Fract Mech* 2000;33:73–81.
- [16] J. MATHAR. Determination of Initial Stresses by Measuring the Deformation Around Drilled holes, *Arch Eisenhüttenwesen*, 6, p. 277-281 et *Trans. ASME*, V56 (4), p.249, 1934.

## **Conclusion Générale**

### Conclusion Générale

L'étude présentée répond à des préoccupations liées à la maintenance industrielle portant sur l'augmentation de la durée de vie de structures endommagées. Deux méthodes sont proposées pour la réparation ; renforcement par patch en matériau composite (Boron/époxy) et par la technique de perçage.

Nous avons débuté par un bref rappel sur les différents types de défauts précurseurs de la rupture des canalisations, ainsi que les méthodes et les outils existants pour évaluer leur nocivité. Ces méthodes et outils sont basés essentiellement sur la théorie de la mécanique de la rupture.

Pour voir l'évolution des paramètres de la mécanique linéaire de la rupture, des éprouvettes standards ASTM sont choisies pour la modélisation numérique. L'étude du comportement à la rupture des éprouvettes entaillées s'effectue à l'aide d'une approche globale à deux paramètres, le facteur d'intensité de contraintes d'entaille  $K_p$  et la contrainte  $T_{eff}$ . La contrainte  $T_{eff}$  représente le degré de confinement à la pointe d'entaille. De nombreuses méthodes existent pour calculer ces deux paramètres. La méthode volumétrique est utilisée pour déduire les valeurs de  $K_{pc}$  et  $T_{eff}$ .

Des calculs tridimensionnels par éléments finis ont ensuite été réalisés avec le code de calcul Abaqus/CAE™. La simulation numérique du comportement sur des éprouvettes normalisées CT sollicitées en traction (mode I de chargement) a été menée. Pour les différentes valeurs de profondeur d'entaille, les charges de traction utilisées pour la simulation ont été obtenues à partir des résultats des essais expérimentaux données par [1]. Pour définir la taille du pas de maillage, l'utilisation de la contrainte d'ouverture maximale a donné de très bons résultats, grâce au raffinement évolutif, et au maillage concentrique en fond d'entaille.

Dans les résultats de la modélisation, nous avons exposé en premier lieu le concept du renforcement des éprouvettes CT par une couche de matériau composite en boron/époxy. La réparation par patch composite a été effectuée par deux configurations différentes. La première a consisté à coller un patch composite sous l'entaille mécanique (cas II), alors que la seconde a été de coller le patch sur le défaut de l'éprouvette (cas III). On constate que les deux techniques de réparation améliorent la résistance des éprouvettes réparées, cette remarque est constatée plus particulièrement pour la deuxième configuration de réparation par patch

## Conclusion Générale

---

composite. Cette réparation a tendance à diminuer le facteur d'intensité de contrainte des éprouvettes réparées. Ainsi, il a été noté que la deuxième configuration du patch (cas III) permet une meilleure absorption des contraintes T par rapport à la première configuration (cas II). Cette diminution de la contrainte T, réduit la vitesse de propagation de la fissure, ce qui est en accord avec les études faites par Richardson DE et al. [2], et Chao Y. [3].

La deuxième méthode de réparation utilisée dans cette étude est la technique de perçage. Trois techniques sont proposées. La première c'est de percer un seul trou à côté du défaut (cas I), la seconde c'est de faire la réparation avec deux trous adjacents au défaut (cas II) et la troisième consiste à percer un trou centré en fond d'entaille (cas III).

Dans la technique de réparation par perçage, la position du trou et son diamètre influent considérablement sur la diminution de la concentration des contraintes en fond d'entaille. En effet, plus le diamètre du trou de réparation est important, plus la structure est soulagée en fond d'entaille. Un résultat prouvé par les travaux de Murdani et al. [4] ainsi que ceux de Thomas et al. [5]. Cependant, cette technique peut fragiliser la structure du fait de la diminution localisée de la section. Cela nécessite une vérification par les calculs de la tenue mécanique de telles structures après réparation. Le perçage d'un trou en fond d'entaille conduit à un soulagement important de la zone endommagée en comparaison aux deux autres configurations de perçage. Cette procédure génère un facteur d'intensité de contrainte d'entaille faible.

L'utilisation de la courbe maîtresse (FMMC) en se basant sur les paramètres de rupture  $K_{pc}$  et  $T_{eff}$  donne de bons résultats.

Les différents paramètres de rupture  $K_{pc}$  et  $T_{eff}$  calculés sont intégrés dans la courbe maîtresse. Cette courbe peut être utilisée pour classer le niveau de dangerosité après réparation des défauts rencontrés. Les résultats obtenus montrent que les deux techniques de réparation donnent deux niveaux de sécurité à nos structures réparées. Le patch composite a pour conséquence d'augmenter la durée de vie des éprouvettes CT plus que la technique de perçage. Cette augmentation est de l'ordre de 72% pour les éprouvettes renforcées par un patch composite et de 24% pour les éprouvettes réparées par la technique de perçage.

### Perspectives

En perspective à ce travail, nous proposons les pistes de recherche suivantes :

- La technique proposée reconstruit la courbe maîtresse de rupture de l'acier API 5L X52 reste insuffisante pour la prévision de la durée de vie des structures métalliques telles que les pipelines. La généralisation de cette courbe sur d'autres configurations d'éprouvettes standards donne de bonnes prévisions de la durée de vie de ces structures.
- Enrichir la courbe maîtresse de rupture en étudiant des cas avec différents chargements.
- Étaler cette étude pour différents matériaux créant ainsi un outil permettant de faire de la maintenance préventive.

### References

- [1] Hadj Meliani M, Azari Z, Pluinage G, Matvienko YuG. The effective T-stress estimation and crack paths emanating from U-notches. *Eng Fracture Mech* 2010;77(11):1682–92.
- [2] Richardson DE, Goree JG. Experimental verification of a new two parameter fracture model. *Fracture mechanics: twenty-third symposiums*. ASTM STP 1189, 1993. p. 738–50.
- [3] Chao, Y. J., and Ji, W., 1995, "Cleavage Fracture Quantified by J and A<sub>2</sub>," *Constraint Effects in Fracture: Theory and Applications—Second Volume*, ASTM STP 1244, eds., M. Kirk and A. Bakker, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA, pp. 3-20.
- [4] Anggit Murdani, Chobin Makabe, Akihide Saimoto, Yoshiki Irei, Tatsujiro Miyazaki. Stress concentration at stop-drilled holes and additional holes. *Engineering Failure Analysis* 15 (2008) 810–819.
- [5] Thomas SB, Mhaiskar MJ, Sethuraman R. Stress intensity factor of circular hole and inclusion using finite element alternating method. *Theor Appl Fract Mech* 2000;33:73–81.