

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية  
REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE



MINISTÈRE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR  
ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE



UNIVERSITE DJILLALI LIABES DE SIDI BEL ABBES

FACULTE DE TECHNOLOGIE  
DÉPARTEMENT DE GENIE MECANIQUE

## THESE

Pour

L'obtention du diplôme de

**Doctorat en Sciences**

Spécialité : Génie Mécanique

Option : Interaction fluide-structure

Présentée par: **MEDJDOUB Sidi Mohamed**

# Comportement en rupture des pipelines sous pression interne réparés par des matériaux composites

Soutenue le 07/03/2019 devant la commission d'examen :

	Nom et prénom	Grade	Affiliation
<b>Président</b>	KADDOURI Khacem	Professeur	UDL de SBA
<b>Directeur de thèse</b>	BACHIR BOUADJRA Belabbes	Professeur	UDL de SBA
<b>Examineur</b>	MECHAB Belaid	MCA	UDL de SBA
<b>Examineur</b>	GHAZI Abdelkader	MCA	UMS de Mascara
<b>Examineur</b>	BOUZIANE Mohamed Mokhtar	MCA	UMS de Mascara
<b>Examineur</b>	DJEBBAR Noureddine	MCA	UHB de Chlef

2018-2019

## Résumé

Dans cette étude, la méthode des éléments finis est utilisée pour analyser les performances de la réparation d'un patch en composite collé sur un pipeline en acier fissuré. Une analyse paramétrique a été réalisée afin de mettre en évidence les effets des propriétés géométriques sur l'efficacité de la réparation. La méthode de conception expérimentale est utilisée pour explorer les effets des dimensions du patch (longueur, angle et épaisseur) afin d'optimiser le processus de réparation. En utilisant le logiciel MOODE.5 nous avons présenté les paramètres géométriques les plus dominants sur le facteur d'intensité de contrainte au front de fissure pour déterminer les paramètres les plus importants sur l'efficacité de la réparation. Cette optimisation peut aider les concepteurs du patch en composite à améliorer les performances de réparation et de réhabilitation.

**MOTS CLÉS.** Mécanique de la rupture; Fissure; Composite; patch; Pipelines.

## Abstract

In this study the finite element method is used to analyze the performances of bonded composite wrap repair of cracked steel pipelines. Parametric analysis was performed in order to highlight the effects of the geometrical properties on the repair efficiency. The experimental design method is used to explore the effects of wrap dimensions (length, angle and thickness) in order to optimize the repair process. We showed in using the MOODE.5 software the most dominant geometrical parameters on stress intensity factor at the crack front which to determine the most important parameters on the repair efficiency. This optimization can help the composite wrap designers to improve the repair performance and rehabilitation.

**KEYWORDS.** Fracture mechanics; Crack; Composite; Wrap; Pipelines.

## ملخص

في هذه الدراسة ، يتم استخدام طريقة العناصر المحدودة لتحليل أداء إصلاح خطوط الأنابيب المعدنية المتشققة باللاصق المركب. تم إجراء تحليل العوامل من أجل تسليط الضوء على تأثيرات الخصائص الهندسية على كفاءة الإصلاح. تُستخدم طريقة التصميم التجريبي لكشف آثار أبعاد اللاصق (الطول والزاوية والسمك) من أجل تحسين عملية الإصلاح. أظهرنا باستخدام برنامج MOODE.5 الخصائص الهندسية المهيمنة على عامل شدة الإجهاد في جبهة الشق و التي تحدد أهم مميزات الإصلاح. يمكن أن يساعد هذا التعديل ، مصممي اللاصق المركب لتحسين أداء الإصلاح وإعادة التأهيل.

**كلمات المفتاح.** ميكانيك الكسر؛ التشقق؛ اللاصق المركب؛ خطوط الأنابيب

## **REMERCIEMENTS**

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

Je souhaite tout d'abord présenter mes sincères remerciements à mon directeur de thèse, Pr Bachir Bouiadjra Belabbes pour tous les encouragements et la sollicitude avec laquelle il m'a orienté tout au long de cette étude.

Je tiens à remercier Dr Miloudi Abdelkader pour son appui qu'il a témoigné à mon travail.

Mes remerciements vont également au Professeur KADDOURI Kacem, Dr GHAZI Abdelkader, Dr BOUZIANE Mohamed Mokhtar et Dr DJEBBAR Noureddine, pour avoir bien voulu faire partie de mon jury de thèse et devant lesquels j'ai eu le bonheur de soutenir mon travail.

J'adresse également mes remerciements à Dr Mechab Belaid pour ses précieux conseils ainsi que sa disponibilité.

Mes plus vifs remerciements vont également à tous mes collègues au sein du département de génie mécanique et spécialement aux Drs: Laoudj Samir, Benbark Smail, Fekih Mohamed, Adjoudj Réda et Fikirini Hamida.

J'adresse aussi l'expression de mes sincères remerciements à tous ceux qui ont participé de près ou de loin à la réussite de ce travail.

**S. M. MEDJDOUB**



## TABLE DES MATIERES

LISTE DES FIGURES.....	I
LISTE DES TABLEAUX.....	III
NOTATIONS.....	IV
<b>INTRODUCTION GENERALE .....</b>	<b>1</b>
<b>CHAPITRE I : LA MECANIQUE DE LA RUPTURE ET L'APPLICATION DE LA MEF.....</b>	<b>4</b>
I.1 INTRODUCTION.....	4
I.2 MECANIQUE LINEAIRE ET NON LINEAIRE DE LA RUPTURE.....	4
I.3 CRITERE DE RUPTURE .....	4
<i>I.3.1 Approche énergétique .....</i>	<i>5</i>
<i>I.3.2 Approche locale .....</i>	<i>6</i>
I.4 DIFFERENTS MODES DE RUPTURE.....	7
I.5 FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTES .....	7
I.5 CONCEPT DE L'INTEGRALE J .....	10
I.6 RUPTURE CONTROLEE PAR L'INTEGRALE J .....	11
I.7 LOIS DE COMPORTEMENTS .....	12
<i>I.7.1 Modèle de Ramberg-osgood .....</i>	<i>12</i>
I.8 CRITERE DE PLASTIFICATION .....	13
<i>I.8.1 Critère de Tresca.....</i>	<i>13</i>
<i>I.8.2 Critère de Von mises.....</i>	<i>14</i>
I.9 MODELE VISCOELASTIQUE.....	15
I.10 METHODE DES ELEMENTS FINIS EN ELASTICITE LINEAIRE.....	16
I.11 MODELISATION DE LA SINGULARITE .....	17
<i>I.11.1 Élément au quart de nœud.....</i>	<i>17</i>
<i>I.11.2 Élément proposé par BENZELEY.....</i>	<i>19</i>
<i>I.11.3 Analyse de HIBBIT.....</i>	<i>20</i>
<i>I.11.4 Élément proposé par BLACKBURN.....</i>	<i>20</i>
<i>I.11.5 Élément proposé par HELLEN .....</i>	<i>20</i>
I.12 EVALUATION DU FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTES.....	20
<i>I.12.1 Méthode de perturbation.....</i>	<i>21</i>
<i>I.12.2 Méthode de l'intégrale J.....</i>	<i>21</i>
<i>I.12.3 Méthodes des déplacements des lèvres de fissure.....</i>	<i>24</i>
<i>I.12.4 Méthode d'extrapolation du déplacement.....</i>	<i>25</i>
<b>CHAPITR II : TECHNOLOGIE DE REPARATION PAR PATCH EN COMPOSITES.....</b>	<b>26</b>
II.1INTRODUCTION .....	26
II.2 REGLES DE SECURITE POUR LES CANALISATIONS DE TRANSPORT DE GAZ EN ALGERIE .....	26
<i>II.2.1 Emplacements des canalisations.....</i>	<i>27</i>
<i>II.2.2 Pression maximale de service des éléments des ouvrages de transport .....</i>	<i>27</i>
II.3 PROCEDES DE FABRICATION DES PIPELINES .....	28
<i>II.3.1. Les tubes soudés sous forme spirale.....</i>	<i>28</i>
<i>II.3.2 Les pipelines soudés sous forme longitudinale .....</i>	<i>29</i>
<i>II.3.2.1 Croquage et formage .....</i>	<i>29</i>

II.3.2.2 Soudage.....	30
II.3.2.3 Expansion et calibrage.....	31
II.3.3 Les tubes sans soudure.....	31
II.4 ENDOMMAGEMENT DE GAZODUCS .....	32
II.5 TECHNOLOGIE DE REPARATION DES STRUCTURES COLLEES PAR PATCHS.....	33
1.6 MECANISMES DE RUPTURE DES REPARATIONS PAR PATCHS DURS .....	33
II.7 METHODES DE REPARATION DES STRUCTURES FISSUREES.....	34
II.7.1. Méthode d'infiltration .....	34
II.8. EFFICACITE DES ADHESIFS STRUCTURAUX.....	35
II.8.1. Adhésion et Cohésion .....	35
II.8.2. Mécanismes de l'adhésion.....	36
II.8.2.1. L'Ancrage Mécanique.....	36
II.8.2.2. Théorie de l'adsorption ou du mouillage.....	37
II.9 ASSEMBLAGES COLLES.....	38
II.10 ANALYSE DE QUELQUES TRAVAUX.....	39

### **CHAPITRE III : PLAN D'EXPERIENCES ET DESCRIPTION DU MODELE NUMERIQUE ..... 45**

III.1 INTRODUCTION.....	45
III.2 PLANS FACTORIELS .....	47
III.2.1 Concepts fondamentaux : effets, interactions.....	47
III.2.1.1 Effet d'un facteur.....	49
III.2.1.2 Interaction entre deux facteurs .....	51
III.2.1.3 Calcul de l'effet d'un facteur .....	52
III.2.1.4 Matrice de calcul des effets.....	52
III.2.2 Plans factoriels complets.....	53
III.3 PLANS D'EXPERIENCES POUR L'ETUDE DES SURFACES DE REPONSE .....	54
III.3.1 Modèle polynomial du second degré.....	55
III.3.2 Logiciels des plans d'expériences.....	55
III.4 DESCRIPTION DU MODELE .....	57
III.4.1 Caractéristiques géométriques.....	57
III.4.2 Les propriétés mécaniques.....	58
III.4.3 Modélisation numérique et conditions aux limites.....	59

### **CHAPITRE IV : REPARATION D'UN PIPELINE FISSURE ..... 61**

IV.1 INTRODUCTION .....	61
IV.2 COMPORTEMENT D'UNE FISSURE NON REPAREE .....	61
IV.2.1 Effet de la profondeur et la longueur de la fissure .....	61
IV.2.2 Effet de la pression sur le comportement de la fissure.....	64
IV.2.3 Effet de la longueur par rapport à la profondeur d'une fissure externe.....	65
IV.3 COMPORTEMENT D'UNE FISSURE REPAREE PAR PATCH.....	66
IV.3.1 Effet de la longueur du patch sur le FIC.....	66
IV.3.2 Effet de l'épaisseur du patch sur le FIC.....	67
IV.3.3 Effet de l'angle de recouvrement du patch sur le FIC.....	68
IV.3.4 Effet du module de cisaillement de l'adhésif sur le FIC.....	69
IV.3.4 Effet de l'épaisseur d'adhésif sur le FIC .....	70
IV.4 OPTIMISATION DES PARAMETRES GEOMETRIQUES D'UN PATCH EN COMPOSITE.....	71

IV.4.1 Approche du plan d'expérience .....	71
IV.4.2 Effet de l'épaisseur du patch en composite sur FIC .....	73
IV.4.3 Effet de longueur du patch en composite sur FIC.....	74
IV.4.4 Effet d'angle de recouvrement du patch en composite sur FIC.....	75
IV.5 EFFET D'INTERACTION DES DIFFERENTS PARAMETRES GEOMETRIQUES DU PATCH SUR FIC.....	75
IV.5.1 Effet d'interaction entre l'épaisseur et la longueur du patch sur FIC .....	76
IV.5.2 Effet d'interaction entre l'angle de recouvrement et la longueur du patch sur FIC.....	77
IV.5.3 Effet d'interaction entre l'angle de recouvrement et l'épaisseur du patch sur FIC.....	77
IV.5.4 Facteurs géométriques dominants.....	78
IV.5.5 Dimensions géométriques optimales du patch en composite.....	79
IV.5.6 Validité du model mathématique développé .....	79
IV.5.7 Discussion.....	80
<b>CHAPITRE V: ANALYSE DE LA REPARATION PAR PATCH D'UN PIPELINE CORRODE .....</b>	<b>81</b>
V.1 INTRODUCTION .....	81
V.2 LA MODELISATION NUMERIQUE.....	82
V.2.1 Description du modèle.....	82
V.2.2 Modélisation numérique .....	83
V.2.3 Conditions aux limites .....	84
V.3 RESULTATS ET DISCUSSIONS .....	85
V.3.1 Répartition des contraintes dans le pipeline corrodé et non réparé .....	86
V.3.1.1 Effet de la longueur de la zone corrodée.....	86
a. Cas d'une profondeur $a/t = 0.1$ .....	86
b. Cas d'une profondeur $a/t = 0.5$ .....	88
c. Cas d'une profondeur $a/t = 0.9$ .....	89
V.3.1.2 Effet de la profondeur de la zone corrodée.....	90
V.3.2 Répartition des contraintes dans le pipeline corrodé et réparé par patch en composite.....	91
V.3.3 Répartition des contraintes dans l'adhésif.....	93
<b>CONCLUSION GENERALE.....</b>	<b>100</b>
<b>REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES: .....</b>	<b>103</b>

# LISTE DES FIGURES

## Chapitre I: La mécanique de la rupture et l'application de la MEF

FIGURE I.1 : Relation entre G et la complaisance de la structure .	6
FIGURE I.2 : Différents modes de rupture	7
FIGURE I.3: Contraintes près de l'extrémité d'une fissure	8
FIGURE I.4 : Contraintes s'exerçant sur un pipeline	9
FIGURE I.5 : Géométrie d'un tube avec une fissure circonferentielle	10
FIGURE I.6 : Contour d'intégration	11
FIGURE I.7 : Effet de la plasticité sur les champs de contraintes en fond de fissure .	12
FIGURE I.8 : Modèle de RAMBERG-OSGOOD	12
FIGURE I.9 : Représentation géométrique du critère de TRESCA .	14
FIGURE I.10 : Représentation géométrique du critère de VON MISES .	15
FIGURE I.12 : Élément triangulaire isoparamétrique proposé par BLACKBURN.	20
FIGURE I.13 : Chemin de contour $\Gamma$ pour l'évaluation de l'intégrale J	22
FIGURE I.14 : Facteur d'intensité de contrainte évalué par extrapolation.	25

## Chapitre II: Technologie de réparation par patch en composites

FIGURE II.1 : Technique de fabrication des tubes soudés en spirale .	28
FIGURE II.2 : L'angle d'introduction de la bande	29
FIGURE II.3 : Croquage d'un pipe	30
FIGURE II.4 : Formage sous forme (a) u et (b) "o" d'un pipe	30
FIGURE II .5 : Soudage d'un pipe	31
FIGURE II 6 : L'expansion d'un pipe	31
FIGURE II.7 : Fabrication d'un pipe sans soudure	32
FIGURE II.8 : Eclatement d'un pipeline	32
FIGURE II.9 : Réparation des coudes par patch en composite	33
FIGURE II.10: Mécanisme de rupture dans un stratifié composite	34
FIGURE II. 11: Exemple d'un mouillage pour l'ancrage mécanique	36
FIGURE II. 12: Mouillage : modèle de young	37
FIGURE II.13: Goutte d'eau millimétrique sur une surface de PTFE rugueux.	38
FIGURE II.14: Différents modes de ruptures	39
FIGURE II.15: Différents modes de sollicitations mécaniques	39
FIGURE II.16: Maillage par MEF pour un cylindre contenant une fissure	39
FIGURE II.17: Comparaison des résultats mef avec les solutions analytiques de de l'intégrale J	40

FIGURE II.18: Description schématique d'une fissure elliptique interne soumise à une pression interne .....	41
FIGURE II.19: La densité probabilité et la cumulative de $(J/J_E)$ pour différents contraintes .....	41
FIGURE II.20: Typique maillage FEM pour le modèle globale .....	42
FIGURE II.21 : La variation du facteur d'intensité de contrainte en fonction de l'angle de la fissure d'un pipe...	43
FIGURE II.22 : Illustration schématique d'un pipe fissuré .....	43
FIGURE. II.23 : Comparaison des résultats obtenus par MEF et par la méthode de la contrainte de référence. .	44
FIGURE. II.24: Comparaison de FAC obtenue par MEF et celle obtenue par la méthode de référence .	44

### **Chapitre III: Plan d'expériences et description du modèle numérique**

FIGURE III.1 : Environnement du système .....	46
FIGURE III.2 : Définition du domaine d'étude. ....	48
FIGURE III.3: Représentation de l'effet d'un facteur dans le plan vertical passant par $X_2$ .....	51
FIGURE III.4: Réparation par un patch en composite d'une fissure semi-elliptique dans un cylindre pressurisé. 57	
FIGURE III.5: Modélisation par éléments finis du pipe fissuré et réparé par un patch en composite. ....	60

### **Chapitre IV: Réparation d'un pipeline fissuré**

FIGURE IV .1 : Une fissure semi-elliptique longitudinale dans un cylindre pressurisé.....	62
FIGURE IV.2 : Répartition des contraintes de von mises au voisinage de la fissure.....	62
FIGURE IV.3 : Distribution des contraintes von mises pour des différentes tailles des fissures. ....	63
FIGURE IV. 4: Variation du facteur d'intensité de contrainte en fonction de la pression interne. ....	64
FIGURE IV.5: Distribution des contraintes de von mises pour des différentes pressions. ....	65
FIGURE IV.6 : Variation du FIC par rapport à la profondeur des fissures pour différentes tailles des fissures.....	66
FIGURE IV.7: Variation du FIC par rapport à la pression interne pour des différentes longueurs du patch. ....	67
FIGURE IV.8: Variation du FIC par rapport à la pression interne pour des différentes épaisseurs du patch. ....	68
FIGURE IV.9: Variation du FIC par rapport à la pression interne pour des différents angles de recouvrement . .	69
FIGURE IV.10: Variation du FIC par rapport à la pression interne pour des différents modules de cisaillement. 70	
FIGURE IV.11: Variation du FIC par rapport à l'épaisseur de l'adhésif .....	71
FIGURE IV.12: Variation du FIC en fonction de l'épaisseur du patch en composite. ....	74
FIGURE IV.13: Variation du FIC en fonction de la longueur du patch en composite. ....	74
FIGURE IV.14: Variation du FIC en fonction de l'angle de recouvrement du patch en composite. ....	75
FIGURE IV.15: Variation surfacique du FIC en fonction de l'épaisseur et la longueur du patch. ....	76
FIGURE IV.16: Iso-contour du FIC en fonction de l'épaisseur et la longueur du patch ( $A_w = 195^\circ$ ). ....	76
FIGURE IV.17: Iso-contour du FIC en fonction de la longueur et de l'angle du recouvrement du patch .....	77
FIGURE IV.18: Iso-contour du fic en fonction de l'épaisseur et de l'angle du recouvrement du patch .	78
FIGURE IV.19: Effets des différents paramètres sur le facteur d'intensité de contrainte $K_I$ .....	78
FIGURE IV.20: Comparaison entre le FIC de la simulation numérique et par le modèle mathématique.....	79

## Chapitre V: Analyse de la réparation par patch d'un pipeline corrodé

FIGURE V.1. Cratère de corrosion. ....	81
FIGURE V.2. Les dimensions de la structure.....	82
FIGURE V.3. La réparation par patch d'une corrosion ellipsoïdale dans un pipeline.....	83
FIGURE V.4. Dimensions des patchs : (a) rectangulaire, (b) circulaire, (c) losange.....	83
FIGURE V.5. Maillage de la structure et au voisinage de la zone corrosion.....	84
FIGURE V.6. Maillage du patch, (a) circulaire, (b) rectangulaire, (c) losange.....	84
FIGURE V.7. Les conditions de symetrie réflective.....	85
FIGURE V.8. Le pipeline sous la pression interne.....	85
FIGURE V.9. Répartition des contraintes de von mises pour le cas $a/t=0.1$ .....	86
FIGURE V.10. Representation de la ligne virtuelle de variations des contraintes dans la structure.....	87
FIGURE V.11. Variation de la contrainte de von mises le long du pipeline ( $a/t=0.1$ ).....	87
FIGURE V.12. Répartition des contraintes de von mises pour le cas $a/t=0.5$ .....	88
FIGURE V.13. Variation de la contrainte de von mises le long du pipeline ( $a/t=0.5$ ).....	89
FIGURE V.14. Répartition des contraintes de von mises pour le cas $a/t=0.9$ .....	89
FIGURE V.15. Variation de la contrainte de von mises le long du pipeline ( $a/t=0.9$ ).....	90
FIGURE V.16. Variation de la contrainte de von mises en fonction de la profondeur .....	91
FIGURE V.17. Repartition des contraintes de von mises pour les cas repares et non-repare. ....	92
FIGURE V.18. Variation de la contrainte de von mises pour les cas repares et non-repare .....	93
FIGURE V.19. Variation de la contrainte de von mises pour les differentes formes de patch.....	93
FIGURE V.20. Representation des lignes virtuelles des variations des contraintes dans l'adhesif. ....	94
FIGURE V.21. Variation de la contrainte de cisaillement $\tau_{xy}$ suivant la longueur de l'adhesif. ....	95
FIGURE V.22. Variation de la contrainte de cisaillement $\tau_{xz}$ suivant la longueur de l'adhesif.....	95
FIGURE V.23. Variation de la contrainte de cisaillement $\tau_{yz}$ suivant la longueur de l'adhesif.....	96
FIGURE V.24. Variation de la contrainte de pelage $\sigma_z$ suivant la longueur de l'adhesif.....	96
FIGURE V.25. Variation de la contrainte de cisaillement $\tau_{xy}$ suivant la largeur de l'adhesif. ....	97
FIGURE V.26. Variation de la contrainte de cisaillement $\tau_{xz}$ suivant la largeur de l'adhesif.....	98
FIGURE V.27. Variation de la contrainte de cisaillement $\tau_{yz}$ suivant la largeur de l'adhesif. ....	98
FIGURE V.28. Variation de la contrainte de pelage $\sigma_z$ suivant la largeur de l'adhesif.....	99

## LISTE DES TABLEAUX

TABLEAU III.1. Matrice d'expériences .....	49
TABLEAU III.2: Matrice de calcul des effets .....	53
TABLEAU III.3: Dimensions du pipeline réparé . .....	58
TABLEAU III.4: Composition chimique du X65. ....	58
TABLEAU III.5: Propriétés mécaniques des matériaux.....	59
TABLEAU IV.1 : Les paramètres géométriques des fissures .....	62
TABLEAU IV.2: Les expériences conduites données par le plan expérimental .....	72
TABLEAU IV.3: La liste des coefficients du FIC $K_I$ .....	73
TABLEAU IV.4: Les dimensions optimales du patch en composite.....	79
TABLEAU V.1: Les propriétés des matériaux de la réparation du pipeline .....	83

# NOTATIONS

$a$	: Demi-largeur de la fissure.
$c$	: Demi-longueur de la fissure.
$t$	: Epaisseur du pipeline.
$R_m$	: Rayon moyen.
$R_i$	: Rayon interne.
$R_e$	: Rayon externe.
$D$	: Diamètre externe du pipeline.
$D_i$	: Diamètre interne du pipeline.
$L$	: Longueur du pipeline.
$L_w$	: Longueur du patch en composite.
$t_w$	: Epaisseur du patch en composite.
$A_w$	: Angle de recouvrement du patch.
$t_a$	: Epaisseur de l'adhésif.
$G$	: Module de cisaillement.
$Q$	: Correction de Newman jr.
$K$	: Facteur d'intensité de contrainte.
$F_b$	: Facteur de forme.
$B_1, B_2, B_3$	: constantes d'intégrale.
$K_I, K_{II}, K_{III}$	: Facteurs d'intensités de contraintes en mode I, II, et III.
$K_c$	: Facteur d'intensité de contrainte critique.
$K_\sigma$	: Facteur de concentration de contrainte.
$K_\varepsilon$	: Facteur de concentration de déformation.
$K_I^*$	: Facteur d'intensité de contraintes plastiques.
$J_e$	: Intégrale de contour élastique.
$J_p$	: Intégrale de contour plastique.
$J$	: Intégrale de contour total.
$C^*$	: Intégrale due au fluage.

$J_{IC}$	: Intégrale de contour critique.
$u, v, w$	: Déplacements dans les directions $x, y, z$ .
$u_0, v_0$	: Déplacements à l'extrémité de fissure.
$\delta_{ij}$	: Coefficient de Kronecker.
$E$	: Module de Young.
$\mu$	: Module de cisaillement.
$\nu$	: Coefficient de poisson.
$\alpha$	: Coefficient de correction géométrique.
$\gamma$	: Energie de surface.
$C$	: Complaisance.
$U_s$	: Energie de surface.
$U(\varepsilon)$	: L'énergie de déformation de la structure.
$U_{ext}$	: Travail des efforts extérieurs.
$U_{pot}$	: Energie potentielle.
$dU_s$	: Energie dissipée dans la séparation des lèvres de la fissure.
$dU(\varepsilon)$	: Variation de l'énergie de déformation de la structure.
$dU_{ext}$	: Variation des efforts extérieurs.
$dU_{pot}$	: Variation de l'énergie potentielle.
$dE_C$	: Variation de l'énergie cinétique de la fissure.
$G$	: Taux de restitution de l'énergie.
$\Gamma_1, \Gamma_2$	: Contours d'intégrations.
$T_i^d$	: Vecteur contrainte.
$\Pi$	: Energie potentielle totale.
$r_y$	: Rayon de la zone plastique.
$\gamma_0$	: Cisaillement à la frontière élasto-plastique.
$R$	: Coordonnée polaire de la frontière élasto-plastique.
$K_t$	: Facteur de concentration de contraintes élastiques.
$r_\theta$	: Coordonnées polaires.
$r_x$	: Dimension de la zone plastifiée dans la direction de fissuration.

$\theta, \beta$	: Les angles.
$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$	: Composantes normales de la contrainte suivant les axes $x, y$ , et $z$ .
$\sigma_X, \sigma_Y, \sigma_Z$	: Contraintes principales.
$\sigma_r, \sigma_\theta$	: Contraintes normales en coordonnées polaires.
$\sigma_e$	: Limite élastique.
$\sigma_{max}$	: Contrainte maximale au niveau de l'entaille.
$\sigma_f$	: Contrainte d'écoulement plastique.
$\sigma_{y max}$	: Contrainte maximale à la frontière élasto-plastique.
$\bar{\sigma}$	: Contrainte effective.
$\tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yz}$	: Composantes de la contrainte de cisaillement dans les plans $xy, xz, yz$ .
$\tau_{r\theta}$	: Contraintes de cisaillement en coordonnées polaires.
$\tau_0$	: Contrainte de cisaillement pur.
$\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z$	: Déformations longitudinales suivant les axes $x, y$ , et $z$ .
$\varepsilon_{max}$	: Déformation maximale au niveau de l'entaille.
$\varepsilon^e$	: Déformation élastique.
$\varepsilon^P$	: Déformation plastique.
$\bar{\varepsilon}_P$	: Déformation plastique effective.
$\gamma_{xy}, \gamma_{xz}, \gamma_{yz}$	: Déformations transversales.
$k$	: Paramètre de durcissement.
$W_P$	: Travail plastique dissipé.
$J_1, J_2, J_3$	: Invariants de contraintes.
$S_{ij}$	: Composantes du tenseur déviateur des contraintes.
$Q'$	: Potentiel plastique.
$E_T$	: Module tangent élastoplastique.
$H'$	: Pente de la tangente à la courbe d'écrouissage.
$\phi$	: Fonction scalaire des invariants de contraintes et de déformations plastiques.
$E_S$	: Module sécant en traction simple.
$\delta d$	: Déplacement virtuel.

$\delta \varepsilon$	: Déformation compatible.
$\delta u$	: Déplacement interne.
$W_e$	: Energie de déformation élastique.
$b_i$	: Déplacements nodaux.
$\xi, \eta$	: Coordonnées locales.
$h(n)$	: Fonction adimensionnel de plasticité.
$P_L$	: Pression limite.
$P^*$	: Pression limite optimisée.
$\varepsilon_{ref}$	: Déformation de référence.
$\sigma_{ref}$	: Contrainte de référence.
$\sigma_{ref}^{op}$	: Contrainte de référence optimisée.

## Introduction générale

Pour le transport du gaz sur des grandes distances, le recours à un réseau de pipeline est un des moyens les plus couramment retenus. Mais, ces canalisations en acier sont souvent l'objet d'agressions de diverses sortes. Les conditions de fonctionnement sont soumises à des environnements difficiles et à des conditions de charge extrêmes. Les endommagements mécaniques sont courants dans les pipelines en fonctionnement. Ils sont des endommagements dans le revêtement du gazoduc, l'érosion, la corrosion et la fissuration. La problématique principale rencontrée dans l'industrie est la fissuration interne et externe dans les pipelines. En assimilant ce défaut de fissure, nous pouvons recourir à une analyse des risques basée sur la mécanique de la rupture. L'éclatement ou la rupture des pipelines mettent en danger les populations qui vivent à proximité. C'est donc un grave problème et aussi une menace réelle et imminente pour l'environnement. 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. Ainsi que, la chaleur dégagée par le procédé de soudage lors du remplacement de la partie fissurée provoque un grave péril dans les zones dangereuses. De plus, les problèmes métallurgiques causés par la soudure ajoutent des inconvénients à cette solution compliquée et coûteuse.

Cependant, l'utilisation originale des matériaux en composite tel que le polymère renforcé de fibres de carbone (PRFC ou FRPC en anglais) comme moyen de réparation des pipelines fissurés où l'intention était de reconstituer la résistance dans la section endommagée de la canalisation [1-5]. En plus de restaurer les courbures, les coudes et des canalisations offshore par des patchs en matériaux composites; ont été utilisés avec succès pour réparer des fissures.

Aujourd'hui, la plupart des compagnies d'exploitation de pipelines utilisent principalement les matériaux composites dans les programmes de réhabilitation et de réparation.

L'utilisation du patch en composite comme une alternative de remplacement du pipe fissuré permet souvent d'économiser des ressources économiques à payer directement les coûts de réparation [6-10]. Après la réalisation de 2 à 65 réparations par patch en composites sur des canalisations, plus de 300 mm de diamètre extérieur peuvent permettre d'économiser

15 000 à 780 000 m<sup>3</sup> de gaz naturel par an. En choisissant le bandage en composite, ils ont économisé 4.10<sup>6</sup> m<sup>3</sup> de gaz pendant 5 ans [11].

La maîtrise des techniques de réparation dans les pipes exige une compréhension complète des profils complexes de charge.

L'objectif de ce travail est de montrer l'efficacité du renforcement de ces structures par un patch en composite, pour réduire l'intensité de contrainte en tête de fissure. La technique utilisée est de mesurer les contraintes de Von Mises au voisinage de la fissure, d'évaluer le facteur d'intensité de contraintes (FIC) en mode I.

L'étude des performances de la réparation par Patch en composite dans un pipeline a été faite par une analyse tridimensionnelle en utilisant la méthode des éléments finis. Dans ce même axe, on s'est intéressé à étudier l'effet de certains paramètres, tels que les caractéristiques mécaniques de la couche adhésive, sur l'évolution du FIC au point de fissure.

Par conséquent, les résultats obtenus sont analysés par la méthodologie des plans d'expériences pour développer un modèle mathématique constitutif qui contrôle le facteur d'intensité de contrainte en fonction de la combinaison de trois paramètres géométriques du patch en FRPC suivants: la longueur, l'angle de recouvrement et l'épaisseur.

Cette thèse est composée, d'une introduction, de cinq chapitres et d'une conclusion générale.

Le premier chapitre présente un état de l'art sur la mécanique linéaire de la rupture dans les comportements d'un matériau ductile, les différents modes de rupture et l'application de la méthode des éléments finis en élasticité linéaire et élastoplastique.

Le second chapitre traite la technologie de réparation et de renforcement des pipelines fissurés par patch en composite, ensuite une synthèse des travaux effectués dans le domaine de réparation est proposé.

Le troisième chapitre est réservé à l'application de la méthode des plans d'expériences pour l'analyse de l'efficacité et d'optimisation des paramètres géométriques du patch, par la suite une description générale du modèle numérique de l'ensemble : pipeline, adhésif et patch en FRPC est exposée.

Le quatrième chapitre est divisé en trois parties: la première partie consiste à faire une analyse géométrique d'une fissure semi elliptique non réparé sur le comportement en rupture. La seconde partie examine l'effet des paramètres géométriques du patch en composite sur la réparation de la structure fissurée. La troisième partie met en évidence la taille optimale d'un patch en composite grâce au concept du plan d'expériences.

Le dernier chapitre est consacré à une analyse numérique par la méthode des éléments finis tridimensionnelles, de la réparation par patch en composite d'un pipeline corrodé. Nous montrons l'effet des caractéristiques géométriques de la zone corrodée et de l'influence de la forme du patch composite sur le renforcement de la structure.

Enfin, une conclusion générale récapitule les résultats de cette étude.

# Chapitre I

## La mécanique de la rupture et l'application de la MEF

### I.1 Introduction

La mécanique de la rupture cherche à spécifier une propriété du matériau qui peut se caractériser par sa résistance à la rupture fragile. Les structures sont calculées de telle façon que les contraintes maximales ne dépassent pas la limite d'élasticité du matériau. Elles ne sont pas automatiquement à l'abri d'une ruine par rupture de type fragile, que ce soit à partir d'une fissure à la mise en service ou bien par fatigue.

Ce chapitre donne un aperçu sur les différentes notions de la mécanique de la rupture et l'application de la méthode des éléments finis nécessaire à cette étude.

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

La rupture de type fragile apparaît quand les sollicitations existent dans des actions à des vitesses importantes des efforts et des endommagements préexistants ou créés pendant le service.

La rupture fragile correspond au manque de ductilité du matériau sous à un chargement thermique.

La rupture ductile accidentelle, pour une déformation plastique très faible, il n'y a pas de relation directe entre la ténacité et la température. La rupture maximale est reliée à la propagation imminente d'une fissure.

### I.3 Critère de rupture

En mécanique linéaire de la rupture deux critères principaux sont utilisés; le premier proposé par Griffith [12] est basé sur une approche énergétique, le second proposé par Irwin [13] est défini à partir du champ de contraintes à la pointe de fissure.

### I.3.1 Approche énergétique

Au cours de ses travaux sur la théorie de la rupture fragile, Griffith a introduit le taux de restitution d'énergie, noté  $G$  correspondant à l'énergie libérée au cours de la propagation d'une fissure dans un solide parfaitement élastique. Selon Griffith, la rupture intervient lorsqu'une énergie suffisante est restituée pour la création de nouvelles surfaces de rupture. Cette énergie provient de l'énergie élastique stockée dans le matériau et de l'énergie potentielle du système de chargement. Griffith [12] considère un solide d'épaisseur  $h$ , soumis à un chargement  $P$ , comportant une fissure de longueur  $2a$ . L'énergie libre totale du corps fissuré est égale à :

$$U = U_0 + U_s + U_E - W \quad (\text{I.1})$$

Où:

$U_0$  : est l'énergie de déformation du corps non fissuré.

$U_s$  : est l'énergie de surface due à la formation de la fissure.

$U_E$  : est la variation d'énergie de déformation élastique due à l'introduction de la fissure.

$W$  : est la variation du travail externe.

Dans la théorie initiale de Griffith s'appliquant à une rupture fragile, l'énergie  $\Delta U$  correspond à l'énergie nécessaire pour créer de nouvelles surfaces dans le matériau.

L'énergie de Griffith  $G$  est rapportée à l'unité de surface ; elle est définie à partir de  $\Delta U$  par :

$$G = \lim_{\Delta a} \frac{\Delta U}{\Delta a} = \frac{\partial U}{\partial a} \quad (\text{I.2})$$

$$G = \frac{\partial U}{\partial a} = 2\gamma_s \quad (\text{I.3})$$

Griffith a exprimé l'énergie totale dans le critère de rupture sous la forme :

$G < 0$  : la fissure est instable (rupture fragile).

$G = 0$  : la fissure est en équilibre.

$G > 0$  : la fissure est stable (rupture ductile).

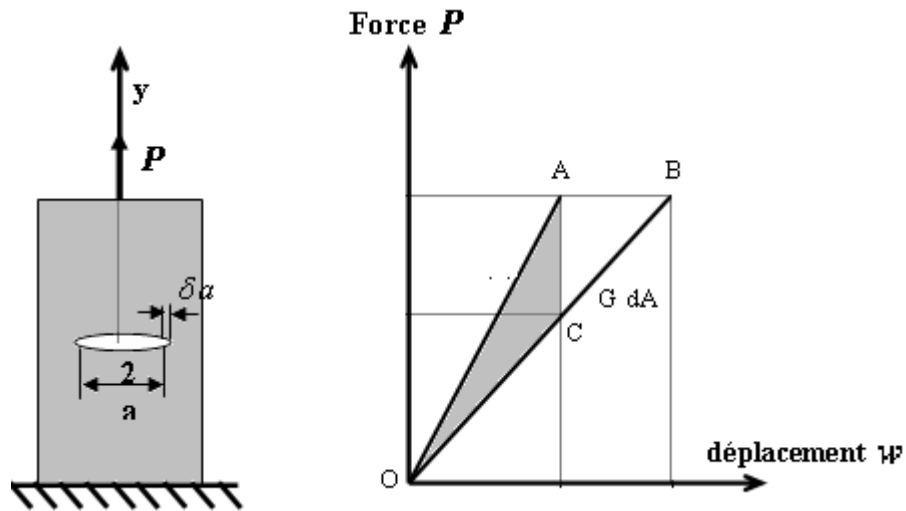


Figure I.1 : Relation entre  $G$  et la complaisance de la structure [12].

Sur la courbe Force/Déplacement ci-dessus, OA correspond à une fissure de longueur  $a$ , et OB à une fissure de longueur  $a+\delta a$ .  $G$  représente l'aire située dans le triangle OAB pour un essai effectué à charge imposée ou dans le triangle OAC pour un pilotage en déplacement imposé.

En utilisant le champ des contraintes dans la zone singulière et la loi de comportement élastique linéaire, il est possible de relier le taux de restitution d'énergie aux facteurs d'intensités de contraintes.

$$G = \frac{(K_I^2 + K_{II}^2)}{E'} + \frac{K_{III}^2}{2\mu} \quad (I.4)$$

Où :

$$\left\{ \begin{array}{l} E' = E \text{ en contraintes planes} \\ E' = \frac{E}{1-\nu^2} \text{ en déformations planes} \\ \mu = \frac{E}{2(1+\nu)} \text{ est le module de cisaillement} \end{array} \right. \quad (I.5)$$

$E$  : le module de Young et  $\nu$  le coefficient de poisson.

### I.3.2 Approche locale

La deuxième approche considère les champs des contraintes et des déformations locaux autour de la pointe de fissure dans un matériau linéaire élastique. Ces champs, en

particulier, ceux des contraintes peut être défini uniquement par un paramètre  $K$  appelé facteur d'intensité de contraintes. La rupture peut intervenir lorsque  $K$  atteint une valeur critique . En utilisant les fonctions de Westergaad [14], il est possible de décrire le champ de contraintes à une distance  $r$  de la pointe de la fissure.

#### I.4 Différents modes de rupture

Une fissure est définie comme la surface séparant localement un solide en deux parties. Le champ des déplacements est alors discontinu à travers cette surface et les trois composantes vectorielles de cette discontinuité forment les trois modes de rupture (figure.I.2): le mode I pour une ouverture, le mode II pour un glissement plan et le mode III pour un glissement anti-plan. Le cas réel est une superposition de ces trois (3) modes, on parle alors de mode mixte [15].

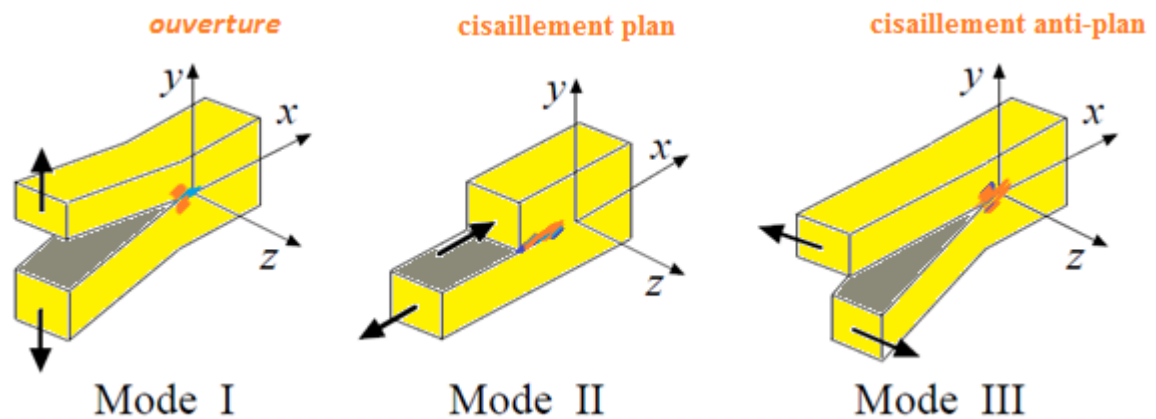


Figure I.2 : Différents Modes de rupture [15].

- **Mode I (mode par ouverture)** : les lèvres de la fissure se déplacent dans des directions opposées et perpendiculairement au plan de fissure.
- **Mode II (cisaillement plan)** : les lèvres de la fissure se déplacent dans le même plan et dans une direction perpendiculaire au front de fissure.
- **Mode III (cisaillement anti-plan)** : les lèvres de la fissure se déplacent dans le même plan et dans une direction parallèle au front de la fissure.

#### I.5 Facteur d'intensité de contraintes

Irwin [13], considère un solide de comportement élastique linéaire et comporte une fissure. Il montre que le champ de contraintes au voisinage de la fissure peut être défini

uniquement par un paramètre  $K$  appelé facteur d'intensité de contrainte. La rupture peut intervenir lorsque  $K$  atteint une valeur critique  $K_c$ . En utilisant les fonctions de Westergaad [14], il est possible de décrire le champ de contraintes à une distance  $r$  de la pointe de la fissure (Figure 1.3). L'expression générale de ce champ est de la forme :

$$\sigma_{ij} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) \quad (\text{I.6})$$

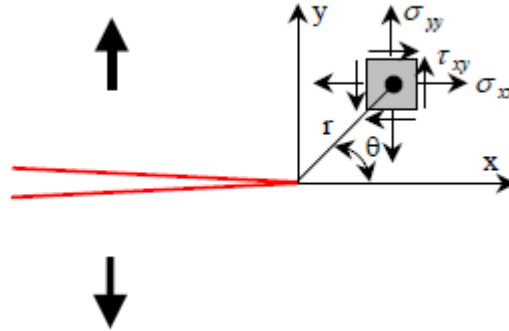


Figure I.3: Contraintes près de l'extrémité d'une fissure [16].

Où:  $r$ ,  $\theta$  sont les coordonnées polaires du point considéré,  $K$  est le facteur d'intensité de contraintes, qui vaut ici:  $\sigma \sqrt{\pi a}$  et contient à la fois l'information sur le niveau de chargement et sur la dimension de la fissure.

Comme le facteur d'intensité de contraintes  $K$  définit le champ de contraintes au voisinage de la fissure, Irwin [13] a postulé que la condition  $K \geq K_c$  représente un critère de rupture.

$K$  est donné par la relation suivante:

$$K = Y \cdot \sigma \sqrt{\pi a} \quad (\text{I.7})$$

$\sigma$ : est la valeur atteinte par la contrainte appliquée, et  $Y$  est un facteur géométrique (Coefficient de correction) tient en compte les dimensions et la géométrie de l'éprouvette. Ce paramètre est donné pour chaque type d'éprouvette sous forme d'une fonction polynomiale de  $(a/w)$ , où  $w$  est la largeur de l'éprouvette et  $a$  la longueur de la fissure.

Les facteurs  $K_I$ ,  $K_{II}$  et  $K_{III}$  sont définis respectivement pour les modes I, II et III décrits ci-dessus. Les champs de contraintes s'expriment à l'aide des facteurs d'intensité des contraintes

En mode I :

$$\begin{cases} \sigma_{xx} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\ \sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\ \tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \end{cases} \quad (\text{I.8})$$

En mode II :

$$\begin{cases} \sigma_{xx} = -\frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \left( 2 + \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right) \\ \sigma_{yy} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \\ \tau_{xy} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \end{cases} \quad (\text{I.9})$$

En mode III :

$$\begin{cases} \tau_{xr} = -\frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \\ \tau_{y\tau} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \end{cases} \quad (\text{I.10})$$

Dans une conduite, les contraintes s'exercent dans deux directions, figure I.4, circonférentiellement (contrainte dite circonférentielle) et longitudinalement (contrainte dite longitudinale ou axiale).

Les différentes sources de contraintes circonférentielles et longitudinale sont:

- La pression interne de service est la composante de contrainte la plus importante,
- La fabrication de la conduite induit des contraintes résiduelles,
- La pression interne, s'exerçant sur une conduite ovalisée, donne une contrainte de flexion,
- Les tassements et glissements de terrain induisent des contraintes secondaires,
- Les changements de températures le long de l'axe du gazoduc

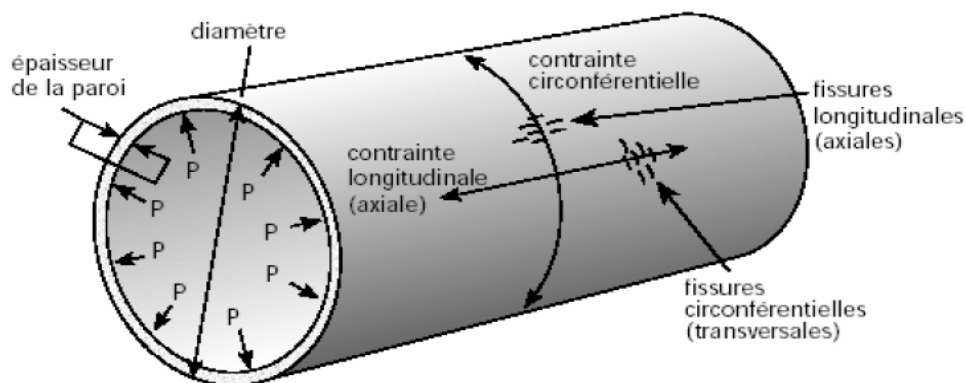


Figure I.4 : Contraintes s'exerçant sur un pipeline [17].

$$\sigma_p = \frac{PR_m}{2t} \quad (\text{I.11})$$

En outre des fissures longitudinales on peut rencontrer dans les canalisations, aussi des fissures circonférentielles (voir figure I.5). Ces dernières peuvent se propager sur toute l'épaisseur de la canalisation et sous les différentes sollicitations. Elles conduisent à des ruptures brutales.

Le facteur d'intensité de contraintes dans un tube soumis à une force de traction uniaxiale et un moment fléchissant est donné par la formule suivante [18]:

$F_t$  et  $F_b$  sont les facteurs géométriques correspondants à  $\sigma_t$  et  $\sigma_b$  qui représentent le facteur d'intensité de contraintes normalisé.

$$K_I = (F_t \sigma_t + F_b \sigma_b) \sqrt{\pi R_m \theta} \quad (\text{I.12})$$

avec

$$\begin{cases} \sigma_t = \frac{F}{2\pi R_m t} \\ \sigma_b = \frac{M}{\pi R_m^2 t} \end{cases} \quad (\text{I.13})$$

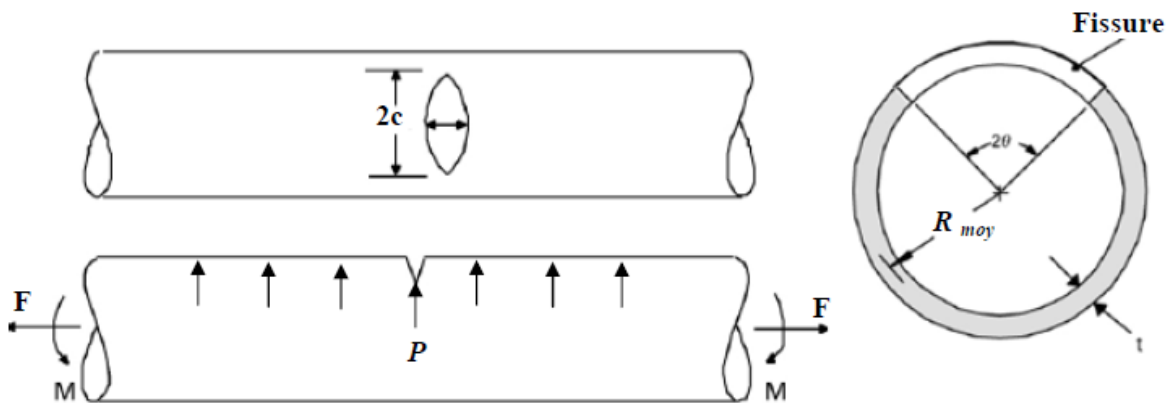


Figure I.5 : Géométrie d'un tube avec une fissure circonférentielle [18]

## I.5 Concept de l'intégrale J

L'intégrale de contour  $J$ , utilisée comme paramètre caractéristique de l'état des contraintes au voisinage de l'extrémité d'une fissure dans les matériaux dont le comportement est non linéaire, a connu un grand succès. Car elle simplifie la description mathématique du comportement. Rice [19] qui proposa ce paramètre, assimile en effet le comportement élasto-plastique à un comportement élastique non linéaire. L'approche de Rice qui repose sur une telle hypothèse doit néanmoins être utilisée avec précaution lorsque la variation de la contrainte n'est pas monotone.

$$J = \int_{\Gamma} \left( w \cdot dy - T \cdot \frac{\partial u}{\partial x} \cdot ds \right) \quad (I.14)$$

Où:  $\Gamma$ : un contour fermé quelconque entourant la pointe de fissure (Figure. 1.6),  $T$  le vecteur contrainte ( $T_i = \sigma_{ij} n_j$ ),  $u$ : le vecteur déplacement,  $s$ : l'abscisse curviligne et  $w$ : la densité d'énergie de déformation :

$$w = \int_0^{\epsilon} \sigma_{ij} d\epsilon_{ij} \quad (1.15)$$

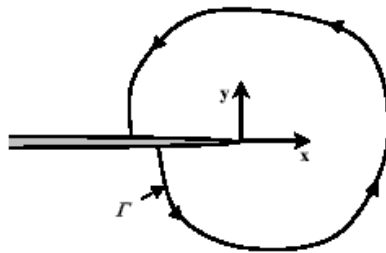


Figure I.6 : Contour d'intégration [16].

## I.6 Rupture contrôlée par l'intégrale J

La figure (I.7) illustre l'effet de la plasticité sur la distribution des contraintes à l'extrémité d'une fissure. Pour la commodité de la présentation, on utilise une échelle Log-Log et on norme la distance à l'extrémité de la fissure par une dimension caractéristique  $L$ . Elle correspond à une dimension de la structure comme par exemple la longueur du ligament non fissuré. Cette même figure illustre un exemple de conditions élasto-plastiques où la zone dominée par le FIC  $K$  a disparu alors que le paramètre  $J$  est encore applicable. A mesure que

la zone plastifiée se développe par rapport à la dimension caractéristique, la zone dominée par le FIC  $K$  est envahie par la plastification et disparaît ensuite complètement.

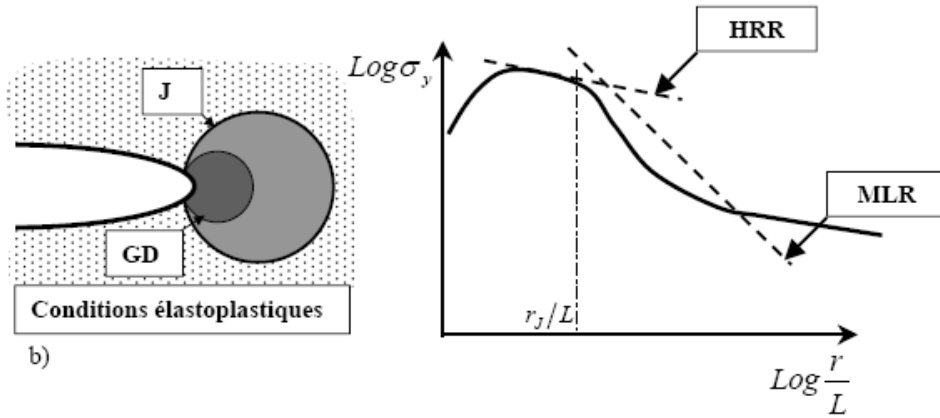


Figure I.7 : Effet de la plasticité sur les champs de contraintes en fond de fissure [16].

### I.7 Lois de comportements

Pour obtenir une solution à un problème de déformation, il est nécessaire d’idéaliser le comportement du matériau.

#### I.7.1 Modèle de Ramberg-osgood

Le comportement de certains matériaux est donné par la figure I.8. C’est le modèle de Ramberg-Osgood [20]. L’expression de la déformation totale est donnée.

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p = \frac{\sigma}{E} + \alpha \frac{\sigma_E}{E} \left( \frac{\sigma}{\sigma_E} \right)^n \tag{I.16}$$

$$\begin{cases} \sigma_{ij} = \sigma_E \left( \frac{EI}{\alpha \sigma_E^2 I_n^r} \right)^{\frac{1}{n+1}} \tilde{\sigma}_{ij}(n, \theta) \\ \varepsilon_{ij} = \frac{\alpha \sigma_E}{E} \left( \frac{EI}{\alpha \sigma_E^2 I_n^r} \right)^{\frac{n}{n+1}} \tilde{\varepsilon}_{ij}(n, \theta) \end{cases} \tag{I.17}$$

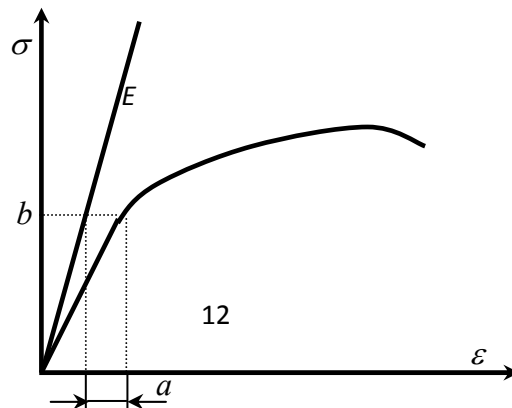


Figure I.8 : Modèle de Ramberg-osgood [20]

## I.8 Critère de plastification

Le critère de plasticité qui détermine les contraintes au début de la déformation plastique est donné par l'équation suivante:

$$f(\sigma_{ij}) = K(k) \quad (\text{I.18})$$

$f$  : est une fonction et  $K$  un paramètre qui dépend du matériel

### I.8.1 Critère de Tresca

Le critère de Tresca s'exprime par :

$$f = \max_{i \neq j} (\sigma_i, \sigma_j) - k = 0 \quad (\text{I.19})$$

$k = \sigma_e$  Où elle est exprimée par :

$$f = f_1 \cdot f_2 \cdot f_3 = (\sigma_X - \sigma_Z) = \sigma_e \quad (\text{I.20})$$

$$\text{- En traction pure : } \sigma_Y = \sigma_Z = 0 \text{ et } \sigma_X = \sigma_e. \quad (\text{I.21})$$

$$\text{- En cisaillement pur : } \sigma_Y = 0 \text{ et } \sigma_Z = -\sigma_X. \quad (\text{I.22})$$

L'état des contraintes planes:

$$\tau_{yz} = \tau_{xz} = \sigma_Z = 0. \quad (\text{I.23})$$

$$\sigma_i - \sigma_j = \sigma_e \quad (\text{I.24})$$

La surface frontière du domaine est un prisme de génératrice parallèle, à la direction  $\sigma_X = \sigma_Y = \sigma_Z$  (à l'axe 1, 1, 1) et de section droite constituée par un hexagone régulier de côté

égal à  $\frac{\sigma_e \sqrt{6}}{3}$ .

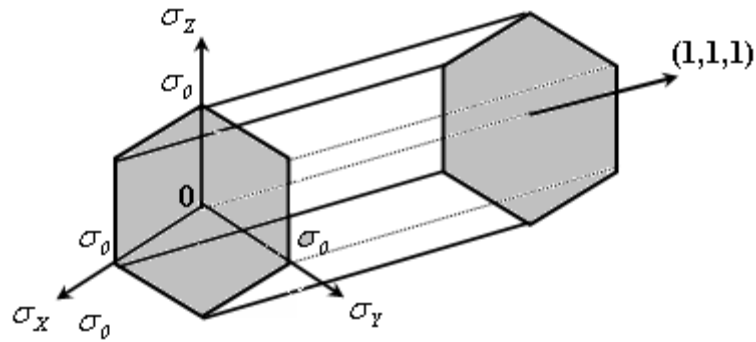


Figure I.9 : Représentation géométrique du critère de Tresca [15].

### I.8.2 Critère de Von mises

C'est le critère le plus utilisé, il est applicable à un corps plastiquement isotrope, le seuil de plasticité est lié à l'énergie élastique de cisaillement, ceci revient à négliger le troisième invariant.

Donc la fonction d'écoulement s'exprime par :

$$f(J_2, k) = 0 \quad (\text{I.25})$$

$$k = \frac{1}{\sqrt{3}} \sigma_e \quad (\text{I.26})$$

les axes principaux :

$$f = [(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2] = 2\sigma_e^2 \quad (\text{I.27})$$

Dans l'espace des contraintes principales, la frontière du domaine d'élasticité est un cylindre

de section circulaire de rayon  $\sqrt{\frac{2}{3}} \sigma_e$  et de génératrice parallèle à la direction  $\sigma_x = \sigma_y = \sigma_z$

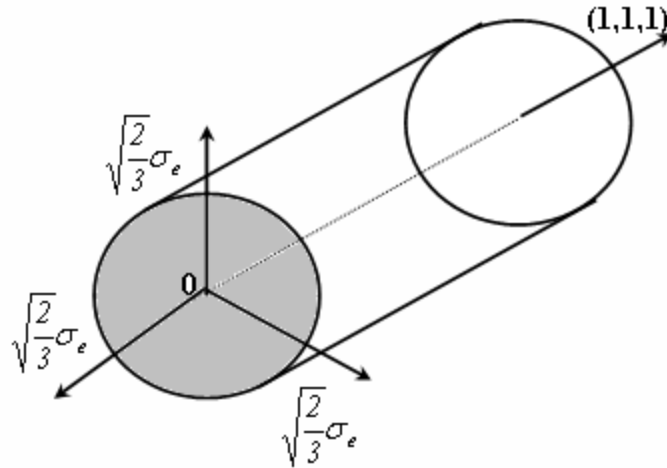


Figure I.10 : Représentation géométrique du critère de Von Mises [15].

- En traction pure:

$$\sigma_y = \sigma_z = 0 \text{ donc : } \sigma_x = \sqrt{3}k = \sigma_e \quad (\text{I.28})$$

- En cisaillement pur:

$$\sigma_x = \sigma_y = \sigma_z = \tau_{yz} = \tau_{xz} = 0, \text{ donc } \tau_{xy} = k = \frac{\sigma_e}{\sqrt{3}} \quad (\text{I.29})$$

l'état de contraintes planes :

$$\sigma_z = \tau_{yz} = \tau_{xz} = 0$$

les axes principaux on obtient :

$$f = \sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \sigma_y = 3k^2 = \sigma_e^2 \quad (\text{I.30})$$

## I.9 Modèle viscoélastique

Un matériau viscoélastique soumis de manière instantanée à une contrainte constante  $\sigma_0$ , très inférieure à la limite élastique, présentera une déformation instantanée élastique  $\varepsilon_{el}$  suivie d'une déformation anélastique  $\varepsilon_{anél}$  augmentant avec le temps d'application de la contrainte et tendant vers une valeur limite  $\varepsilon_{tot}$ .

La complaisance dépendra donc du temps et pourra s'écrire :

$$J(t) = \frac{\varepsilon(t)}{\sigma_o} \quad (\text{I.31})$$

$$J(t) = J_R - (J_R - J_U) \exp\left(-\frac{t}{\tau_0}\right) \quad (\text{I.32})$$

avec :

$$J_U = \frac{\varepsilon_{el}}{\sigma_o} \quad (\text{I.33})$$

complaisance instantanée ou non relaxée.

$$J_R = \frac{\varepsilon_{tot}}{\sigma_o} \quad (\text{I.34})$$

complaisance relaxée.

## I.10 Méthode des éléments finis en élasticité linéaire

L'utilisation de la méthode des éléments finis sur un domaine donné pour déterminer une fonction inconnue (contrainte, déplacement...) nécessite la description du domaine considéré en un nombre fini de sous domaines appelés éléments finis. Le système continu sera remplacé par un système discrétisé équivalent.

Les éléments utilisés pour la discrétisation peuvent être unidimensionnels, bidimensionnels, et tridimensionnels. Ces éléments sont liés les uns aux autres en un nombre fini de points appelés nœuds qui se trouvent aux coins et le long de la frontière de ces éléments.

L'objectif de la méthode des éléments finis est d'obtenir la relation liant les déplacements  $\{u\}$  aux forces nodales  $\{F\}$  [21], tel que :

$$\{F\} = [K] \{u\} \quad (\text{I.35})$$

Où :  $[K]$  représente la matrice de rigidité.

Cette dernière est égale à:

$$[K] = h \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 [B]^T [D] [B] \det J \, d\xi \, d\eta \quad (\text{I.36})$$

## I.11 Modélisation de la singularité

Souvent dans une structure fissurée pour avoir une bonne précision dans une analyse par éléments finis conventionnels, un maillage plus raffiné est requis dans la région du front de fissure, mais le taux de convergence devient très bas. Donc pour éviter un maillage raffiné de discrétisation des structures fissurées, il est préférable d'utiliser des éléments spéciaux en pointe de fissure ayant des fonctions de formes compatibles avec la singularité du champ de déplacement.

### I.11.1 Élément au quart de nœud

Shaw et al [22] ont utilisé des quadrilatères isoparamétriques et ont déplacé certains nœuds se trouvant au milieu du côté pour l'amener au quart, ou encore confondre les nœuds 1,7,8 pour obtenir un élément triangulaire figure I.11.

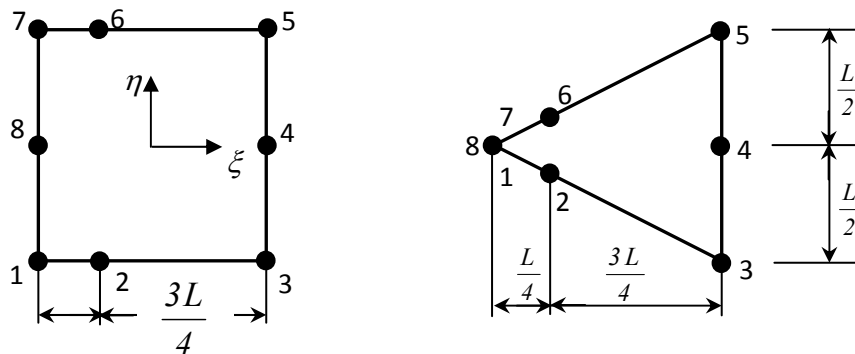


Figure I.11 : Élément au quart de nœud.

Avec ces transformations on peut modéliser la singularité  $\frac{1}{\sqrt{r}}$  des champs de déformations sur la frontière 1-3 définie par  $\eta = -1$ . Les fonctions de formes des nœuds le long de cette frontière sont données par la relation :

$$N_1 = -\frac{1}{2}\xi(1-\xi)$$

$$N_2 = (1-\xi^2) \tag{I.37}$$

$$N_3 = \frac{1}{2}\xi(1 + \xi)$$

Pour une représentation isoparamétrique les coordonnées  $x$  et  $y$  sont définies par :

$$\begin{Bmatrix} x \\ y \end{Bmatrix} = \sum_{i=1}^n \begin{bmatrix} N_i & 0 \\ 0 & N_i \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x_i \\ y_i \end{Bmatrix} \quad (\text{I.38})$$

A partir des équations I.37 et I.38, et pour  $n=3$ , on obtient :

$$x = -\frac{1}{2}\xi(1 - \xi)x_1 + (1 - \xi^2)x_2 + \frac{1}{2}(1 + \xi)x_3 \quad (\text{I.39})$$

Prenons comme origine le nœud 1 et notons  $L$  la longueur de la frontière 1-3, on aura donc :

$$x_1 = 0, \quad x_2 = \frac{L}{4}, \quad x_3 = L. \quad (\text{I.40})$$

Par conséquent l'équation I.39 se réduit à :

$$x = \frac{L}{4}(1 - \xi^2) + \frac{1}{2}\xi(1 + \xi)L \quad (\text{I.41})$$

ou bien :

$$\xi = -1 + 2\sqrt{\frac{x}{L}} \quad (\text{I.42})$$

Le déplacement le long de la frontière 1-3 s'exprime par :

$$u = -\frac{1}{2}\xi(1 - \xi)u_1 + (1 - \xi^2)u_2 + \frac{1}{2}\xi(1 + \xi)u_3 \quad (\text{I.43})$$

En remplaçant  $\xi$  par sa valeur dans l'équation I.43, et en remplaçant  $x$  par  $r$  on aura ainsi l'expression du déplacement le long de la frontière 1-3 :

$$u = u_1 + (4u_2 - u_3 - 3u_1)\sqrt{\frac{r}{L}} + (2u_3 + 2u_1 - 4u_2)\frac{r}{L} \quad (\text{I.44})$$

Par les mêmes opérations on détermine le déplacement  $v$ , on aura donc :

$$v = v_1 + (4v_2 - v_3 - 3v_1)\sqrt{\frac{r}{L}} + (2v_3 + 2v_1 - 4v_2)\frac{r}{L} \quad (\text{I.45})$$

### I.11.2 Élément proposé par BENZELEY

L'élément singulier proposé par Benzeley (1974) [23] est un élément iso-paramétrique et quadratique enrichi. Il utilise des fonctions de forme standard du type  $C_0$ , en plus des fonctions de déplacement en tenant compte de la singularité  $\frac{1}{\sqrt{r}}$ , s'écrivent sous la forme suivante :

$$u^- = K_I Q_{I1} + K_{II} Q_{II1} \quad (\text{I.46})$$

$$v^- = K_I Q_{I2} + K_{II} Q_{II2} \quad (\text{I.47})$$

où :  $K_I$  et  $K_{II}$  sont les facteurs d'intensité de contraintes et les  $Q(r, \theta)$  correspondant à :

$$Q_{I1} = \frac{1}{\mu\sqrt{2\pi}} \cos \frac{\theta}{2} \left[ \frac{k-1}{2} + \sin^2 \frac{\theta}{2} \right] \sqrt{r} \quad (\text{I.48})$$

$$Q_{II1} = \frac{1}{\mu\sqrt{2\pi}} \sin \frac{\theta}{2} \left[ \frac{k+1}{2} + \cos^2 \frac{\theta}{2} \right] \sqrt{r} \quad (\text{I.49})$$

$$Q_{I2} = \frac{1}{\mu\sqrt{2\pi}} \sin \frac{\theta}{2} \left[ \frac{k+1}{2} - \cos^2 \frac{\theta}{2} \right] \sqrt{r} \quad (\text{I.50})$$

$$Q_{II2} = \frac{1}{\mu\sqrt{2\pi}} \cos \frac{\theta}{2} \left[ -\frac{k+1}{2} + \cos^2 \frac{\theta}{2} \right] \sqrt{r} \quad (\text{I.51})$$

avec :

$$k = \begin{cases} \frac{(3-\nu)}{(1+\nu)} : \text{en contrainte plane} \\ 3-4\nu : \text{en déformation plane} \end{cases} \quad (\text{I.52})$$

L'incorporation de tels champs dans une analyse numérique peut être réalisée en procédant d'une façon classique en identifiant les paramètres nodaux avec les déplacements dans l'équation suivante :

$$u = \alpha_1 + \alpha_2 x + \alpha_3 y + \dots + K_I Q_{I1} + K_{II} Q_{II1} \quad (\text{I.53})$$

Ainsi les fonctions de formes s'expriment aussi en fonction des variables nodales  $u_i$ , ainsi des paramètres  $K_I$  et  $K_{II}$ .

### I.11.3 Analyse de HIBBIT

En 1977, d'après une analyse intense sur les propriétés d'éléments iso-paramétriques basés sur des fonctions polynomiales d'interpolation d'ordre supérieur ou égal à 2, Hibbit [24] a montré qu'une variété de singularité de déformation peut être introduite. Ces singularités dépendent de l'ordre  $n$  du polynôme d'interpolation.

### I.11.4 Élément proposé par BLACKBURN

Blackburn [25] a présenté un élément triangulaire avec un champ de déformation singulier figure I.12, la fonction de déplacement utilisée est :

$$u(\xi, \eta) = b_1 + \frac{b_2\xi + b_3\eta + b_4\xi\eta}{\sqrt{\xi + \eta}} + b_5\xi + b_6\eta \quad (\text{I.54})$$

$b_i$  : peuvent être interprétés comme des déplacements nodaux.

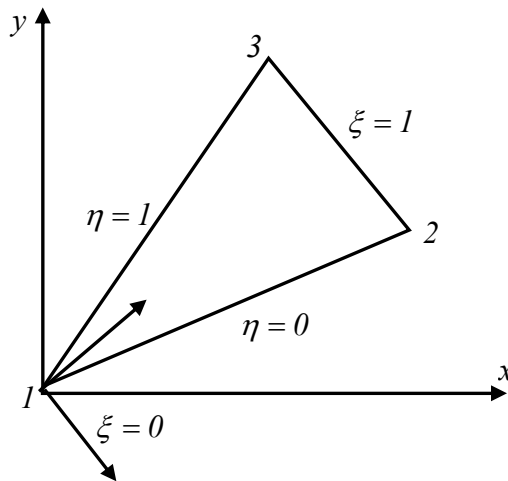


Figure I.12 : Élément triangulaire isoparamétrique proposé par Blackburn.

### I.11.5 Élément proposé par HELLEN

Hellen [26] a proposé un élément similaire à celui de Blackburn, dont la fonction de déplacement est donnée comme suite :

$$u(\xi, \eta) = b_1 + b_2\xi + b_3\eta + \frac{b_4\xi + b_5\eta}{\sqrt{\xi + \eta}} + b_6 \frac{\xi\eta}{\xi + \eta} \quad (\text{I.55})$$

## I.12 Evaluation du facteur d'intensité de contraintes

Après la modélisation de la singularité au front de fissure et la formulation de la méthode des éléments finis en déplacement nodaux, le facteur d'intensité de contraintes a été évalué à partir de quatre méthodes sont les plus usuelles.

### I.12.1 Méthode de perturbation

Cette méthode a été proposée par Parks [25] et Hellen [27]. Elle consiste à faire déplacer d'un faible incrément  $\delta a$  le nœud de pointe de fissure en ne perturbant que les éléments contenant ce nœud.

Selon Hellen la variation de l'énergie potentielle est donnée comme suite :

$$\delta W_{pot} = W_{pot1} - W_{pot2} \quad (I.56)$$

avec :

$$W_{pot1} = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n \frac{(P_i)^2}{K_{ii}} \quad (I.57)$$

$$W_{pot2} = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n \frac{(P_i + \delta P_i)^2}{K_{ii} + \delta K_{ii}} \quad (I.58)$$

tel que :  $P_i$  et  $K_{ii}$  sont respectivement le vecteur charge et la rigidité à l'état initial de la fissure.

$P_i + \delta P_i$  et  $K_{ii} + \delta K_{ii}$  sont les quantités équivalentes à l'état de la fissure à l'extension.

Connaissant la variation de la matrice de rigidité  $\delta K$  il est facile de calculer  $G = \frac{\partial W_{pot}}{\partial a}$  puis

calculer  $K$ .

L'avantage de cette méthode est qu'un seul calcul est nécessaire. Ce calcul est très économique et peut être utile en bidimensionnel et tridimensionnel, par contre à cause du raffinement du maillage en pointe de fissure, l'accroissement de fissure  $\delta a$  doit être choisi

entre  $\frac{1}{100}$  et  $\frac{1}{10}$  de la dimension de l'élément de pointe.

### I.12.2 Méthode de l'intégrale $J$

Cette méthode est considérée comme une approche d'évaluation directe de l'énergie libérée, elle ne nécessite qu'un seul calcul. Cette forme intégrale connue sous le nom de l'intégrale  $J$  se présente sous la forme suivante :

$$J = \int_{\Gamma} W dy - T_i^d \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \quad (I.59)$$

Elle peut être exprimée en fonction du facteur d'intensité de contraintes par la relation suivante :

$$J = \frac{(k+1)}{8\mu} K_I^2 \quad (\text{I.60})$$

Pour calculer cette intégrale, considérons  $\Gamma$ , reliant les points de Gauss de coordonnées locales  $\xi = \xi_p$  des éléments entourant la pointe de fissure, figure I.13.

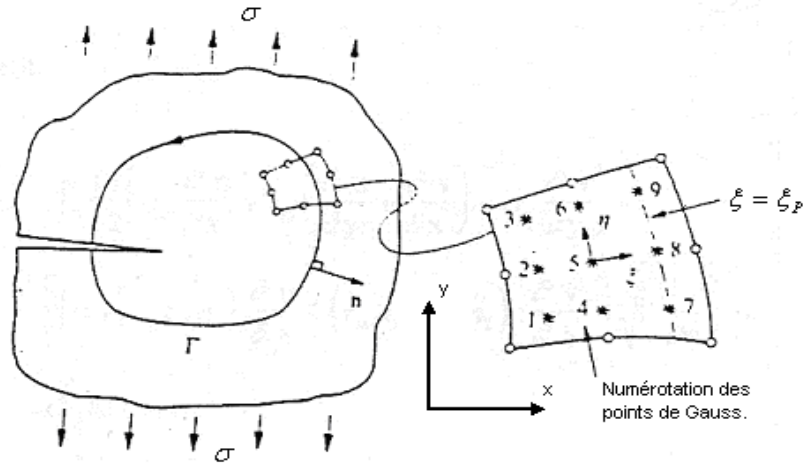


Figure I.13 : Chemin de contour  $\Gamma$  pour l'évaluation de l'intégrale  $J$  [19].

Pour évaluer numériquement l'intégrale  $J$ , chaque terme de l'équation I.59 doit être décomposé de la manière suivante :

Soit :

$$ds = \sqrt{dx^2 + dy^2} = \sqrt{\left(\frac{\partial x}{\partial \xi}\right)^2 + \left(\frac{\partial y}{\partial \eta}\right)^2} d\eta \quad (\text{I.61})$$

avec :

$$dy = \frac{\partial y}{\partial \eta} d\eta \quad (\text{I.62})$$

Pour un problème plan; l'énergie de déformation est donnée par :

$$W = \frac{1}{2} (\sigma_x \varepsilon_x + 2\tau_{xy} \gamma_{xy} + \sigma_y \varepsilon_y) \quad (\text{I.63})$$

de même; le vecteur des forces de traction est donné par :

$$T = \begin{bmatrix} \sigma_x n_1 + \tau_{xy} n_2 \\ \tau_{xy} n_1 + \sigma_y n_2 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (\text{I.64})$$

alors :

$$T \frac{\partial u}{\partial x} = \left[ (\sigma_x n_1 + \tau_{xy} n_2) \frac{\partial u}{\partial x} \right] + (\tau_{xy} n_1 + \sigma_y n_2) \frac{\partial v}{\partial x} \quad (\text{I.65})$$

Finalement, en substituant les équations I.61, I.63 , I.64 et I.65 dans l'équation I.59 on obtient :

$$J = \int_{-l}^{+l} \left\{ \frac{I}{2} \left[ \sigma_x \frac{\partial u}{\partial x} + \tau_{xy} \left( \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) + \sigma_y \frac{\partial v}{\partial y} \right] - \left[ (\sigma_x n_1 + \tau_{xy} n_2) \frac{\partial u}{\partial x} + (\tau_{xy} n_1 + \sigma_y n_2) \frac{\partial v}{\partial x} \right] \sqrt{\left( \frac{\partial x}{\partial \eta} \right)^2 + \left( \frac{\partial y}{\partial \eta} \right)^2} \right\} d\eta$$

$$= \int_{-l}^{+l} I d\eta \quad (\text{I.66})$$

Après intégration numérique par la méthode de Gauss, cette intégrale se transforme en une somme donnée par :

$$J = \sum_{q=1}^n I(\xi_p, \eta_p) W_q \quad (\text{I.67})$$

où :

$n$  : est le nombre de degrés de liberté.

$W_q$  : points de Gauss.

Après avoir déterminé l'intégrale  $J$  numériquement, on calcule la valeur du facteur d'intensité de contraintes à partir de l'équation I.60 on aura :

$$K_I = \left( \frac{8\mu J}{l+k} \right)^{\frac{1}{2}}. \quad (\text{I.68})$$

### I.12.3 Méthodes des déplacements des lèvres de fissure

Le champ des déplacements en pointe de fissure est comme suit:

$$u = \frac{K_I}{4\nu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left[ (2k-1) \cos \frac{\theta}{2} - \cos \frac{3\theta}{2} \right] - \frac{K_{II}}{4\nu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left[ (2k+3) \sin \frac{\theta}{2} + \sin \frac{3\theta}{2} \right] \quad (\text{I.69})$$

$$v = \frac{K_I}{4\nu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left[ (2k+1) \sin \frac{\theta}{2} - \sin \frac{3\theta}{2} \right] - \frac{K_{II}}{4\nu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left[ (2k-3) \cos \frac{\theta}{2} + \cos \frac{3\theta}{2} \right] \quad (\text{I.70})$$

En mode I d'ouverture, les équations I.69 et I.70 se réduisent à :

$$u = \frac{K_I}{4\nu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left[ (2k-1) \cos \frac{\theta}{2} - \cos \frac{3\theta}{2} \right] \quad (\text{I.71})$$

$$v = \frac{K_I}{4\nu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left[ (2k+1) \sin \frac{\theta}{2} - \sin \frac{3\theta}{2} \right] \quad (\text{I.72})$$

Connaissant le déplacement  $v$  des nœuds situés sur les lèvres de la fissure ( $\theta = \pi$ ), on peut calculer le facteur d'intensité de contraintes  $K_I$  par la formule suivante :

$$K_I = \frac{E^*}{2} \sqrt{\frac{\pi}{2r}} v \quad (\text{I.73})$$

avec :

En contrainte plane :

$$E^* = E \quad (\text{I.74})$$

En déformation plan :

$$E^* = \frac{E}{1-\nu^2} \quad (\text{I.75})$$

### I.12.4 Méthode d'extrapolation du déplacement

De l'expression I.69 et I.70, on obtient les relations suivantes :

$$\left. \begin{aligned} K_I \left[ (2k-1) \cos \frac{\theta}{2} - \cos \frac{3\theta}{2} \right] &= 4\mu \sqrt{\frac{2\pi}{r}} u \\ K_I \left[ (2k+1) \sin \frac{\theta}{2} - \sin \frac{3\theta}{2} \right] &= 4\mu \sqrt{\frac{2\pi}{r}} v \end{aligned} \right\} \quad (I.76)$$

$$\left. \begin{aligned} K_{II} \left[ -(2k+3) \sin \frac{\theta}{2} - \sin \frac{3\theta}{2} \right] &= 4\mu \sqrt{\frac{2\pi}{r}} u \\ K_{II} \left[ -(2k-3) \cos \frac{\theta}{2} - \cos \frac{3\theta}{2} \right] &= 4\mu \sqrt{\frac{2\pi}{r}} v \end{aligned} \right\} \quad (I.77)$$

En remplaçant les valeurs de  $u$ ,  $v$  et  $r$  d'un certain nombre de points nodaux situés sur une ligne radiale émanant de pointe de fissure, figure I.14, dans les relations I.76 et I.77, on peut tracer  $K_I$  et  $K_{II}$  en fonction de  $r$ .

Les facteurs d'intensité de contraintes à la pointe de fissure, peuvent être obtenus par :

$$K = \lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{ij} \sqrt{2\pi r} \quad (I.78)$$

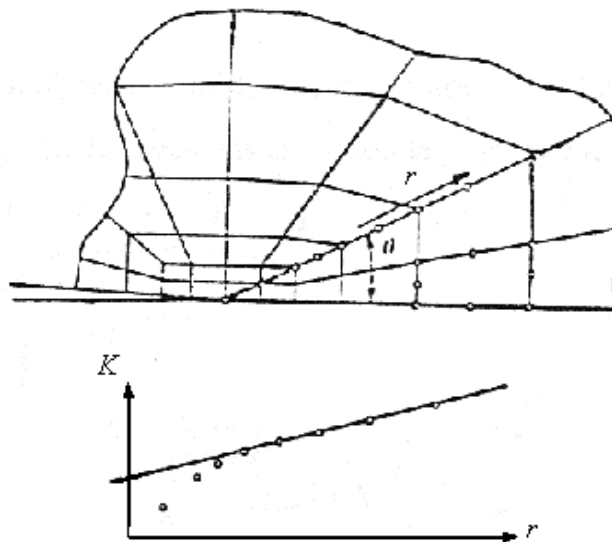


Figure I.14 : Facteur d'intensité de contrainte évalué par extrapolation.

## Chapitre II

### Technologie de réparation par patch en composites

#### II.1 Introduction

La consommation mondiale du gaz naturel se multiplie jour après jour. Alors, il est indispensable d'accroître la production de cette matière tout en amplifiant la pression de service ou de doubler le réseau des pipelines. Ceci est considéré comme très coûteux en raison des projets énormes et des problèmes géopolitiques qui peuvent être rencontrés. Ainsi, le développement de la résistance du gazoduc est obligatoire. Alors que, l'épaisseur du pipeline devrait être amplifiée et ses propriétés mécaniques et chimiques devraient être progressées. En examinant certaines anomalies auxquelles font face ces pipes telles que la fissuration et la corrosion qui influent directement sur la chute de la pression maximale, à laquelle peut supporter les gazoducs. Récemment, les chercheurs ont tenté de comprendre comment une fissure pouvait conduire à la ruine d'un composant. La tâche n'est pas simple car les fissures conduisent, en théorie, à une singularité mathématique (les contraintes et les déformations croissent jusqu'à l'infini lorsqu'on s'approche du front de fissure). Pourtant, Griffith c'est le premier qui met en évidence un terme caractérisant le chargement et le critère associé : lorsque la fissure est chargée, le champ de contrainte en pointe de fissure est proportionnel à un scalaire, le facteur d'intensité des contraintes, noté  $K_I$ . Si le chargement croît et le matériau est fragile (le verre dans l'analyse de Griffith)  $K_I$  reste proportionnel au chargement et la propagation apparaît lorsqu'il atteint une valeur critique, caractéristique du matériau, notée  $K_{IC}$ .

Ce chapitre donne une description de la technique de réparation par patch avec un aperçu de quelques travaux dans le domaine des pipes afin de réparer des structures endommagées en utilisant des matériaux composites.

#### II.2 Règles de sécurité pour les canalisations de transport de gaz en Algérie

Dans la construction du marché national du gaz, le rôle du transporteur est essentiel. Il consiste à développer et à promouvoir un accès des tiers au réseau, transparent et non discriminatoire, fondé sur une offre de transport adapté aux besoins des clients.

Le développement du réseau de transport à moyen et long terme nécessite des choix fondés, d'une part, sur l'évolution du système gazier dans son ensemble et, d'autre part, sur des besoins plus ciblés, exprimés par le marché.

### II.2.1 Emplacements des canalisations

Les emplacements où les ouvrages de transport de gaz visés au présent règlement sont susceptibles d'être installés; ils sont classés en quatre (04) zones [28] :

Zone I ; Comprend : les zones urbaines à forte densité de population.

Zone I<sub>a</sub> ; Comprend :

a- Les zones urbaines dont la densité de population à l'hectare de logement et de locaux correspondant à une occupation équivalente calculée sur la surface d'un carré axé sur la canalisation de côté égale à 200 m est inférieure à 40 habitants.

b- Les zones rurales ou désertiques pour lesquelles l'une au moins des quatre conditions suivantes est remplie:

- Ils sont situés à moins de 75 m d'un établissement recevant du public ou assujettis aux règles relatives à la protection contre les risques d'incendie ou de panique. Ainsi d'un établissement rangé pour risques d'incendie ou d'explosions dans la 1<sup>ère</sup> classe des établissements dangereux, insalubres ou incommodes, ou d'une installation de défense nationale présentant des risques d'incendie ou d'explosion.

- La densité à l'hectare déterminée comme ci-dessus est supérieure à 4.

- Ils se trouvent dans le domaine public national.

- Les ouvrages annexes définis à l'article 2 du présent règlement.

Zone II : Comprend :

Les emplacements situés dans les zones rurales, les pâturages, les terres de culture, les forêts et les approches des agglomérations.

Zone III : Comprend :

Les emplacements situés dans les régions désertiques.

### II.2.2 Pression maximale de service des éléments des ouvrages de transport

La résistance des éléments tubulaires est éprouvée dans les usines de fabrication à la diligence du transporteur et sous le contrôle de l'expert ou de l'organisme agréé. Le chef de l'établissement où se fait cette épreuve est tenu de fournir le matériel et la main d'œuvre nécessaire à la dite épreuve.

La valeur de la pression d'épreuve hydraulique "PU" doit être égale à la valeur de la pression qui détermine dans le métal des contraintes atteignant la limite l'élasticité vraie, si les justifications sont présentées en ce qui concerne la mesure de cette grandeur, dans le cas

contraire, "PU" est limitée à la pression qui détermine dans le métal des contraintes atteignant 90 % de la limite d'élasticité spécifiée [28]. Les tubes doivent être droits, à section circulaire, et répondre aux exigences des normes agréées. L'épaisseur des tubes et leur pression limite de sécurité (en appelant pression limite de sécurité: la pression maximale de service dans le tube). Ils sont liés par la relation suivante :

$$PC = \frac{2\sigma \cdot t}{D} \quad (\text{II.1})$$

PC : est la pression limite de sécurité de l'élément tubulaire exprimé en MPa.

t : est l'épaisseur minimum de la canalisation (compte tenu de la tolérance de fabrication en moins) exprimée en millimètres ;

D : est le diamètre extérieur nominal exprimé en millimètres ;

$\sigma$  : est la contrainte transversale maximum supportée par le métal.

### II.3 Procèdes de fabrication des pipelines

Des installations modernes sont utilisées pour la fabrication de tubes de grande qualité, notamment pour le secteur de haute pression, on trouve 3 types de conception des pipes:

- Les pipelines soudés sous forme spirale.
- Les pipelines soudés sous forme longitudinale.
- Les pipelines sans soudure.

#### II.3.1. Les tubes soudés sous forme spirale

Les procédures de fabrication des tubes soudés en spirale sont faites par cintrage de bande de feuilles d'acier de la forme d'un tuyau et la soudure ensemble. Cette technique de production passe par des étapes, comme l'indique la figure II.1. Le soudage se produit ici sur la production de tubes en spirale qui sont généralement fournis [29].

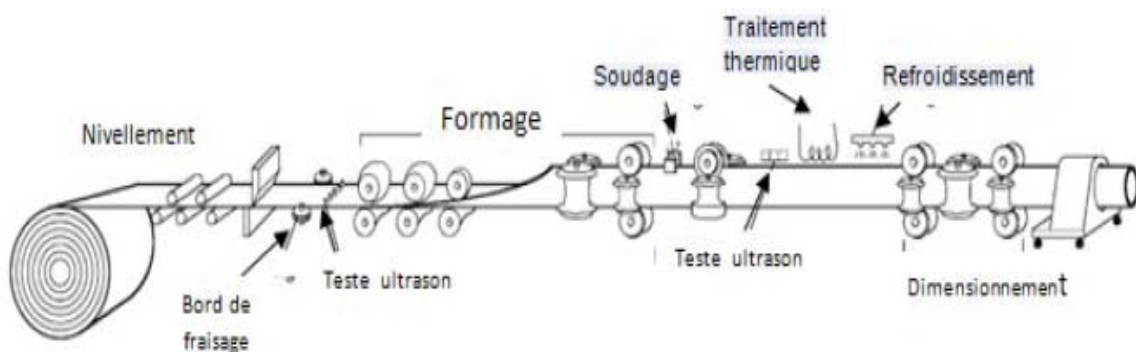


Figure II.1 : Technique de fabrication des tubes soudés en spirale.

Le formage du tube en spirale (Figure II.2) se fait avec inclinaison de l'angle d'introduction de la bande qui se calcule par la relation suivante:

$$\beta = \text{Arc sin} \left( \frac{B}{D_{\text{ext}} \pi} \right) \quad (\text{II.2})$$

Avec :

B: la largeur de bande.

D: le diamètre extérieur de tube formé.

$\beta$  : l'angle d'introduction de la bande par rapport à l'axe symétrique ( $\Delta$ ).

Pratiquement, c'est très difficile de fabriquer les tubes avec un petit angle aigu, c'est pour cela, que les valeurs de l'angle se limitent entre  $15^\circ$  et  $50^\circ$ .

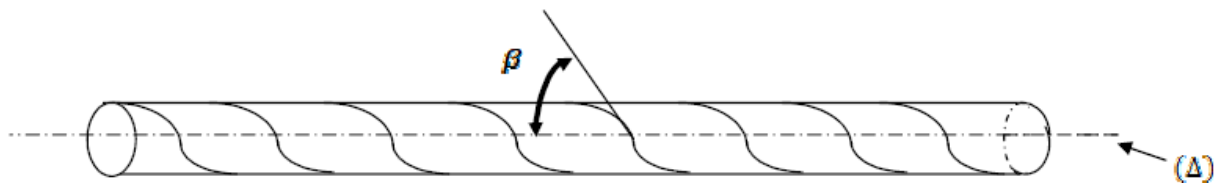


Figure II.2 : L'angle d'introduction de la bande [29].

### II.3.2 Les pipelines soudés sous forme longitudinale

La technique de fabrication des tubes soudés sous forme longitudinale est généralement formé à froid de la plaque à travers le processus "UOE". Elle est spécifique aux tubes avec des diamètres plus que 406.4 mm (16"). Cette technique passe par trois étapes de formage :

#### II.3.2.1 Croquage et formage

Cette étape où la plaque va être pliée aux niveaux de l'extrémité, l'objectif de cette opération est de faciliter le processus de pliage par les étapes suivantes, à partir de cela la tôle ou la plaque unitaire est pliée en deux types de presse: la première confère la plaque sous forme "U" et la seconde lui donne une forme "O", voir les figures II.3 et II.4.

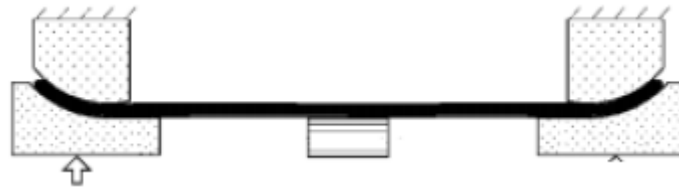


Figure II.3 : Croquage d'un pipeline [30].

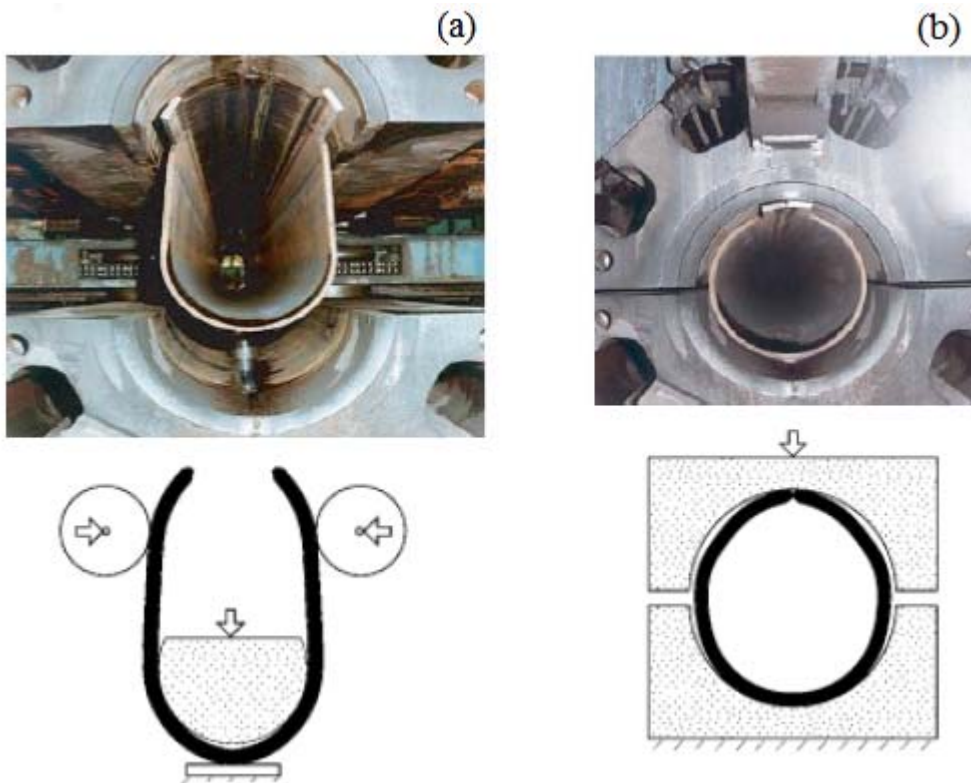


Figure II.4 : Formage sous forme (a) U et (b) "O" d'un pipeline [30].

### II.3.2.2 Soudage

le soudage dépend ici de la technique de soudage à l'arc sous flux à l'aide de tête soudeuse automatique, les soudures intérieures et extérieures grandissent longitudinalement sur une trajectoire d'une ligne droite, généralement le cordon intérieur est réalisé le premier (figure II.5).



Figure II .5 : Soudage d'un pipeline [30].

### II.3.2.3 Expansion et calibrage

L'objectif de cette opération est d'atteindre des tubes de section parfaitement circulaire, l'augmentation des diamètres ici est de plus jusque' à 1.5 au maximum (figure II.6).

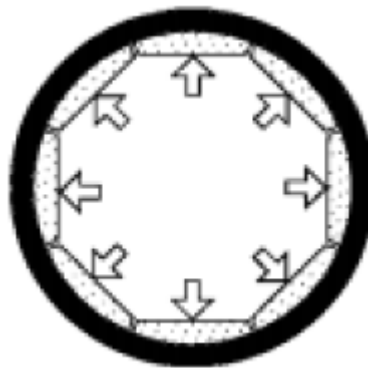


Figure II 6 : L'expansion d'un pipeline [30].

### II.3.3 Les tubes sans soudure

Les tubes formés sans soudure, sont généralement de petits diamètres et de longueur de moins de 9000 mm. Les méthodes principales de fabrication de ce type de tube comportent le métal contenu entre la filière et l'aiguille. On obtient un tube monobloc sans soudure. Il existe une variante dite filage sur nez d'aiguille où l'aiguille est fixe (Figure II.7).

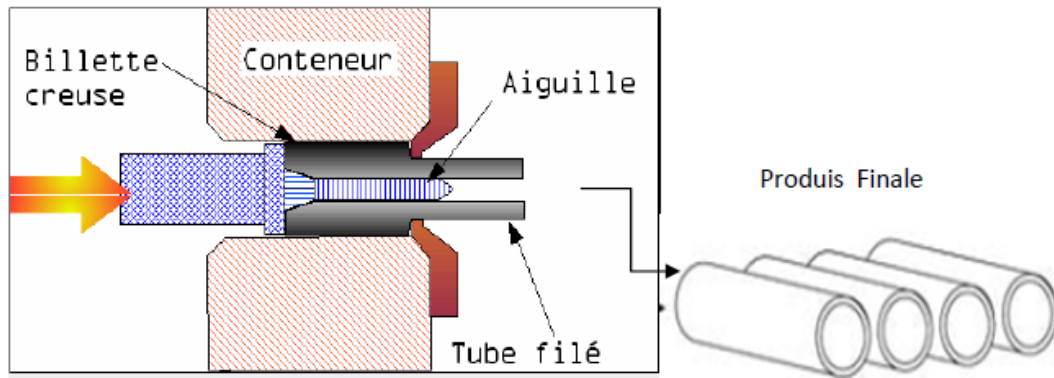


Figure II.7 : Fabrication d'un pipeline sans soudure « Schéma du filage sur aiguille permettant D'obtenir un tube sans soudure » [30].

## II.4 Endommagement de gazoducs

L'éclatement d'un gazoduc, dû à la propagation d'une fissure longitudinale, est présenté sur la photographie fig. II.8 ; il s'agit d'un problème complexe dans lequel intervient un couplage entre plusieurs disciplines: l'hydrodynamique (décompression de gaz), la déformation des coques (parois du gazoduc) et la mécanique de la rupture (comportement du matériau en pointe de fissure).



Figure II.8 : Eclatement d'un pipeline [31]

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. Les défauts à l'origine de ces défaillances, peuvent être classés suivant quatre (4) grandes catégories :

- Les défauts de corrosion, causés par des piqûres de corrosion ou par des fissurations de corrosion sous contrainte ;
- Les défauts de type éraflure,
- Les défauts de type enfoncement,
- Les défauts dans les soudures, les plus courants étant les manques de pénétration.

La plupart de ces défaillances sont causées par des piqûres de corrosion ou par des fissurations de corrosion sous contrainte, 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 l'endommagement des gazoducs enterrés. Les exploitants de gazoducs étudient ces problèmes depuis longtemps et possèdent une bonne connaissance des méthodes permettant de les gérer.

## II.5 Technologie de réparation des structures collées par patches

Les patches composites sont largement utilisés pour réparer les structures métalliques endommagées par fatigue. Ces patches permettent de retarder la propagation des fissures et par conséquent d'augmenter la durée de vie des structures ainsi réparées. L'influence de plusieurs paramètres sur le comportement de la propagation de la fissure a été soigneusement étudiée dans la plupart des études (Figure.II.9).



Figure II.9 : réparation des coudes par patch en composite [32].

## 1.6 Mécanismes de rupture des réparations par patches durs

Pour vérifier l'efficacité d'une réparation ou d'un assemblage collé, on doit considérer des mécanismes de rupture. Relativement, les modes de rupture d'un assemblage collé entre composites stratifiés sont plus complexes qu'entre substrats métalliques. En général, la

défaillance peut résulter d'une rupture cohésive dans l'adhésif, d'une rupture adhésive à l'interface adhésif/substrat, d'une rupture dans les composites, et encore plus fréquemment d'une rupture mixte combinant successivement ces trois modes [33]. L'initiation peut se produire dans la résine par rupture transverse ou inter-laminaire, ainsi qu'à l'interface fibre/résine. Dans un stratifié composite, des mécanismes de rupture éventuels sont illustrés dans la Figure II.10 :

- Rupture de fibre.
- Rupture de matrice (longitudinale et transversale).
- Décohésion entre fibre et matrice.
- Délaminage.

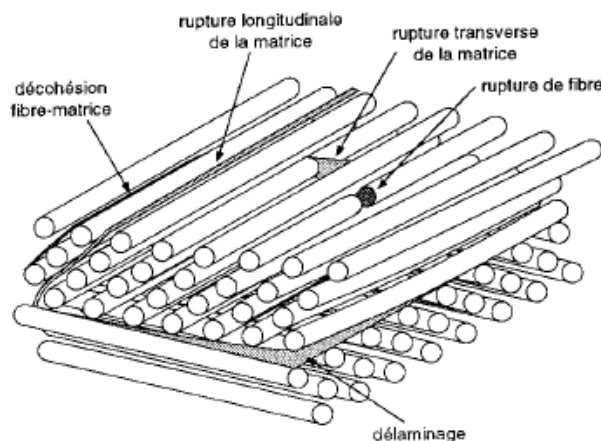


Figure II.10: Mécanisme de rupture dans un stratifié composite [33].

## II.7 Méthodes de réparation des structures fissurées

### II.7.1. Méthode d'infiltration

Le principe de cette méthode est d'infiltrer au fond de la fissure une résine afin de provoquer artificiellement la fermeture de la fissure. Ainsi, l'amplitude du chargement, conduisant à l'ouverture et à la propagation de la fissure, est restreinte. La vitesse de propagation qui dépend essentiellement de ce chargement est ralentie par ce procédé.

Song et autres [34,35] ont montré que l'infiltration de la résine époxy était capable d'arrêter la propagation d'une fissure à de faibles niveaux du facteur d'intensité de contrainte. La nature du matériau pour l'infiltration et la taille des particules de ces matériaux ont un effet améliorant sur la durée de vie. Le niveau de fermeture de la fissure est quantifié par la fonction  $U$  :

$$U = \frac{K_{\max} - K_{op}}{K_{\max} - K_{\min}} = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K} \quad (II.3)$$

$K_{\max}$ ,  $K_{op}$ ,  $K_{\min}$  sont les facteurs d'intensité de contrainte de la fissure respectivement : maximal, ouverture et minimal.  $\Delta K_{eff}$  et  $\Delta K$  sont les amplitudes du facteur d'intensité de contraintes effectif et nominal.

D'une manière générale, l'efficacité de la méthode d'infiltration pour réparer les structures fissurées dépend de plusieurs paramètres :

- Le type de résine.
- La taille des particules de la poudre.
- La densité des particules de la poudre utilisée.
- La charge d'infiltration.

## II.8. Efficacité des adhésifs structuraux

L'expression "collage structural" est aujourd'hui utilisée pour rendre compte de la haute performance mécanique d'un assemblage collé. De manière plus générale, nous pouvons dire qu'un collage est structural lorsqu'il permet d'obtenir des assemblages de structures durables dont la solidité est comparable à celle des matériaux constitutifs [37].

### II.8.1. Adhésion et Cohésion

Quelque soit son origine, l'efficacité d'une colle repose sur deux propriétés fondamentales :

- Une propriété d'adhésion relative à des mécanismes d'interface.
- Une propriété de cohésion au sein de l'adhésif qui rend compte des forces d'attraction entre les molécules.

Pour les chimistes l'adhésion est due à des interactions moléculaires entre l'adhésif et le substrat. Les physiciens considèrent davantage les dissipations d'énergie pour rendre compte des phénomènes observés. Appréhender le phénomène d'adhésion nécessite donc de faire appel à plusieurs domaines scientifiques.

### II.8.2. Mécanismes de l'adhésion

Pour que l'assemblage soit performant et durable, il est nécessaire d'obtenir un niveau d'adhésion satisfaisant entre adhérent et adhérent. Cette condition implique une bonne compréhension des mécanismes qui sont à l'origine du phénomène d'adhésion [36,37]. Il n'existe pas en effet une unique théorie qui explique les mécanismes de l'adhésion, mais plusieurs qui font intervenir la rhéologie des matériaux, la mécanique de la rupture de ces matériaux, la physico-chimie des polymères ainsi que celle des surfaces et des interfaces. Certains auteurs ont cherché à classer les mécanismes envisagés par grands principes. Ainsi, A.J. Kinloch [37] et M.E.R. Shanahan [36] proposent l'adhésion par ancrage mécanique, l'adhésion massique et l'adhésion spécifique.

#### II.8.2.1. L'Ancrage Mécanique

La théorie mécanique est la plus ancienne de toutes les théories concernant l'adhésion. Elle a été proposée par M. Bain et Hopkins en 1925 [38].

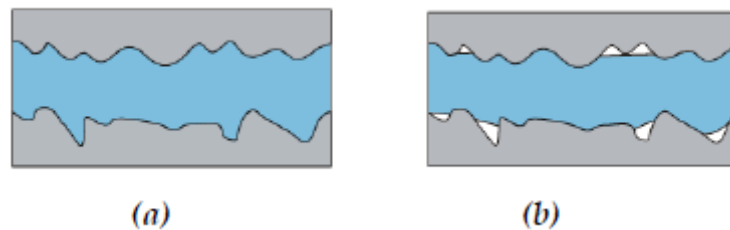


Figure II. 11: Exemple d'un mouillage pour l'ancrage mécanique [38]  
(a) bon mouillage, (b) mauvais mouillage.

L'adhésion serait due à un ancrage mécanique de l'adhésif qui pénètre dans les microcavités et irrégularités de surface du substrat avant sa solidification. Cette idée a été reprise [39] dans les années 70 afin d'expliquer, du moins partiellement, la bonne adhésion par des substrats d'aluminium. Plus la rugosité du substrat augmente, plus la surface de contact réelle entre adhésif et le nombre de liaisons inter-faciales sera important. Il est cependant nécessaire que la colle mouille parfaitement les surfaces afin de ne pas piéger de bulles d'air dans les porosités, ce qui induirait des concentrations de contraintes et fragiliserait le joint. Il existe donc une rugosité optimale des substrats à assembler (figure II.11).

### II.8.2.2. Théorie de l'adsorption ou du mouillage

Cette théorie est reliée aux forces secondaires, initialement proposées par Van Der Waals, qui gouvernent essentiellement les phénomènes de mouillage et d'absorption. Ces liaisons secondaires ou physiques sont d'énergie relativement faible (10 à 20 kJ/mole). Elles peuvent être complétées par des interactions spécifiques moins efficaces que les liaisons de valence mais probablement plus souvent présentes : les liaisons hydrogène et les interactions acide-base de Lewis. Les forces secondaires sont directement liées aux énergies libres de surface et d'interface  $\gamma$  des surfaces de contact. Ces énergies libres sont impliquées directement dans le travail thermodynamique d'adhésion  $w_A$  entre l'adhésif et le substrat, et peuvent être caractérisées par des mesures de mouillabilité.

Lorsqu'une goutte liquide est déposée sur une surface, elle s'étale et forme un angle  $\theta$  avec la surface solide (figure II.12). Les énergies libres inter-faciales  $\gamma_{SV}$ ,  $\gamma_{LV}$  et  $\gamma_{SL}$  (S, L et V représentent respectivement le solide, le liquide et la vapeur) interviennent dans les équations de Young et de Laplace ; Elles décrivent l'équilibre thermodynamique de la goutte dans son environnement :

$$\gamma_{SV} = \gamma_{SL} + \gamma_{LV} \cos \theta \quad (\text{II.4})$$

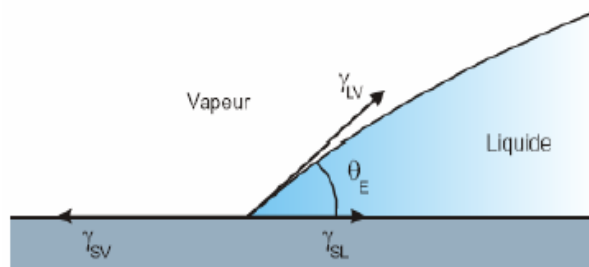


Figure II. 12: Mouillage : modèle de Young [40]

Le travail thermodynamique réversible d'adhésion  $w_A$ , requis pour séparer une unité de surface de deux phases formant une interface, peut être relié aux énergies libres de surface par l'équation de Dupré.

En l'absence d'adsorption d'inter-diffusion et d'interactions mécaniques,  $w_A$  en milieu inerte s'écrit comme la différence d'énergie entre les deux surfaces séparées ( $\gamma_x + \gamma_y$ ) et les surfaces assemblées ( $\gamma_{xy}$ ) :

$$w_A = \gamma_x + \gamma_y - \gamma_{xy} \quad (\text{II.5})$$

où  $\gamma_x$  et  $\gamma_y$  sont les énergies libres de surface de chaque phase et  $\gamma_{xy}$  l'énergie libre d'interface.

L'importance du mouillage apparaît aussi très clairement quand la surface est rugueuse. Plus la surface est rugueuse, plus la surface de contact sera faible si le mouillage est mauvais. Ainsi, la combinaison d'une énergie de surface faible et d'une rugosité conduit à des angles de contact très élevés, figure II.13. En revanche, dans de bonnes conditions de mouillage, la surface de contact sera bien plus importante.

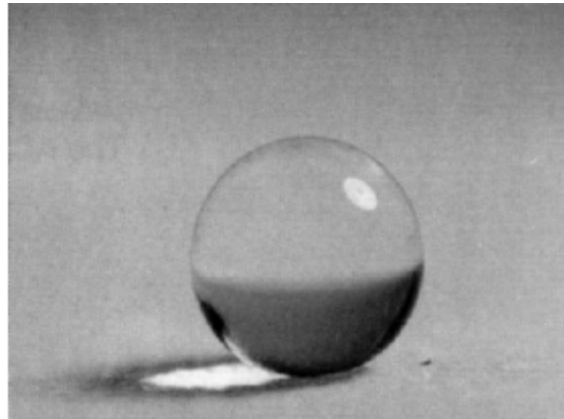


Figure II.13: Goutte d'eau millimétrique sur une surface de Poly-Tétra-Fluor-Ethylène (PTFE) rugueux [40]

## II.9 Assemblages collés

L'évaluation des performances et de la durabilité d'un assemblage collé s'effectue par :

**a - Tests mécaniques destructifs.** Il s'agit alors de mesurer un paramètre de force ou de déplacement maximal à la rupture. Le paramètre mesuré sera représentatif de l'adhérence (force ou travail qu'il faut fournir au système pour en séparer les deux constituants). La rupture peut être **adhésive**, c'est-à-dire si elle se produit à l'interface adhésif/substrat. Elle peut être **cohésive**, c'est-à-dire si elle survient au sein de l'adhésif (ou du substrat) ; la valeur mesurée de la rupture est caractéristique des propriétés intrinsèques du matériau dans laquelle a eu lieu (figure II.14). Les principales sollicitations mécaniques sont la traction, le cisaillement, le clivage ou le pelage (figure II.15).

**b - Contrôles Non Destructifs (CND)** qui, du fait de l'intérêt que leurs portent les industriels, se développent considérablement même s'ils ne sont pas encore totalement fiables. Citons, par exemple, la caractérisation d'assemblages collés par ultrasons.

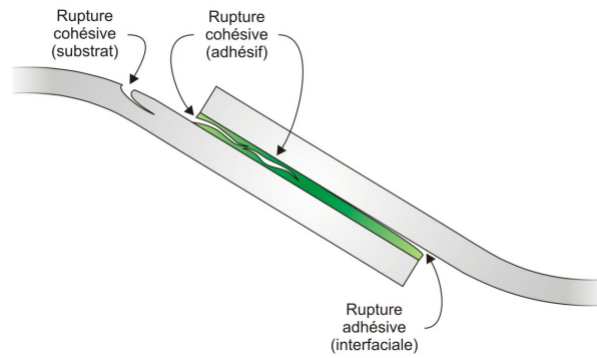


Figure II.14: Différents modes de ruptures [41]

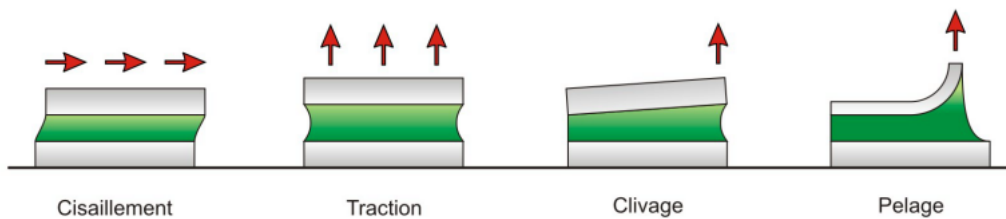


Figure II.15: Différents modes de sollicitations mécaniques [41]

## II.10 Analyse de quelques travaux

Mechab et al [42] ont étudié le comportement des fissures semi-elliptiques externes dans des pipes sous flexion et pression en utilisant la méthode des éléments finis (Figure II.16). L'intégrale au fond fissure a été calculée pour comportement élastique et élastoplastique. Les équations analytiques ont été obtenues par interpolation des résultats numériques pour l'évaluation de l'intégrale  $J$ .

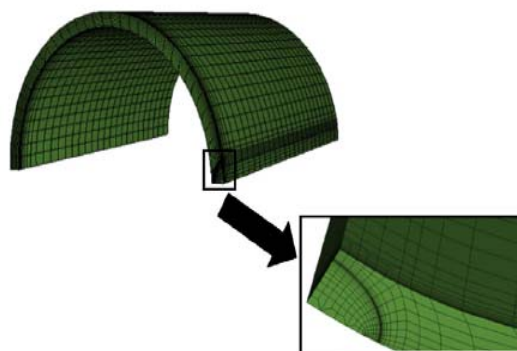


Figure II.16: Maillage par MEF pour un cylindre contenant une fissure circonférentielle externe [42]

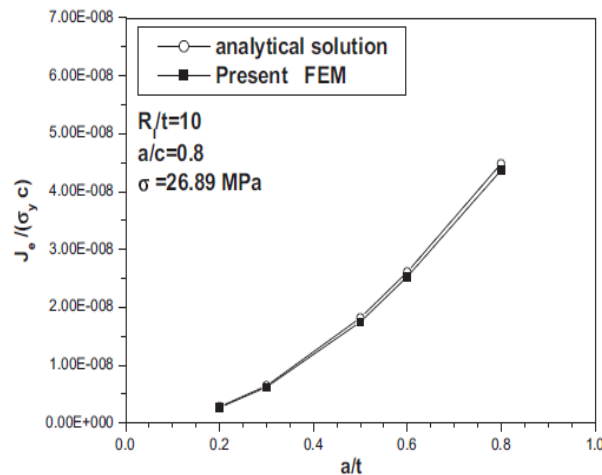


Figure II.17: Comparaison des résultats MEF avec les solutions analytiques de l'intégrale J [42]

Les résultats obtenus dans cette étude montrent que (Figure II.17):

- Les valeurs de l'expression analytique développée sont en très bon accord avec celles obtenues par Raja et Newman Jr pour un rapport ( $R/t$ ) compris entre 1 jusqu'à 10 et des résultats de Chapuliot pour un rapport ( $R/t$ ) compris entre 20 jusqu'à 80.
- La fonction  $F$  est indépendante du rapport ( $R_i/t$ ).
- Les valeurs de l'intégrale  $J$  obtenues par l'approche ERSM et numériquement se divergent de plus en plus fort lorsque le rapport ( $R_m/t$ ) et ( $a/t$ ) croît.

Mechab et al [43] ont développé un modèle probabiliste pour prédire la réponse à la rupture en élastoplastique et la fiabilité d'un pipeline fissuré soumise à une pression interne (Figure II.18). En élastoplastique la fonction de ( $J/J_e$ ) est obtenue par interpolation des résultats numériques, l'effet du rapport ( $a/t$ ), ( $\sigma_{ref}/\sigma_y$ ) et ( $R_m/t$ ) sont présentés pour l'évaluation de l'intégrale  $J$ . La méthode de Monte Carlo est utilisée pour prédire la fonction de distribution de la réponse mécanique.

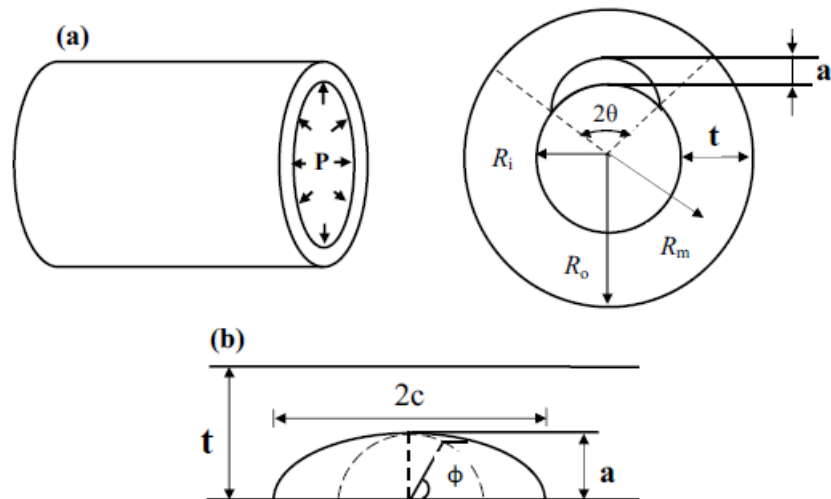


Figure II.18: Description schématique d'une fissure elliptique interne soumise à une pression interne [43].

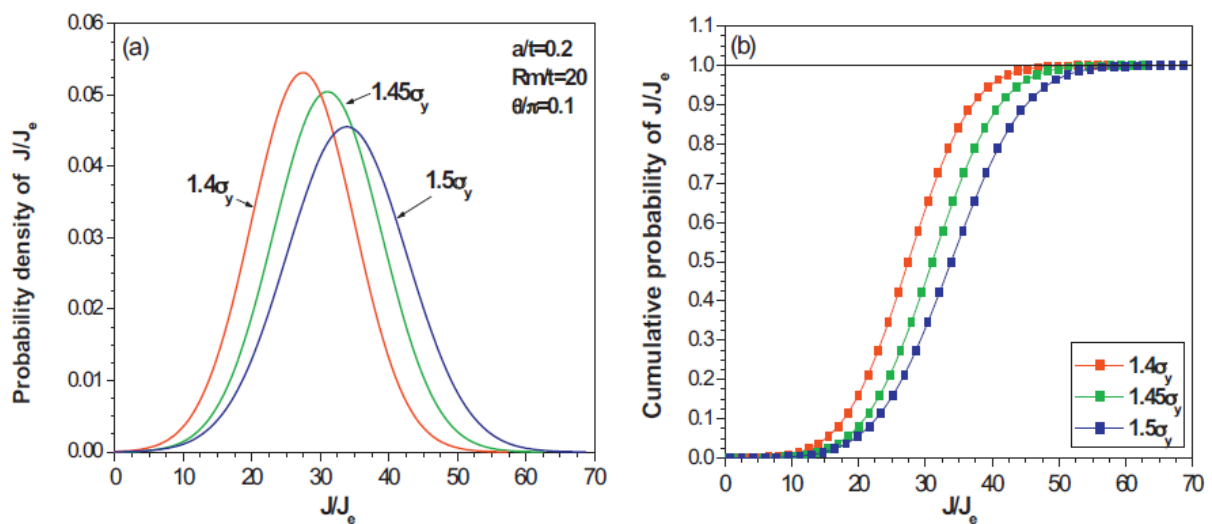


Figure II.19: La densité probabilité et la cumulative de  $(J/J_e)$  pour différents contraintes [43].

Selon les résultats obtenus (Figure II.19), on remarque que :

- L'analyse des résultats en élastique montre clairement une bonne corrélation entre les résultats obtenus et les résultats de Kim et al [44].
- Comparé à la solution analytique trouvée dans la littérature. On peut remarquer que l'effet du rapport  $(a/t)$  devient sensible lorsque le rapport  $(P/P_{or})$  dépasse 1,00. On constate une très bonne corrélation entre les deux méthodes lorsque le rapport ;  $a/t = 0,2$  et  $0,5$ , pour  $a/t = 0,7$ , la différence est importante en particulier pour  $(P/P_{or}=1.2)$ .

- La fonction de densité de probabilité (PDF) est obtenue en ajustant l'histogramme avec les modèles théoriques, trois lois de distribution sont étudiées: Lorentz, Gaussienne et polynomiale (9<sup>e</sup> ordre).
- l'analyse probabiliste par la méthode de Monte Carlo a montré que la distribution polynomiale donne une valeur moyenne inférieure à celle des distributions de Gauss et de Lorentz. En comparant ces trois distributions, nous pouvons conclure que la loi gaussienne offre une approximation acceptable de la fonction de densité de probabilité ( $J/J_e$ ).
- les probabilités de défaillance dépendent de la contrainte appliquée.

Benyahia et al [45] ont étudié une fissure circumférentielle dans un pipe réparé par patch en composite dans le domaine élastique pour estimer le facteur d'intensité de contrainte (Figure II.20).



Figure II.20: Typique maillage FE pour le modèle globale [45].

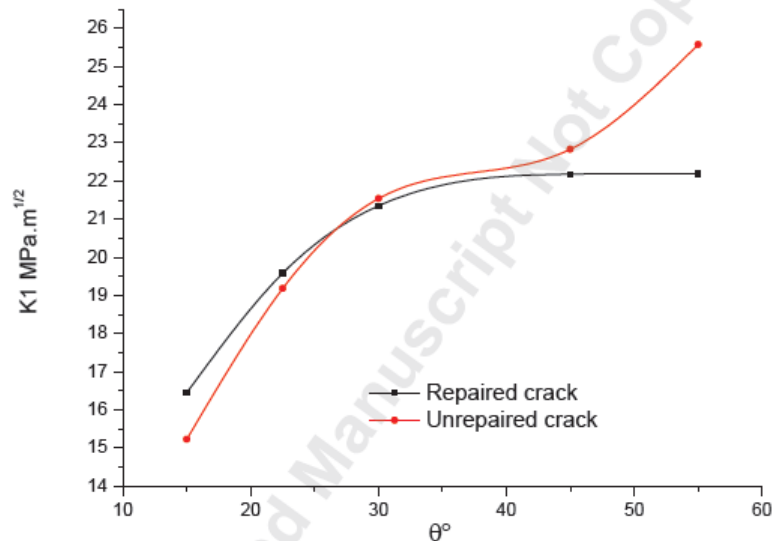


Figure II.21 : La variation du facteur d'intensité de contrainte en fonction de l'angle de la fissure d'un pipe réparé et non réparé [45].

Selon les résultats obtenus (Figure II.21), on remarque que :

- L'effet bénéfique du patch est nettement visible car le facteur d'intensité de contrainte diminue fortement, c'est du fait que le patch absorbe les efforts transférés par le coude à travers la colle et que la longueur de fissure augmente.
- L'augmentation de l'épaisseur du patch engendre une diminution de facteur d'intensité de contrainte et augmente ainsi l'efficacité de la technique de réparation et la durée de vie du coude réparé.

Tae-Kwang Song et al [46] (Figure II.22) ont étudié une fissure circumférentielle dans les coudes et les pipes dans le domaine élastique-plastique pour estimer l'intégrale J par l'approche d'effort de référence en employant plusieurs contraintes limites de moment en faisant varier le rapport  $a/t$  et  $R/t$  (Figure II.23).

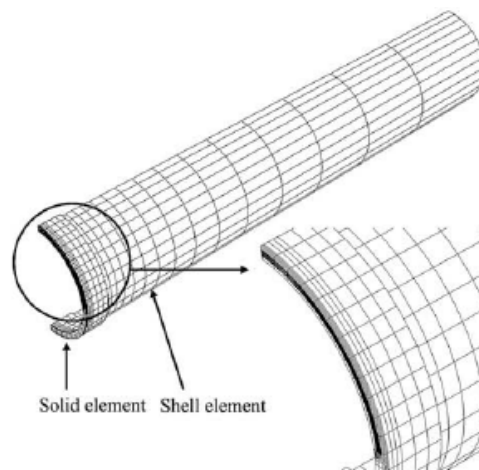


Figure II.22 : Illustration schématique d'un pipeline fissuré [46].

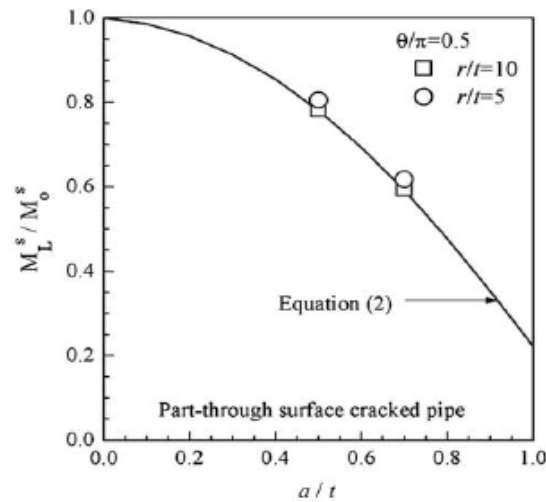


Figure. II.23: Comparaison des résultats obtenus par la méthode d'éléments finis et celle obtenue par la méthode de la contrainte de référence [46].

On remarque que :

- Comparé à la solution analytique trouvée dans la littérature (Figure II.24). On peut remarquer que l'effet du rapport  $(a/t)$  devient sensible lorsque le rapport  $(P/P_{or})$  dépasse 1,00. On constate une très bonne corrélation entre les deux méthodes lorsque le rapport  $a/t = 0,2$  et  $0,5$ , pour  $a/t = 0,7$ , la différence est importante en particulier pour  $(P/P_{or}=1.2)$ .
- Les résultats de l'approche d'effort de référence comparés à la méthode des éléments finis dépendent du rapport de  $a/t$  et de la valeur de  $n$  et de l'épaisseur du patch.

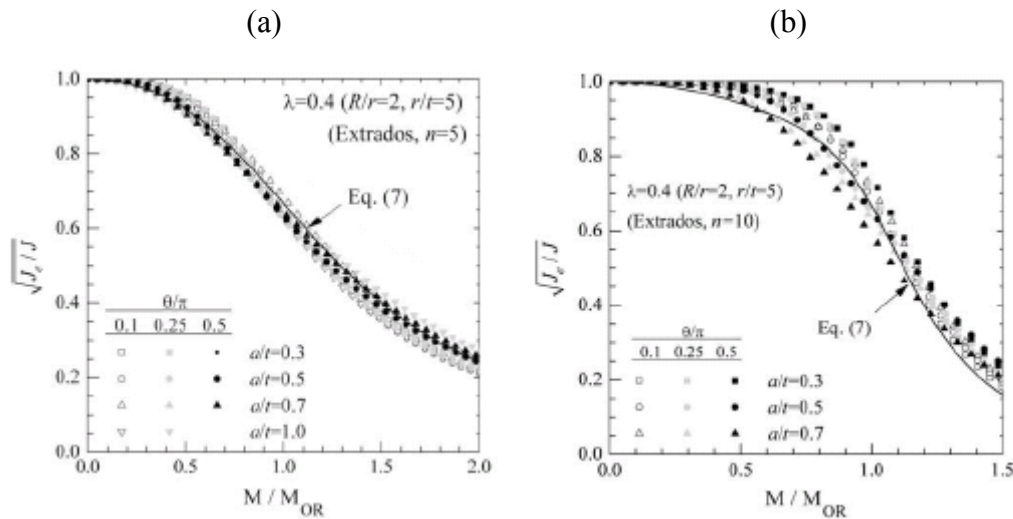


Figure. II.24: Comparaison de FAC obtenue par des analyses d'éléments finis et celle obtenue par la méthode de référence [46].



## Chapitre III

### Plan d'expériences et description du modèle numérique

#### III.1 Introduction

La recherche a été un des axes fondamentaux de progression des entreprises ces dix dernières années. Les progrès réalisés couvrent l'ensemble des domaines depuis l'organisation de l'entreprise jusqu'au pilotage des procédés, en passant par des nouvelles relations entre les clients et les fournisseurs. Il est devenu impossible pour une entreprise d'assurer la qualité de ses produits ou de ses services sans une organisation efficace fondée sur un système qualité structuré.

La qualité se construit autour d'un système qualité qui apporte la stabilité et sur lequel chaque outil prendra sa place. La normalisation internationale ISO 9000 apporte aux industriels une aide précieuse pour l'établissement de ce système qualité. Les outils et les méthodes « Qualité » permettent de construire - pas à pas – la qualité des produits et des services. La méthode des plans d'expériences représente un outil parmi d'autres qui permet d'améliorer de façon importante la qualité des produits et des procédés.

L'amélioration permanente répond à la demande toujours plus précise des consommateurs. Elle a poussé les industriels à faire évoluer les concepts et les outils de la qualité. Si nous regardons le chemin parcouru depuis la dernière guerre, nous constatons deux évolutions :

- ✓ La première est le stade de la vie du produit auquel on recherche la qualité ;
- ✓ La deuxième est une évolution vers plus de mesures.

La qualité à la conception s'établit principalement lorsqu'on définit les paramètres du produit et les tolérances qu'on admet sur ces valeurs.

Pour aborder cette phase dans les meilleures conditions, il faut un outil au concepteur qui permet de mesurer l'importance de chacun des paramètres. Ces paramètres sont généralement nombreux et difficilement modélisables par les lois classiques de la physique. Le concepteur a donc besoin d'une méthode expérimentale, peu coûteuse qui lui permettra rapidement de mesurer l'influence de chacun des paramètres et ainsi de les fixer aux valeurs les plus favorables. Les plans d'expériences vont fournir une méthode sans équivalent pour aider le concepteur dans cette phase fondamentale.

Ainsi, les plans d'expériences offrent à l'ingénieur et au technicien une méthodologie de conduite d'essais qui s'inscrit parfaitement dans le processus de qualité à tous les stades de la vie d'un produit :

- ✓ Au stade de la conception pour permettre de fixer les paramètres de façon optimale.
- ✓ Au stade de la production comme complément indispensable des méthodes de Maîtrise Statistique des Procédés (M.S.P) ou *Statistical Process Control* (S.P.C).

Dans toutes les entreprises, et quelque soit le secteur d'activité, le technicien ou l'ingénieur est amené à comprendre comment réagit un **système** en fonction des différents **facteurs** qui sont susceptibles de le modifier. Pour vérifier l'évolution du processus, il mesure une **réponse**, et à partir de différents essais, il va tenter d'établir des relations de cause à effet entre la (ou les) réponse(s) et les différents facteurs (figure III.1).

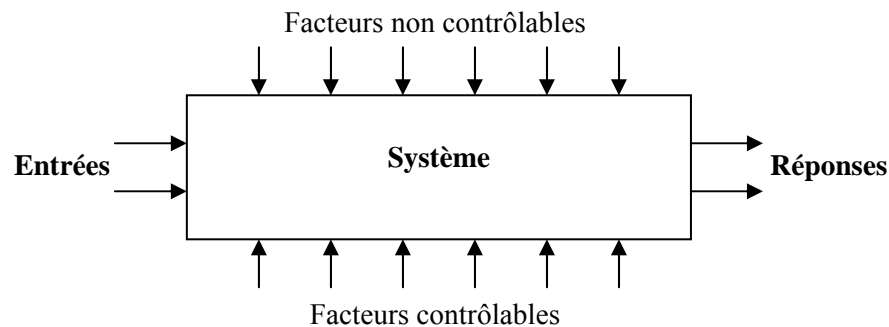


Figure III.1 : Environnement du système

Parmi les facteurs, on distinguera :

- ✓ Les facteurs contrôlables qui dépendent directement du choix.
- ✓ Les facteurs non contrôlables qui varient indépendamment des choix (conditions climatiques, environnement d'utilisation...).
- ✓ Les facteurs d'entrées telles que la matière première dans un processus de fabrication.

Il n'est pas simple de réaliser de telles relations entre réponses et facteurs, surtout s'il existe des interactions entre les facteurs ; les plans d'expériences permettent de réaliser ce type de relation, en minimisant le nombre d'expériences tout en maximisant la précision du résultat.

La méthode des plans d'expériences n'est pas une technique nouvelle. Elle date du début du siècle avec les travaux de Fisher (1925)[47]. D'abord utilisée dans un cadre agricole, maintenant très répandue dans les domaines de l'industrie électronique, de la métallurgie, des

processus chimiques,...etc. et ils sont devenus en quelque sorte la vedette des méthodes de contrôle du processus, notamment depuis l'apparition des travaux de Taguchi [48]

### III.2 Plans factoriels

L'étude d'un phénomène peut, le plus souvent, être schématisée de la manière suivante : On s'intéresse à une grandeur  $Y$  que nous appellerons par la suite **réponse** qui dépend d'un grand nombre de variables,  $x_1, x_2, \dots, x_n$ , que nous appellerons **facteurs**.

La modélisation mathématique consiste à trouver une fonction  $f$  telle que  $Y = f(x_1, x_2, \dots, x_n)$ . Une méthode classique d'étude consiste en la mesure de la réponse  $Y$  pour plusieurs valeurs de la variable  $x_i$  tout en laissant fixe la valeur des  $(n - 1)$  autres variables [49]. On itère alors cette méthode pour chacune des variables. Ainsi, par exemple, si nous avons 4 variables et si l'on décide de donner 5 valeurs expérimentales à chacune d'elles, nous sommes conduits à effectuer  $5^4 = 625$  expériences. Ce nombre élevé dépasse les limites de faisabilité en temps et coût. Il faut donc réduire le nombre d'expériences à effectuer sans perdre la qualité des résultats recherchés. Le traitement de ces résultats se fait à l'aide du calcul statistique et de l'analyse de la variance.

#### III.2.1 Concepts fondamentaux : effets, interactions

Les plans d'expériences factoriels à deux niveaux sont les plus simples. Ils sont aussi les plus utiles, car ils forment la base de tous les débuts d'étude. Les premiers résultats obtenus grâce à ces plans peuvent toujours être complétés par de nouvelles expériences permettant d'atteindre le degré de précision et d'information recherché. Nous allons d'abord décrire le cas simple du plan  $2^2$ . Commençons par expliquer cette notation :

- ❖ Le 2 en exposant signifie qu'il y a deux facteurs étudiés.
- ❖ L'autre 2 signifie que chaque facteur prend deux niveaux.

Cette notation se généralise immédiatement pour un plan comportant l'étude de  $k$  facteurs prenant chacun deux niveaux ; donc il s'agit d'un plan  $2^k$ .

On peut donner une représentation géométrique du domaine d'étude (figure III.2). Chaque point de ce domaine représente des conditions opératoires possibles donc une expérience que l'opérateur pourrait réaliser.

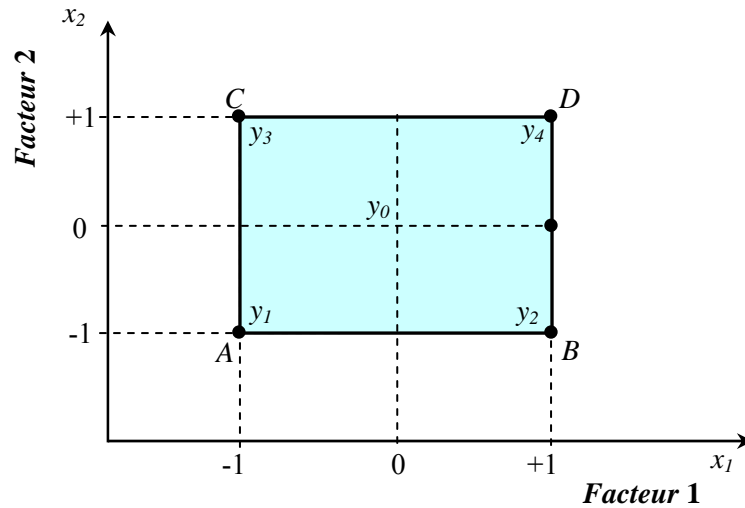


Figure III.2 : Définition du domaine d'étude.

Le choix des meilleures expériences est le problème fondamental de l'expérimentateur. En l'absence de toute information sur la fonction  $f$ , on se donne, a priori, une loi d'évolution de la réponse en fonction des variables. Comme on ne désire effectuer, dans un premier temps, que deux essais par facteur, soit deux niveaux par facteur, on adopte une loi du premier degré par rapport à chaque variable. Cette loi est la suivante pour les plans factoriels complets comportant deux facteurs :

$$Y = a_0 + a_1 x_1 + a_2 x_2 + a_{12} x_1 x_2 \quad (\text{III.1})$$

Avec ces hypothèses, on démontre que le meilleur emplacement des points expérimentaux se situe aux sommets du carré représentant le domaine d'étude : points A, B, C et D. La figure III.2 illustre les expériences à réaliser et le domaine d'étude. Mais cette représentation géométrique est commode pour comprendre le mécanisme des plans d'expériences. Elle ne peut plus être employée dès que le nombre de facteurs est supérieur à trois. Pour les espaces multidimensionnels, nous adopterons une représentation matricielle. Pour montrer la correspondance entre les deux représentations: géométrique et matricielle, nous allons expliquer la construction de la matrice d'expériences du plan  $2^2$  associée à la figure III.2.

La matrice d'expériences est constituée de deux sous-tableaux : le premier définit les essais à réaliser et le second le domaine d'étude (Tableau III.1) [50]. Le premier sous tableau comprend trois colonnes ; la première identifie les essais : ici par exemple : 1, 2, 3 et 4 ; la seconde et la troisième indiquent les coordonnées des points représentatifs des expériences prévues. Le deuxième sous tableau indique, en unités courantes, les valeurs des niveaux haut et bas de chacun des facteurs. À titre d'exemple, nous avons indiqué des tensions et des

vitesse. Les deux représentations: géométrique et matricielle sont équivalentes. Il faut savoir passer de l'une à l'autre pour bien interpréter les résultats des plans d'expériences.

Tableau III.1. Matrice d'expériences

N° Essai	Facteur 1	Facteur 2
1 (A)	-1	-1
2 (B)	+1	-1
3 (C)	-1	+1
4 (D)	+1	+1
<b>Domaine d'étude</b>		
<b>Niveau -</b>	30°	100 mm
<b>Niveau +</b>	360°	600 mm

### III.2.1.1 Effet d'un facteur

L'expérimentateur ayant réalisé les essais est en possession de quatre valeurs de la réponse:  $y_1, y_2, y_3$  et  $y_4$ ; Il a donc un système de quatre équations à quatre inconnues [51]. Les inconnues étant les coefficients du modèle :  $a_0, a_1, a_2$  et  $a_{12}$ . ; En remplaçant dans la relation (III.1) les  $x_i$  par leur valeur du tableau III.1, on obtient :

$$y_1 = a_0 - a_1 - a_2 + a_{12} \quad (\text{III.2})$$

$$y_2 = a_0 + a_1 - a_2 - a_{12} \quad (\text{III.3})$$

$$y_3 = a_0 - a_1 + a_2 - a_{12} \quad (\text{III.4})$$

$$y_4 = a_0 + a_1 + a_2 + a_{12} \quad (\text{III.5})$$

La résolution de ce système donne :

$$a_0 = \frac{1}{4} (+y_1 + y_2 + y_3 + y_4) \quad (\text{III.6})$$

$$a_1 = \frac{1}{4} (-y_1 + y_2 - y_3 + y_4) \quad (\text{III.7})$$

$$a_2 = \frac{1}{4} (-y_1 - y_2 + y_3 + y_4) \quad (\text{III.8})$$

$$a_{12} = \frac{1}{4} (+y_1 - y_2 - y_3 + y_4) \quad (\text{III.9})$$

- Signification de  $a_0$

Si nous donnons à  $x_1$  et à  $x_2$  la valeur zéro, nous définissons le centre du domaine d'étude. La relation (III.1) devient alors :

$$y_0 = a_0 \quad (\text{III.10})$$

Le coefficient  $a_0$  est la valeur de la réponse au centre du domaine d'étude.

La formule (III.6) montre également que  $a_0$  peut être considéré comme la moyenne des quatre réponses.

- Signification de  $a_1$

Donnons la valeur zéro à  $x_2$ , la relation (III.1) devient :

$$y = a_0 + a_1 x_1 \quad (\text{III.11})$$

Puis, donnons maintenant successivement à  $x_1$  les valeurs  $-1$  et  $+1$ , on obtient les deux réponses  $y_-$  et  $y_+$  :

$$y_- = +a_0 - a_1 \quad (\text{III.12})$$

$$y_+ = +a_0 + a_1 \quad (\text{III.13})$$

d'où :

$$a_1 = \frac{1}{2}(+y_+ - y_-) \quad (\text{III.14})$$

$y_-$  est la valeur de la réponse pour le point de coordonnées  $x_1 = -1$  et  $x_2 = 0$ , c'est-à-dire celle qui correspond au point milieu du segment AC (Figure III.2). Aucune expérience n'a été réalisée en ce point mais, si l'on utilise les relations (III.6) et (III.7), on vérifie que  $y_-$  est la moyenne des réponses au niveau bas du facteur 1, en effet :

$$y_- = +a_0 - a_1 \quad (\text{III.15})$$

ce qui donne :

$$y_- = \frac{1}{2}(+y_1 + y_3) \quad (\text{III.16})$$

On montrerait de même que  $y_+$  est la moyenne des réponses au niveau haut du facteur 1 :

$$y_+ = \frac{1}{2}(+y_2 + y_4) \quad (\text{III.17})$$

$a_1$  est donc la demi-différence entre ces deux moyennes [52]. On peut dire aussi que  $a_1$  représente la moitié de la variation de la réponse quand on passe du niveau bas au niveau haut du facteur 1. Ce résultat est important car il donne la signification du coefficient  $a_1$ . C'est la variation de la réponse due au facteur 1 seul, quand on passe du centre du domaine d'étude au

niveau haut de ce facteur ;  $a_1$  s'appelle l'effet du facteur 1. On démontrerait de même que  $a_2$  est l'effet du facteur 2. Il est commode de représenter l'effet d'un facteur comme l'indique la figure III.3 où l'on fait appel au plan de coupe  $y_0x_1$  passant par  $x_2 = 0$  pour le facteur 1.

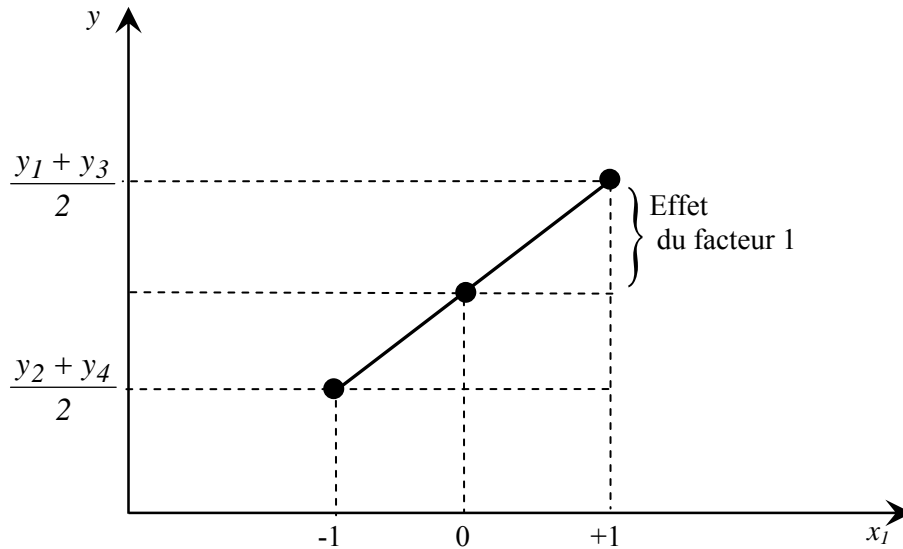


Figure III.3: Représentation de l'effet d'un facteur dans le plan vertical passant par  $x_2 = 0$

### III.2.1.2 Interaction entre deux facteurs

L'effet d'un facteur a été défini au niveau zéro de l'autre facteur. Mais on peut aussi définir l'effet d'un facteur pour un autre niveau de l'autre facteur. En particulier, on peut introduire l'effet d'un facteur soit au niveau  $-1$ , soit au niveau  $+1$  de l'autre facteur. L'effet du facteur 1 au niveau  $-1$  du facteur 2 est la demi-différence entre  $y_2$  et  $y_1$ , et l'effet du facteur 1 au niveau  $+1$  du facteur 2 est la demi-différence entre  $y_4$  et  $y_3$ . Si ces deux effets sont égaux, on dit qu'il n'y a pas d'interaction entre les facteurs. Si ces deux effets sont différents, on dit qu'il y a interaction entre les deux facteurs [53].

Il y a donc interaction lorsque l'effet d'un facteur dépend du niveau de l'autre facteur. Par définition, la valeur de l'interaction, notée  $E_{12}$ , est la demi-différence entre l'effet du facteur 1,  $e_+$ , au niveau haut du facteur 2 et l'effet du facteur 1,  $e_-$ , au niveau bas du facteur 2.

On a :

$$E_{12} = \frac{1}{2}(e_+ - e_-) \quad (\text{III.18})$$

En développant :

$$E_{12} = \frac{1}{4}(+y_1 - y_2 - y_3 + y_4) \quad (\text{III.19})$$

Si l'on compare la valeur de  $E_{12}$  à celle de  $a_{12}$ , relation (III.9), on constate qu'elle lui est égale. Si l'on faisait le même calcul pour le facteur 2, en prenant les niveaux haut et bas du facteur 1: on trouverait que l'interaction est la même et qu'elle est égale elle aussi à  $a_{12}$ .

### III.2.1.3 Calcul de l'effet d'un facteur

Reprenons la formule (III.7) qui donne l'effet du facteur 1 :

$$a_1 = \frac{1}{4}(-y_1 + y_2 - y_3 + y_4) \quad (\text{III.20})$$

On constate :

- que toutes les réponses participent au calcul de l'effet ;
- que chaque réponse est précédée d'un signe et que la suite de ces signes est la même que celle de la colonne du facteur 1 dans la matrice d'expériences, soit  $- + - +$  ;
- qu'il y a un coefficient, (ici  $\frac{1}{4}$ ), dont le dénominateur est égal au nombre d'expériences effectuées. On remarque qu'il en est de même pour le facteur 2, la suite des signes étant cette fois  $- - + +$ , c'est-à-dire celle de la colonne du facteur 2 dans la matrice d'expériences. Le calcul pratique d'un effet est le suivant : on multiplie chaque réponse par le signe correspondant de la colonne du facteur ; on additionne les produits et on divise la somme par le nombre d'expériences.

### III.2.1.4 Matrice de calcul des effets

Nous venons de voir que les signes de la matrice d'expériences permettent de calculer les effets. Mais il faudrait pouvoir calculer aussi la moyenne et l'interaction [54].

#### ▪ Calcul de la moyenne

Le processus de calcul adopté pour les effets peut s'appliquer en utilisant une colonne de signes  $+$  puisqu'il n'y a que ce signe dans la formule (III.6).

#### ▪ Calcul de l'interaction

La suite des signes de la relation (III.9) est  $+ - - +$ . Chacun de ces signes provient du produit  $x_1x_2$  figurants dans la relation (III.1). On peut retrouver cette suite de signes de la manière suivante : on écrit, en colonne, les signes correspondant à  $x_1$  et à  $x_2$ , puis on applique la règle des signes :

$x_1$	$x_2$	$x_1x_2$
-	-	+
+	-	-
-	+	-
+	+	+

Cette colonne de signes permet de calculer l'interaction par le même mécanisme que celui déjà décrit pour les effets ou la moyenne.

Ayant la matrice d'expériences, il est facile de construire la matrice de calcul des effets (Tableau III.2) en ajoutant une colonne de signes + pour la moyenne et en calculant celle de l'interaction par la règle des signes.

Tableau III.2: Matrice de calcul des effets

N° Essai	Moyenne	Facteur 1	Facteur 2	Interaction 12
1	+1	-1	-1	+1
2	+1	+1	-1	-1
3	+1	-1	+1	-1
4	+1	+1	+1	+1

### III.2.2 Plans factoriels complets

Il s'agit de plans pour lesquels on étudie k facteurs prenant chacun deux niveaux [55]. Le modèle mathématique adopté à priori est un polynôme prenant en compte la moyenne, les effets de chaque facteur et toutes les interactions entre les facteurs pris deux à deux, trois à trois, quatre à quatre, ..., k à k.

$$y = a_0 + \sum a_i x_i + \sum a_{ij} x_i x_j + \sum a_{ijl} x_i x_j x_l + \dots + \sum a_{ij\dots k} x_i x_j \dots x_k \quad (\text{III.21})$$

Un plan  $2^k$  comporte  $2^k$  points expérimentaux qui se situent aux  $2^k$  sommets d'un hyper cube de k dimensions. Le modèle mathématique contient  $2^k$  coefficients qui sont les inconnues. L'ensemble des résultats d'un plan  $2^k$  conduit donc à un système de  $2^k$  équations à  $2^k$  inconnues, si l'on ne tient pas compte des erreurs expérimentales. Ce système peut se mettre sous la forme matricielle :

$$Y = Xa \quad (\text{III.22})$$

Avec :

**Y** : vecteur ayant pour composantes les réponses de chaque essai, et représenté par une matrice colonne ( $2^k, 1$ ),

**a** : vecteur ayant pour composantes la moyenne, les effets des facteurs et toutes les interactions, et représenté par une matrice colonne ( $2^k, 1$ ) ; ces composantes sont les inconnues que l'on cherche à déterminer,

**X** : matrice carrée ( $2^k, 2^k$ ) composée de - 1 et + 1 suivant les valeurs des niveaux  $x_i$ .

Si nous reprenons le système du plan  $2^2$ , la relation (III.22) prend la forme suivante :

$$\begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \\ y_3 \\ y_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} +1 & -1 & -1 & +1 \\ +1 & +1 & -1 & -1 \\ +1 & -1 & +1 & -1 \\ +1 & +1 & +1 & +1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a_0 \\ a_1 \\ a_2 \\ a_3 \end{bmatrix} \quad (\text{III.23})$$

La matrice  $X$  comporte une colonne de  $+1$  et trois colonnes ayant chacune autant de signes positifs que de signes négatifs. Si l'on multiplie signe à signe deux quelconques de ces quatre colonnes et que l'on additionne les produits, on trouve zéro. On dit que la matrice est orthogonale. Cette propriété est très importante car, dans ce cas, l'inverse de  $X$  est égale à la transposée de  $X$  divisée par le nombre de lignes  $n$ . En effet, d'après Hadamard [56], on a, pour ce type de matrice, la relation suivante :

$$X^t X = nI \quad (\text{III.24})$$

Avec  $n$  multiple de 4 et  $I$  représentant la matrice unité. L'opération compliquée de l'inversion d'une matrice se réduit alors à la transposition de  $X$ , soit un simple échange de lignes et de colonnes. Le calcul de l'inconnue  $a$  s'effectue à partir de la relation (III.22), en tenant compte de la relation :

$$\left. \begin{array}{l} X^t Y = X^t X a \\ X^t Y = nI a \\ a = \frac{I}{n} X^t Y \end{array} \right\} \quad (\text{III.25})$$

Cette relation est valable pour tous les plans factoriels complets. Chaque élément de  $a$  est donc de la forme :

$$a_1 = \frac{I}{n} [\pm y_1 \pm y_2 \pm y_3 \pm \dots \pm y_n] \quad (\text{III.26})$$

La relation semblable à (III.6), (III.7), (III.8) et (III.9) nous permet de généraliser le processus de calcul que nous avons décrit pour le plan  $2^2$ ; pour tous les plans  $2^k$ .

### III.3 Plans d'expériences pour l'étude des surfaces de réponse

Les plans d'expériences pour l'étude des surfaces de réponses sont apparus dans la seconde moitié du XX<sup>ème</sup> siècle. Leur construction permet de minimiser les incertitudes affectant les prédictions d'une réponse au sein d'un domaine expérimental. Le nombre d'essais d'un plan d'expériences pour l'étude des surfaces de réponse croît rapidement en fonction du nombre de facteurs [57]. Pour qu'un plan d'expériences constitue une stratégie efficace et économique, il convient donc de limiter le nombre de facteurs mise en œuvre. Ce constat conduit fréquemment à fixer à un niveau constant un nombre important de paramètres

de réglage. Si la construction de la majorité des plans pour l'étude des surfaces de réponse peut s'effectuer à partir de règles simples. On trouve le plus souvent une justification géométrique, l'analyse des résultats d'essais requiert l'utilisation d'outil informatique, à la fois pour l'estimation des coefficients du modèle polynomial, ainsi pour l'exploitation de ce dernier.

### III.3.1 Modèle polynomial du second degré

Le modèle mathématique est analogue à la relation (III.21) à laquelle on ajoute un terme carré:

$$y = a_0 + \sum a_i x_i + \sum a_{ij} x_i x_j + \sum a_{ijl} x_i x_j x_l + \dots a_{i..k} x_{i..} x_k + \sum a_{ii} x_i^2 \quad (\text{III.27})$$

Dans le cas d'un plan à deux facteurs, la formule est la suivante :

$$y = a_0 + a_1 x_1 + a_2 x_2 + a_{12} x_1 x_2 + a_{11} x_1^2 + a_{22} x_2^2 \quad (\text{III.28})$$

Il y a donc six inconnues à déterminer.

Le plan d'expériences fournit un certain nombre de valeurs de la réponse  $y$ . L'interprétation du plan consiste donc à trouver les coefficients et, par la suite, résoudre un système de  $n$  équations (s'il y a  $n$  réponses) et  $p$  inconnues (s'il y a  $p$  coefficients). Il est commode d'écrire ce système sous forme matricielle sans tenant compte des erreurs expérimentales :

$$\underset{(n,1)}{y} = \underset{(n,p)}{X} \cdot \underset{(p,1)}{a} \quad (\text{III.29})$$

La résolution de ce système est généralement conduite selon la méthode des moindres carrés, et la solution est notée  $\hat{a}$ .

Cette solution est donnée par la formule suivante:

$$\hat{a} = (X^t X)^{-1} X^t y \quad (\text{III.30})$$

Le calcul de l'inconnue  $\hat{a}$  est beaucoup moins facile que pour les plans  $2^k$ . L'emploi d'un logiciel se révèle absolument nécessaire.

Il existe plusieurs types de plans du second degré. Nous allons décrire celui qui présente plusieurs avantages : c'est le plan composite.

### III.3.2 Logiciels des plans d'expériences

La plupart des logiciels qui traitent des plans d'expériences sont inclus dans des logiciels de statistiques. Les premiers logiciels de plans d'expériences étaient très pauvres et mal adaptés aux besoins des expérimentateurs. Depuis peu, un effort considérable a été

entrepris par les informaticiens et les statisticiens pour que ces logiciels répondent mieux à l'esprit et aux besoins des expérimentateurs. Cette introduction s'est faite petit à petit sous la pression de la demande.

Ces logiciels sont encore très marqués par leur origine statistique et peuvent rebuter certains utilisateurs. Mais l'on constate un progrès constant vers l'amélioration, c'est-à-dire vers une meilleure prise en compte des exigences des expérimentateurs. Néanmoins, ces logiciels nécessitent tous une bonne connaissance de la méthode des plans d'expériences et ne peuvent pas être utilisés sans une formation solide aux plans d'expériences.

Ces logiciels comportent, en général, les étapes suivantes :

- Construction des plans d'expériences : Plans factoriels complets, plans factoriels fractionnaires, plans à plus de deux niveaux (surfaces de réponse), plans de mélanges, plans D-optimaux ;
- Interprétation et analyse : Calcul des effets, des interactions, des coefficients du modèle mathématique, modélisation, calcul des réponses prédites, analyse des résidus ;
- Représentations graphiques : Diagramme des effets, diagramme des interactions, diagramme des résidus, diagramme de Daniel, courbes iso réponses en 2-D ou 3-D ;
- Aide : Tutorial, aide en ligne, possibilité d'importer et d'exporter des fichiers de données dans différents formats, parfois hotline.

Parmi ces logiciels on cite le logiciel MODDE de la société Umetrics [58], qui est un logiciel spécialisé pour la construction et l'analyse de plans d'expériences. Il permet de bâtir et d'analyser des plans de criblage, en surface de réponse, Taguchi, de mélanges, D-optimaux, des plans multi variés, ainsi que des plans comportant à la fois des composants et des facteurs de procédés. Pour estimer les modèles, il utilise soit la méthode des moindres carrés usuels (MLR) soit la méthode des moindres carrés partiels (PLS). Cela permet notamment d'ajuster un modèle reliant les variations de toutes les réponses aux facteurs en tenant en compte de la structure de covariances.

La méthodologie de conduite des recherches et d'organisation des essais que nous avons décrite tout le long de ce chapitre apporte souplesse, précision, sûreté, gain de temps, économie d'argent dans toute expérimentation.

La démarche utilisée pour bien mener toute expérimentation peut se résumer dans deux grandes parties :

- 1- Le choix d'une méthode d'expérimentation.
- 2- L'analyse des résultats d'essais.

Dans le dernier point l'analyse appel à la méthode des moindres carrés dont les mises en œuvre sont présentées dans le chapitre des présentations des résultats. Ils sont illustrées dans la partie d'optimisation du patch en composite.

### III.4 Description du modèle

Le modèle étudié représente un pipeline en acier API 5L X65 comportant une fissure due aux conditions d'exploitation. Dans ce qui suit nous présenterons :

- Les caractéristiques géométriques.
- Les propriétés mécaniques.
- Les conditions aux limites et les charges appliquées.
- Le maillage utilisé.

#### III.4.1 Caractéristiques géométriques

La géométrie étudiée est celle d'un pipeline normalisé. Cette structure comporte une fissure longitudinale (axiale) d'une forme semi-elliptique. Elle est positionnée sur la surface externe de l'enveloppe, elle est caractérisée par sa longueur ( $2c = 15.4$  mm) et sa profondeur ( $a = 2.8$  mm), la structure cylindrique est réparée par un patch en composite de polymères renforcés de fibres (FRPC) collé autour du pipe. Toutes les fibres sont orientées d'un angle  $0^\circ$ . Le modèle est représenté dans la figure III.4. Les paramètres géométriques du pipeline, du patch et de l'adhésif sont résumés dans le tableau III.3.

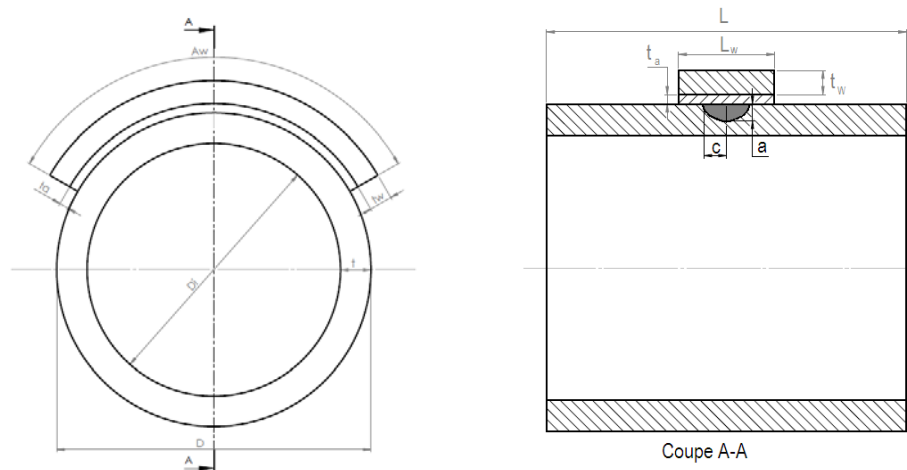


Figure III.4: Réparation par un patch en composite d'une fissure semi-elliptique dans un cylindre pressurisé.

Tableau III.3: Dimensions du pipeline réparé [59].

Symbole	Valeur	Description
L	9000	Longueur du pipeline (mm)
D	864	Diamètre externe du pipeline (mm)
D <sub>i</sub>	847,44	Diamètre interne du pipeline (mm)
t	8,28	Epaisseur du pipeline (mm)
a	2,8	Profondeur de la fissure (mm)
C	7,7	Longueur de la demi-fissure (mm)
L <sub>w</sub>	[100-350 -600]	Longueur du patch en composite (mm)
t <sub>w</sub>	[6-18-30]	Epaisseur du patch en composite (mm)
A <sub>w</sub>	[30- 195 -360]	Angle de recouvrement du patch (°)
t <sub>a</sub>	0,1	Epaisseur de l'adhésif (mm)

### III.4.2 Les propriétés mécaniques

Les producteurs des aciers pour les pipelines de transport de gaz ont sans cesse doublé leurs efforts pour améliorer les caractéristiques mécaniques et physiques de ces matériaux. Ils sont souvent contraints de chercher un compromis entre des propriétés antagonistes. Parmi celles-ci, on peut citer :

- La limite d'élasticité ;
- La résilience et la température de transition, ductile/fragile ;
- La soudabilité.

Ces derniers sont très importants non seulement dans le domaine de fabrication des pipelines mais aussi pour les applications industrielles.

Le matériau utilisé dans cette étude est en acier API 5L X65, un matériau fréquemment utilisé dans les structures des pipelines. Les valeurs principales des caractéristiques chimiques du l'acier X65, sont portées dans le tableau III.4.

Tableau III.4: Composition chimique du X65 [76].

La masse de ces éléments en %										
C	Si	Mn	S	P	Ni	Cr	Nb	Al	V	Cu
0.04	0.25	1.40	0.002	0.01	0.5	0.02	0.04	0.04	0.06	0.09

Nous avons considéré aussi les matériaux de réparation du pipeline telle que le patch en FRPC et l'adhésif dont les propriétés mécaniques sont présentées dans le tableau III.5.

Tableau III.5: Propriétés mécaniques des matériaux.

Propriété	Matériau			Description
	Acier	FRPC	Adhésif	
E1	209000	159000	1120-1900- 2250-3500- 4200	Module de Young en direction X (MPa)
E <sub>2</sub>		25400		Module de Young en direction Y (MPa)
E <sub>3</sub>		25400		Module de Young en direction Z (MPa)
$\nu_{12}$	0.3	0.28	0.3	Coefficient de Poisson dans le plan X-Y
$\nu_{13}$		0.28		Coefficient de Poisson dans le plan X-Z
$\nu_{23}$		0.15		Coefficient de Poisson dans le plan Y-Z
G <sub>12</sub>		7190		Module de cisaillement dans le plan X-Y (MPa)
G <sub>13</sub>		5430		Module de cisaillement dans le plan X-Z (MPa)
G <sub>23</sub>		5430		Module de cisaillement dans le plan Y-Z (MPa)
$\sigma_y$	350			Limite élastique (MPa)

### III.4.3 Modélisation numérique et conditions aux limites

Le pipeline est modélisé par le logiciel d'éléments finis; Abaqus [60]. Compte tenu de la géométrie cylindrique du pipeline notre choix s'est porté sur une simulation tridimensionnelle et donc sur des éléments volumiques.

Pour pouvoir surmonter le problème de singularité au niveau de la fissure, on devrait utiliser des éléments solides avec version d'ordre supérieur. Cet élément tolère des formes irrégulières sans perte de précision. Les éléments solides ont des formes de déplacement compatibles et sont bien adaptés pour modéliser les limites incurvées. Pour cette étude, le maillage a été réalisé à l'aide d'éléments hexaédriques d'ordre quadratique (C3D8R dans Abaqus).

Généralement, les éléments hexaédriques ont donné un bon maillage dans les zones critiques. Le nombre total des éléments générés pour le modèle symétrique (pipe-patch-adhésif) était de 686950. La technique du maillage progressive a été utilisée pour permettre d'avoir des éléments fins au niveau du front de fissure, ceci permet aussi de diminuer le nombre des éléments dans le modèle et par conséquent, diminuer le temps de calcul. La figure III.5 donne une vue d'ensemble du maillage utilisé.

Tout calcul par éléments finis nécessite la définition des conditions aux limites, dans notre cas, un quart de la structure tubulaire soumis à une pression interne  $P_i$  allant de 2 jusqu'à 10.5 MPa.

La figure III.5 illustre les conditions de symétrie circonférentielle et longitudinale imposées sur le modèle car, on considérera que le tube est infiniment long, donc la variation de la longueur est négligeable.

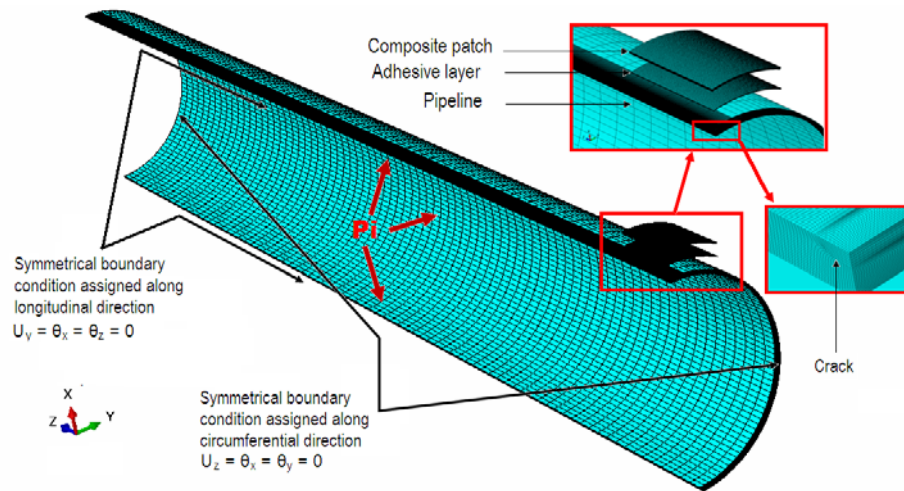


Figure III.5: Modélisation par éléments finis du pipe fissuré et réparé par un patch en composite.

## Chapitre IV

### Réparation d'un pipeline fissuré

#### IV.1 Introduction

Dans ce chapitre, l'application de l'approche globale à deux paramètres est présentée: La contrainte de Von Mises et le facteur d'intensité de contraintes (FIC) permettant la prédiction de la durée de vie des pipelines réparés par la technique du collage de patch en FRPC.

Pour cela, un calcul numérique est effectué en considérant un pipeline portant une fissure externe longitudinale (axiale) d'une forme semi-elliptique soumis à une pression interne  $P_i$ . Les paramètres géométriques du pipeline et les différentes fissures simulées numériquement sont obtenus expérimentalement par les travaux du Gamboa et al [59]. La modélisation numérique de la structure fissurée permet d'une part de caractériser la singularité du champ de contrainte au front de fissure. D'autre part ce paramètre gouverne la fissuration permettant également de prévoir l'évolution de la fissure jusqu'à la ruine de la structure.

Ensuite, la réparation du pipeline fissuré en mode I par le collage d'un patch en FRPC a été étudiée pour confirmer son efficacité sur la diminution de l'intensité des contraintes aux points des fissures. Une analyse des paramètres géométriques et mécaniques du patch en composite et de l'adhésif a été réalisée pour évaluer son importance sur le renforcement de la structure fissurée.

Enfin, par le biais d'un plan d'expérience conçu, une investigation sur les principaux paramètres géométriques du patch a été faite afin de spécifier le paramètre le plus influent (dominant) et de déterminer la taille optimale du patch.

#### IV.2 Comportement d'une fissure non réparée

##### IV.2.1 Effet de la profondeur et la longueur de la fissure

Selon les études expérimentales de Gamboa et al [59] pour le comportement des différentes géométries des fissures longitudinales d'une forme semi-elliptique caractérisée par son petit demi-axe ( $a$ ) et son grand demi-axe ( $C$ ) (Figure.IV.1). Nous avons modélisé numériquement les mêmes caractéristiques géométriques des fissures résumées dans le tableau IV.1 et nous avons comparé la variation des contraintes de Von Mises.

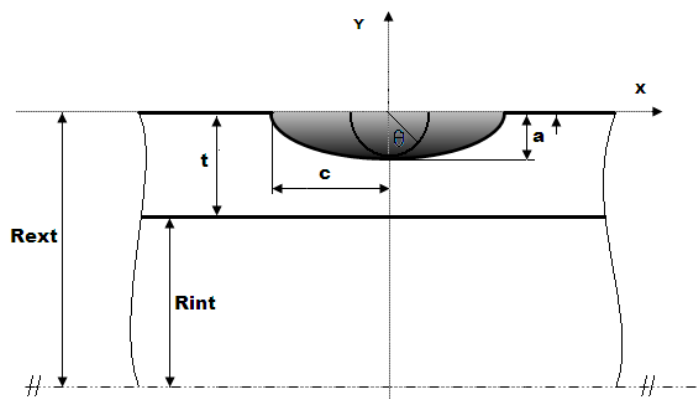


Figure IV.1 : Une fissure semi-elliptique longitudinale dans un cylindre pressurisé.

Tableau IV.1 : Les paramètres géométriques des fissures [59]

Cas	C [mm]	a [mm]
(a)	6,6	2,2
(b)	5,95	2,7
(c)	7,65	2,8
(d)	4,3	1,6
(e)	3,5	2,0

L'analyse numérique par éléments finis tridimensionnels en utilisant le code de calcul Abaqus [60], on obtient des contraintes de Von Mises dans chaque nœud le long du pipeline passant par une fissure axiale d'une position externe non réparée (Figure IV.2).

On constate qu'il y a une concentration des contraintes maximales au niveau des deux pointes ( $\theta = 0^\circ$  et  $180^\circ$ ) des différentes fissures à la surface externe de la structure cylindrique. On note qu'il y a une symétrie de la répartition des contraintes par rapport au milieu de la fissure.

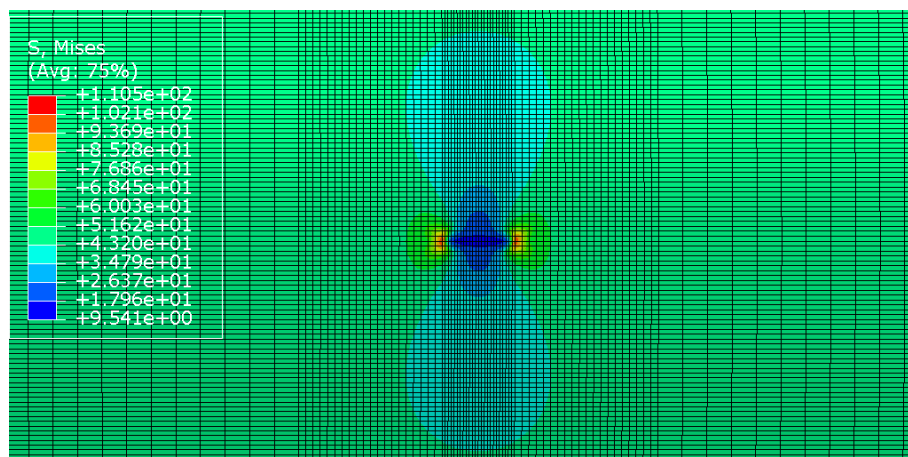


Figure IV.2 : Répartition des contraintes de Von Mises au voisinage de la fissure.

D'après la figure IV.3 on remarque que la distribution de la contrainte d'ouverture au voisinage de point de fissure présente toujours un maximum, ensuite, elle ralentit progressivement afin d'atteindre une valeur stable. On reporte dans la même figure que le maximum des contraintes de Von Mises est enregistré dans le cas (c) possédant une longueur et une profondeur maximale, ce qui représente le cas le plus défavorable [59].

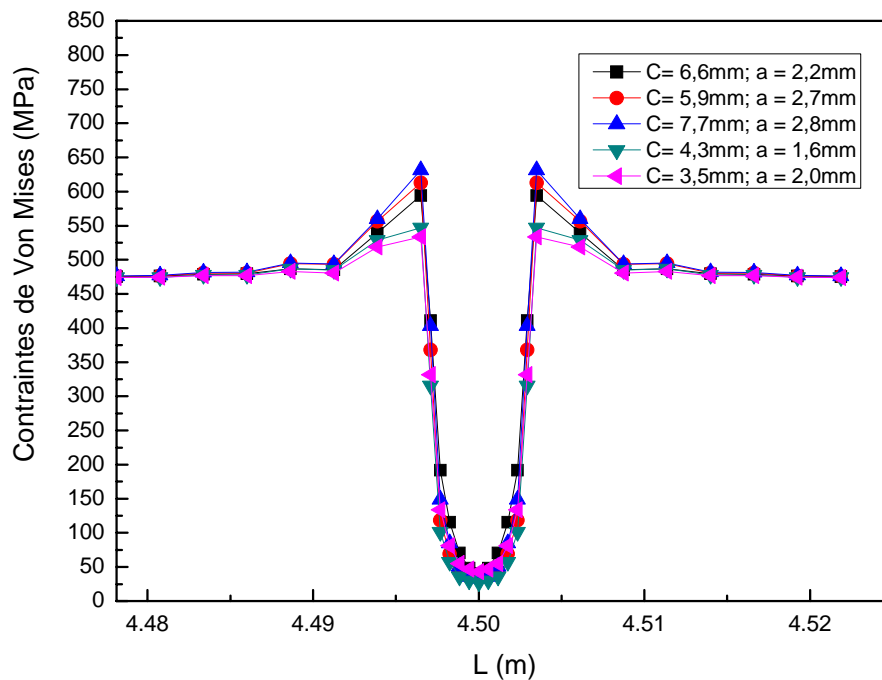


Figure IV.3 : Distribution des contraintes Von mises pour des différentes tailles des fissures.

Dans la figure IV. 4, nous avons comparé la variation du facteur d'intensité de contrainte au point de fissure selon ses caractéristiques géométriques. Nous notons que le facteur d'intensité de contrainte augmente relativement à l'augmentation de la longueur de la fissure. L'augmentation de la profondeur de la fissure influe considérablement sur l'augmentation du facteur d'intensité de contrainte. On note aussi que les valeurs du facteur d'intensité de contrainte augmentent proportionnellement avec l'augmentation de la pression interne du pipeline.

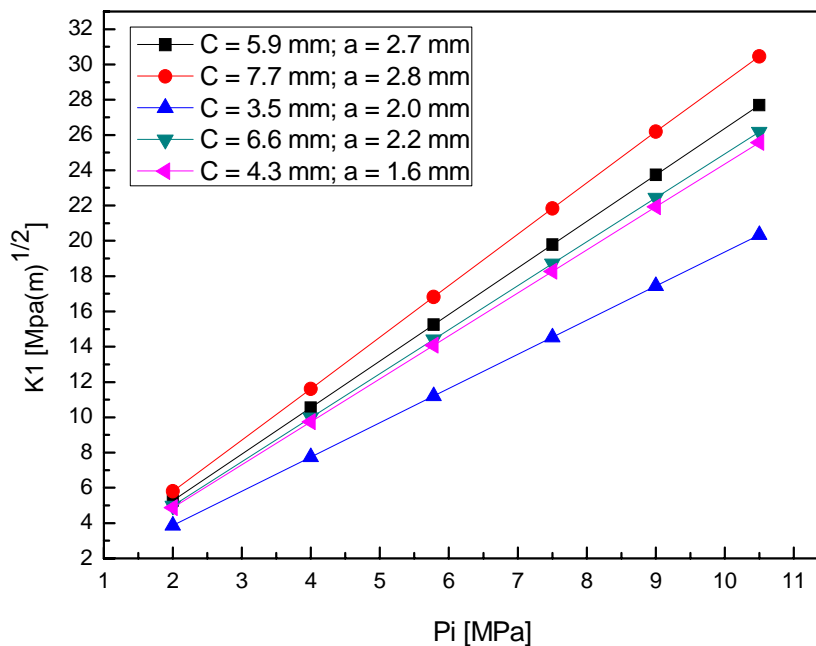


Figure IV. 4: Variation du facteur d'intensité de contrainte en fonction de la pression interne.

#### IV.2.2 Effet de la pression sur le comportement de la fissure

La figure IV.5 représente l'évolution des contraintes de Von Mises pour différentes pressions du gaz transporté ( $P_i = 4 ; 7.5$  et  $10.5$  MPa). La variation des contraintes de Von Mises dans la longueur d'une fissure longitudinale non réparée montre que le maximum des contraintes est situé dans les deux pointes de la fissure ( $\theta = 0^\circ$  et  $180^\circ$ ). Puis, d'après cette figure, on remarque une faible diminution des contraintes de Von Mises loin de la fissure, par contre on enregistre une réduction très importante des contraintes entre les deux pointes de fissure.

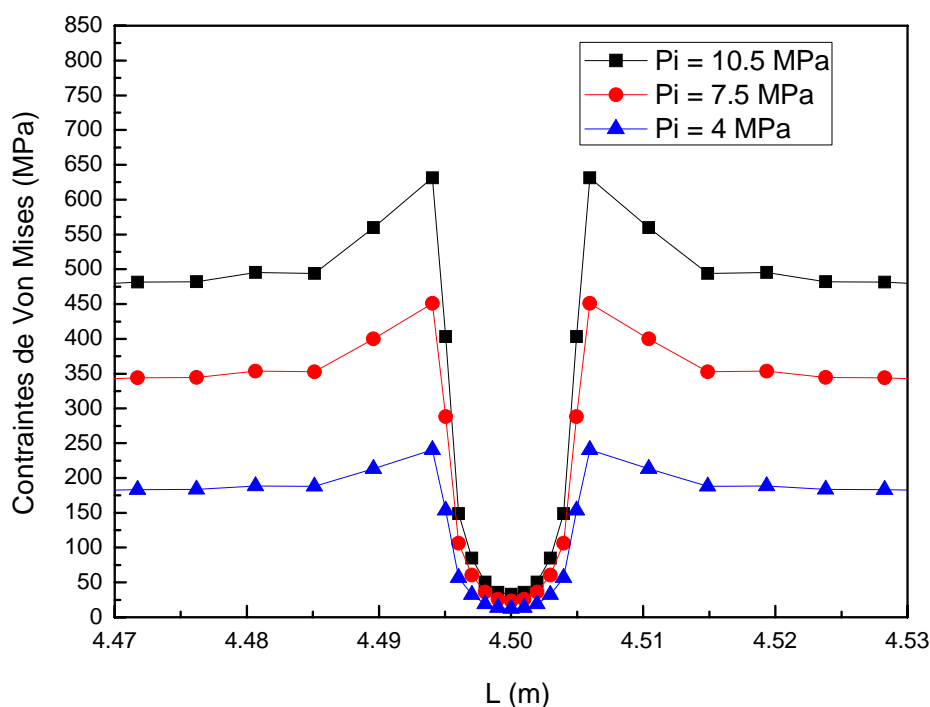


Figure IV.5: Distribution des Contraintes de Von Mises pour des différentes pressions.

### IV.2.3 Effet de la longueur par rapport à la profondeur d'une fissure externe

La figure IV.6 montre la variation du facteur d'intensité de contraintes ( $K_I$ ) au point de fissure ( $\theta = 0^\circ$ ) en fonction de la profondeur caractérisée par le rapport  $a/t$  pour des différents ordres de taille  $a/c$ . Selon la figure IV.6, pour une fissure longitudinale (axiale), on peut observer globalement que la taille de la fissure ( $a/c$ ), le FIC augmente progressivement avec la profondeur de la fissure ( $a/t$ ) et atteint finalement la valeur maximale au rapport ( $a/t$ ) égal à 0,9. Cependant, on remarque que lorsque le rapport de forme de la fissure ( $a/c$ ) diminue, c'est-à-dire lorsque la configuration de la fissure tend vers une forme elliptique; il augmente fortement le FIC. Tandis que, ce FIC augmente lentement avec l'augmentation de la profondeur de la fissure ( $a/t$ ) si la taille de la fissure ( $a/c$ ) tend vers une forme circulaire dans le plan de la fissure ( $x,y$ ), c'est-à-dire le rapport  $a/c = 0.9$ . Ce comportement est relevé dans plusieurs études [61-63].

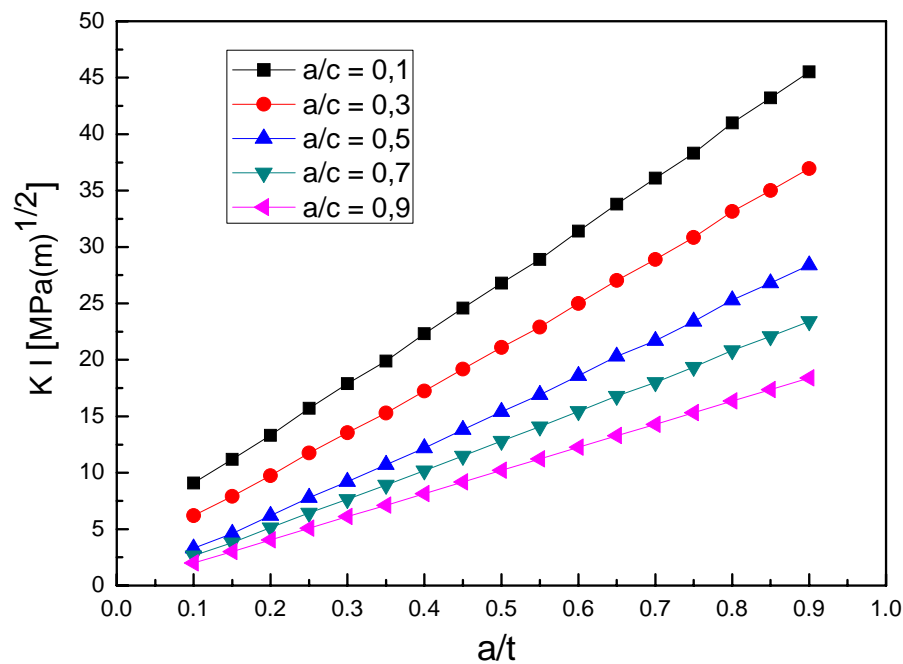


Figure IV.6 : Variation du FIC par rapport à la profondeur des fissures pour différentes tailles des fissures.

### IV.3 Comportement d'une fissure réparée par patch

#### IV.3.1 Effet de la longueur du patch sur le FIC

La figure IV.7 présente la variation du FIC en fonction de la pression interne pour différentes longueurs du bandage du patch. A partir de ces figures, on peut noter que la présence d'un patch en composite réduit le FIC au niveau du point de fissure, ce qui peut améliorer la durée de vie du pipeline. Cette réduction du FIC est due au transfert de contrainte entre le pipe et le patch en composite à travers la couche d'adhésif. Le FIC augmente au fur et à mesure que la pression de service augmente. En ce qui concerne les effets de la longueur du patch, on peut noter que les patches en composites plus longues donnent de faibles facteurs d'intensité de contrainte et par conséquent une meilleure efficacité de réparation. En effet, avec une bande en composite plus longue, la surface liée augmente. Le transfert de contrainte du pipe vers le patch en composite sera plus important.

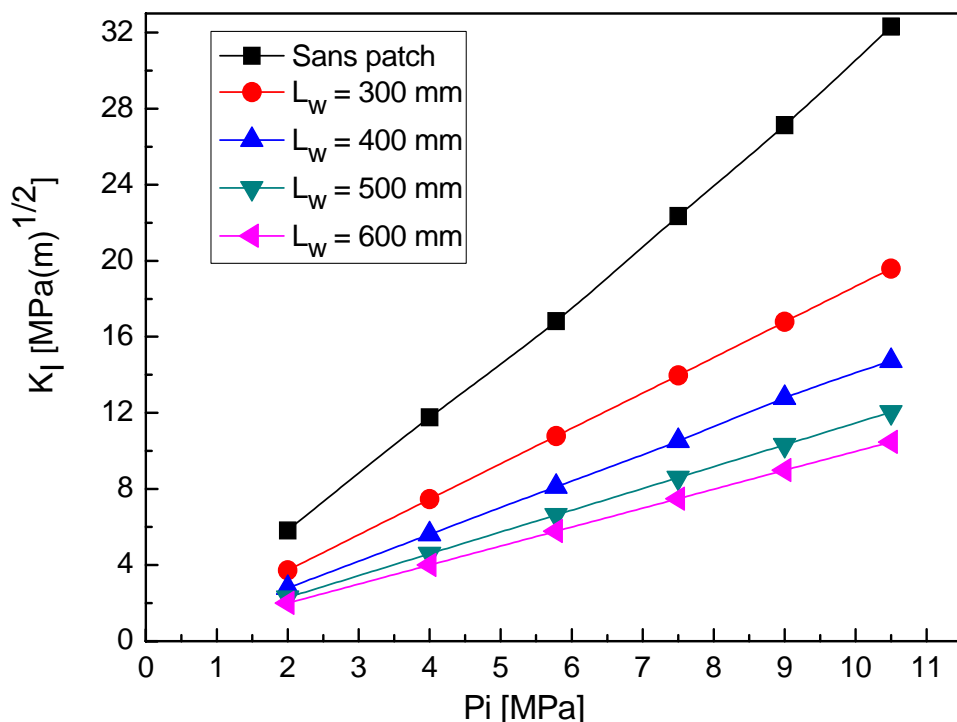


Figure IV.7: Variation du FIC par rapport à la pression interne pour des différentes longueurs du patch.

### IV.3.2 Effet de l'épaisseur du patch sur le FIC

Nous avons également analysé l'influence de l'épaisseur de patch en composite sur la variation FIC de la fissure réparée dans un pipeline. Nous avons considéré plusieurs épaisseurs de l'enveloppe  $t_w$  qui varient entre 6 mm et 12 mm, pour une longueur d'enroulement  $L_w$  de 600 mm et un angle de recouvrement total  $A_w$  de 360 °. La figure IV.8 illustre la variation du FIC à la pointe de la fissure réparée en fonction de la pression interne pour différentes épaisseurs de la bande en composite. L'analyse de cette figure montre qu'une augmentation de l'épaisseur de la bande provoque une diminution du facteur d'intensité de contrainte. Ces résultats sont en accord avec ceux de Bezzerrouki et al [64]. Si le bandage utilisé est plus épais, le niveau de contrainte au point fissure diminue. Ce comportement peut s'expliquer par le fait que la bande en composite collée à la structure réduit significativement l'énergie mécanique fortement concentrée au front de fissure ce qui réduit la vitesse de propagation de ce défaut. Cette réduction est plus importante lorsque l'épaisseur du patch augmente.

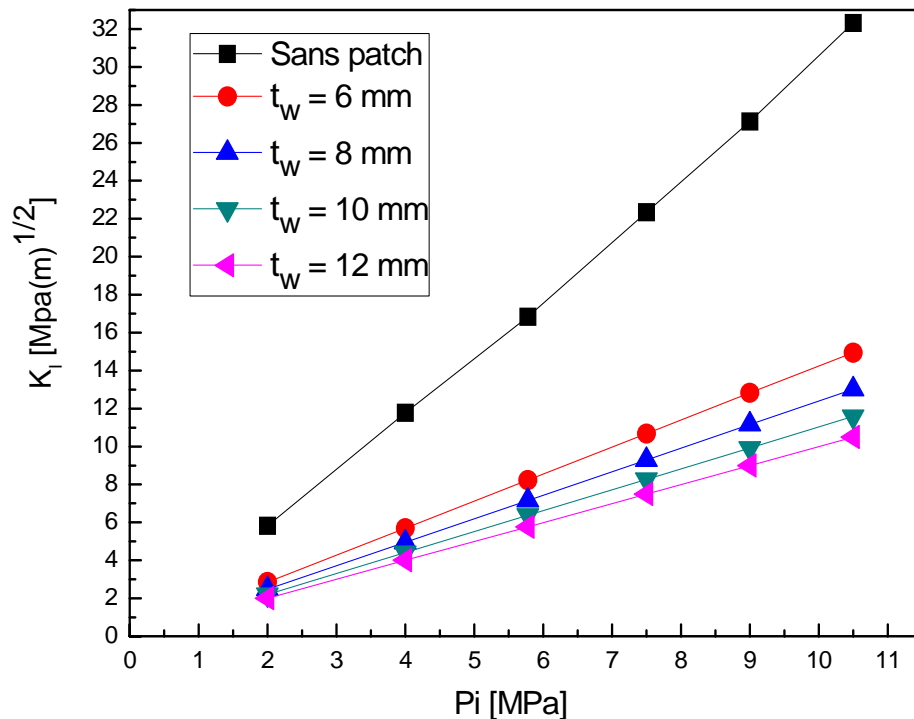


Figure IV.8: Variation du FIC par rapport à la pression interne pour des différentes épaisseurs du patch.

### IV.3.3 Effet de l'angle de recouvrement du patch sur le FIC

L'effet de l'angle de recouvrement du patch  $A_w$  est représenté sur la figure IV.9, ce paramètre varie entre  $30^\circ$  et  $360^\circ$ . La longueur et l'épaisseur de ce matériau de réparation utilisé dans cette section ont les valeurs suivantes: 600 mm et 12 mm respectivement. Nous observons qu'une augmentation de cet angle conduit à une diminution du facteur d'intensité de contrainte. Cet effet est plus prononcé pour un angle de recouvrement total  $A_w = 360^\circ$ . En effet, une augmentation de 33% de l'angle de recouvrement du patch entraîne une réduction de l'indice FIC d'environ 37%. Ceci est en concordance avec les résultats établis par Chan et al [65].

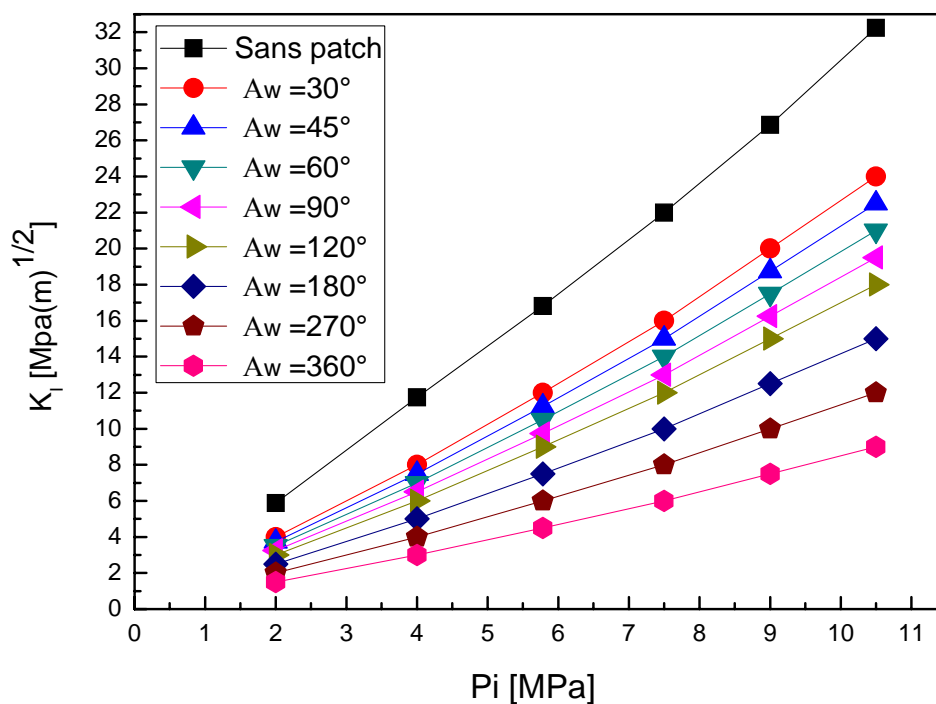


Figure IV.9: Variation du FIC par rapport à la pression interne pour des différents angles de recouvrement du patch.

#### IV.3.4 Effet du module de cisaillement de l'adhésif sur le FIC

Les effets du module de cisaillement adhésif sur l'efficacité de la réparation a été étudié. La figure IV.10 montre l'évolution du FIC en fonction de la pression interne pour différents modules de cisaillement de la colle  $G_a$  compris entre 1120 MPa et 4200 MPa, l'épaisseur d'adhésif  $t_a = 0,1$  mm, la longueur d'enroulement  $L_w = 600$  mm, l'épaisseur du patch  $t_w = 12$  mm et l'angle de recouvrement total du patch  $A_w = 360^\circ$ . On observe que l'augmentation du module de cisaillement entraîne la réduction du FIC au fond de la fissure, ce qui concorde bien avec ceux de Benyahia et al [45].

Ce comportement est dû à l'absorption élevée des contraintes au point de fissure par le patch à travers l'adhésif même pour des pressions élevées.

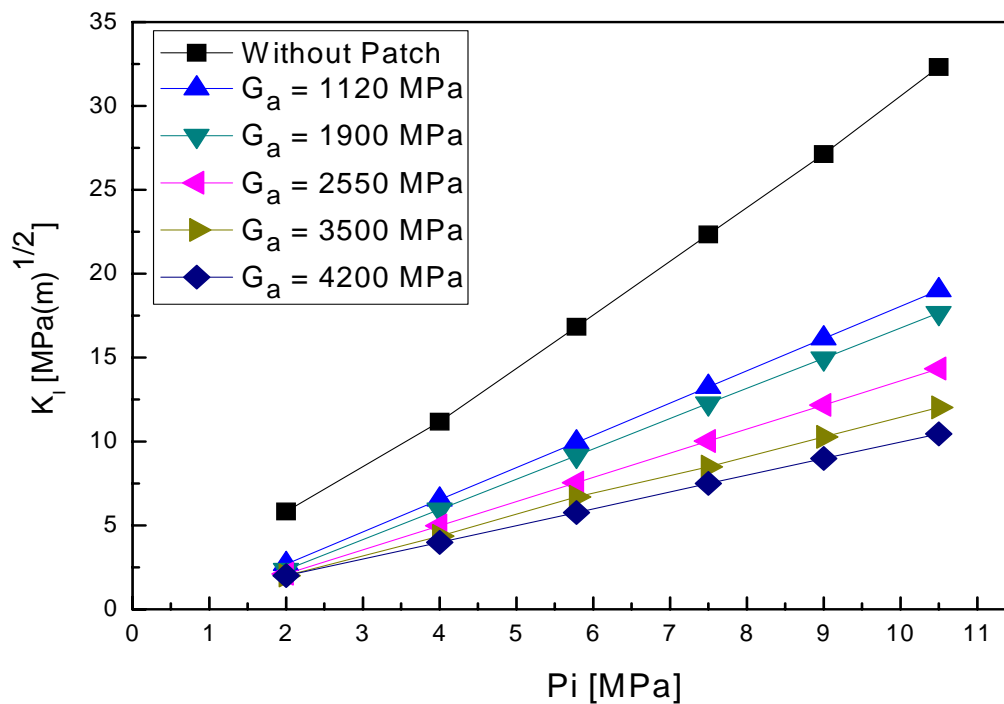


Figure IV.10: Variation du FIC par rapport à la pression interne pour des différents modules de cisaillement.

#### IV.3.4 Effet de l'épaisseur d'adhésif sur le FIC

L'impact de l'épaisseur d'adhésif a également été analysé, la figure IV.11 présente la variation du FIC en fonction de l'épaisseur de l'adhésif ayant un module de cisaillement  $G_a$  compris entre 1120 et 4200 MPa. On peut voir qu'une réduction de l'épaisseur de l'adhésif entraîne une diminution du FIC. Ainsi que l'augmentation du module de cisaillement réduit significativement le FIC.

A titre indicatif, la différence relative du FIC entre  $t_a = 0,1$  mm et 0,2 mm est d'environ 10% (pour  $G_a = 4200$  MPa), ce qui signifie qu'une faible épaisseur de l'adhésif augmente le transfert de charge vers la bande en composite. Bien que, une optimisation de l'épaisseur d'adhésif est recommandée afin d'éviter la rupture de la couche d'adhésif.

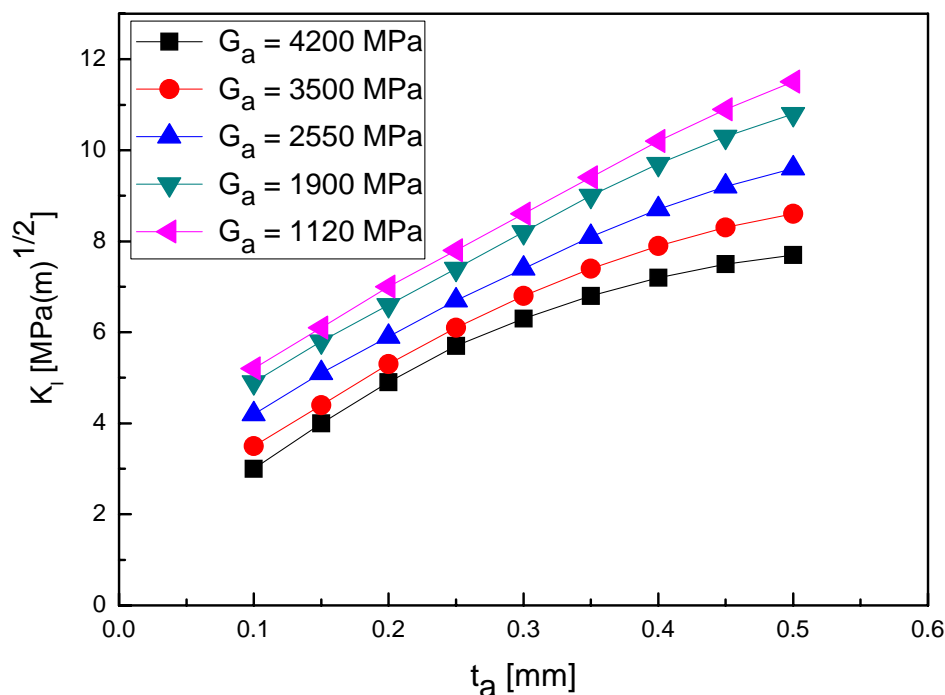


Figure IV.11: Variation du FIC par rapport à l'épaisseur de l'adhésif.

## IV.4 Optimisation des paramètres géométriques d'un patch en composite

### IV.4.1 Approche du plan d'expérience

Le plan expérimental est nécessaire pour avoir des informations révélatrices. On établit une relation entre les variables d'entrée, qui sont les paramètres géométriques du patch en composite de polymères renforcés de fibres (la longueur, l'épaisseur et surtout la largeur ou l'angle de recouvrement) et les variables de sortie définies par l'évolution du facteur d'intensité de contrainte ( $K_I$ ). Afin de déterminer les dimensions optimales du patch, chaque paramètre a été testé à trois niveaux différents; la longueur de l'enveloppe (100-350-600 mm), l'épaisseur d'enroulement (6-18-30 mm) et l'angle de recouvrement ( $30^\circ$ -  $195^\circ$ - $360^\circ$ ).

Les réponses de FIC ont été calculées en utilisant la méthode des éléments finis par Abaqus. La matrice du plan expérimental est donnée par le logiciel MODDE 5.0 [66,67] et est présentée dans le tableau IV.2.

Tableau IV.2: Les expériences conduites données par le plan expérimental

Expériences	$L_w$ (mm)	$t_w$ (mm)	$A_w$ (°)	$K_I$ (MPa.m <sup>1/2</sup> )
1	100	6	30	60.65
2	350	6	30	54.29
3	600	6	30	55.07
4	100	18	30	50.641
5	350	18	30	40.04
6	600	18	30	35.77
7	100	30	30	30.19
8	350	30	30	19.65
9	600	30	30	10.988
10	100	6	195	41.61
11	350	6	195	42.2
12	600	6	195	45.92
13	100	18	195	30
14	350	18	195	16.95
15	600	18	195	16.33
16	100	30	195	21.83
17	350	30	195	10.09
18	600	30	195	8.363
19	100	6	360	39.22
20	350	6	360	35.81
21	600	6	360	37.48
22	100	18	360	27.42
23	350	18	360	16.46
24	600	18	360	17.98
25	100	30	360	22.27
26	350	30	360	11.72
27	600	30	360	10.98

Nous avons adopté une démarche méthodologique complète de trois facteurs à deux niveaux; le mode d'expérimentateur est quadratique de la forme suivante:

$$y = a_0 + \sum_{i=1}^3 a_i x_i + \sum_{1 \leq i < j \leq 3} a_{ij} x_i x_j + \sum_{i=1}^3 a_{ii} x_i^2 + e \quad (\text{IV.1})$$

Avec (i,j) varie de 1 au nombre des variables du processus 3, (y) est la réponse du processus (facteur d'intensité de contrainte); Le coefficient ( $a_0$ ) est le moyen des réponses pour toute l'expérience; Le coefficient ( $a_i$ ) représente l'effet de la variable; ( $x_i$ ) et ( $a_{ij}$ ) sont les coefficients de régression qui représentent les effets des interactions des variables, ( $x_i, x_j$ ) et ( $a_{ii}$ ) sont les coefficients de régression qui représentent les effets des interactions de la variable ( $x_i, x_i$ ) et (e) est l'erreur expérimentale.

Le modèle polynomial proposé par MODDE 5.0 décrit les variations de la fonction de réponse (facteur d'intensité de contrainte)  $K_I$  aux facteurs  $L_w$ ,  $t_w$  et  $A_w$  de la forme suivante:

$$K_I = a_0 + a_1 L_w + a_2 t_w + a_3 A_w + a_{12} L_w t_w + a_{13} L_w A_w + a_{23} t_w A_w + a_{11} L_w^2 + a_{22} t_w^2 + a_{33} A_w^2 \quad (IV.2)$$

Le plan expérimental utilisé dans cette étude est un plan quadratique complet c'est-à-dire que nous traitons un modèle mathématique du second degré. Le tableau IV.3 présente les coefficients des différents paramètres et leurs interactions.

Nous avons donc sélectionné pour chaque réponse le modèle possédant les meilleures qualités descriptives ( $R^2_{\text{ajusté}}$ ) et prédictives ( $Q^2$ ).

Tableau IV.3: La liste des coefficients du FIC  $K_I$

$K_I$	Coeff. SC	Err.Type	Probabilité	Conf. int(±)
Constant	21.3496	1.77809	9.97244e-010	3.75146
Lw	-4.71944	0.823094	2.43432e-005	1.73659
tw	-14.7872	0.823094	1.71477e-012	1.73659
Aw	-7.66384	0.823094	4.36222e-008	1.73659
Lw*Lw	3.794	1.42564	0.0164509	3.00786
tw*tw	3.06383	1.42564	0.0463223	3.00786
Aw*Aw	6.11351	1.42564	0.000497399	3.00786
Lw*tw	-3.41241	1.00808	0.00351972	2.12688
Lw*Aw	1.43191	1.00808	0.173562	2.12688
tw*Aw	3.47017	1.00808	0.00310919	2.12688
N = 27	$Q^2 = 0.919$		$R^2 = 0.967$	

Le modèle mathématique proposé par MODDE 5.0 est exprimé comme suit:

$$K_I = 21.3496 - 4.71944L_w - 14.7872t_w - 7.66384A_w - 3.41241L_w t_w + 1.43191L_w A_w + 3.47017t_w A_w + 3.794L_w^2 + 3.06383t_w^2 + 6.11351A_w^2 \quad (IV.3)$$

A partir de l'analyse graphique, il est possible de déterminer l'influence de chaque facteur sur la réponse ( $K_I$ ).

#### IV.4.2 Effet de l'épaisseur du patch en composite sur FIC

L'influence de l'épaisseur du patch en composite sur le facteur d'intensité de contrainte est résumée dans la figure IV.12. Les résultats montrent une forte influence de l'épaisseur du patch en composite sur le facteur d'intensité de la contrainte. Une différence d'environ 400% du facteur d'intensité de contrainte est observée entre les deux épaisseurs du patch en composites (6 et 30 mm).

L'analyse de cette figure montre qu'une augmentation de l'épaisseur de l'enveloppe provoque une diminution du facteur d'intensité de contrainte. Ces résultats sont en accord avec ceux de Bezzerrouki et al [64]. Si une bande plus épaisse est utilisée, le niveau de contrainte diminue au niveau du point de fissure. Ce comportement peut s'expliquer par le fait que le patch en composite réduit significativement l'énergie mécanique au front de la fissure

ce qui affaiblit le taux de croissance de la fissure. Cette réduction est plus importante lorsque l'épaisseur de l'emballage augmente.

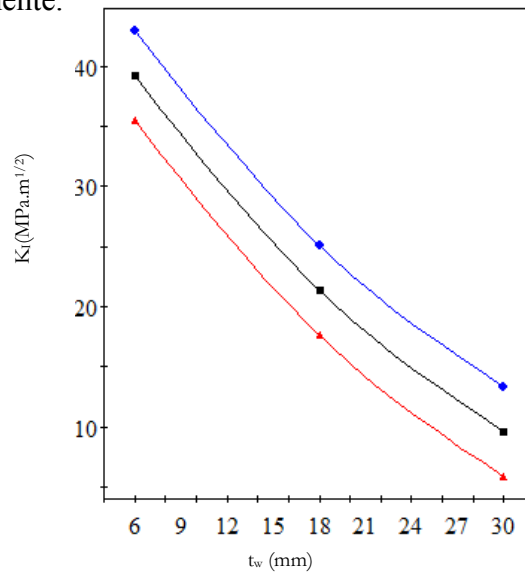


Figure IV.12: Variation du FIC en fonction de l'épaisseur du patch en composite.

#### IV.4.3 Effet de longueur du patch en composite sur FIC

La figure IV.13 illustre l'influence de la longueur du patch en composite sur le facteur d'intensité de contrainte. Nous constatons qu'une augmentation de cette longueur conduit à une diminution du facteur d'intensité de contrainte, jusqu'à atteindre une valeur minimale de 21 MPa.m<sup>1/2</sup>, ce qui correspond à une valeur de  $L_w = 350$  mm. Au-delà de cette valeur, la longueur de la bande en composite n'a aucune influence sur la réponse  $K_I$ . Concernant l'effet de longueur du patch, on peut noter que la longueur d'enroulement en composite donne des facteurs d'intensité de contrainte faibles et, par conséquent, une meilleure efficacité de réparation. En effet, avec une bande en composite plus longue, la surface du bandage augmente et le transfert de contrainte du pipe vers le patch en composite sera plus important.

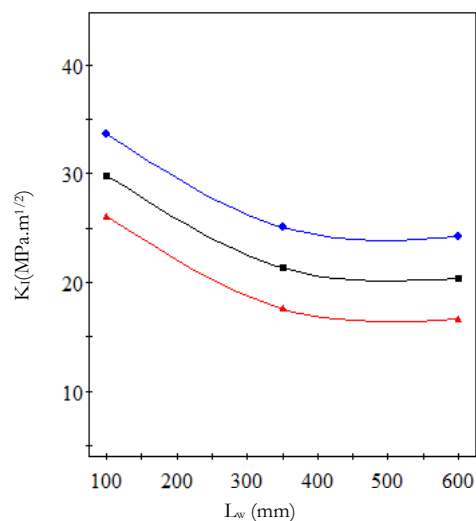


Figure IV.13: Variation du FIC en fonction de la longueur du patch en composite.

#### IV.4.4 Effet d'angle de recouvrement du patch en composite sur FIC

La figure IV.14 illustre l'effet de l'angle de recouvrement patch en composite sur le facteur d'intensité de contrainte. En analysant cette courbe; On peut dire que l'augmentation de l'angle génère une diminution considérable du facteur d'intensité de contrainte. En effet, une augmentation de  $300^\circ$  de l'angle de recouvrement de l'enveloppe composite entraîne une diminution de 75% du facteur d'intensité de contrainte. Cet effet est moins marqué pour un angle de recouvrement de l'enveloppe composite de  $233^\circ$ .

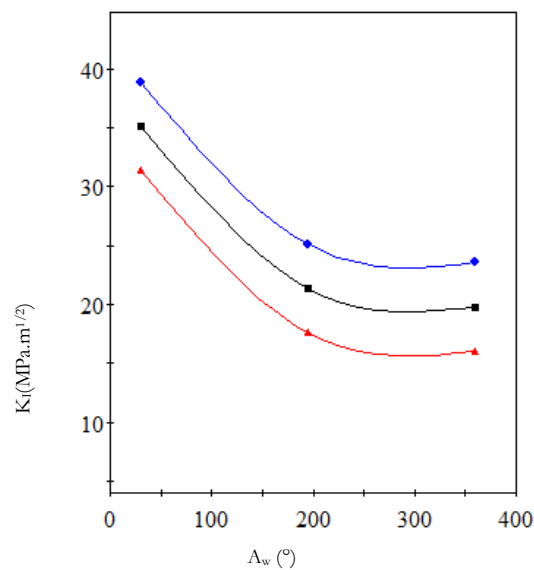


Figure IV.14: Variation du FIC en fonction de l'angle de recouvrement du patch en composite.

#### IV.5 Effet d'interaction des différents paramètres géométriques du patch sur FIC

Dans cette étape d'analyse, on tient compte cette fois-ci, une interaction entre deux facteurs tout en gardant l'autre constant, cette décision nous permet de visualiser la variation du facteur d'intensité de contrainte par un graphique en trois dimensions sur la figure IV.15.

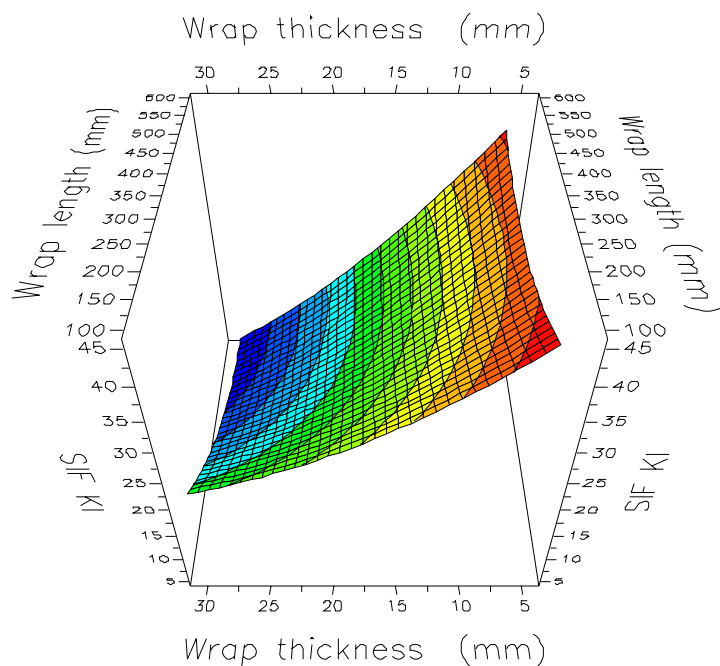


Figure IV.15: Variation surfacique du FIC en fonction de l'épaisseur et la longueur du patch.

#### IV.5.1 Effet d'interaction entre l'épaisseur et la longueur du patch sur FIC

La figure IV.16 est la projection de la surface IV.14 sur le plan (iso-réponse), qui présente l'effet de la combinaison des deux facteurs pour une valeur constante de l'angle de recouvrement du patch  $A_w = 195^\circ$ , la longueur et l'épaisseur du patch en composite sur le facteur d'intensité de contrainte. Dans le cas de cette combinaison, le facteur d'intensité de contrainte est optimal lorsque ces deux facteurs prennent des valeurs maximales.

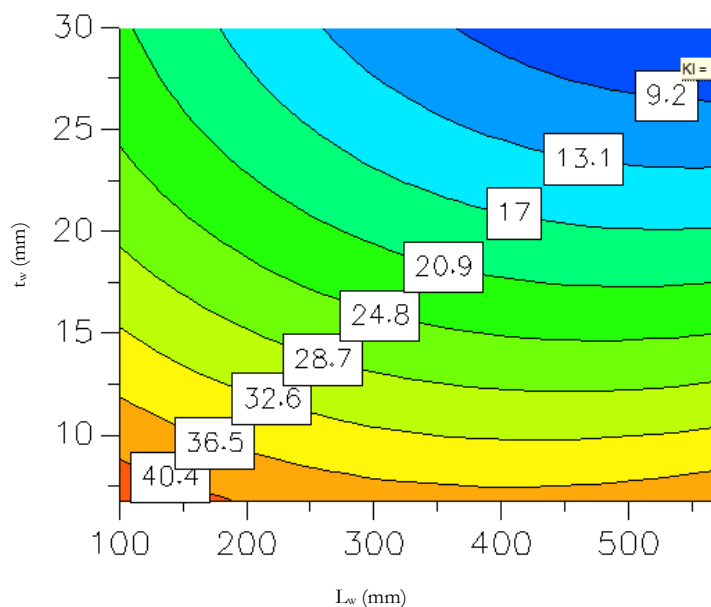


Figure IV.16: Iso-contour du FIC en fonction de l'épaisseur et la longueur du patch ( $A_w = 195^\circ$ ).

### IV.5.2 Effet d'interaction entre l'angle de recouvrement et la longueur du patch sur FIC

La figure IV.17 montre l'effet de la combinaison des deux facteurs, la longueur et l'angle de recouvrement du patch en composite sur le facteur d'intensité de contrainte pour une épaisseur constante  $t_w = 30$  mm. Les résultats obtenus montrent que plus ces facteurs augmentent, plus le facteur d'intensité de contrainte diminue, pour une valeur de la longueur du patch comprise entre 400 et 600 mm, et pour un angle de recouvrement entre  $125^\circ$  et  $330^\circ$ . Nous concluons dans cette analyse que pour avoir une meilleure réparation, il est nécessaire d'avoir une valeur maximale de la longueur du patch et une valeur de l'angle de recouvrement égale à  $233^\circ$ .

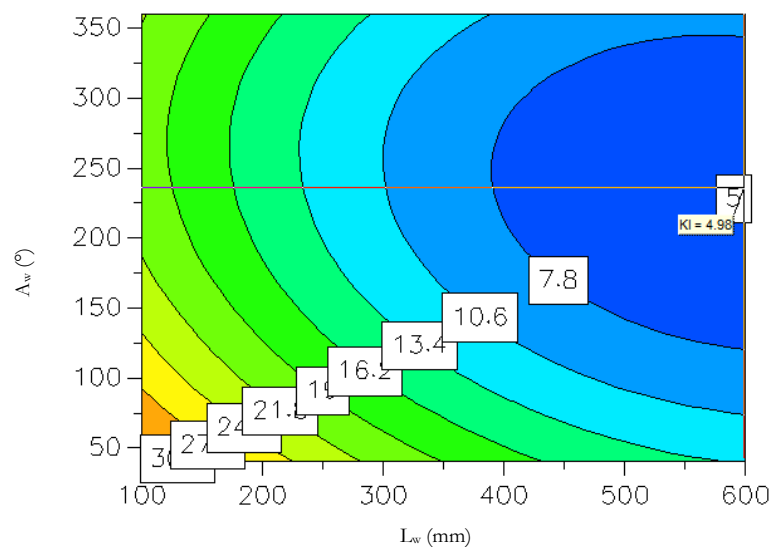


Figure IV.17: Iso-contour du FIC en fonction de la longueur et de l'angle du recouvrement du patch ( $t_w = 30$  mm).

### IV.5.3 Effet d'interaction entre l'angle de recouvrement et l'épaisseur du patch sur FIC

La figure IV.18 illustre la variation du facteur d'intensité de contrainte en fonction de l'épaisseur et de l'angle de recouvrement du patch pour une longueur maximale de  $L_w = 600$  mm. Suite à cette combinaison, on constate que l'augmentation de ces deux facteurs entraîne une diminution du facteur d'intensité de contrainte. cela résume que pour avoir une durée de vie importante, l'épaisseur du patch en composite doit être maximisée et l'angle de recouvrement du patch en composite doit être égal à  $233^\circ$ .

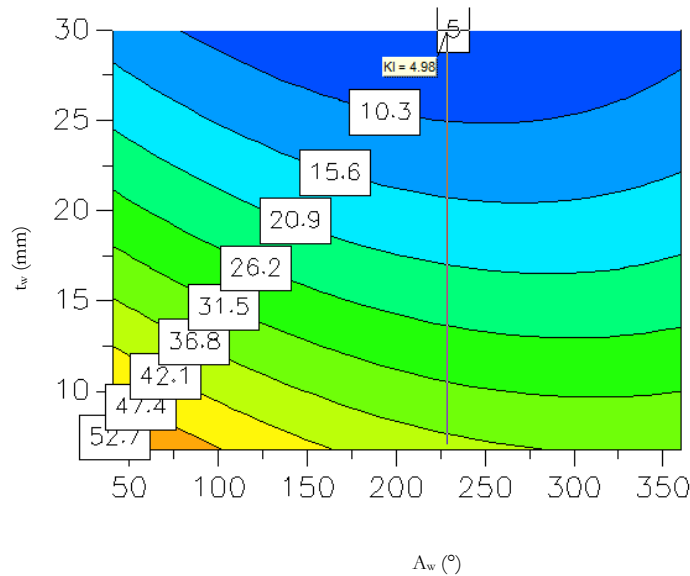


Figure IV.18: Iso-contour du FIC en fonction de l'épaisseur et de l'angle du recouvrement du patch ( $L_w= 600$  mm).

#### IV.5.4 Facteurs géométriques dominants

En introduisant les résultats dans le logiciel du plan d'expérience MODDE 5.0 afin d'examiner les différents effets sur le FIC au point de fissure, les réponses obtenues sont illustrées dans la figure IV.19. Ce diagramme montre les effets de toutes les combinaisons des facteurs effectués (linéaire, croisé et quadratique). Dans l'ordre décroissant de leur importance en valeur absolue. En analysant ces résultats, nous pouvons dire que les facteurs dominants sur le facteur d'intensité de contrainte sont dans l'ordre suivant:

- 1- Epaisseur du patch en composite.
- 2- Angle de recouvrement du patch en composite.
- 3- Longueur du patch en composite.

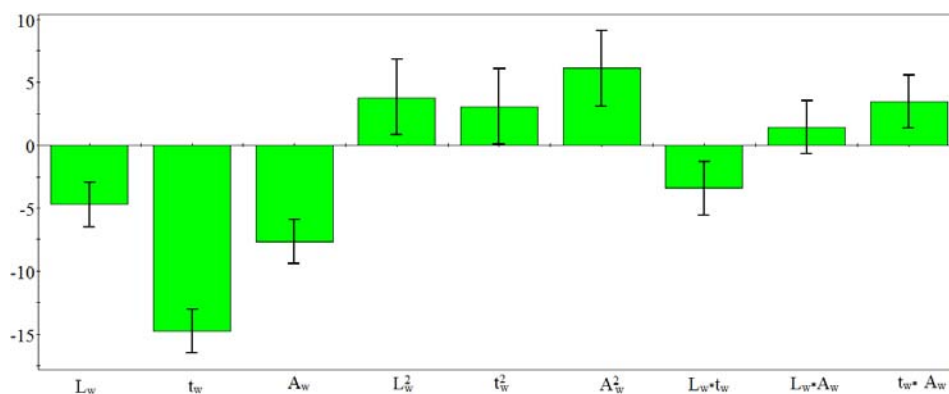


Figure IV.19: Effets des différents paramètres sur le facteur d'intensité de contrainte  $K_I$ .

### IV.5.5 Dimensions géométriques optimales du patch en composite

A partir du logiciel d'optimisation, on peut déduire la valeur minimale du FIC qui est égale à  $4.9777 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ . Cette valeur donne le meilleur rendement de réparation (Tableau IV.4). Il est obtenu à partir des dimensions suivantes du patch en composite: la longueur  $L_w = 599,413 \text{ mm}$ , l'épaisseur  $t_w = 29,9999 \text{ mm}$  et angle de recouvrement  $A_w = 233,967^\circ$ .

Tableau IV.4: Les dimensions optimales du patch en composite.

$L_w$	$t_w$	$A_w$	$K_I$
550	30	228.594	5.1817
559.262	29.9031	275.268	5.5471
588.105	29.9992	236.796	4.999
566.146	29.5898	239.624	5.4477
<b>599.413</b>	<b>29.9999</b>	<b>233.967</b>	<b>4.9777</b>
556.166	29.8859	238.203	5.2314
600	30	228	4.9805
566.146	29.5898	239.624	5.4477

### IV.5.6 Validité du model mathématique développé

La validité du modèle développé peut également être obtenue à partir de la figure IV.20 qui présente la relation entre les valeurs du FIC calculées numériquement et prédites à partir du modèle proposé. Cette courbe indique que le modèle mathématique développé montre un bon accord entre les valeurs calculées et les réponses estimées.

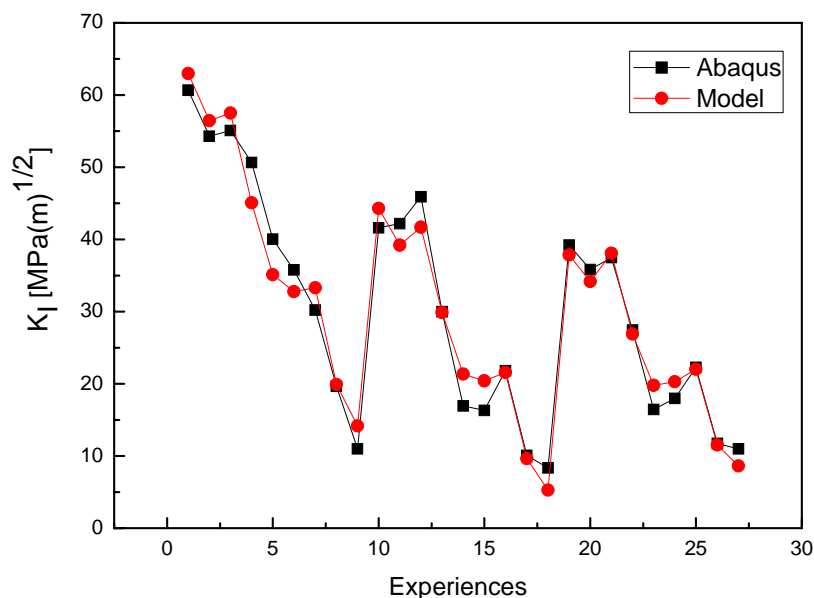


Figure IV.20: Comparaison entre le FIC de la simulation numérique et ceux obtenus par le modèle mathématique.

### IV.5.7 Discussion

La réparation par le collage d'un patch en composite d'une structure cylindrique fissurée est une technique efficace pour augmenter la durée de vie d'une canalisation endommagée. Le transfert de charge entre le tube fissuré et le patch en composite peut réduire énormément l'intensité de la contrainte autour de la fissure réparée, ce qui conduit à l'amélioration de la résistance à la fatigue de la canalisation [68]. Dans une étude réalisée par Benyahia et al [45]; ont montré que la réduction de l'intensité de contrainte par la réparation du patch en composite est très significative à la position externe de la fissure par rapport à la position interne de la fissure. Le principal inconvénient de la technique de réparation du composite collée en tuyauterie est l'impossibilité de collage d'un patch double face en composite afin d'équilibrer le transfert de contrainte entre les positions interne et externe des fissures [69]. Pour augmenter l'efficacité de la réparation, il est important d'optimiser les paramètres de réparation puisque l'intensité de la contrainte autour de la fissure dépend de tous ces paramètres. L'optimisation des propriétés mécaniques de l'adhésif et du patch composite permet d'améliorer de manière significative les performances de réparation et de renforcement ainsi que la durabilité. Cette optimisation doit s'équilibrer entre la réduction de l'intensité de contrainte au front de fissure réparée et la réduction du risque de rupture de la couche adhésive [64].

Les résultats obtenus ont montré que la longueur du patch a un effet significatif sur l'efficacité de la réparation. La maximisation de ce paramètre est essentielle pour augmenter les performances de réparation. Il a été démontré que l'épaisseur du patch doit également être maximisée pour améliorer l'efficacité de la réparation. Ces résultats concordent avec ceux d'Achour et al [69]. Ces auteurs ont étudié les performances du patch en composite collé à la canalisation soumise à la flexion. Ils ont montré que l'augmentation du nombre de couches de patch en composite réduit excessivement le facteur d'intensité de contrainte au front de fissure. La réduction relative du FIC est d'environ 30% lorsque le nombre de plis varie entre 4 et 14 [45]. Ces résultats permettent de confirmer que le choix d'un patch plus épais permet d'augmenter significativement leurs performances. L'optimum de l'angle de recouvrement est de  $233^\circ$  représentant 65% par rapport au recouvrement total ( $360^\circ$ ). Ceci est spécifique à la réparation des structures cylindriques car dans la réparation des plaques, le recouvrement total est optimal [70].

## Chapitre V

### Analyse de la réparation par patch d'un pipeline corrodé

#### V.1 Introduction

Les tubes sont aussi exposés d'être agressés par un phénomène de corrosion interne et externe. La corrosion interne et externe est l'origine principale de fuites et de ruptures des structures cylindriques, se traduisant parfois par des dégâts catastrophiques (dégâts humains, pollution du milieu naturel, coûts supplémentaires de réparation, arrêt prolongé du pompage, etc.). Si une canalisation acheminant l'eau est affectée par un éclatement de fuite, au moins cela ne détruit pas à l'environnement. Cependant, si c'est la fuite de pipeline est de pétrole ou chimique, cela peut être un désastre environnemental.

La corrosion d'un matériau est la dégradation de celui-ci ou de ses propriétés mécaniques sous l'effet de l'environnement immédiat qui peut être le sol, l'atmosphère, l'eau ou d'autres Fluides.

La corrosion peut être vue sous sa forme globale comme une réaction spontanée d'échange d'électrons à l'interface métal / environnement. C'est un phénomène naturel qui tend à faire retourner les métaux à leur état d'oxyde par une attaque plus ou moins rapide du milieu corrosif, elle conduit à une diminution de l'épaisseur des canalisations dans les zones affectées comme la montre la figure V.1 [71].

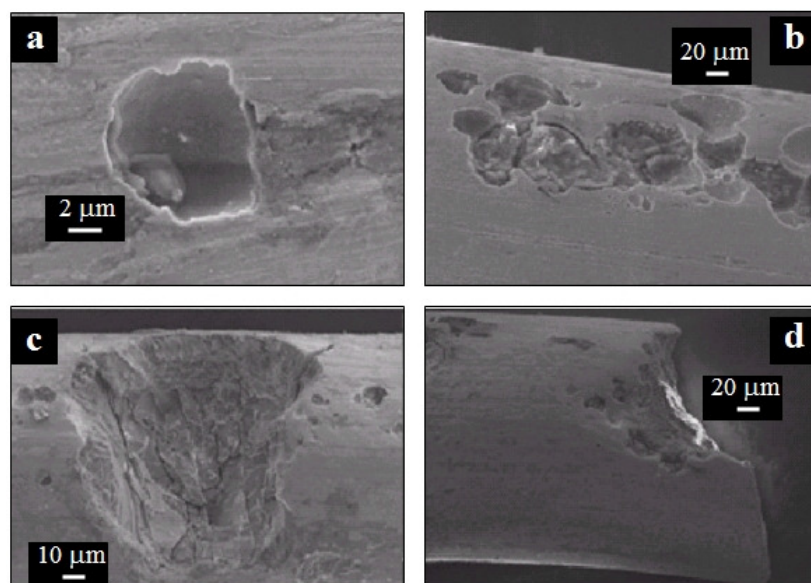


Figure V.1. Cratère de corrosion [71].

Les patches composites sont considérés actuellement comme une solution largement utilisée pour réparer des pièces métalliques touchées par la corrosion [72]. Pour des preuves de sécurité, une pièce corrodée doit être changée avant toute défaillance, ce qui peut traduire des coûts très élevés. Enfin une option à la réparation est le renforcement par patches composites. Ces derniers consistent à soulager une zone considérablement chargée en réorientant les contraintes. Le rendement du renforcement dépend éventuellement du nombre de plis du patch composite, de sa forme géométrique (circulaire, rectangulaire, elliptique, etc....) ou de sa taille. En résumé, coller un patch composite a pour objectif de dévier partiellement le trajet des efforts ce qui permet de réduire le niveau de contrainte dans la zone critique et donc d'augmenter sa durée de vie [73].

## V.2 La modélisation Numérique

### V.2.1 Description du modèle

Le modèle structure est un pipeline d'une géométrie cylindrique (Figure.V.2). Les données dimensionnelles normalisées sont : le diamètre extérieur ( $D= 864$  mm), le diamètre intérieur ( $D_i= 847.44$ mm), l'épaisseur du tube est ( $t = 8.28$  mm) et la longueur du tube est ( $L = 9000$  mm).

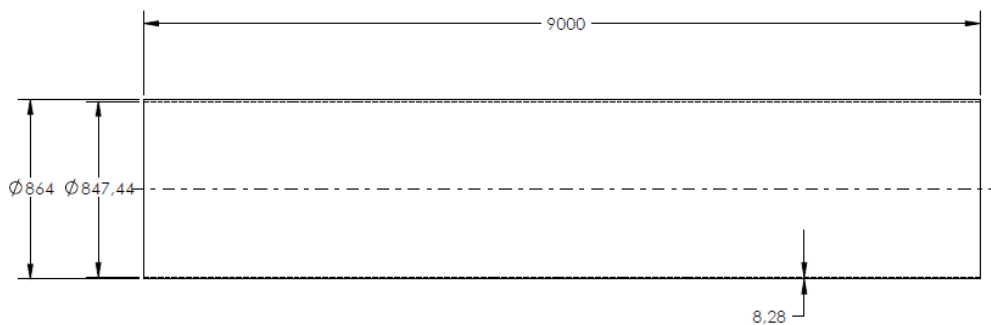


Figure V.2. Les dimensions de la structure.

Une corrosion d'une forme ellipsoïdale est modélisée dans le plan longitudinal du pipeline. Elle est caractérisée par sa profondeur (petit demi-axe) ( $\mathbf{a}$ ), sa longueur (grand demi-axe) ( $\mathbf{c}$ ) et sa largeur ( $\mathbf{r} = \mathbf{a}$ ). La réparation est réalisée par patch en composite de polymères renforcés de fibres (FRPC) d'une longueur ( $\mathbf{L}_w$ ) et d'une épaisseur ( $\mathbf{t}_w$ ). Le collage est assuré par un adhésif d'une épaisseur ( $\mathbf{t}_a$ ) (Figure V.3).

Afin d'analyser l'effet de la forme de patch, trois géométries ont été proposées dans cette étude: rectangulaire, losange et circulaire. Les caractéristiques géométriques pour une même surface de recouvrement de ces patches sont représentées dans la figure V.4.

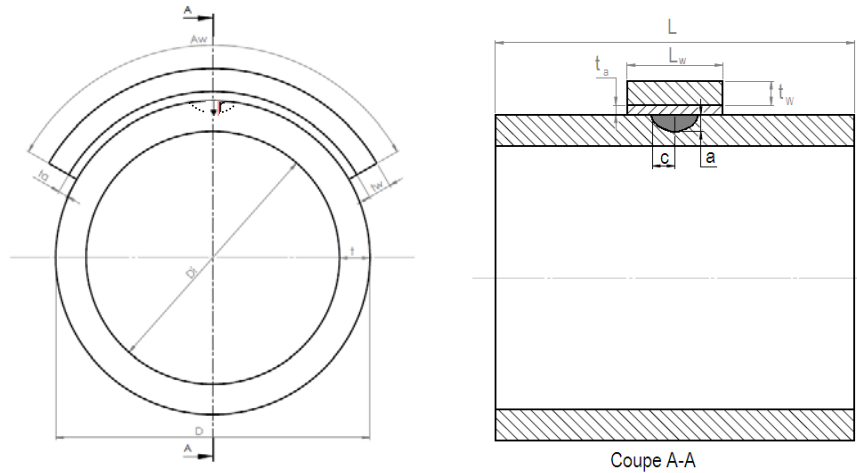


Figure V.3. La réparation par patch d'une corrosion ellipsoïdale dans un pipeline.

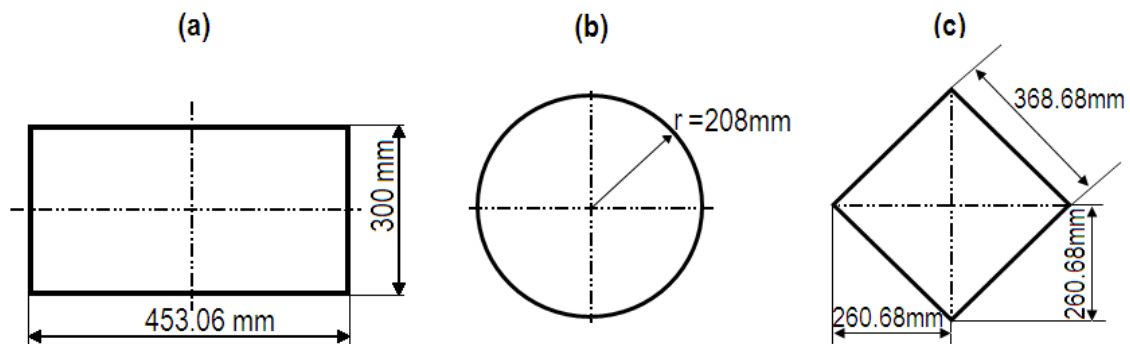


Figure V.4. Dimensions des patches : (a) rectangulaire, (b) circulaire, (c) losange.

Les propriétés physiques du modèle (patch, adhésif et pipe) sont illustrées dans le tableau V.1.

Tableau V.1 : Les propriétés des matériaux de la réparation du pipeline [64,74].

	Type	$E_1$ [GPa]	$E_2$ [GPa]	$E_3$ [GPa]	$\nu_{12}$	$\nu_{13}$	$\nu_{23}$	$G_{12}$ [GPa]	$G_{23}$ [GPa]	$G_{13}$ [GPa]
Patch	FRPC	159	25,4	25,4	0,28	0,28	0,15	7,19	5,43	5,43
Adhésif	FM73	2,55			0,3					
Pipeline	XC65	209			0,3					

### V.2.2 Modélisation numérique

Compte tenu de la géométrie de la structure, notre choix s'est porté sur une simulation tridimensionnelle et donc sur des éléments volumiques. Dans un premier temps pour analyser le comportement mécanique du pipeline sollicité à la pression interne, nous avons utilisé des éléments solides avec version d'ordre supérieur du type linéaire hexaédrique C3D8, tandis que

l'élément employé dans le maillage de la partie corrodée du cylindre est du type linéaire tétraédrique C3D4. Car, cet élément tolère les formes irrégulières sans perte de précision. Ainsi que le nombre total des éléments générés pour cette structure est 300888 (Figure V.5).

Par conséquent, le type d'élément employé au patch et de l'adhésif est quadratique tétraédrique C3D10, parce qu'il est bien adapté pour modéliser les limites incurvées. Alors, on a gardé le même type d'élément pour conserver la précision du calcul numérique entre les trois formes du patch.

La génération du maillage du patch rectangulaire, circulaire et losange, est présentée en figure V.6.

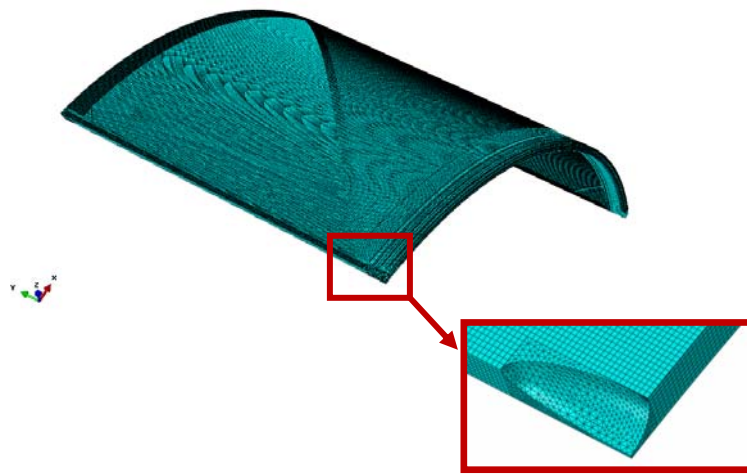


Figure V.5. Maillage de la structure et au voisinage de la zone de corrosion.

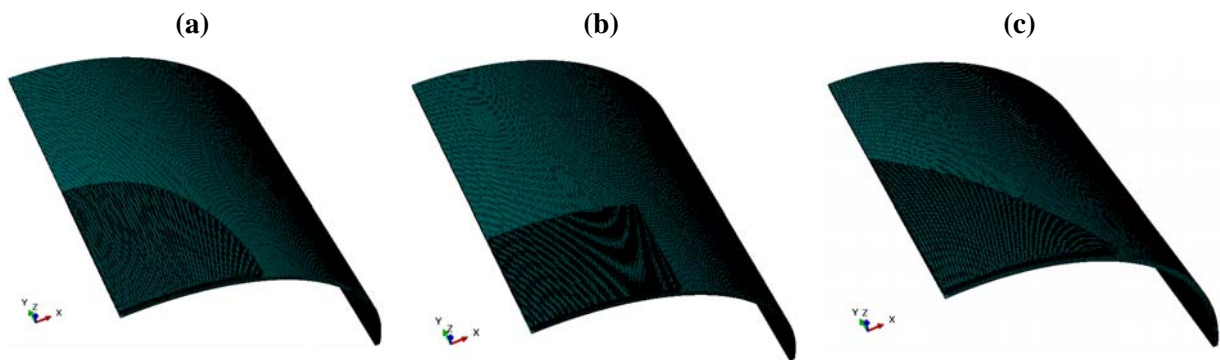


Figure V.6. Maillage du patch, (a) circulaire, (b) rectangulaire, (c) losange.

### V.2.3 Conditions aux limites

En raison de la symétrie géométrique du pipeline réparé, du chargement (pression interne) et les conditions aux limites; le modèle peut être effectivement simplifié en un-huitième (1/8) de la structure de symétrie (la moitié longitudinale, la moitié circonférentielle et la moitié transversale). Les conditions de symétrie réflexive sont appliquées dans la

direction longitudinale ( $U_x = \theta_y = \theta_z = 0$ ), dans la direction circonférentielle ( $U_y = \theta_x = \theta_z = 0$ ) et dans la direction transversale ( $U_z = \theta_x = \theta_y = 0$ ) du 1/8 de la structure (Figure V.7).

La surface interne du pipeline est soumise à chargement mécanique des gaz transférés sous une pression interne  $P_i = 10.5$  MPa (Figure V.8).

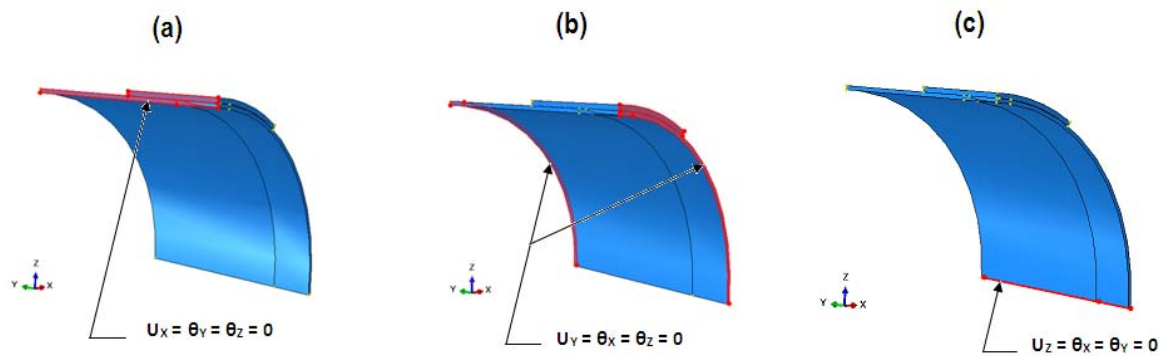


Figure V.7. Les conditions de symétrie réflexive, (a) direction longitudinale, (b) direction circonférentielle, (c) direction transversale.

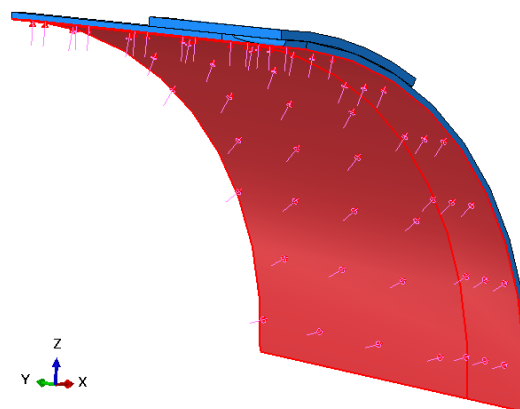


Figure V.8. Le pipeline sous la pression interne.

### V.3 Résultats et discussions

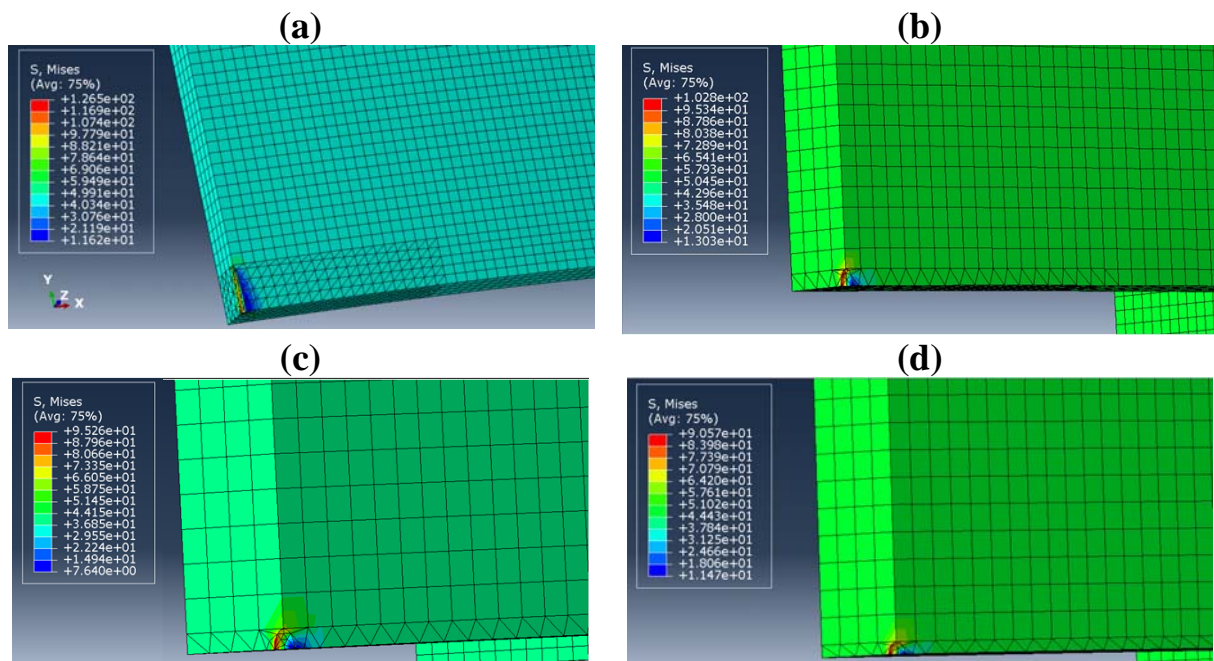
Dans cette partie est présentée une analyse du comportement mécanique d'une structure cylindrique corrodée, réparée par la technique du collage de patch en composite. Pour cela, un calcul numérique est effectué en considérant un pipeline portant un défaut de corrosion sous la forme ellipsoïdale de différentes profondeurs et longueurs.

### V.3.1 Répartition des contraintes dans le pipeline corrodé et non réparé

#### V.3.1.1 Effet de la longueur de la zone corrodée

##### a. Cas d'une profondeur $a/t = 0.1$

L'influence de la géométrie de la zone corrodée dans la partie supérieure du pipeline sur la répartition des contraintes de Von Mises pour le cas d'une profondeur d'une corrosion ellipsoïdale superficielle avec  $a/t = 0.1$  et des différentes longueurs  $a/c = 0.1 \sim 0.9$  sont représentés dans la figure V.9.



Nous constatons que les contraintes de Von mises se concentrent dans la zone corrodée. Cet effet est plus marqué par une augmentation très forte au fond de cette corrosion. Tandis que, on remarque une faible diminution de ces contraintes sur le périmètre de cette zone. La comparaison des valeurs maximales des contraintes de Von Mises pour les différentes longueurs montrent que plus la longueur est importante plus la contrainte maximale augmente au bas du cratère.

La variation des contraintes de Von Mises est tracée suivant une ligne imaginaire (virtuelle) dans le plan longitudinal du pipeline en passant par la pointe et le fond de la cavité représenté dans la figure V.10.

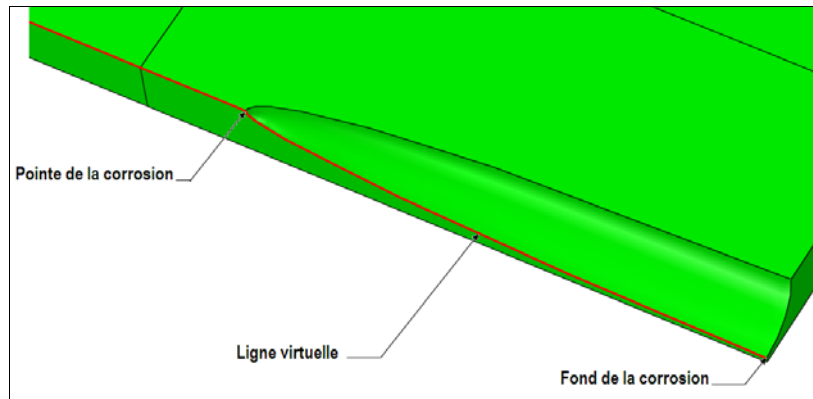


Figure V.10. Représentation de la ligne virtuelle de variation des contraintes dans la structure.

L'évolution des contraintes de Von Mises suivant la longueur du pipeline est illustrée sur la figure V.11. Celle-ci montre que la valeur maximale est enregistrée au fond de la corrosion. Sur cette figure en remarque bien que la contrainte de Von Mises diminue lorsque la longueur augmente dans le sens longitudinal, au-delà la pointe de la cavité la variation de la contrainte restera constante le long du pipeline. Ce même comportement a été remarqué pour toutes les longueurs. Ainsi que, cette variation de contrainte augmente par l'augmentation de la longueur de cette zone endommagée. En effet, l'évolution de la contrainte pour un rapport de longueur  $a/c = 0,1$  est largement supérieure à celle de  $a/c = 0,9$ , car la taille de la zone corrodée a un impact sur la distribution des contraintes.

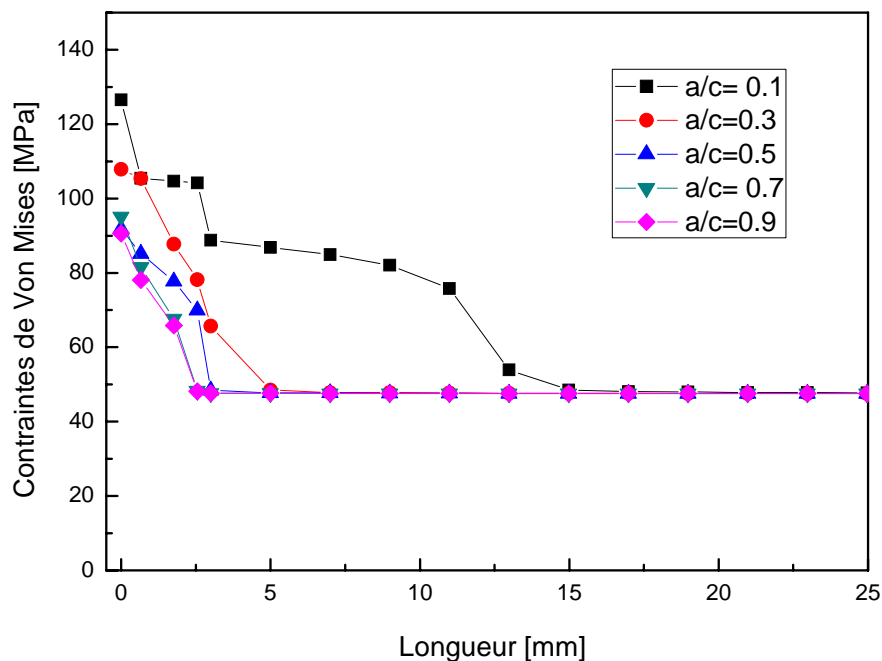


Figure V.11. Variation de la contrainte de Von Mises le long du pipeline ( $a/t=0.1$ ).

### b. Cas d'une profondeur $a/t = 0.5$

La figure V.12 illustre la distribution de la contrainte de Von Mises au voisinage d'une corrosion semi profonde par rapport à l'épaisseur du pipeline  $a/t = 0.5$  pour plusieurs longueurs.

On peut voir que la distribution des contraintes de Von Mises au fond du défaut présente toujours un maximum. Puis elle commence à diminuer dès que l'on s'éloigne de la pointe du cratère. On remarque que cette diminution est plus sensible au voisinage de la partie corrodée dans le sens transversal.

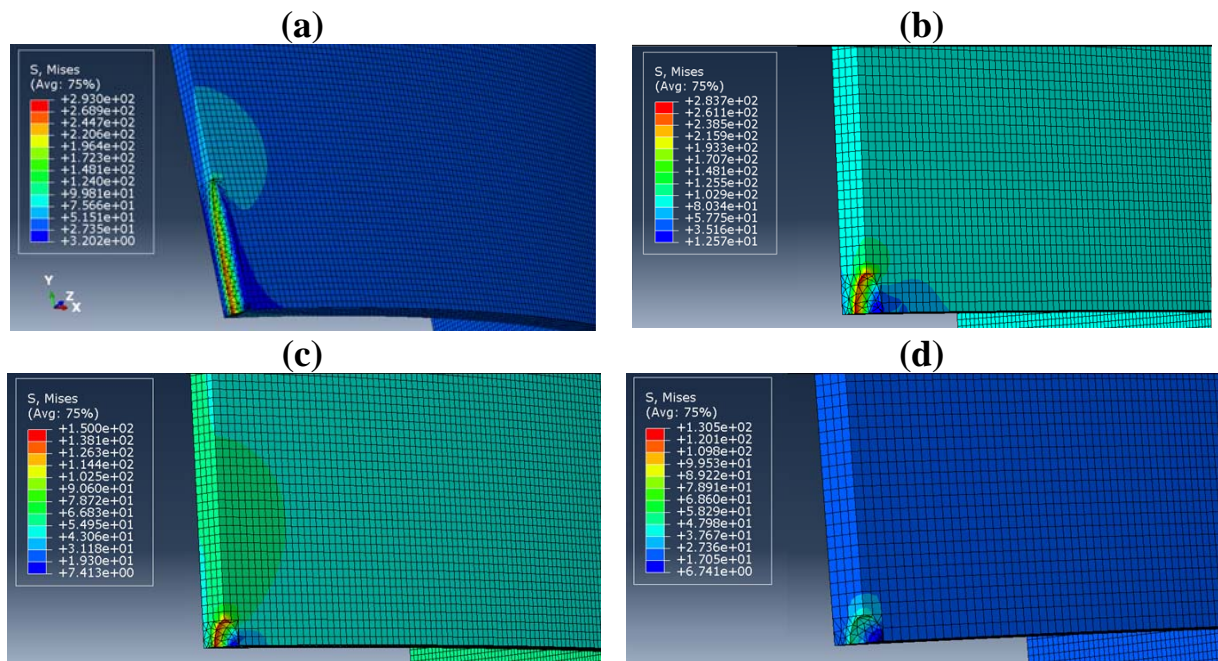


Figure V.12. Répartition des contraintes de Von Mises pour le cas  $a/t=0.5$  et des différentes longueurs  
(a)  $a/c= 0.1$  ; (b)  $a/c= 0.5$  ; (c)  $a/c= 0.7$  ; (d)  $a/c= 0.9$ .

La figure V.13 montre la progression de la contrainte de Von Mises en fonction de la longueur du ligament. Le même phénomène est observé pour les variations des contraintes pour les différentes tailles de la corrosion. Au fond de la zone corrodée les contraintes de Von Mises sont les plus fortement localisées, puis leur intensité diminue à mesure que l'on s'éloigne du centre du cratère. Non loin de la pointe de cette corrosion ces contraintes atteignent leurs valeurs minimales. Au-delà de cette position, la distribution tend à donner des valeurs plus ou moins stables de la contrainte.

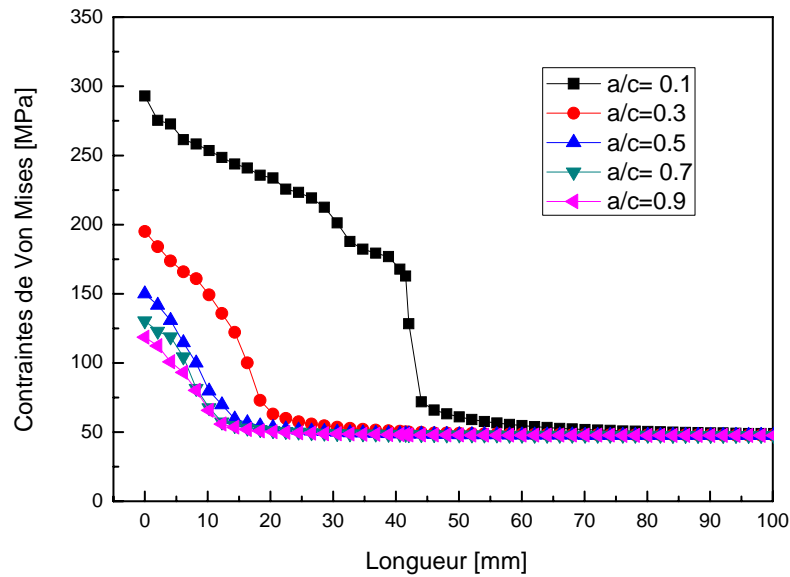


Figure V.13. Variation de la contrainte de Von Mises le long du pipeline ( $a/t=0.5$ ).

**c. Cas d'une profondeur  $a/t = 0.9$**

Les résultats représentés sur la figure V.14 montrent que les contraintes de Von Mises les plus intenses sont obtenues au fond et au niveau de la pointe de la zone corrodée. En effet, les contours des contraintes dans ce cas ( $a/t = 0.9$ ) montrent que plus la taille du cratère augmente plus les contraintes se concentrent vers sa pointe et son centre.

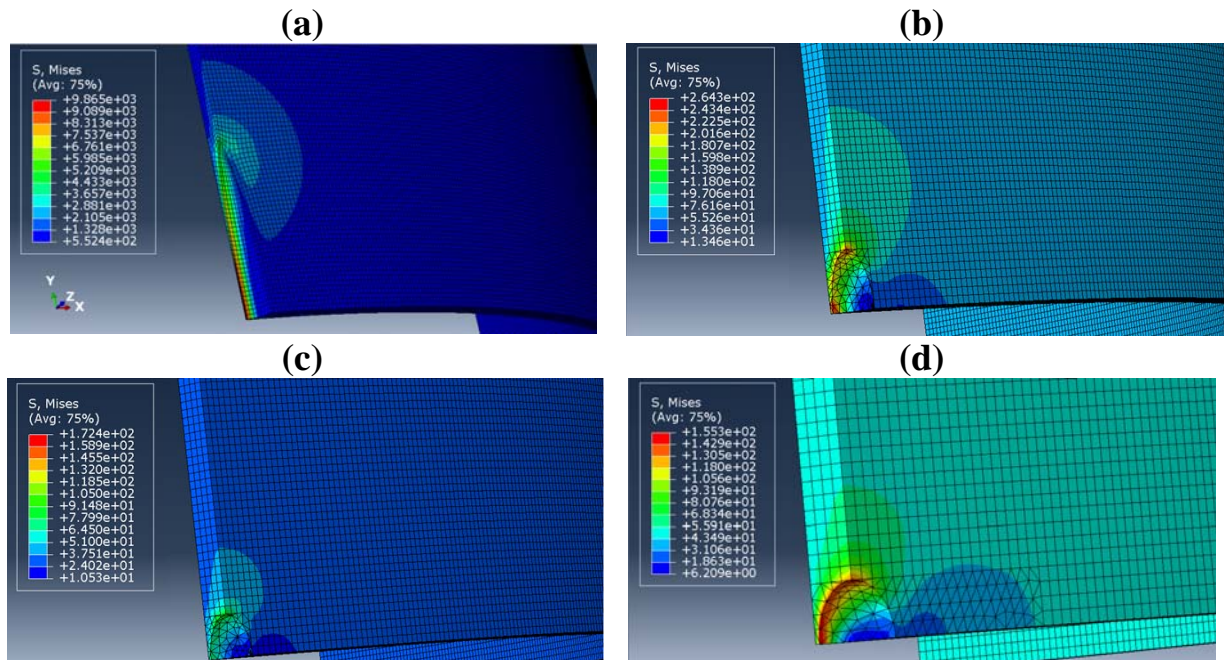


Figure V.14. Répartition des contraintes de Von Mises pour le cas  $a/t=0.9$  et des différentes longueurs (a)  $a/c= 0.1$  ; (b)  $a/c= 0.5$  ; (c)  $a/c= 0.7$  ; (d)  $a/c= 0.9$ .

La variation des contraintes de Von Mises dans la figure V.15 confirme la constatation qui dévoile que l'effet de la taille a un impact considérable sur la localisation des contraintes maximales. Par conséquent, les valeurs les plus extrêmes sont enregistrées dans le cas  $a/c = 0.1$  pour une profondeur  $a/t = 0.9$ , ce qui évoque un risque majeur de la rupture de la structure.

Alors que, l'effet de la longueur des autres cas  $a/c = 0.3 \sim 0.9$  tend à être négligeable par rapport au cas le plus défavorable  $a/c = 0.1$ .

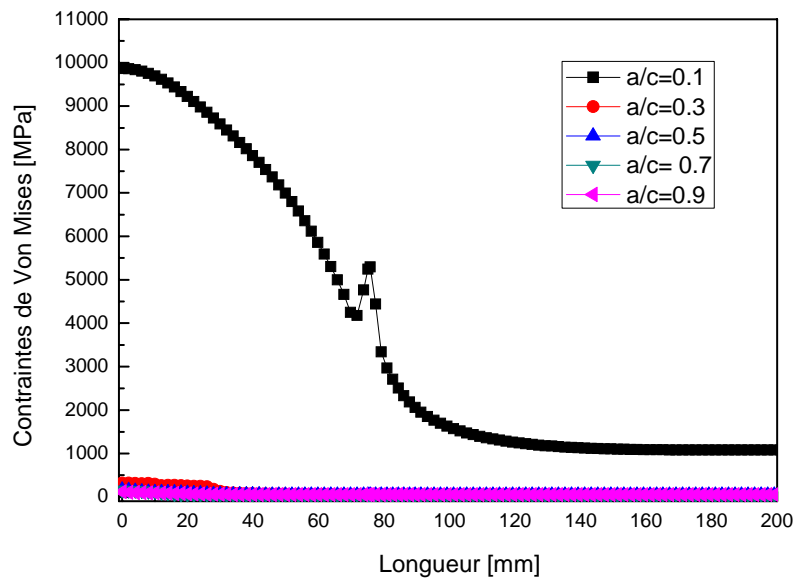


Figure V.15. Variation de la contrainte de Von Mises le long du pipeline ( $a/t=0.9$ )

### V.3.1 .2 Effet de la profondeur de la zone corrodée

La figure V.16 illustre l'évolution de la contrainte de Von Mises pour les différentes profondeurs. Dans cette figure, nous pouvons voir clairement que le cas de la corrosion ayant une profondeur la plus grande ( $a/t = 0.9$ ) détient la valeur la plus élevée au plan de symétrie circonférentiel.

Il est aussi intéressant de noter que la baisse de la contrainte de Von Mises pour les cas  $a/t = 0.1$  et  $0.5$  sont négligeables par rapport au cas  $a/t = 0.9$ . En effet, dans ce dernier cas ( $a/t = 0.9$ ) un pique de la contrainte Von Mises est observé à la pointe de la zone corrodée.

En outre, une stabilité des contraintes est remarquée pour tous les rapports  $a/t$  au delà de la pointe de la corrosion.

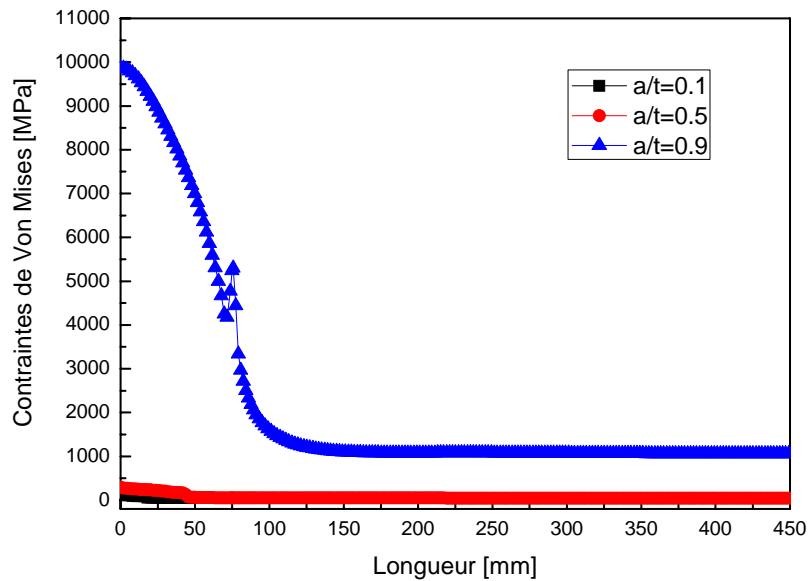


Figure V.16. Variation de la contrainte de Von Mises en fonction de la profondeur pour le cas  $a/c=0.1$ .

### V.3.2 Répartition des contraintes dans le pipeline corrodé et réparé par patch en composite

Les répartitions des contraintes de Von Mises sont représentées dans la figure V.17. Pour la majorité des formes géométriques du patch composite (circulaire, losange et rectangulaire), on a constaté une diminution très importante de la contrainte maximale de Von Mises par rapport au cas le plus défavorable et non-réparé ( $a/c=0.1$  et  $a/t = 0.9$ ). Il est aussi intéressant de noter que la technique de réparation utilisée fait baisser les valeurs des contraintes au voisinage de la zone endommagée.

La comparaison des trois formes du patch en composite montre que la géométrie rectangulaire fait réduire légèrement la contrainte maximale au fond du cratère par rapport aux configurations circulaire et losange, ce qui est en accord avec l'étude [75].

D'après les figures V.17.b, V.17.c et V.17.d, on constate que la concentration des contraintes de Von Mises aux bords des patches en composite dans le sens du plan circonférentiel est supérieure à celles du plan longitudinal. Cet effet est plus marqué pour un patch rectangulaire contre un patch en forme de losange (triangle dans la modélisation numérique).

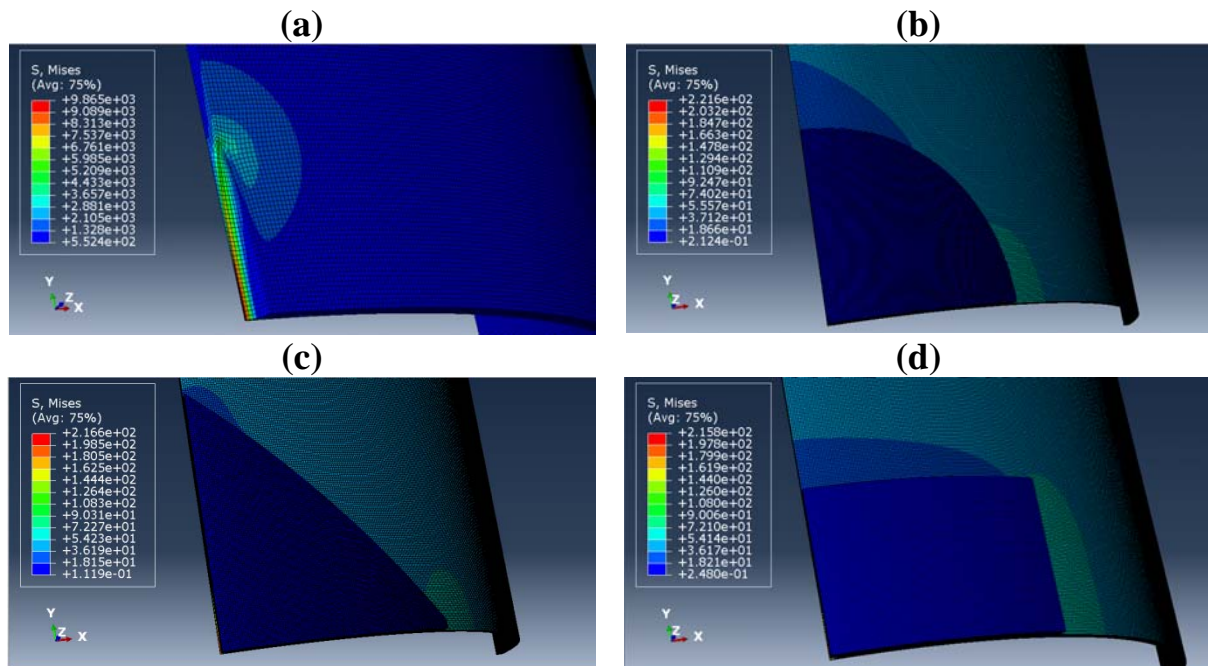


Figure V.17. Répartition des contraintes de Von Mises pour les cas réparés et non-réparé.

(a) Non-réparé ; (b) Patch circulaire ; (c) Patch losange ; (d) Patch rectangulaire.

Les graphes de la figure V.18 représentent l'évolution des contraintes de Von Mises le long du plan longitudinal pour les cas réparés et non-réparé. On remarque clairement l'effet du patch en composite sur la réduction de ces contraintes au niveau du fond de la corrosion et au alentour de la zone endommagée. De plus, il est intéressant de signaler que la technique de réparation par patch en composite par les trois formes géométriques (circulaire, losange et rectangulaire) est très performante en terme de renforcement du pipe.

Pour une meilleure illustration de l'effet de la géométrie du patch sur le renforcement de la structure nous avons représenté dans la figure V.19 ; uniquement les variations des contraintes de Von Mises des configurations de réparation.

En comparant l'évolution des trois formes du patch on trouve qu'ils ont la même allure le long du cratère de la corrosion.

On reporte aussi, dans la même figure qu'il y a une diminution plus sensible des contraintes au niveau des angles du patch en forme de losange ce qui représente une meilleure absorption des contraintes afin de réduire l'effet de bord.

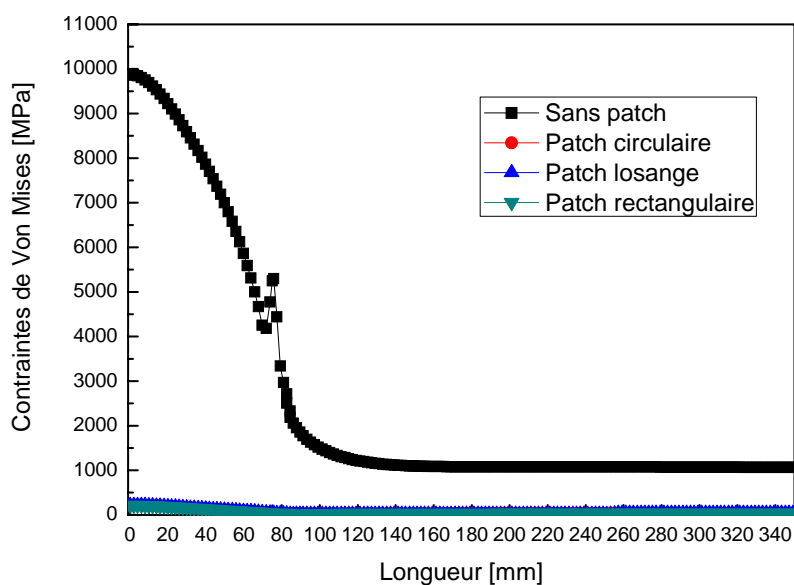


Figure V.18. Variation de la contrainte de Von Mises pour les cas réparés et non-réparé.

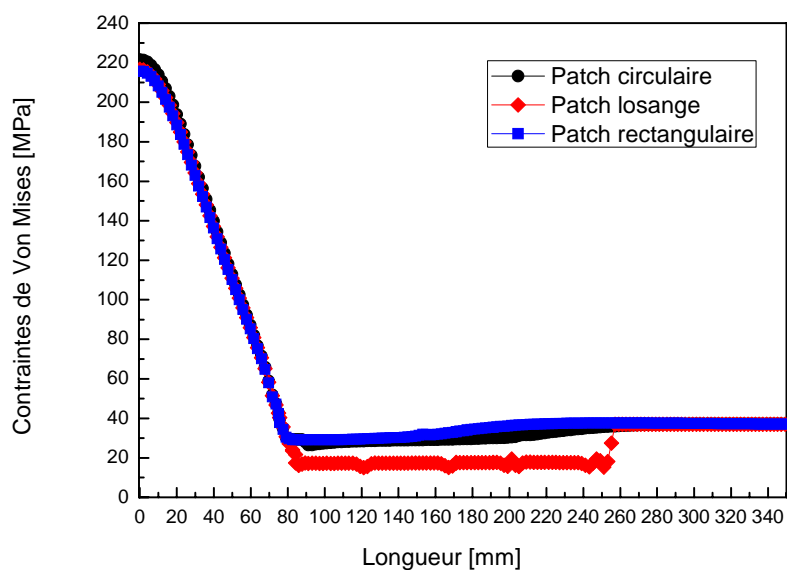


Figure V.19. Variation de la contrainte de Von Mises pour les différentes formes de patch.

### V.3.3 Répartition des contraintes dans l'adhésif.

L'adhésif est le maillon faible de la réparation par matériaux composites d'une structure endommagée. Car, les caractéristiques mécaniques de ce matériau sont très faibles en termes de résistance aux efforts de cisaillement. De ce fait, la compréhension du comportement des

contraintes dans cette matière, de leurs répartitions et de leurs amplitudes est très importante pour connaître les modalités de tenue en service des structures renforcées par patch en composite. Le but principal de l'application d'une colle est de garantir un attachement fiable et d'absorber les contraintes entre le pipeline et le patch en composite. Nous considérons les trois modèles géométriques du patch rectangulaire, circulaire et losange pour mettre en évidence l'effet de la forme du patch sur les variations des contraintes de cisaillement et de pelage dans la couche adhésive. Ces contraintes sont tracées suivant une ligne imaginaire du bord du cratère de la corrosion vers l'extrémité du patch dans les deux sens longitudinal et circonférentiel (Figure V.20).

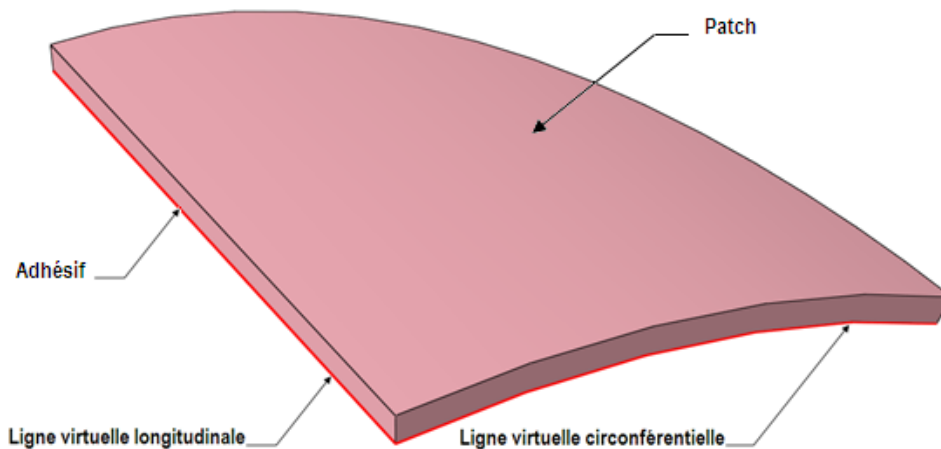


Figure V.20. Représentation des lignes virtuelles des variations des contraintes dans l'adhésif.

L'influence de la forme du patch sur les variations des contraintes de cisaillement suivant la longueur de l'adhésif dans les plans  $xy$ ,  $xz$  et  $yz$  sont montrées sur la figure V.21, V.22, V.23, pour la réparation d'une corrosion ellipsoïdale de taille importante  $a/c=0.1$  et  $a/t = 0.9$ .

Dans la figure V.21, nous constatons les contraintes de cisaillement  $\tau_{xy}$  pour la couche d'adhésive des deux patchs circulaire et rectangulaire sont parfaitement confondues dans le sens longitudinal. Par contre, on remarque une augmentation significative dans l'extrémité de la couche d'adhésif du patch en forme de losange. Puisque qu'il y a une diminution de la surface de contact (d'adhésion) entre le pipeline et le bout de la forme losange, on a une concentration des contraintes de cisaillement à cette zone.

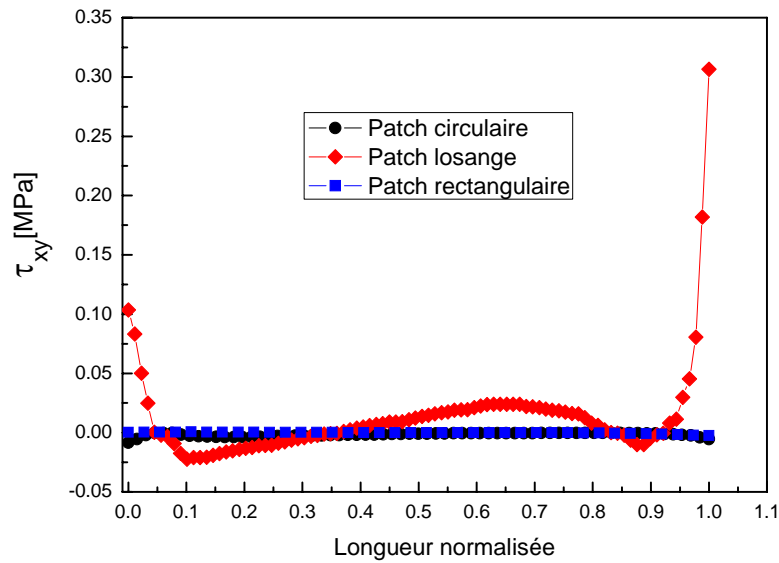


Figure V.21. Variation de la contrainte de cisaillement  $\tau_{xy}$  suivant la longueur de l'adhésif.

D'après la figure V.22, on trouve que la variation des contraintes de cisaillement  $\tau_{xz}$  dans le cas patch en forme de losange est largement inférieure comparée à celle des autres formes, ce qui spécifie cette géométrie par une absorption idéale aux contraintes. Dans la même figure, on remarque une diminution de la contrainte de cisaillement dans la couche d'adhésive du patch circulaire au voisinage du cratère de la corrosion puis elle remonte pour se stabiliser à l'extrémité du patch.

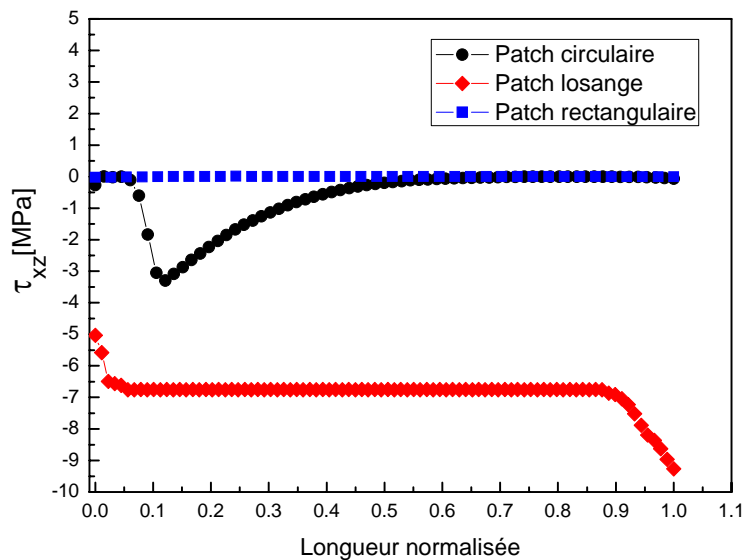


Figure V.22. Variation de la contrainte de cisaillement  $\tau_{xz}$  suivant la longueur de l'adhésif.

En analysant la figure V.23, on constate que la distribution des contraintes de cisaillement  $\tau_{yz}$  est quasi-identique pour les trois formes du patch. Par conséquent, la courbe de la contrainte au bout du patch en forme de losange est nettement la plus basse.

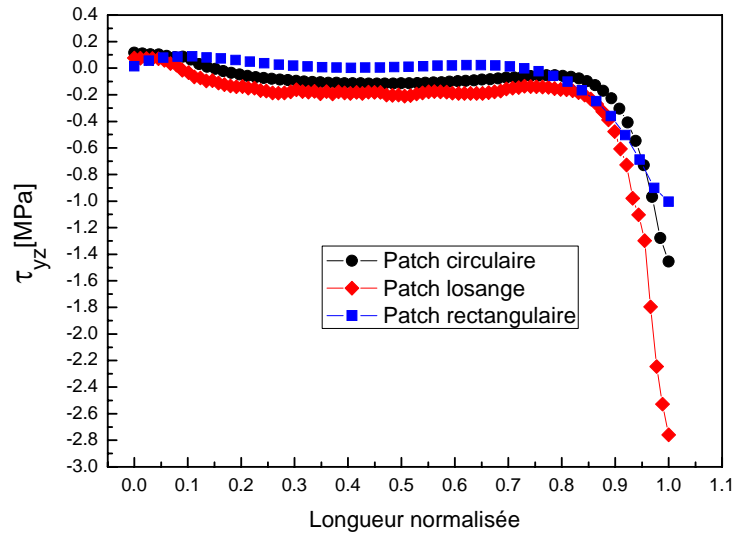


Figure V.23. Variation de la contrainte de cisaillement  $\tau_{yz}$  suivant la longueur de l'adhésif.

La distribution des contraintes de pelage  $\sigma_z$  suivant la longueur de l'adhésif est illustrée sur la figure V.24. Afin d'évaluer le risque de décollement du patch dans le sens longitudinal, on examine les courbes des trois formes de patch tracées sur cette figure. On note que la variation des contraintes de pelage est faible et stable le long de la couche d'adhésive jusqu'au bord du patch où elle décroît pour atteindre des valeurs minimales. A cette zone il n'y pas de risque de décollement et le renforcement est garanti.

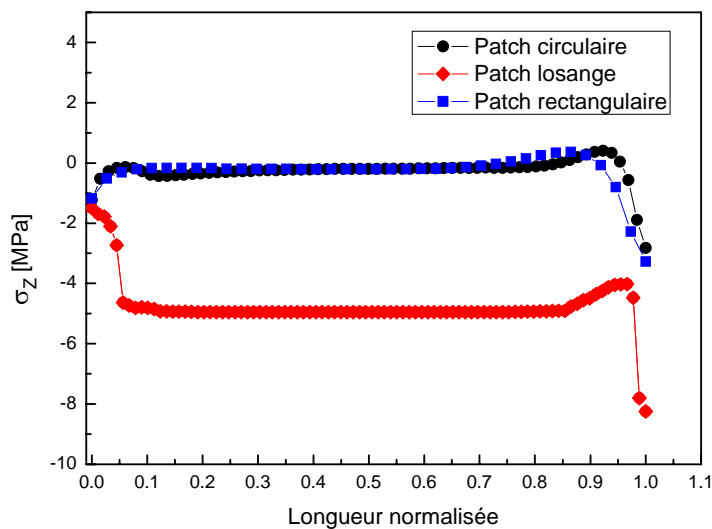


Figure V.24. Variation de la contrainte de pelage  $\sigma_z$  suivant la longueur de l'adhésif.

Les figures V.25, V.26 et V.27 illustrent la distribution des contraintes de cisaillement  $\tau_{xy}$ ,  $\tau_{xz}$  et  $\tau_{yz}$  suivant la circonférence de la couche adhésive. Ces contraintes de cisaillement sont transmises au patch, L'augmentation du champ de contraintes au voisinage de la corrosion augmente systématiquement les contraintes dans cette couche d'adhésive. Au bord de la corrosion les contraintes de cisaillement sont les plus fortement localisées, puis leur intensité diminue à mesure que l'on s'éloigne de la corrosion dans le cas du patch en forme de losange (Figure V.25). Au milieu des couches adhésives des formes rectangulaire et circulaire, les contraintes de cisaillement sont stables et leur effet tend à être négligeable.

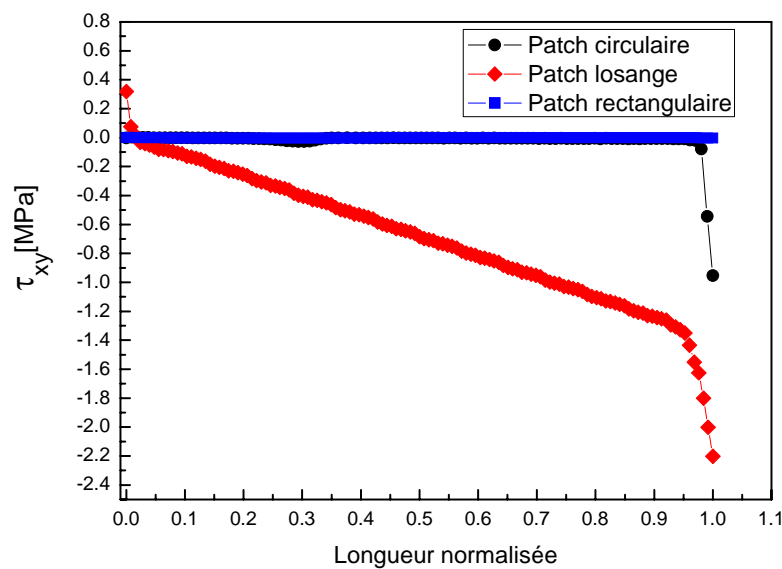


Figure V.25. Variation de la contrainte de cisaillement  $\tau_{xy}$  suivant la largeur (circonférence) de l'adhésif.

D'après la figure V.26, les contraintes de cisaillement  $\tau_{xz}$  de l'adhésif dans le plan circonférentiel des trois configurations ont la même allure. Cette figure montre une diminution des contraintes à la périphérie de la zone endommagée et à l'extrémité libre des patches. Au-delà de ces positions les contraintes de cisaillement semblent être indépendantes de la forme de la couche adhésive.

Dans la figure V.27, le même phénomène est observé pour la distribution des contraintes de cisaillement  $\tau_{yz}$  pour les formes rectangulaire et circulaire, par contre on enregistre dans le cas de la forme losange ; une diminution des contraintes de cisaillement pour atteindre leur minimum à la position extrême de la couche adhésive.

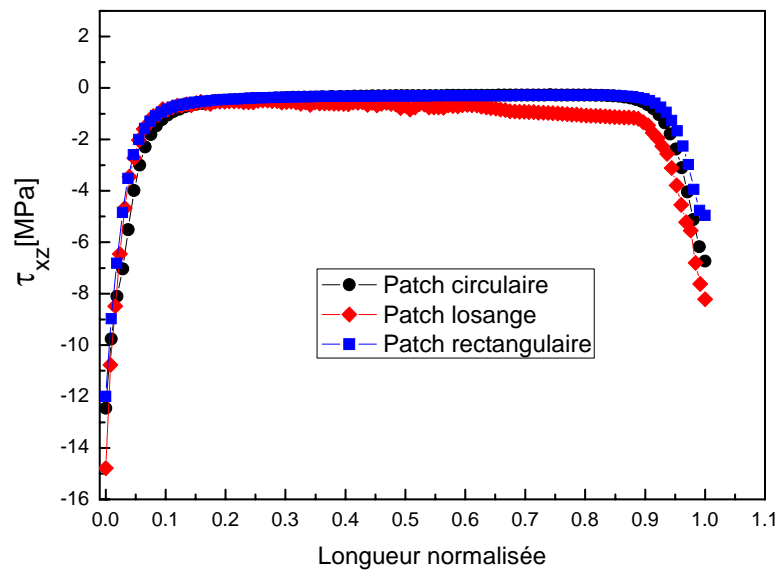


Figure V.26. Variation de la contrainte de cisaillement  $\tau_{xz}$  suivant la largeur (circonférence) de l'adhésif.

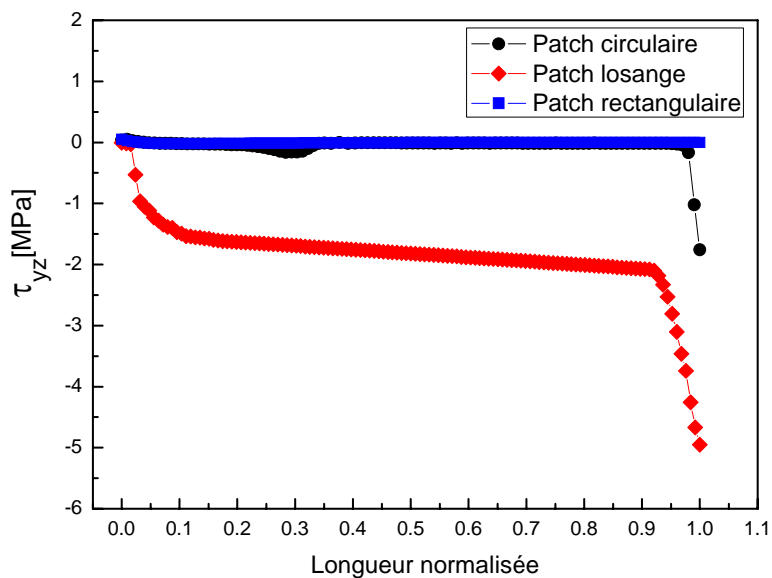


Figure V.27. Variation de la contrainte de cisaillement  $\tau_{yz}$  suivant la largeur (circonférence) de l'adhésif.

L'évolution des contraintes de pelage  $\sigma_z$  dans l'adhésif suivant la largeur de l'adhésif est représentée sur la figure V.28. Celle-ci montre que les contraintes augmentent au voisinage du cratère de la corrosion. En effet, nous observons que les contraintes de pelage les plus intenses

sont obtenues dans le bord libre de la couche adhésive. A cette position, ces contraintes peuvent présenter un risque majeur de décollement du patch composite.

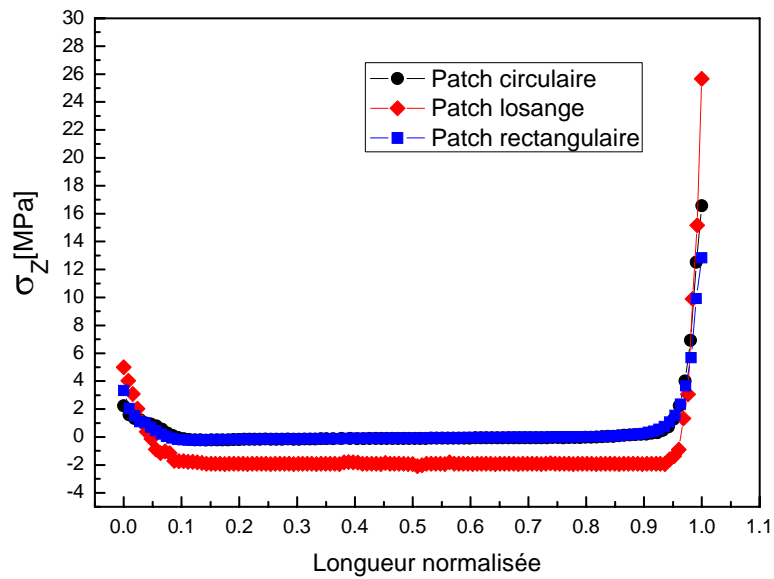


Figure V.28. Variation de la contrainte de pelage  $\sigma_z$  suivant la largeur (circonférence) de l'adhésif.

## Conclusion générale

Ce travail de thèse a été réalisé dans le but d'approfondir l'application d'un patch en composite de polymères renforcés de fibres sur un pipeline sous pression destiné au transport du gaz. C'est dans cette optique que nous avons modélisé la structure fissurée et réparée par le collage d'une bande en composite, afin de transférer les charges de la zone fissurée vers le patch. Ce type de réparation est une alternative avantageuse par rapport aux techniques plus conventionnelles de réparation, dans la mesure où le collage permet de réduire la transmission des efforts et limiter les zones de concentration des contraintes.

Des calculs tridimensionnels par éléments finis ont ensuite été réalisés avec le code de calcul Abaqus. Dans ce contexte, la simulation numérique du comportement en rupture (Mode I) du pipeline fissuré soumis à des différents chargements (Pressions internes) a été menée. Pour les différentes valeurs de profondeur et de longueur des fissures, nous avons choisi le cas le plus défavorable comme modèle exposé à l'évaluation en terme de réparation par patch en Composite.

Dans les résultats de la modélisation, nous avons exposé en premier lieu l'effet des différents paramètres géométriques du patch d'une part et d'autre part le module de cisaillement de l'adhésif ont été étudiés pour examiner leur capacité à réduire l'intensité de la contrainte au niveau du pointe de fissure. La durée de vie d'une structure cylindrique réparée est limitée par celle de l'adhésif; sa rupture ou sa décohésion provoque le détachement du renforcement en composite, ou son endommagement. Le module de cisaillement de la colle est un paramètre déterminant sur le comportement de la consolidation de la structure tubulaire.

Ensuite, l'application de la méthode de plan d'expériences a permis de traduire les performances de réparation par patch en composite à travers le modèle mathématique quadratique.

Suite à une analyse des résultats obtenus par simulation numérique a été explorée à travers la construction du plan d'expériences afin d'optimiser la géométrie du patch.

Par conséquent, les conclusions suivantes peuvent être déduites:

- La réparation par patch en composite de polymères renforcés de fibres améliore la durée de vie des pipes fissurés, mais le taux d'amélioration dépend fortement des caractéristiques géométriques de patch.

- L'augmentation de l'épaisseur du patch entraîne une diminution considérable du facteur d'intensité de contrainte au point de fissure.

- Une augmentation de la longueur du patch provoque la diminution du FIC de la fissure longitudinale. Donc, l'utilisation d'une bande en composite plus longue dans la direction axiale est bénéfique pour la structure réparée.

- De plus, l'augmentation de l'angle de recouvrement du patch sur la circonférence extérieure de la canalisation réduit le FIC au point de fissure. Mais, en tenant compte des limites de conception géométrique du patch en composite pour un angle de recouvrement de 65% ( $233^\circ$ ) du recouvrement total pour avoir une taille optimale du patch en réduisant au maximum la concentration des contraintes au point de fissure.

- La géométrie optimale réduit l'utilisation du matériau composite avec un gain de 35%.

- La surface non réparée du pipeline absorbe l'énergie au voisinage du front de fissure conduisant à une relaxation des contraintes dans cette zone.

La deuxième partie permet d'analyser le comportement d'un pipeline corrodé et réparé par patch en composite. Elle consiste à mettre en évidence l'influence des paramètres géométriques d'une corrosion ayant une forme ellipsoïdale et de connaître l'effet de la forme du patch (circulaire, losange, rectangulaire) sur le renforcement de la structure. Puis, une comparaison des intensités de contraintes de cisaillement et de pelage dans la couche adhésive en fonction des configurations des patches. Les résultats ont permis de déduire les conclusions suivantes :

-La longueur de la zone corrodée a un impact considérable sur la concentration des contraintes maximales de Von Mises au fond et la pointe de cette corrosion.

-La profondeur du cratère augmente considérablement les contraintes de Von Mises au voisinage de la zone de corrosion ce qui peuvent provoquer la rupture brutale du pipeline.

- La forme rectangulaire du patch est la meilleure que les autres formes, car elle permet de réduire la concentration des contraintes maximales.

- Un patch plus large est recommandé, il améliore la performance de la réparation de la structure cylindrique.

- Le patch en forme de losange représente une excellente configuration pour absorber des contraintes afin de réduire l'effet de bord.

- L'adhésif est un élément indispensable pour le transfert de charge du pipeline vers le patch.

-La couche d'adhésif de la forme en losange permet de réduire les contraintes de cisaillement d'une manière considérable.

-L'efficacité de la forme losange de la couche adhésive est de diminuer la contrainte de pelage en comparant avec les autres formes

-La performance concernant la réduction de la contrainte de pelage est limitée par le fait que cette dernière est maximale au bout de la forme en losange. Ces contraintes peuvent provoquer la rupture par cisaillement de l'adhésif ou son décollement.

# Références bibliographiques

- [1] Gerhardus, H.K., Brongers, M.P.H., Thompson, N.G., Virmani, Y.P., Payer, J.H., Corrosion costs and preventive strategies in the United States, Summary, (2002) 1–12.
- [2] Mokhtari, M., Alavi Nia, A., The influence of using CFRP wraps on performance of buried steel pipelines under permanent ground deformations, *J. Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 73 (2015) 29–41.
- [3] Greenwood, C., Composite pipe repair method shows versatility, long-lasting, *J. Pipeline Gas*, 228 (2001) 58.
- [4] Alexander, C., Wilson, F., Development and testing of the Armor plate pipeline repair system, in: *Proceedings of the ASME Energy Sources Technology Conference*, American Society of Mechanical Engineers, Petroleum Division, Houston, (1999).
- [5] Alexander, C., Ochoa, O., Extending onshore pipeline repair to offshore steel risers with carbon–fiber reinforced composites, *J. Composite Structures.*, 92 (2010) 499–507.
- [6] Mableson, A. R., Dunn, K.R., Dodds, N., Gibson, A.G., Refurbishment of steel tubular pipes using composite materials, *J. Plastics Rubber and Composites*, 29 (2000) 558–565.
- [7] Fazzini, P.G., Otegui, J.L., Influence of old rectangular repair patches on the burst pressure of a gas pipeline, *Int. J. Pressure Vessels and Piping*, 83 (2006) 27–34.
- [8] Jodin, P., Fracture mechanics analysis of repairing a cracked pressure pipe with a composite sleeve, in: *Pluvinage, G., Elwany, M.H., (Eds.), Safety reliability and risks associated with water oil and gas pipelines*, Springer, (2008). DOI: 10.1007/978-1-4020-6526-2\_19.
- [9] Smith, P., Cuthill, J., Patching up pipework with carbon–fiber composites, *Mater. World*, 10 (2002) 28.
- [10] Meriem-Benziane, M., Abdul-Wahab, S. A., Zahloul, H., Babaziane, B., Hadj-Meliani, M., Pluvinage, G., Finite element analysis of the integrity of an API X65 pipeline with a longitudinal crack repaired with single- and double-bonded composites, *J. Composites Part B*, 77 (2015) 43-439.
- [11] NGSP, Composite Wrap for Non-Leaking Pipeline Defects, Environmental Protection Agency, USA, (2006) 5-7.
- [12] Griffith A.A, The phenomena of ruptures and flow in solids, *transactions. Royal soc. London, serie A*, (1920) 163-198.

- [13] Irwin G.R, Analysis of stress and strains near the end of a crack traversing a plate. *Journal of Applied Mechanics*, vol.24, (1957) 361-364.
- [14] Westergaad H.M., Bearing pressures and cracks, *Trans.ASME, Journal. Appl. Mech.*, (1939).
- [15] François D., Pineau A., Zaoui A., *Comportement mécanique des matériaux*, Edition Lavoisier, (2009) 67.
- [16] A.Zeghloul, *Concepts fondamentaux de la mécanique de la rupture*, université de Metz, (2003).
- [17] Rapport d'enquête MH-2-95, Fissuration par corrosion sous tension des oléoducs et des gazoducs canadiens, Office National d'énergie, (1996).
- [18] Takahashi Y, Evaluation of leak-before-break assessment methodology for pipes with a circumferential through-wall crack. Part I: stress intensity factor and limit load solutions“, *international journal of pressure vessels and piping*. Vol. 79, (2002), 385-392.
- [19] Rice.A, Path independent integral and the approximate analysis of strain concentrations by notches and cracks, *Journal of Applied Mechanics*,vol.35, (1968) 379-386.
- [20] Masayuki Kamaya, Ramberg–Osgood type stress–strain curve estimation using yield and ultimate strengths for failure assessments, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 137 ( 2016) 1-12.
- [21] Zienkiewicz D.C., *La méthode des éléments finis*, Edition Mc Graw-Hill, (1979) 197-201.
- [22] Shaw C., Mottram T., *Using Finite Elements In Mechanical Design*, McGraw-Hill, (1996) 212-215.
- [23] Benzley S. E., Representation of singularities with iso-parametric finite elements, *Numerical Methods in Engineering*, 8 (2005) 537-545.
- [24] Lijuan W., and Qilang G., Finite Element Analysis (FEA) Analysis of the Preflex Beam, 2nd International Conference on Materials Science, (2017) 040118-1
- [25] Schmidt W., Keim E., Numerical aspects of elastoplastic fracture mechanics including 3D applications, In: *advances in elasto-plastic fracture mechanics*, applied science publishers england,(1979).
- [26] Zienkiewicz D.C., *The finite element methode*, edition MC GRAWHILL, (1977).
- [27] Heymann F.J., A review of use of isoparametrie finite elements for fracture mechanics, In: *Proceeding of the first national conference on fracture*, Jahannesburg south Africa (1979).

- [28] Règles de sécurité pour les canalisations de transport de Gaz Combustibles, Ministère de l'énergie et des mines, Alger,(1991).
- [29] spiral welded large diameter pipes, Salzgitter product information, Germany, (2012)1-14.
- [30] Bouziane A., Contribution à la détermination des critères des qualités des tubes soudés soumis à une pression intérieure. Thèse de Magister en génie mécanique, Université M'Hamed Bougara Boumerdes, (2008).
- [31] Mannucci G., Demofonti G., Fracture properties of API X100 gas pipeline steels. In : Proceeding of 13th Joint Meeting PRCI-EPRG, New Orleans, (2001).
- [32] Alexander C., Ochoa O., Extending Onshore Pipeline Repair to Offshore Steel Risers with Carbon-Fibre Reinforced Composites, *Composite Structures*, 92 (2010) 499-507.
- [33] Matthews F. L., Kilty P. F., Godwin E. W., A review of the strength of joints in fiber reinforced plastics. II – Adhesively bonded joints. *Composite*, 13 (1982). 29-37.
- [34] Song P.S., Hwang S., Shin. C.S., Effect of artificial closure materials on crack growth retardation, *Engineering Fracture Mechanical*, 60 (1998) 47–58.
- [35] Song P.S., Sheu B.C., Chou H.H., Deposition of plating metals to improve crack growth life, *International Journal of Fatigue*; 23 (2001) 259–270.
- [36] Shanahan M.E.R, Adhesion and wetting : similarities and differences (physical phenomena). *Rubber World*, 205(1) (1991) 28–36.
- [37] Kinloch, A. J., Adhesion and Adhesives. Chapman and Hall, (1987).
- [38] MC Bain J.W., Hopkins D.G., On adhesives and adhesive action. *Journal of Physical Chemistry*, vol. 29, (1925) 188–204.
- [39] Venables J.D., Adhesion and Durability of Metal/Polymer Bonds. *Adhesion*, vol. 7, (1983) 87–93.
- [40] Mario. O., Etude du vieillissement des assemblages structuraux acier/aluminium: Influence de l'environnement sur le dimensionnement. Thèse de Doctorat, Ecole nationale supérieure des mines de paris, (2007).
- [41] Joannès S., Caractérisation mécanique et outil d'aide au dimensionnement des collages structuraux. Thèse de Doctorat, Ecole nationale supérieure des mines de paris, 2007.
- [42] Mechab B, Serier B , Bachir Bouiadjra B, Kaddouri K, Feaugas X, , Linear and non linear analyses for semi-elliptical surface cracks in pipes under bending, *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 88 (2011) 57-63.
- [43] Mechab B, Serier B , Kaddouri , Bachir Bouiadjra B, Probabilistic elastic-plastic analysis of cracked pipes subjected to internal pressure load , *Nuclear Engineering and Design*, 275 (2014) 281–286.

- [44] Kim, Y.J., Kim, J.S., Lee, Y.Z., Kim, Y.J., Non-linear fracture mechanics analyses of part circumferential surface cracked pipes. *Int. J. Fract.* 116, (2002) 347–375.
- [45] Benyahia, F., Albedah, A., Bachir Bouiadjra, B., Stress intensity factor for repaired circumferential cracks in pipe with bonded composite wrap, *J. Pressure vessel technology*, 136 (2014) 041201-1.
- [46] Tae-Kwang Song, Net-section limit moments and approximate J estimates for circumferential cracks at the interface between elbows and pipes. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 86 (2009) 495–507.
- [47] Fisher R.A., *Statistical methods for research workers*, Oliver and Boyd, Ed. Edinburgh, (1925).
- [48] Box G. E. P., Bisgaard S., Fung C., An explanation and Critique of Taguchi's contributions to Quality Engineering. *Quality and Reliability Engineering International*, Vol 4, no 2, april-june 1988 : 123-133.
- [49] Box G.E.P., Hunter J.S., The 2k-p fractional factorial plans, *Technometrics*, Vol 4, 1962.
- [50] P. Dagnelie, *La planification des expériences et l'analyse de variance : une introduction* extrait de *Plan d'expériences, Applications à l'entreprise*, Technip, Ed Paris, 1997.
- [51] C. Daniel, “Use of half-normal plots in interpreting factorial two-level experiment”, *Technométries*, Vol.1, N°4, 311-341, 1959.
- [52] R.A. Fisher, “The design of experiments”, Oliver and Boyd, Ed. Edinburgh, 1935.
- [53] P.W.M. John, “Three quarter replicates of 2n”, *Biometrics*, Vol 18, 1962.
- [54] J. Kiefer, “Optimum experimental designs”, *J.R. Statist. Soc. B*, Vol 21, 1959.
- [55] R. V. Lenth, “Quick and easy analysis of unreplicated factorials”, *Technometrics*, Vol. 31, N°4, 469-473, 1989.
- [56] Aghaian S S (1985) *Hadamard matrices and their applications*, Lecture Notes in Mathematics, vol.1168, Springer-Verlag, Springer-Verlag, Berlin-Heidelberg-New York
- [57] R.H. Lochner, J.E. Matar, “Designing for quality, an introduction to the best of Taguchi and western methods and statistical experimental design”, Productivity press, ed. Portland, Oregon, 1990.
- [58] L. Eriksson, E. Johansson, N. Kettaneh-Wold, C. Wilkström, S. Wold, “Design of experiments, Principles and applications”, *Umetrics*, Ed. Umeå, 2000.
- [59] E. Gamboa, V. Linton, M. Law, Fatigue of stress corrosion cracks in X65 pipeline steels, *International Journal of Fatigue*, Elsevier, 30 (2008) 850-860.
- [60] ABAQUS standard User's manual, Karlsson and Sorensen, (2005).

- [61] A. Benhamena, L. Aminallah, B. Bachir Bouiadjra, M. Benguediab, A. Amrouche, N. Benseddiq, J integral solution for semi-elliptical surface crack in high density poly-ethylene pipe under bending, *Journal of Materials and Design*, 32 (2011) 2561–2569.
- [62] L. Xu, L. Zhao, H. Jing, Y. Han, Characterization of the creep interaction effect for twin semielliptical surface cracks under combined tension and bending loading, *Journal of Engineering Fracture Mechanics*, 192 (2018) 148–162.
- [63] L. Snizek, T. Slezak, K. Grzelak, V. Hutsaylyuk, An experimental investigation of propagation the semi-elliptical surface cracks in an austenitic steel, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 144 (2016) 35-44.
- [64] Bezzerrouki, M., Albedah, A., Bachir Bouiadjra, B., Ouddad, W., Benyahia, F., Computation of the stress intensity factor for repaired cracks with bonded composite wrap in pipes under traction effect, *J. Thermoplastic Composite Materials*, 26 (2013) 831-844.
- [65] P.H. Chan, K.Y. Tshai, M. Johnson and S. Li, FEA Modelling of FRP Repair in Offshore Risers. In: V.KARBHARI, ed., *Rehabilitation of pipelines using fibre reinforced polymer (FRP) composites*, Woodhead Publishing Ltd UK, (2015) 177-209.
- [66] Eriksson, L., Johansson, E., Kettaneh-Wold, N., Wikström, C., Wold, S., *Design of experiments: Principles and applications*, Stockholm, Learnways AB, <https://www.dynacentrix.com/telecharg/Modde/Livredoe.pdf>, (2000).
- [67] MODDE 5.0, *Modelling and Design*, Umetrics AB, Umea, Sweden. (1999).
- [68] Abd-Elhadya, A.A., Sallama, H.E.M., Mubarakia, M.A., Failure analysis of composite repaired pipelines with an inclined crack under static internal pressure, *Procedia Structural Integrity*, 05 (2017)
- [69] Achour, A., Albedah, A., Benyahia, A., Bachir Bouiadjra, B., Ouinas, D., Analysis of repaired cracks with bonded composite wrap in pipes under bending, *J. Pressure Vessel Technology*, 138 (2016) 060909-6.
- [70] Lam, C., Cheng, J., Yam, C., Finite element study of cracked steel circular tube repaired by FRP Patching. *Procedia engineering*, 14 (2011) 1106-1113.
- [71] Julien CAPELLE, Etude 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, 4 Novembre 2008. Page 12
- [72] P Nitheesh Kumar, Vishwas Chandra Khan, G Balaganesan, A K Pradhan, M S Sivakumar, Repair of through thickness corrosion/leaking defects in corroded pipelines using Fiber Reinforced Polymer overwrap, *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 346 (2018) 012016. doi:10.1088/1757-899X/346/1/012016

- [73] Mathias, J.D., Balandraud, X. & Grédiac, M. 2006 Applying a generic algorithm to the optimization of composite patches. *Computers and Structures*. 84, 823-834.
- [74] H. Qiu, M. Enoki, Y. Kawaguchi, T. Kishi. A model for the static fracture toughness of ductile structural steel, *J. Engineering Fracture Mechanics*, 70 (2003) 599–609. DOI:10.1016/S0013-7944(02)00079-6.
- [75] M. Berraho, B. Bachir Bouiadjra, Analysis of the adhesive damage for different patch shapes in bonded composite repair of corroded aluminum plate, *Structural Engineering and Mechanics*, Vol. 59, No. 1 (2016) 123-132.
- [76] C.Natividad, R. García, V. H. López, A. Contreras, M. Salazar, Metallurgical characterization of API X65 steel joint welded by MIG welding process with axial magnetic field, *Journal Of Materials Research*, vol.20 (2017), n.5, pp.1174-1178. DOI: 10.1590/1980-5373-mr-2016-0182.