

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

MINISTERE DE L'ENSEINGNEMENT SUPERIEURE

ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE

Université De Sidi Bel Abbas

Faculté des sciences de l'ingénieur

Département de génie mécanique

MEMOIRE

Pour l'obtention du diplôme de

Magistère

UNIVERSITE DJILLALI LIABES DE SIDI BEL-ABBES

FACULTE DES SCIENCES DE L'INGENIEUR

Spécialité : Génie Mécanique

Option : Mécanique De Construction

Présentée par Melle :

AZZOUZ ACHEWEK

*Etude de la réparation des pipes endommagés par
patch en composites*

B. SERRIER	Professeur	UDL	Président
B.BACHIR BOUIADJRA	Professeur	UDL	Examineur
M. BELHOUARI	Professeur	UDL	Examineur
A. AMIRI	Maître de Conférence	UDL	Examineur
K. KADDOURI Maître de Conférence	Maître de Conférence	UDL	Rapporteur

REMERCIEMENTS

Mon travail de mémoire s'est déroulé au sein du Laboratoire L.M.P.M, faculté des sciences de l'ingénieur, Université Djillali Liabes de Sidi Bel Abbés .

Je remercie Dieu, le Tout-Puissant, qui m'a donné la force et le courage pour poursuivre mes études.

C'est avec un grand plaisir que, j'adresse mes sincères remerciements à l'égard de mon encadreur Kaddouri Khacem d'avoir accepté d'encadrer ce mémoire.

Sans ses orientations et ses suggestions les plus inestimables, ce mémoire n'aurait jamais pu voir le jour.

Je remercie Oudad Wahid, Ben Barek Ismail et Fikirini Hamida Docteurs au sein du laboratoire pour leur précieuse aide. Ils ont également contribué, par leurs remarques et suggestions, à améliorer la qualité de ce mémoire ; je leur en suis très reconnaissante.

Je tiens à exprimer ma profonde gratitude à tous les professeurs de notre laboratoire à l'Université Djillali Liabes de Sidi Bel Abbés pour leur coup de main et leurs encouragements.

Mes remerciements s'étendent également à mes amis et collègues.

Je suis très reconnaissante à mes proches, parents et amis, qui ont su rester à mes côtés pendant toute cette période.

.....A vous tous, merci.

Résumé

Le travail présenté est une contribution à l'étude de la qualité des tubes destinés à la construction des pipelines dans cette étude, la méthode des éléments finis est utilisée pour analyser le comportement des fissures réparées avec des patches en composites en calculant les facteurs d'intensité de contrainte et l'intégrale J en pointe de fissure en comportement élastique et élasto-plastique. Les effets des propriétés de la fissure et l'adhésif et le pipe sur la variation des facteurs l'intensité de contrainte et l'intégrale J ont été mis en évidence. les résultats obtenus montrent l'optimisation de certains facteur pour améliorer la qualité de la réparation pour un effet bénéfique sur la réduction des contraintes de déformation et le retard de la propagation des fissures .

Mots clés : Pipelines ; méthode des éléments finis ; Patch en composites ; Fissure ; Facteur de l'intensité de contraintes ; intégrale J ; plastique ; élasto-plastique.

SOMMAIRE

Remerciements.....	I
Dédicace.....	II
Résumé.....	III
Table des matières.....	IV
Liste des figures.....	V
Introduction générale.....	1
<u>Chapitre I : Etude bibliographique sur la mécanique de la rupture</u>	2
I.1 Introduction	2
I.2 Mécanique linéaire et non linéaire de la rupture	3
I.2.1. Modes de rupture	4
I.2.2. Facteur d'intensité de contraintes	6
I.2.3. Taux de restitution d'énergie	8
I.2.4. Concept d'intégrale J	10
I.2.5. Ouverture de fissure (CTOD)	11
I.3 Critère d'amorçage et de propagation de fissure	12
I.3.1. Bifurcation de fissure	13
I.4 Forme et taille de la zone plastique en pointe de fissure	14
I.4.1. Approche d'Irwin	15
I.4.1.1. Critère de Von-Mise	16
I.4.1.2. Critère de Tresca	19
I.4.2. Approche de Dugdale	20
I.5 Conclusion	20
<u>Chapitre II : comportement mécanique des pipeline</u>	21
II.1 Introduction	21
II.2 Histoire et technologie des pipelines	22
II.3 Définition pipeline	23
II.4 Types de pipeline	23
II.5 Matériaux des constitutifs pipelines	23
II.6 Evolution des dimensions des tubes et des conduites	24
II.7 Evolution des caractéristiques mécaniques des tubes	25
II.8 Un peu d'histoire sur les méthodes d'évaluation des pipelines à défauts	26
II.8.1 Le PDAM (The Pipeline Defect Assessment Manual)	26
II.8.1.1 Présentation du PDAM	27

II.8.1.2 Les différents et principaux types de défauts évalués dans le PDAM	27
II.8.2 Inspection et maintenance des canalisations en service	28
II.9 Différents types de défauts précurseurs de la rupture des canalisations	29
I.9.1 Les cratères de corrosion	30
II.9.2 Les fissures	30
II.9.3 Les éraflures	30
II.9.4 Les enfoncements	31
II.9.5 Les défauts combinés (enfoncements + éraflures)	32
II.10 Méthodes et outils pour évaluer et contrôler la nocivité des défauts dans les canalisations	32
II.10.1 Méthode d'étude	36
II.10.2 L'analyse limite	37
II.10.3 La mécanique de la rupture	37
II.10.3.1 fissuration longitudinale dans un tube.....	38
II.10.4 Les fissures circonférentielles dans un tube	40
II.11 Conclusion du Chapitre I	

Chapitre III : Réparation par patches en composites	41
III.1.Introduction	42
III-2 .Analyse des contraintes du système	43
III-3.Conception du patch	43
III-4.Sélection du composite	44
III-5.Sélection de l'adhésif	45
III-6.Modèle mécanique	45
III-7.Méthode d'élément finis	46
III-8.Conclusion	
Chapitre IV : Réparation des pipes fissurées : analyse élastique	47
IV.1 Introduction	48
IV.2 Modèle géométrique	49
IV.3 Résultats et analyse	50
IV.3.1. Comparaison entre un pipe réparé et un pipe non réparé	
IV.3.2. Effet de la pression interne du pipe sur la réparation par patch.....	

IV.3.3. Effet de l'épaisseur du pipe sur la réparation par patch.....	50
IV.3.4. Effet de l'épaisseur de la colle sur la réparation par patch.....	51
IV.3.5. Effet du module de cisaillement de l'adhésif sur la réparation par patch symétrique.....	51
IV.3.6. Effet de l'épaisseur du patch	52
Chapitre V : Analyse élasto-plastique de la réparation par patch en composite	53
V.1 Introduction	
V.2 Résultats	54
V.2.1. Effet de la taille de la fissure	54
V.2.2. Effet de la pression interne du pipe	55
V.2.3. Effet de l'épaisseur du pipe	55
V.2.4. Effet de l'épaisseur de l'adhésif	56
V.2.5. Effet du module de cisaillement de l'adhésif	57
V.2.6. Effet de l'épaisseur du patch	58
<hr/>	59
Conclusion générale	
Références Bibliographique	60
	61

Liste Des Figures

CHAPITRE I

Figure I.1. définition des modes de sollicitation	3
Figure I.2. Contraintes près de l'extrémité d'une fissure.....	4
Figure I.3. Interprétation du taux de restitution d'énergie	7
Figure I.4. Présence d'une fissure dans un milieu infini.....	8
Figure I.5. Interprétation de l'intégrale J.....	9
Figure I.6. Définition du CTOD.....	10
Figure I.7. Déviation d'une fissure.....	13
Figure I.8. Correction de la zone plastique (Irwin).....	15
Figure I.9. Représentation géométrique du critère de Tresca et Von-Mises.....	16
Figure I.10: Forme de la zone plastique selon les critères de Von Mises et Tresca.....	17
Figure I.11. Forme de la zone plastique pour les modes II et III.....	17
Figure I.12. Forme de la zone plastique	19
Figure I.13. Modèle de la zone plastique de Dugdale.....	19

CHAPITRE II

Figure II.1 : Les différents outils et codes utilisés pour l'évaluation des pipelines à défauts ainsi que leurs développements avec le temps.....	26
Figure II.2 : Les trois secteurs technologiques impliqués dans l'inspection et la maintenance des pipelines en service	27
Figure II.3: Défaut de corrosion sur la paroi externe d'une canalisation Métallique.....	28
Figure II.4 : Soudure de rabotage et longitudinale dans une canalisation	29
Figure II.5: Fissure dans des joints soudés	29
Figure II.6.a : Engin de chantier en Travaux	30
Figure II.6.b : Photo d'une explosion d'un tuyau de gaz impacté par un godet d'un engin (Belgique juillet 04).....	30
Figure II.7.a: Géométrie d'un enfoncement.....	31
Figure I.7.b : Photo d'un pipeline enfoncé.....	31
Figure II.8.a : Géométrie d'un défaut combiné	32
Figure I.8.b : Photo d'une éraflure dans un enfoncement	32
Figure II .9 : Evolution de la forme de fissure.....	33
Figure II.10 : Comparaison entre les résultats expérimentaux et MEF	34
Figure II.11 : Fissure de forme circonférentielle	34
Figure I.12 : Distribution de l'intégrale J le long de la surface pour différents chargement en flexion	35
Figure I.13 : Mode de rupture d'une canalisation dans le cas d'une fissuration longitudinale.....	37
Figure I.14 : Géométrie d'un tube avec une fissure circonférentielle.....	38

CHAPITRE III

Figure III.1 Configuration Type De Réparation	41
Figure III.2 réparation d'un pipe par collage de patch.....	44

CHAPITRE IV

Figure IV.1. Modèle géométrique du pipe	48
Figure IV.2. Détails du Modèle géométrique du pipe	48
Figure IV.3. Maillages de la structure et du voisinage de la fissure.....	49
Figure IV.4. Comparaison du comportement de KI entre un pipe réparé et un pipe non réparé.....	50
Figure IV.5. Effet de la pression interne du pipe sur les variations du FIC.....	50
Figure IV.6. Effet du rapport D/t sur les variations du FIC.....	51
Figure IV.7. Effet de l'épaisseur de l'adhésif sur les variations du FIC.....	52
Figure IV.8. Effet du module de cisaillement de l'adhésif sur les variations du FIC.....	53
Figure IV.9. Variations du FIC en fonction l'épaisseur du patch.....	53

CHAPITRE V

Figure V.1 .Courbe contrainte déformation de l'acier SA 333 GR 6.....	54
Figure V.2. Effet de la réparation sur l'intégrale J.	55
Figure V.3. Effet de la pression du pipe sur l'intégrale J.....	56
Figure V.4. Effet du rapport D/t sur pipe sur l'intégrale J.....	57
Figure V.5. Variations de l'intégrale J en fonction de l'épaisseur de l'adhésif.....	57
Figure V.6. Effet du module de cisaillement sur l'intégrale J.....	58
Figure V.7. Variation de l'intégrale J en fonction de l'épaisseur du patch.....	59

Introduction Générale

Introduction Générale :

Jusqu'à nos jours les pipelines sont considérés comme le moyen le plus fiable pour le transport des fluides. Selon la nature du produit à transporter, ces pipelines peuvent être fabriqués en acier, en aluminium, en PVC ou en composite. Vu les nombreuses défaillances remarquées lors de l'exploitation des pipelines en aciers, exposés aux milieux corrosifs, causant leur fissuration aller même à leur rupture la plupart des recherches se sont penchées

actuellement vers la construction de nouveaux pipelines performants. Pour permettre une meilleure construction, il est nécessaire de faire un bon dimensionnement des différents paramètres géométriques ou mécaniques. C'est dans ce contexte que plusieurs travaux sont lancés dans le domaine de la conception et la modélisation des pipelines en vue de prolonger leurs durée de vie et de rationaliser leurs exploitations. En d'autres termes, la qualité des pipelines de grand débit dépend du choix de la meilleure combinaison entre les propriétés des tubes, à savoir la résistance et la ténacité.

La qualité d'un pipeline est une question primordiale pour les projets de transport des fluides par canalisation. L'objectif dans ce cas est de réduire les ruptures des pipelines dont les conséquences sont souvent désastreuses.

Les valeurs des charges extérieures sollicitant les pipes et leur capacité portante ont un caractère aléatoire qu'on exprime par certaines fonctions de distributions. Parmi les solutions qui existe pour lutter contre les fissures des pipes la réparation de ces derniers avec des patches en composites. Dans ce cadre, Le travail présenté est une contribution à l'étude de l'influence de différents paramètres liés aux caractéristiques des pipes.

Les facteurs qui influent de manière prépondérante sur le comportement des pipes sont les agressions externes et les contraintes internes liées aux conditions d'exploitation. L'observation de ces éléments et de leur défaillance ne suffit pas à concéder leur qualité. Il convient dans ce cas de procéder à une étude par la méthode des éléments finis de leur effet sur le patch.

Le mémoire contient cinq chapitres :

* Chapitre I: Etude bibliographique sur la mécanique de la rupture

Vue que notre problème majeur est la rupture des pipes, une telle étude est prioritaire.

* Chapitre II : Comportement mécanique des pipelines :

Dans ce chapitre on a essayé de donner une présentation des pipelines ainsi leurs inspection et les différents défauts que l'on peut rencontrer dans les canalisations.

* Chapitre III : Réparation par patch en composites

On a présenté la conception de la réparation et la sélection des matériaux des composants utilisés ; pipe, l'adhésif et le patch.

* Chapitre IV et V: Réparation des pipes fissurées : analyse élastique et élasto-plastique

On a construit un ensemble de simulations numériques de configurations type en vue de leur calcul par éléments finis. Le code de calcul utilisé est le code ABAQUS afin d'étudier l'effet de chaque paramètre sur le patch, et on a finis par une conclusion récapitulative générale.

Chapitre I :Etude bibliographique sur la mécanique de la rupture

I.1. Introduction

Les fissures sont présentes dans toutes les structures, elles peuvent exister sous forme de défaut de base dans le matériau ou peuvent être induites durant la construction, ces fissures sont responsables de la majorité des ruptures qui se produisent dans les structures et pièces de machines en service, soumises à des efforts statiques ou dynamiques.

La mécanique de la rupture a globalement pour objectif de prévoir le comportement des fissures susceptibles de se trouver dans tous composants industriels soumis à des sollicitations mécaniques.

La mécanique linéaire de la rupture est tout d'abord présentée. Elle concerne les matériaux dont le comportement est élastique linéaire. Compte tenu de cette linéarité, et de la possibilité

d'appliquer les théorèmes de superposition, les calculs sont relativement simples à réaliser. Dans le cadre de travaux sur les matériaux fragiles comme le verre, les chercheurs du milieu du 20^{ème} siècle ont ainsi pu déterminer une grandeur scalaire notée K qui caractérise les champs de contraintes et de déformations au voisinage de la fissure. Ce paramètre a permis d'établir un critère K_c (K critique) pour déterminer l'amorçage et la propagation il a pu être relié à l'énergie libérée par la fissure au cours de sa propagation.

Au cours des années 70, de nombreuses études ont porté sur la recherche d'un paramètre permettant d'étendre la mécanique de la rupture au comportement élastoplastique des matériaux [1,2]. Parmi les différents paramètres, l'intégrale de contour J , dont la paternité est attribuée à Rice [3] a connu un large succès en raison de la facilité de sa mise en œuvre et de ses propriétés numériques, à savoir une énergie obtenue par simple intégrale de contour, indépendante de celui-ci.

L'interprétation analytique de cette intégrale, a permis à Begley et Landes [4] d'associer J à un critère d'amorçage J_c (J critique), qui fut étendu à la propagation ductile par la suite via les courbes de résistance à la déchirure $J-\Delta a$.

Ces différents paramètres de rupture sont exprimés soit en termes de contraintes en pointe de fissure soit en termes d'énergie de toute la structure fissurée.

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

Selon le comportement du matériau durant la propagation d'une fissure, on peut être confronté à deux types de ruptures : rupture fragile, en l'absence de déformation plastique significative (mécanique linéaire de la rupture) et rupture ductile, en présence de déformation plastique non négligeable (mécanique non linéaire de la rupture).

Lorsque la rupture d'un matériau est fragile on observe généralement un site d'amorçage unique sur un défaut à partir duquel se propage une fissure principale par clivage jusqu'à la rupture de la pièce. Lors d'une rupture fragile, le comportement macroscopique du métal reste élastique. La rupture ductile dans le cas des métaux est un mécanisme d'endommagement très différent de la rupture fragile. C'est d'abord un mécanisme qui se produit lorsque le métal est macroscopiquement en plasticité. De nombreuses cavités se développent sur des défauts. Ensuite, du fait de la déformation plastique, ces cavités grossissent puis coalescent. La rupture se produit par coalescence de micro-fissures ou de cavités. La mécanique de la rupture se propose de décrire les étapes d'amorçage et de propagation de la fissuration. La mécanique linéaire de la rupture s'applique aux matériaux ayant un comportement élastique obéissant à la loi de Hooke. Même si des corrections liées à la présence d'une zone plastifiée près d'une zone de concentration de contraintes (entaille, fissure) ont été proposées par la suite, ces analyses reposant sur l'hypothèse que la plasticité reste confinée ne sont valables que pour des structures

dont le comportement est globalement élastique. En mécanique linéaire élastique de la rupture, deux principaux critères de rupture sont utilisés, le premier proposé par Griffith (1920) [5] est basé sur une approche énergétique, le second par Irwin (1960) [6], est défini à partir du champ local de contraintes à la pointe de la fissure.

I.2.1. Modes de rupture

La rupture est caractérisée au moins localement, par la séparation irréversible d'un milieu continu en deux parties de part et d'autre d'une surface géométrique. La coupure existante ou nouvellement créée est appelée fissure, c'est une surface de discontinuité pour le champ de contraintes.

Irwin [6], a constaté qu'il existe trois mouvements indépendants qui séparent les surfaces libres fissurées et les a classées selon des modes. Ces modes désignent une séparation géométrique (Figure. I.1).

- Le mode I : ou mode d'ouverture, est caractérisé par un chargement et un déplacement des surfaces de la fissure perpendiculaire au plan de fissuration, il est considéré comme étant le plus fréquent en mécanique de la rupture pour beaucoup de matériaux.
- Le mode II : (mode par glissement droit), les surfaces de la fissure se déplacent dans le même plan et dans une direction perpendiculaire au front de la fissure.
- Le mode III : (mode par déchirement), les surfaces de la fissure se déplacent dans le même plan et dans une direction parallèle au front de la fissure.

Une fissure dans un solide peut être sollicitée selon les trois modes représentés sur la figure 1.1. On définit des champs de déplacements, déformations et contraintes au voisinage de la fissure, selon le mode de chargement, bien que la combinaison des trois modes constitue le cas général.

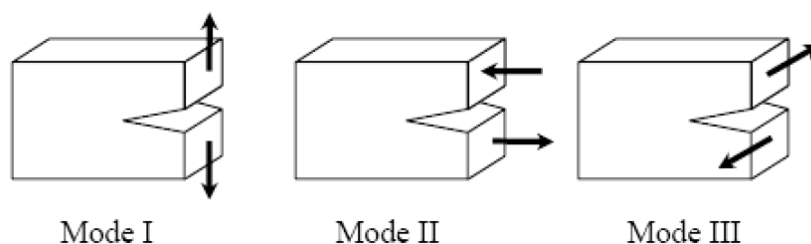


Figure I.1. définition des modes de sollicitation .

I.2.2. Facteur d'intensité de contraintes

Irwin [6], 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 [7], il est possible de décrire le champ de contraintes à une distance r de la pointe de la fissure (Figure I.2). L'expression générale de ce champ est de la forme :

$$\sigma_{ij} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) \quad (1.1)$$

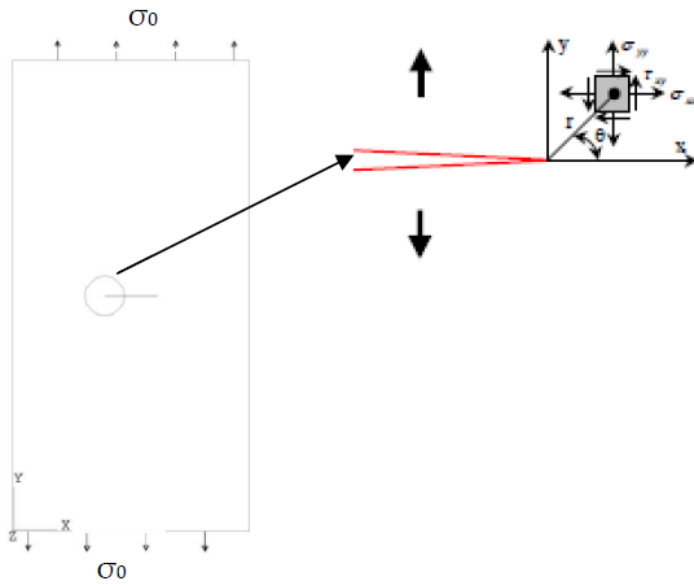


Figure I.2. Contraintes près de l'extrémité d'une fissure

Où: r , θ 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 [6] a postulé que la condition $K \geq K_c$ représentait un critère de rupture, K et K_c sont donnés par les relations suivantes:

$$\begin{aligned} K &= Y \cdot \sigma \sqrt{\pi a} \\ (1.2) \\ K_c &= Y \sigma_c \sqrt{\pi a} \end{aligned}$$

σ_c est la valeur atteinte par la contrainte appliquée à la rupture, et Y est un facteur géométrique (Coefficient de correction) prenant en compte les dimensions finies 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.

En utilisant la méthode de Westergaard [7], Irwin [6] montre que les principales composantes des contraintes au voisinage de la pointe de fissure, correspondant aux trois modes de déplacements, peuvent être exprimées par :

En mode I :

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right]$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] \quad (1.3)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2}$$

En mode II :

$$\sigma_x = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \left[2 + \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right]$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \quad (1.4)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right]$$

En mode III :

$$\tau_{xz} = -\frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2}$$

$$\tau_{yz} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \quad (1.5)$$

$$\sigma_x = \sigma_y = \sigma_z = \tau_{xy} = 0$$

Dans le cas général (présence des trois modes) le champ de contrainte prend la forme suivante :

$$\sigma_{ij}(\theta) = (2\pi r)^{-1/2} \left[K_I f_{ij}^I(\theta) + K_{II} f_{ij}^{II}(\theta) + K_{III} f_{ij}^{III}(\theta) \right] \quad (1.6)$$

Les fonctions $f_{ij}^{I,II,III}$ sont des fonctions dépendant uniquement de l'angle polaire θ .

Dans le plan de fissuration ($\theta = 0$) ces fonctions se réduisent à :

$$f_{22}^I(\theta) = f_{12}^{II}(\theta) = f_{23}^{III}(\theta) = 1$$

KI, KII et KIII sont les facteurs d'intensité des contraintes en mode I et II et III.

Il est donc clair que le champ de contrainte possède une singularité ($r^{-1/2}$) en pointe de fissure ($r \rightarrow 0$).

I.2.3. Taux de restitution d'énergie

Au cours de ses travaux sur la théorie de la rupture fragile, Griffith [5] 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 au moment où 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 [5] considère un solide d'épaisseur B, soumis à un chargement F, comportant une fissure de longueur 2a. L'énergie libre totale du corps fissuré est égale à :

$$U = U_0 + U_s + U_E - W \quad (1.7)$$

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.

En fonction de l'énergie totale, Griffith a exprimé un critère de rupture sous la forme :

$$\frac{dU}{da} < 0 : \text{fissure est instable (rupture fragile);}$$

$$\frac{dU}{da} = 0 : \text{fissure est en équilibre;}$$

$$\frac{dU}{da} > 0 : \text{fissure est stable (rupture ductile);}$$

L'énergie U_0 est indépendante de la fissure ; U_E et W sont fonctions du mode de chargement.

L'énergie de surface U_s est égale à $\frac{4a}{h} \gamma_o$ où γ_o est l'énergie superficielle.

Le taux de restitution d'énergie est défini par :

$$G = \frac{1}{B} \frac{\partial(U_E - W)}{\partial a} \quad (1.8)$$

Le paramètre G est représenté par l'aire entre les deux courbes $P = f(\Delta)$ correspondant aux fissures de longueur a et $a + da$. Si l'on considère un accroissement de la fissure d'une longueur da , pour un déplacement constant, on peut alors observer une diminution de la charge ΔP comme l'indique la figure (1.3.a). La variation de l'énergie du système est uniquement une diminution de l'énergie de déformation, soit :

$$\delta W = 0 \quad \text{et} \quad \delta U_E = -\frac{1}{2} \Delta \delta P$$

La figure (I.3.b) illustre le même comportement que celui représenté par la figure (I.3.a) avec une charge constante. La propagation de la fissure entraîne une augmentation du déplacement $d\Delta$ dans ce cas, l'énergie de déformation croît ($\delta U_E = -\frac{1}{2} P d\Delta$). La variation du travail correspondant est donnée par la relation : $\delta W = P d\Delta$

D'où :

$$\delta(U_E - W) = -\frac{1}{2} P d\Delta$$

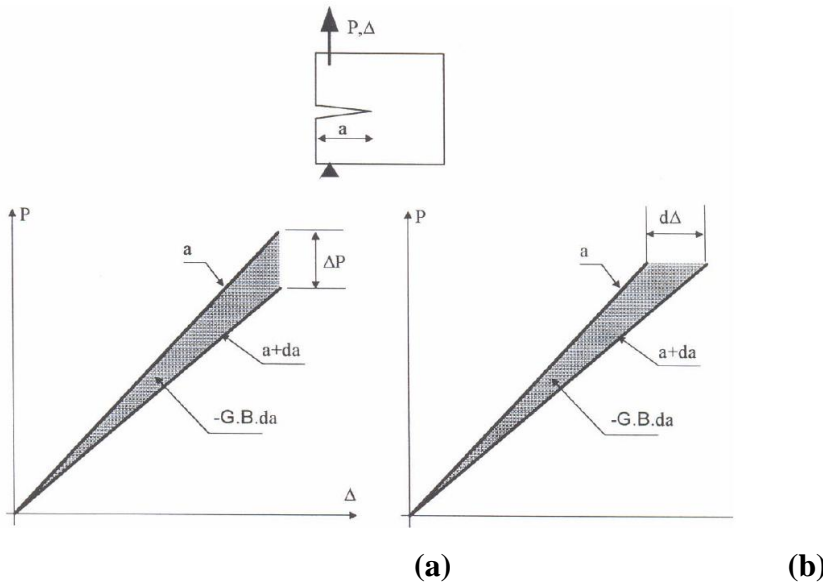


Figure I.3. Interprétation du taux de restitution d'énergie

La rupture se produit lorsque l'énergie totale atteint un optimum. Elle survient, pour une contrainte appliquée donnée lorsque la taille de la fissure tend vers une valeur critique a_c . Dans ce cas, la valeur de l'énergie G correspond au taux de restitution de l'énergie critique (G_c) dont la valeur pour un matériau fragile est égale à deux fois l'énergie superficielle ($G_c=2\gamma_o$).

Dans le contexte élastique linéaire de la mécanique de la rupture, le taux de restitution d'énergie et le facteur d'intensité de contrainte sont liés par la relation de type :

$$G = \frac{K_I^2 + K_{II}^2}{E'} + \frac{K_{III}^2}{2\mu} \quad (1.9)$$

Avec: $E' = E$ en contrainte plane et $E' = E / (1+\nu^2)$ en déformation plane;

μ et ν sont respectivement le module de cisaillement et le coefficient de Poisson.

Les deux paramètres, facteur d'intensité de contraintes et taux de restitution d'énergie sont essentiels pour la mécanique de la rupture, ils ne sont valides que pour un comportement élastique linéaire. Cependant, en rupture ductile, la prise en compte du comportement réel du matériau est nécessaire pour définir des paramètres représentatifs des phénomènes dissipatifs tels que la plasticité.

I.2.4. Concept de l'intégrale J

En 1968, Rice [3] propose de quantifier l'énergie liée à une fissure dans un matériau élastique linéaire ou non-linéaire par l'intégrale de contour suivante :

$$J = \int_{\Gamma} \left(\mathbf{w} \cdot d\mathbf{y} - T \cdot \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial x} \cdot d\mathbf{s} \right) \quad (1.10)$$

Où: Γ : un contour fermé quelconque entourant la pointe de fissure (Figure. I.4), 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 :

$$w = \int_0^\varepsilon \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \quad (1.11)$$

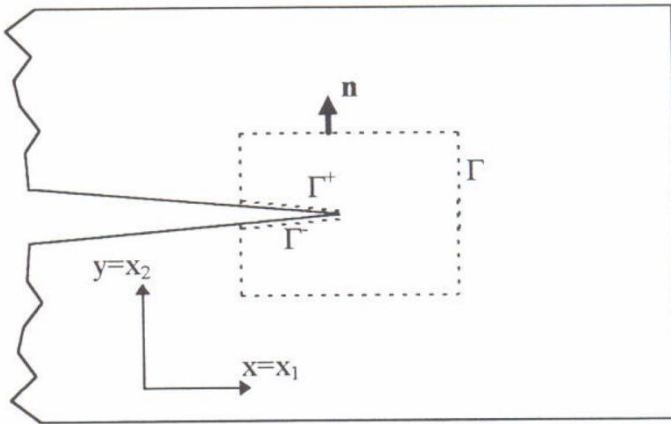


Figure I.4. Présence d'une fissure dans un milieu infini

Cette intégrale présente de nombreuses caractéristiques intéressantes :

* D'une part, elle est indépendante du choix du contour d'intégration Γ . En effet, en prenant deux contours d'intégrations distinctes, on montre que la différence des expressions de J correspondante est nulle.

* Rice a montré que J est égale au travail d'ouverture des lèvres lors d'une extension de fissure.

* De même, J est égale à la variation d'énergie potentielle lors de l'extension de fissure.

J quantifie l'intensité des champs de contraintes et de déformations en pointe de fissure. Pour un matériau élastique cette intégrale est identique à la grandeur G définie par Griffith [5]. Elle peut être interprétée comme un rapport de l'énergie de déformation élastique par extension de fissure et d'autre part, elle peut être reliée au facteur d'intensité de contrainte par la relation suivante :

$$J = \frac{K_I^2 + K_{II}^2}{E'} + \frac{K_{III}^2}{2\mu} \quad (1.12)$$

Pour un matériau non linéaire dont la loi de comportement est de type Romberg-Osgood.

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n$$

Où :

σ_0 : est la limite élastique, n : est le coefficient d'écroutissage et α : est une constante.

Hutchinson [8], Rice et Rosengren [9] ont défini le champ de contraintes en tête de fissure (champ H.R.R) par :

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \left[\frac{J}{\alpha \sigma_0 \varepsilon_0 I_n r} \right]^{\frac{n}{1+n}} \tilde{\sigma}_{ij}(\theta, n) \quad (1.13)$$

$$\sigma_{ij} = \alpha' \varepsilon_0 \left[\frac{J}{\alpha \sigma_0 \varepsilon_0 I_n r} \right]^{\frac{n}{1+n}} \tilde{\varepsilon}_{ij}(\theta, n)$$

Où: $\tilde{\sigma}_{ij}$, $\tilde{\varepsilon}_{ij}$ et I_n sont des fonctions exprimées par n et θ .

Les champs de contraintes et déformation sont donc directement reliés à l'intégrale J. Des tests de rupture ont été réalisés par Begley et Lands [10] pour la détermination expérimentale de Jc comme paramètre de rupture. Il est à noter que dans le cas d'un matériau élastique linéaire, Jc = Gc.

Le paramètre J peut s'exprimer également, lors d'un essai de traction sur éprouvette, à partir de l'aire sous la courbe expérimentale force-déplacement. En effet, Cette aire correspond à l'énergie reçue par l'éprouvette. En exprimant alors la variation de cette aire avec une extension de fissure, peuvent apparaître des relations du type :

$$J = \frac{K_I^2}{E^*} + \frac{\eta U}{Bb} \quad \text{avec} \quad (1.14)$$

$$E^* = E \quad \text{En contraintes planes}$$

$$E^* = \frac{E}{1-\nu^2} \quad \text{En déformation planes}$$

Où U est la composante plastique de l'aire sous la courbe force-ouverture des lèvres de la fissure, B l'épaisseur, b la longueur du ligament et KI le facteur d'intensité de contrainte en mode I. η est une fonction dépendant de la géométrie.

Cette propriété est illustrée dans le cas d'un solide soumis à un déplacement imposé (Fig. I.5.a) ou un effort imposé (Fig. I.5.b).

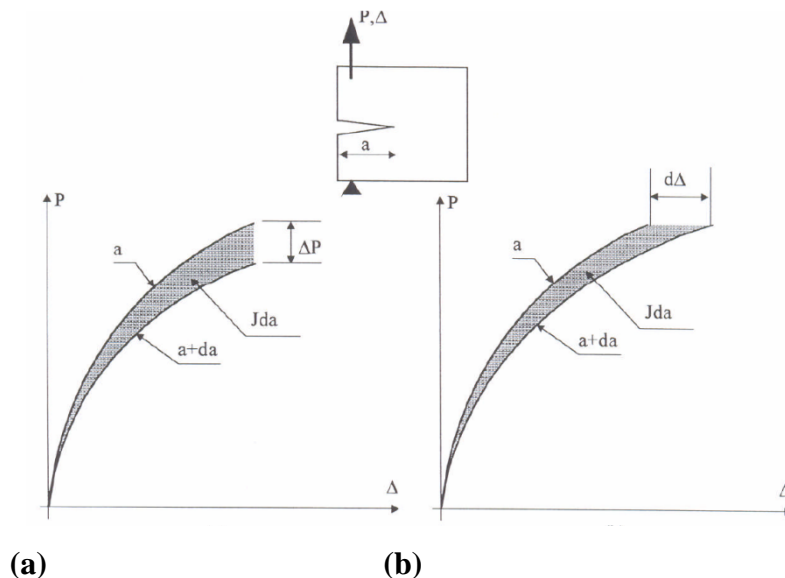


Figure I.5. Interprétation de l'intégrale J

$$J = \int_0^{\Delta} \frac{\partial P(\Delta, a)}{\partial a} d\Delta \quad (1.15)$$

$$J = \int_0^P \frac{\partial \Delta(P, a)}{\partial a} dP \quad (1.16)$$

L'ensemble de ces propriétés, numériques et analytiques, explique le statut de quasi-monopole dont dispose l'intégrale J pour la définition de critères d'amorçage et de propagation en mécanique de la rupture non linéaire.

I.2.5. Ouverture de fissure (CTOD)

Wells [11] a remarqué lors d'une étude sur la ténacité d'un acier très ductile que la déformation en pointe de fissure est d'autant plus importante que le matériau est tenace, ces résultats l'ont conduit à proposer le déplacement d'ouverture en pointe de fissure noté CTOD comme critère de mesure de la ténacité à la rupture. Selon Wells le CTOD est défini par :

$$CTOD = 2. \delta_y \quad (1.17)$$

Où : δ_y est le déplacement de la fissure suivant l'axe y défini sur la figure (I.6).

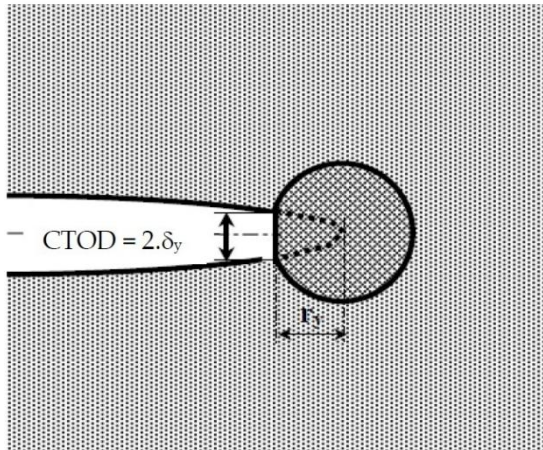


Figure I.6. Définition du CTOD

L'analyse proposée par Wells tente de relier le CTOD au facteur d'intensité de contrainte K lorsqu'on est en régime de plasticité confinée. Irwin [12] a exprimé le déplacement des lèvres de la fissure pour les trois modes par :

$$\begin{aligned} u &= K_I \frac{X+1}{\mu} \left(\frac{r}{2\pi}\right)^{1/2} \\ v &= K_{II} \frac{X+1}{\mu} \left(\frac{r}{2\pi}\right)^{1/2} \\ w &= K_{III} \frac{X+1}{\mu} \left(\frac{r}{2\pi}\right)^{1/2} \end{aligned} \quad (1.18)$$

Où :

- * K_I , K_{II} et K_{III} sont les facteurs d'intensité de contraintes en mode I, II et III.
- * u , v et w sont respectivement les déplacements des lèvres de fissure suivant x , y et z .
- * $X = 3 - 4\nu$ en déformation plane et $X = (3 - \nu)/(1 + \nu)$ en contrainte plane.

Plus tard, lorsque Rice [3] a introduit l'intégrale J, il a étudié analytiquement la relation entre le CTOD et J dont l'expression est la suivante :

$$J = \sigma_0 (CTOD) \quad (1.19)$$

Shih [13] a utilisé cette relation dans le cas d'un matériau obéissant à une loi de comportement de type Remberg - Osgood. Il a montré que le coefficient de linéarité entre le CTOD et J ne correspond pas à la limite élastique σ_0 , mais au produit σ_0 par un facteur X. La relation (1.19) devint alors :

$$J = X \cdot \sigma_0 \cdot CTOD \quad (1.20)$$

Où : X est un coefficient qui dépend du matériau.

Plusieurs travaux expérimentaux [14-16] ont également porté sur la validité d'une telle relation. Il est important de noter que la définition du CTOD, recentrée dans la plupart de ces travaux, diffère de celle de Rice [5]. Ainsi, tous ces résultats analytiques et expérimentaux, montrent bien qu'il existe une relation linéaire entre J et l'ouverture de la fissure. La valeur du coefficient de proportionnalité diffère d'une étude à l'autre.

I.3. Critère d'amorçage et de propagation de fissure

Les paramètres étudiés précédemment permettent de caractériser les champs de contraintes et déformations en pointes de fissure. Il reste à savoir si cette fissure va se propager, si oui, dans quelle directions, et de quelle façon, stable ou instable. La propagation se définit, comme dans beaucoup de critères de rupture, à partir de la détermination expérimentale de seuil.

Le premier critère fut celui de Griffith, il propose une valeur limite du taux de restitution d'énergie et la propagation a lieu dans le cas où $G \geq G_c$ [5]. Par la suite, Irwin a introduit le critère de ténacité du matériau (KIC) comme critère de rupture celle-ci intervient si $KI \geq KIC$ [6]. Des propositions de critères basés sur le concept de l'intégrale J sont apparues liant la propagation à une valeur critique de J notée J_C [3, 4].

Paris [18] a utilisé comme critère de rupture la pente da/dJ (courbe J- Δa), le module de résistance à la rupture T_{mat} a été défini par :

$$T_{mat} = \frac{E}{\sigma_0^2} \frac{dJ}{da} \quad (1.21)$$

Différentes études expérimentales ont été réalisées sur des éprouvettes CT et des éprouvettes de flexion 3 et 4 points en différents matériaux pour la détermination de JIC et de la pente da/dJ . Les effets de l'épaisseur et de la largeur de l'éprouvette ont été mis en évidence [19-22].

Wells [11] a introduit une valeur limite du CTOD. Pour que la propagation de fissure ait lieu il faut que $\delta \geq \delta_0$. Ce critère peut être relié linéairement à l'intégrale J.

De nombreuses normes [23,24] proposent une démarche systématique pour déterminer l'évolution de J avec la propagation et en déduire ces grandeurs caractéristiques de l'amorçage et de la propagation. Lors d'un essai de déchirure sur éprouvette, les grandeurs force et ouverture des lèvres de fissure (CMOD) sont mesurées. Ceci permet de calculer J à chaque instant. La

courbe de résistance à la fissuration est construite en reportant, dans le diagramme J- Δa , les valeurs de J et d'extension de fissure correspondante en fin d'essai pour chaque éprouvette. Une autre méthode basée sur la variation de la complaisance élastique au cours de l'essai, des décharges partielles sont réalisées. La pente élastique de ces décharges étant directement liée à la longueur de fissure, l'avancée du défaut peut être simplement calculée.

Lorsqu'une fissure est sollicitée par un chargement monotone croissant, la pointe de fissure subit, dans un premier temps, une déformation plastique importante qui conduit à une avancée de fissure apparente; c'est l'émoussement. Eisele et al [25] proposent une autre définition de l'amorçage. Lorsque le CTOD atteint une valeur critique [26], la fissure commence à se propager. Eisele définit alors la ténacité à l'amorçage à partir de la valeur de J obtenue lorsque l'on reporte la profondeur de la zone d'émoussement correspondant à cet instant sur la courbe J- Δa . Cette taille de la zone d'émoussement est déterminée par observation au microscope électronique à balayage en fin de l'essai.

I.3.1. Bifurcation de fissure

Plusieurs théories plus ou moins simples permettent de prévoir l'angle de déviation de la fissure. Dans le cas de sollicitations planes en mode mixte (I + II), plusieurs critères ont été proposés. Burgerz [27] indique que la fissure dévie dans la direction de la contrainte circonférentielle $\sigma_{\theta_{max}}$ La contrainte σ_{θ} est obtenue à partir des relations suivantes :

$$\sigma_x = \sigma_r \cos^2 \theta + \sigma_{\theta} \sin^2 \theta - \tau_{r\theta} \sin 2\theta$$

$$\sigma_y = \sigma_r \sin^2 \theta + \sigma_{\theta} \cos^2 \theta + \tau_{r\theta} \sin 2\theta \quad (1.22)$$

$$\tau_{xy} = (\sigma_r - \sigma_{\theta}) \sin \theta \cos \theta + \tau_{r\theta} (\cos^2 \theta - \sin^2 \theta)$$

Un autre critère a été proposé se basant sur le taux de restitution d'énergie maximum. Si on se place dans la configuration représentée dans la figure (I.7) une relation a été développée reliant les facteurs d'intensités de contraintes avant et après déviations de la fissure [28].

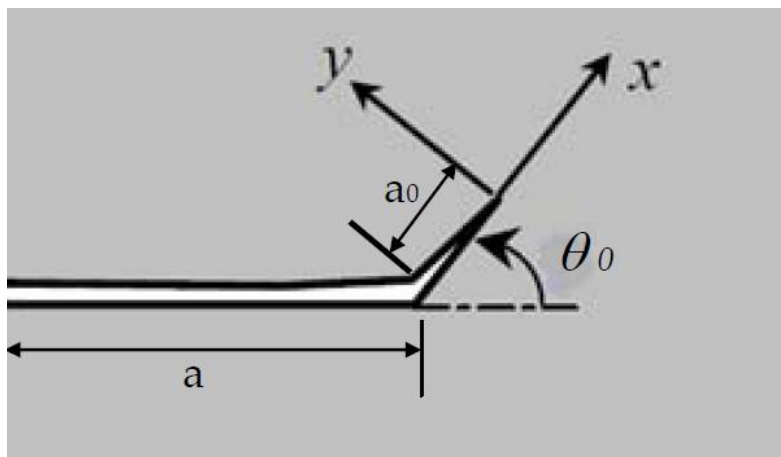


Figure I.7. Déviation d'une fissure

La relation entre les facteurs d'intensité de contraintes de la fissure principale et la fissure de la tranche déviée de longueur a_0 est de la forme :

$$K_I^d = C_{11}K_I + C_{12}K_{II} + b_1T\sqrt{a_0} \quad (1.23)$$

$$K_{II}^d = C_{21}K_I + C_{22}K_{II} + b_2T\sqrt{a_0}$$

Où :

K_I^d et K_{II}^d : Sont les facteurs d'intensité de contraintes de la fissure déviée d'un angle θ_0 ;

T : est la contrainte en pointe de fissure;

C_{ij} , b_1 et b_2 sont des constantes dépendant seulement de l'angle de déviation θ_0 .

Ces constantes sont données par [28,29].

Le taux de restitution d'énergie dans la nouvelle direction θ_0 s'écrit :

$$G^d = \frac{(K_I^d)^2 + (K_{II}^d)^2}{E'} \quad (1.24)$$

M.Y. He [28] a exprimé le rapport des énergies par :

$$\frac{G}{G^d} = \frac{K_I^2 + K_{II}^2}{(K_I^d)^2 + (K_{II}^d)^2} = F(\theta_0, \Psi, \eta) \quad (1.25)$$

Avec $\Psi = \tan^{-1} \left(\frac{K_{II}}{K_I} \right)$ et $\eta = \left[\frac{a_0}{E' G} \right]$

L'angle de propagation θ_0 correspond au maximum du taux de restitution D'énergie G_{max}^d , He [28] montre que cet angle (θ_0) correspond à un $K_{II}^d = 0$.

I.4. Forme et taille de la zone plastique en pointe de fissure

Généralement les matériaux solides développent des zones de déformation plastique lorsque la limite élastique est excédée dans la région proche du front de fissure. Toutefois, si on s'approche très près du front de la fissure, c'est-à-dire lorsque r tend vers 0, le calcul théorique montre que les contraintes vont tendre vers l'infini. En fait, la résistance ne peut dépasser la limite d'élasticité du matériau qui va commencer à se plastifier à proximité du front de la fissure, créant ainsi une zone plastique.

Réellement les contraintes à l'extrémité d'une fissure restent finies car le rayon au fond de fissure n'est pas nul. Ces contraintes dépassent la limite d'élasticité du matériau et la déformation plastique qui en résulte, conduit à une relaxation des contraintes à l'extrémité de la fissure. La mécanique linéaire de la rupture devient progressivement imprécise à mesure que la taille de la zone plastifiée qui se forme à l'extrémité de la fissure, devient importante. Des corrections simples à la mécanique linéaire de la rupture sont proposées lorsque cette taille reste raisonnable. Au delà d'une certaine plastification, le facteur d'intensité de contrainte n'est plus

adapté à la description des champs des contraintes et des déplacements à l'extrémité de la fissure. On utilise alors d'autres paramètres. Il est important de connaître la taille de la zone plastique au fond de fissure, compte tenu des limites d'application de la mécanique linéaire de la rupture. Plusieurs auteurs ont tenté d'évaluer la forme et la taille de la zone plastifiée en bout de fissure en se basant sur les critères classiques de l'élasticité ou par calcul par la méthode des éléments finis.

I.4.1. Approche d'Irwin

Irwin [30] a été le premier à essayer de corriger les équations de la mécanique linéaire de la rupture pour prévoir la zone plastique au front de la fissure. Si la taille de cette zone demeure assez petite, elle n'a pour effet que de décaler la distribution singulière des contraintes d'une quantité r_y appelée (correction de plasticité ou correction d'Irwin donnée par la formule suivante :

$$r_y = \frac{1}{\alpha\pi} \left(\frac{K}{\sigma_e} \right)^2 \quad (1.26)$$

Avec :

$\alpha = 2$: en contrainte plane

$\alpha = 6$: en déformation plane.

Cette quantité r_y s'ajoute à la longueur réelle de la fissure.

A partir de la valeur r_y , Irwin définit un facteur d'intensité de contraintes plastiques :

$$K_I^* = \sigma \sqrt{\pi(a + r_y)} \quad (1.27)$$

Les critères de Tresca ou de Von Mises permettent de déterminer avec précision la forme de la zone plastique. Irwin [30], suppose que la forme de la zone plastifiée de dimension r_p est circulaire. La grandeur de cette zone peut être estimée comme la distance r_y entre le fond de la fissure et le point où la contrainte dépasse la limite d'élasticité σ_e . Irwin considère l'existence d'une fissure fictive de profondeur $a + r_y$ (où a est la longueur réelle de la fissure) qui a son extrémité au centre d'une zone plastique de rayon r_y , au bout de cette fissure fictive, et suppose un comportement élasto-plastique parfait $\sigma_y = \sigma_e = const$ à l'intérieur de cette zone (Figure. I.8).

En fait, si l'on adopte les critères de Tresca et de Von Mises, on obtient une forme sensiblement différente qui, de plus, varie dans l'épaisseur de la pièce puisqu'à la surface règne un état de contraintes planes alors qu'à cœur l'on se rapproche davantage d'un état de déformations planes. En conséquence, la zone plastifiée doit décroître graduellement depuis la surface jusqu'au cœur.

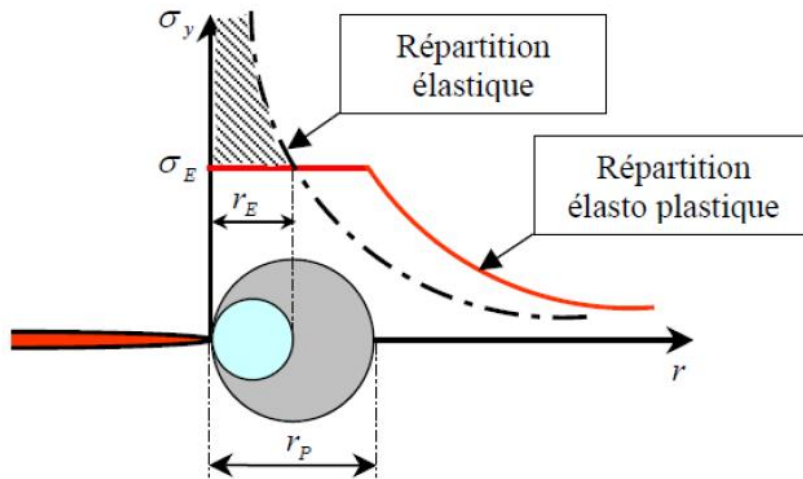


Figure I.8. Correction de la zone plastique (Irwin)

On peut exprimer les composantes de contraintes sous la forme suivante :

$$\sigma_{ij} = S_{ij} + \delta_{ij} + \frac{1}{3}tr\sigma \quad (1.28)$$

S_{ij} : sont les composantes du déviateur et $tr\sigma$ est la trace du tenseur de contrainte:

$$tr\sigma = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 \text{ et } \delta_{ij} \text{ est l'indice de kroneker} = \begin{cases} 1 & si \quad i = j \\ 0 & si \quad i \neq j \end{cases}$$

I.4.1.1. Critère de Von-Mises

Ce critère considère que le seuil de plasticité est lié à l'énergie élastique de cisaillement. C'est l'énergie déviatrice qui provoque la plasticité selon les plans de cisaillement maximum. Cette énergie est définie par :

$$W_d = \int S_{ij} \cdot d\epsilon_{ij}^e \quad (1.29)$$

Après intégration cette énergie s'écrit pour un état seuil $\sigma = \sigma_e$

$$W_d = \frac{1}{4\mu} \cdot S_{ij} S_{ij} = \frac{1}{6\mu} \sigma_e^2 \quad (1.30)$$

Le critère de Von-Mises qui s'écrit sous la forme suivante :

$$S_{II} - \frac{\sigma_e^2}{3} = 0 \quad (1.31)$$

Dans l'espace des contraintes principales à trois dimensions :

$$\frac{1}{\sqrt{2}} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{1/2} = \sigma_s \quad (1.32)$$

L'équation (1.32), représente un cylindrique (Figure. I.9) à base circulaire de rayon

$$R = \sqrt{\frac{2}{3}} \sigma_s$$

I.4.1.2. Critère de Tresca

Le critère de Tresca considère que le seuil de plasticité est lié à la contrainte de cisaillement maximale. Celle-ci s'exprimant en fonction de la différence des contraintes principales. le seuil sera atteint pour:

$$\sigma_e = \sup_{i \neq j} (|\sigma_i - \sigma_j|) \quad (1.33)$$

Dans l'espace des contraintes principales à trois dimensions:

$$[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 - 4\sigma_e^2][(\sigma_2 - \sigma_3) - 4\sigma_e^2][(\sigma_3 - \sigma_1) - 4\sigma_e^2] = 0 \quad (1.34)$$

Dans l'espace des contraintes principales, le critère de Tresca est représenté par un prisme droit à base hexagonale (Figure. I.9). Ce prisme est inscrit dans le cylindre de Von-Mises. Le critère de Tresca est basé sur la contrainte de cisaillement maximale.

$$\tau_{max} = \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3) = \frac{1}{2}\sigma_e \quad (1.35)$$

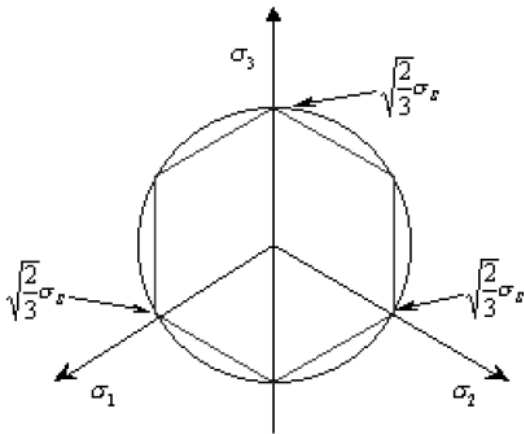


Figure I.9. Représentation géométrique du critère de Tresca et Von-Mises

L'utilisation du critère de Von Mises en mode I conduit à des contours décrits sur la (figure I.10) et aux équations suivantes:

En contrainte plane:

$$r_y = \frac{K_I^2}{2\pi\sigma_e^2} \cos^2 \frac{\theta}{2} \left(1 + 3\sin^2 \frac{\theta}{2}\right) \quad (1.36)$$

En déformation plane:

$$r_y = \frac{K_I^2}{2\pi\sigma_e^2} \cos^2 \frac{\theta}{2} \left[(1 - 2\nu)^2 + 3\sin^2 \frac{\theta}{2}\right] \quad (1.37)$$

Si le calcul de r_y est fondé sur le critère de Tresca, on obtient les relations suivantes dont les contours sont représentés sur la (figure I.10). Les zones de Tresca sont légèrement plus grandes et d'une forme légèrement différente des zones plastiques de Von Mises.

En contrainte plane:

$$r_y = \frac{K_I^2}{2\pi\sigma_e^2} \cos^2 \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin^2 \frac{\theta}{2}\right)^2 \quad (1.38)$$

En déformation plane:

$$r_y = \frac{K_I^2}{2\pi\sigma_e^2} \cos^2 \frac{\theta}{2} \max \left[1, \left(1 - 2\nu + \sin \frac{\theta}{2} \right)^2 \right] \quad (1.39)$$

Des analyses semblables peuvent être faites pour des modes II et III de fissuration. Des formes de la zone plastique pour ces modes sont montrées sur la (figure I.11), dans le cas d'un calcul fondé sur la base du critère de Von Mises [31]. La forme et la taille de la zone plastique sont sensiblement différentes.

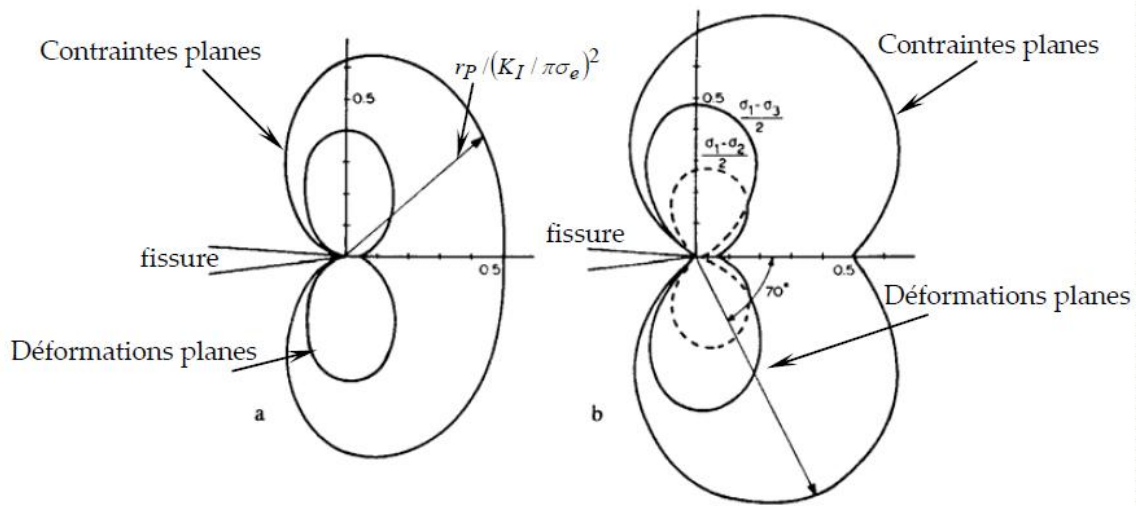


Figure I.10: Forme de la zone plastique selon les critères de Von Mises et Tresca

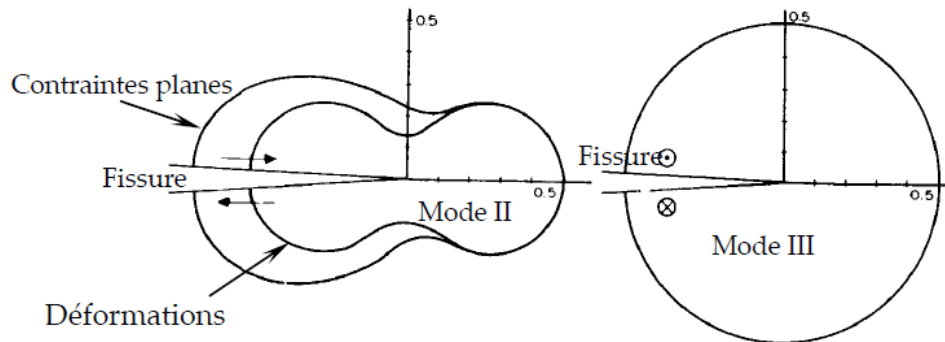


Figure I.11. Forme de la zone plastique pour les modes II et III

En Mode II l'utilisation du critère de Von Mises donne :

En contrainte plane :

$$r_y = \frac{K_{II}^2}{2\pi\sigma_e^2} \left[3 - 8\sin^2 \frac{\theta}{2} + 9\sin^4 \frac{\theta}{2} \right] \quad (1.40)$$

En déformation plane :

$$r_y = \frac{K_{II}^2}{2\pi\sigma_e^2} \left[3 - (8 + 4\nu - 4\nu^2)\sin^2 \frac{\theta}{2} + 9\sin^4 \frac{\theta}{2} \right] \quad (1.41)$$

En utilisant les critères de Tresca et de Von Mises, Mc Clintock a montré que la zone plastique en mode III et en plasticité confinée, prend la forme d'un cercle [31].

$$r_y = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_{III}}{\tau_0} \right)^2 \quad (1.42)$$

En mode mixte et dans le cas général en mode mixte, Rook [35] montre que la taille de la zone plastique après application du critère de Von Mises s'écrit comme suit :

$$r_y = \frac{1}{2\pi\sigma_e^2} \left[K_I^2 \cos^2 \frac{\theta}{2} \left(1 + 3 \sin^2 \frac{\theta}{2} \right) + K_I K_{II} \sin \theta (3 \cos \theta - 1) + K_{II}^2 \left(3 + \sin^2 \frac{\theta}{2} \left(1 - 9 \cos^2 \frac{\theta}{2} \right) \right) \right]$$

(1.43)

En déformation plane :

$$r_y = \left[K_I^2 \cos^2 \frac{\theta}{2} \left((1 - 2\nu) + 3 + \sin^2 \frac{\theta}{2} \right) + K_I K_{II} \sin \theta (3 \cos \theta - (1 - 2\theta)) + K_{II}^2 \left(3 + \sin^2 \frac{\theta}{2} \right) \left((1 - 2\nu)^2 - 9 \cos^2 \frac{\theta}{2} \right) + 3K_{III}^2 \right]$$

(1.44)

Des analyses plus récentes ont été réalisées par Tuba [33] et par Rice et Rosengren [9]. Leurs résultats sont présentés sur la (figure I.12). Selon Tuba [33], le rayon $P r$ est maximal à $\theta = 69^\circ$ Figure. (I.12.a), montré dans la figure pour différentes valeurs σ/σ_e . A cet angle la contrainte de cisaillement est maximale. Rice et Rosengren [9] ont prouvé que la zone plastique est légèrement affectée par le taux d'écroutissage et le point le plus éloigné de la zone plastique est à $\theta = 100^\circ$ Figure (I.12.b). Rice et Rosengren ont montré que la zone plastifiée déterminée par un calcul aux éléments finis en mode I et en déformation plane, prend la forme de deux ailes déterminées par les coordonnées r_x et r_y .

$$r_x = 0.15 \left(\frac{K_I}{\sigma_e} \right)^2 \text{ et } r_y = 0.036 \left(\frac{K_I}{\sigma_e} \right)^2 \quad (1.45)$$

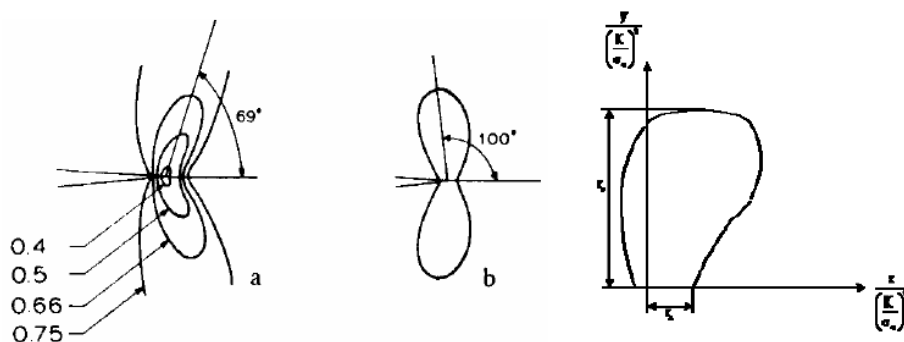


Figure I.12. Forme de la zone plastique:
a) Tuba [33] , b) Rice et Rosengren [9]

I.4.2. Approche de Dugdale

Dugdale [34] a proposé un modèle de bande pour la zone plastique dans des conditions de contraintes planes.

La figure (I.13) illustre le modèle de Dugdale, qui considère une fissure de longueur $a+r$ avec des contraintes de compression d'intensité de la limite d'élasticité σ_e , qui s'exercent sur la longueur r près de chacune des extrémités. La longueur r représente la taille de la zone plastique. Le phénomène de fermeture de fissure est provoqué par des contraintes internes puisqu'elles tendent à fermer la fissure. Lorsqu'on charge une structure fissurée, une zone plastique se forme à l'extrémité de la fissure. Lors de la décharge, le reste de la structure, reste élastique, exerce alors sur la zone plastique des contraintes de compression σ_e . Le rayon de la zone plastique selon le modèle de Dugdale s'exprime par :

$$R_d = \frac{\pi}{8} \left[\frac{K(1)}{\sigma_e} \right]^2 \quad (1.46)$$

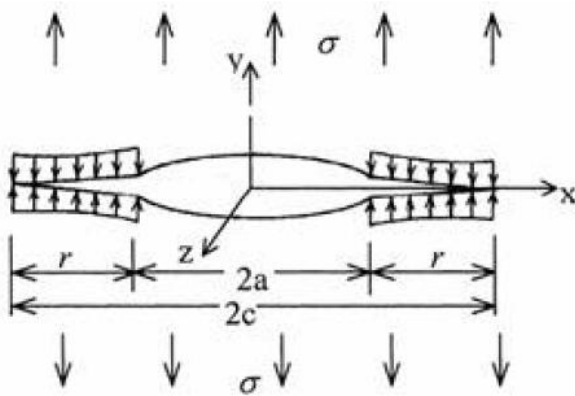


Figure I.13. Modèle de la zone plastique de Dugdale

I.5. Conclusion

Le comportement à la rupture d'une structure fissurée peut être décrit soit par l'approche globale basée sur un bilan énergétique soit par l'approche locale basée sur le champ de contraintes en pointe de fissure. Dans l'hypothèse du comportement élastique linéaire, les différentes expressions du taux de restitution d'énergie permettent, d'une part, d'avoir des relations avec le facteur d'intensités de contrainte et d'autre part, une caractérisation expérimentale simple. Si ces deux paramètres (K et G) sont essentiels pour la mécanique de la rupture, elles ne restent valables que pour un comportement élastique linéaire. Cependant, la prise en compte du comportement réel des structures est nécessaire pour définir d'autres paramètres de rupture tenant compte de l'effet de la plasticité.

Le concept de l'intégrale J a permis l'extension de la mécanique de la rupture au comportement élastoplastique des matériaux. Les caractéristiques attractives de l'intégrale J sont à l'origine du succès de ce paramètre. De nombreuses normes proposent des grandeurs caractérisant l'amorçage et la propagation stables de la fissure.

Au point de vue expérimental, certains travaux ont montré que l'intégrale J peut être liée linéairement à l'ouverture de la fissure CTOD; ces travaux confirment la loi de Rice. Cependant, la valeur du coefficient de proportionnalité diffère d'un auteur à l'autre. A la base de ces paramètres plusieurs critères de bifurcation établis, permettent une meilleure caractérisation à la rupture des matériaux.

Lorsque les contraintes en pointe de fissure dépassent la limite d'élasticité du matériau, il se forme à l'extrémité de la fissure une zone plastique. Au delà d'une certaine plastification la mécanique linéaire de la rupture devient progressivement imprécise et le facteur d'intensité de contrainte n'est plus adapté à la description des champs des contraintes et des déplacements à l'extrémité de la fissure. Plusieurs auteurs ont tenté d'évaluer la forme et la taille de la zone plastifiée en bout de fissure en se basant sur les critères classiques de l'élasticité ou par calcul par la méthode des éléments finis.

Chapitre II : comportement mécanique des pipelines

II.1 Introduction

Ce chapitre est consacré à l'étude de la nocivité de différents types de défauts géométriques que l'on peut rencontrer dans les tuyaux métalliques (défauts causés par impact avec un corps étranger, les fissures ainsi que les cratères de corrosion) et plus particulièrement les fissures. Les méthodes utilisées pour le contrôle de cette nocivité (Analyse limite, Mécanique de la rupture d'entaille et Mécanique de la rupture) seront décrites dans ce chapitre.

Après une introduction, une première partie est consacrée à la présentation des pipelines. Et la deuxième partie présente un historique des méthodes et des codes utilisés pour le contrôle des canalisations présentant des défauts, la troisième partie sera dédiée aux différents types de défauts que l'on peut rencontrer dans les canalisations. La quatrième partie illustre les méthodes et les outils d'évaluations de la nocivité de ces défauts et se termine par une conclusion.

L'énergie nécessaire aux activités des industries est souvent transportée par l'intermédiaire de canalisations pour des raisons de coût et de sécurité. Ces structures sont principalement utilisées

pour le transport sous pression des substances inflammables, avec des exigences de sécurité accrue contre l'endommagement ou le risque de rupture.

Des études statistiques ont par ailleurs montré la très grande importance des endommagements par impact. Ces dommages peuvent se produire au cours de fouilles pour l'entretien ou pour de nouveaux travaux de génie civil à proximité des canalisations. Environ 50% des endommagements enregistrés sur les pipelines en Europe et 53.5% aux États-Unis sont causés par des interférences mécaniques [1] dues aux contacts avec des corps étrangers.

Ce problème a nécessité l'utilisation d'outils spécifiques pour analyser les dommages éventuels des canalisations dus à ces impacts externes statiques ou dynamiques.

Les défauts dans les canalisations en présence ou en l'absence de pression interne ont été étudiés ces dernières années eu égard aux risques encourus dans ce domaine selon divers types d'approches : théoriques, numériques ou expérimentales [1,2,3,4,5,6].

II.2.Histoire et technologie des pipelines

Le premier pipeline a été construit en 1869 par Benson pour éviter le monopole du transport de pétrole par chemin de fer que Rockefeller s'était assuré. Des progrès technologiques énormes ont été réalisés dans tous ces domaines, surtout depuis 1950. Les coûts de transport ont été réduits partout mais certaines méthodes restent beaucoup plus chères que d'autres.

La technologie des tuyauteries a été révolutionnée, surtout par les progrès de la soudure. Des machines automatiques produisent de grands tuyaux de diamètre précis. Ils sont acheminés sur place et mis dans des tranchées ou sur des support par des grues spéciales. Des systèmes permettent d'emboîter les tuyaux avec précision. Les tubes soudés peuvent suivre le relief du terrain et n'ont pas de fuites malgré des pressions internes de plus de 10 atmosphère. La construction d'un pipeline peut ainsi progresser de un km par jour.

Les pointes de pression causées par des coups de bélier ou autres peuvent être importants. La structure, les parois et les soudures doivent résister à des pressions très élevées, de l'ordre de 100 atmosphère. Des stations de pompage sont installées tous les disons 40 km. Elles comprennent des pompes centrifuges de grande puissance, des valves commandées à distance et des réservoirs préfabriqués. L'entretien est réduit. Des sections de pipelines peuvent être isolées pour vérification, nettoyage ou réparation. Des chariots robots circulent dans les pipelines pour les inspecter ou les nettoyer.

II.3. Définition

un pipeline est une conduite destinée à l'acheminement de matières gazeuses, liquides, solides ou polyphasiques, d'un endroit à un autre. Le diamètre nominal d'une canalisation peut aller de trente millimètres environ (un pouce un quart) pour des fluides spéciaux jusqu'à plus de trois mètres vingt (soixante-huit pouces) pour les adductions d'eau.

Lorsqu'une canalisation a un très petit diamètre (moins de trente millimètres environ), on parle plutôt de *tuyauterie*.

Un pipeline se caractérise tout d'abord par sa ligne qui est constituée de tubes d'acier pouvant résister à une pression de 100 bars environ. Son diamètre courant est compris entre 6 et 42 pouces (soit 15 cm à 1 mètre). Son épaisseur varie de 4 à 13 mm. La profondeur d'enfouissement dans le sol varie de 0,6 à 1 mètre selon son ancienneté et ses lieux de passages.

Les caractéristiques des tubes (diamètre, épaisseur, type d'acier) sont définies par calcul en fonction de plusieurs paramètres tels que : le débit souhaité, le profil du terrain, les zones environnementales traversées, la réglementation en vigueur, etc....

Les tubes sont protégés extérieurement par un revêtement isolant (brai, bandes, polymère, etc...) leur évitant toute agression venant du milieu environnant ; cette protection est complétée par l'imposition d'un potentiel électrique (procédé dit de « protection cathodique ») empêchant les courants vagabonds de provoquer une corrosion extérieure à la conduite.

Des stations de pompage permettent de faire avancer le ou les liquides contenus dans la ligne. Elles sont composées de pompes entraînées par des moteurs électriques ou thermiques (plus rarement), d'une puissance allant de 200 à 1500 KW. Dans ces conditions, les débits réalisables peuvent fluctuer de quelques centaines de m³ /h à 2500 m³ /h, ce qui représente des volumes considérables comparés aux autres moyens de transport. La vitesse de déplacement de la veine fluide, quant à elle, reste faible : 1 à 3 m/s (soit 3,6 à 10 Km/h).

On distingue les stations de pompage expéditrices (dites aussi « de tête ») prenant en charge les produits confiés au pipelineur , des stations intermédiaires (dites « relais ») situées le long de la ligne et capables d'assurer le débit de pompage souhaité.

Des terminaux, situés en entrée et en sortie de chaque pipeline, permettent de prendre en compte les volumes des produits pris en charge ainsi que leurs caractéristiques physico-chimiques.

Toutes les installations du pipeline sont téléconduites à partir d'un dispatching capable de détecter des anomalies pouvant survenir et de réagir en conséquence.

II.4. Les types de pipeline

Le type et le nom d'une canalisation dépendent des caractéristiques physiques et des conditions d'acheminement du produit à déplacer.

- Pour le gaz naturel, on parle de gazoduc ;
- Pour le pétrole, on parle d'oléoduc ;
- Pour l'eau industrielle, il s'agit de conduite ou d'émissaire. Le terme d'aqueduc est plutôt réservé aux ouvrages maçonnés, avec écoulement libre de l'eau ;
- Pour l'eau salée, on utilise le terme de saumoduc ;
- Pour l'oxygène, on utilise le terme d'oxygénoduc ou d'oxyduc ;

- Pour l'hydrogène, on utilise le terme d'hydrogénéoduc.

De manière générale, le suffixe d'origine latine "ductus", dérivé de "ducere" qui veut dire "conduire", permet ainsi de construire le nom français d'une canalisation spécialisée pour l'acheminement d'un type de produit particulier.

II.5. Matériaux d'une canalisation

Les matériaux constitutifs d'une canalisation dépendent de la nature et de l'état des produits qu'elle doit acheminer.

Les oléoducs et gazoducs sont le plus souvent construits à partir de tubes d'acier soudés bout à bout, revêtus extérieurement voire intérieurement et généralement enfouis dans le sol ;

Les saumoducs ainsi que les oléoducs et les gazoducs de transport à haute pression sont construits avec des tubes d'acier soudés bout à bout et revêtus ;

Les gazoducs de distribution de gaz moyenne pression sont généralement en polyéthylène haute densité (PEHD) ;

II.6. Evolution des dimensions des tubes et des conduites

L'amélioration de l'efficacité du transport par canalisation est possible par l'accroissement de la capacité de transport en augmentant les diamètres des conduites, la pression de service, la diminution de la rugosité de la surface interne des tubes et enfin par l'amélioration de la fiabilité de fonctionnement.

De nombreuses études montrent que les facteurs ayant une influence maximale sur la capacité portante des pipelines sont par ordre décroissant : le diamètre, la pression de service, les distances entre les stations de compression, les taux de compression et la température moyenne de la matière transportée. Alors, ce n'est pas par hasard que ces trente dernières années, on était témoin de la construction des pipelines magistraux de grands diamètres de plus de 1420 mm et le passage de la pression de service de 7,5 MPa à 100 MPa et même 120 MPa. La dépense spécifique en métal des tubes diminue avec l'accroissement du diamètre à la puissance 0,6 et est proportionnelle à l'augmentation de la limite de rupture des aciers selon le matériau. Si l'on considère qu'actuellement on atteint le diamètre limite des pipelines (1420 mm), alors la tendance principale pour réaliser une économie de métal est l'amélioration des propriétés mécaniques des aciers des tubes. L'augmentation des caractéristiques de résistance de l'acier seule, permet de garder le niveau actuel des épaisseurs des tubes et éviter les problèmes liés au soudage et au montage de la conduite sur le tracé. D'autre part, l'augmentation de la capacité de transport des pipelines est réalisable par l'augmentation de la fiabilité structurelle des tubes et leurs joints de soudure. Le passage à la construction des pipelines pour des pressions plus élevées est réalisable par la conception des tubes à construction spéciale : tubes à parois épaisses, à multicouches et à bandage.

Il ressort cependant, qu'avec l'organisation de la production en masse des aciers modernes de laminage contrôlé pour la fabrication des tubes, l'intérêt des tubes de construction spéciale a brusquement chuté. Il semble que dans l'avenir proche, il ne faut pas s'attendre à des constructions nouvelles de tubes, vu que les paramètres réels des pipelines sont déjà proches de leur valeur optimale. Cependant, le développement de la production des tubes sera déterminé par les indices technico-économiques du transport par canalisation des hydrocarbures et aussi par les réserves de gaz et de pétrole qui sont loin d'être inépuisables.

II.7. Evolution des caractéristiques mécaniques des tubes

Le développement des transports à grande distance de quantités importantes d'hydrocarbures a nécessité l'emploi des tubes de grands diamètres, exploités à des pressions plus élevées. Pour éviter d'atteindre des épaisseurs difficiles à souder et faire des économies d'acier, on a eu recours à de nouvelles nuances à caractéristiques mécaniques améliorées. C'est ainsi qu'on a vu apparaître les grades X60, X65, X70, X80 et même X100. Les aciers des tubes peuvent être divisés en deux groupes :

aciers au carbone faiblement alliés et aciers à faible teneur en carbone faiblement alliés. Dans le premier groupe on trouve les aciers ferrito-perlitique X42 à X52 (selon API) renfermant jusqu'à 0,3 % C, 1,6 % Mn, 0,7 % Si. Dans le deuxième groupe on trouve les aciers ferrito-perlitiques faiblement alliés à basse teneur en carbone X56, X50, X65, X70 renfermant 0,12 % C, 0,45 % Si, 0,25 % S, 1,9 % Mn, 0,1 % V, 0,1Nb, 0,015 % Al.

II.8. Un peu d'histoire sur les méthodes d'évaluation des pipelines à défauts

L'effet des défauts dans les structures a été étudié qualitativement à partir du 15ème siècle par Leonard de Vinci. Celui-ci a mesuré la force d'élongation d'un fil de fer, et a observé que la force d'élongation du fil était plus importante pour un fil court qu'un fil long. Il a introduit le concept de distribution volumique des défauts.

En 1920, Griffith a publié pour la première fois une formule reliant la contrainte à rupture à la taille des irrégularités (défauts). Cette relation découle d'un simple bilan énergétique à partir d'une analyse des contraintes au niveau d'un trou elliptique faite précédemment et de la première loi de la thermodynamique. Toutefois, ces travaux sont applicables uniquement aux matériaux parfaitement élastiques.

Avant les années 1950, l'ingénierie des structures ne prenait pas en considération la présence des fissures, ces dernières étant jugées inacceptables en terme de qualité, sans avoir été évaluées quantitativement.

Dans les années 1950, il y avait un intérêt majeur pour l'industrie aéronautique aux Etats-Unis, notamment pour la rupture des alliages d'aluminium, et dans les années 1960, cet intérêt s'est déplacé aux risques de rupture dans les centrales nucléaires.

Cela conduira à la mise au point de la mécanique élastoplastique de la rupture en utilisant diverses approches (facteur d'intensité de contraintes (K), Intégrale J et écartement de fissure (CTOD)). Les décennies 1950 et 1960 ont également été une période où la sécurité des canalisations de gaz et de pétrole a commencé à préoccuper les compagnies pétrolières, principalement aux Etats-Unis en raison de la taille et du vieillissement des ces canalisations.

Les premiers travaux de recherche sur la rupture des pipelines présentant des défauts ont été réalisés par John F. Kiefner et al. à l'institut de Battelle [09]. La majorité de ces travaux était basée sur des essais d'éclatements de tubes. L'objectif principal de ces travaux était de fournir et de comprendre les relations entre les essais d'éclatements et la taille des défauts détectés.

C'est grâce aux travaux de Kiefner que le code ASME 1 / ANSI 2 B31G a été développé, le code "Manual for Determining the Remaining Strength of Corroded Pipelines" a été publié pour la première fois en 1984 au Etas Unis. Il a été modifié et republié en 1991.

1. ASME: American Society of Mechanical Engineers, Etats-Unis.

2. ANSI : American National Standards Institute, Etats-Unis.

D'autres codes et manuels ont été développés depuis, citons : le code DNV3, le code RSTRENG 4, API 5 579 et le manuel PDAM 6 qui sera développé en partie par la suite.

L'organigramme suivant donne une petite illustration de quelques outils (codes et manuels) et leurs développement et validations avec le temps dans le cas des canalisations comportant des défauts.

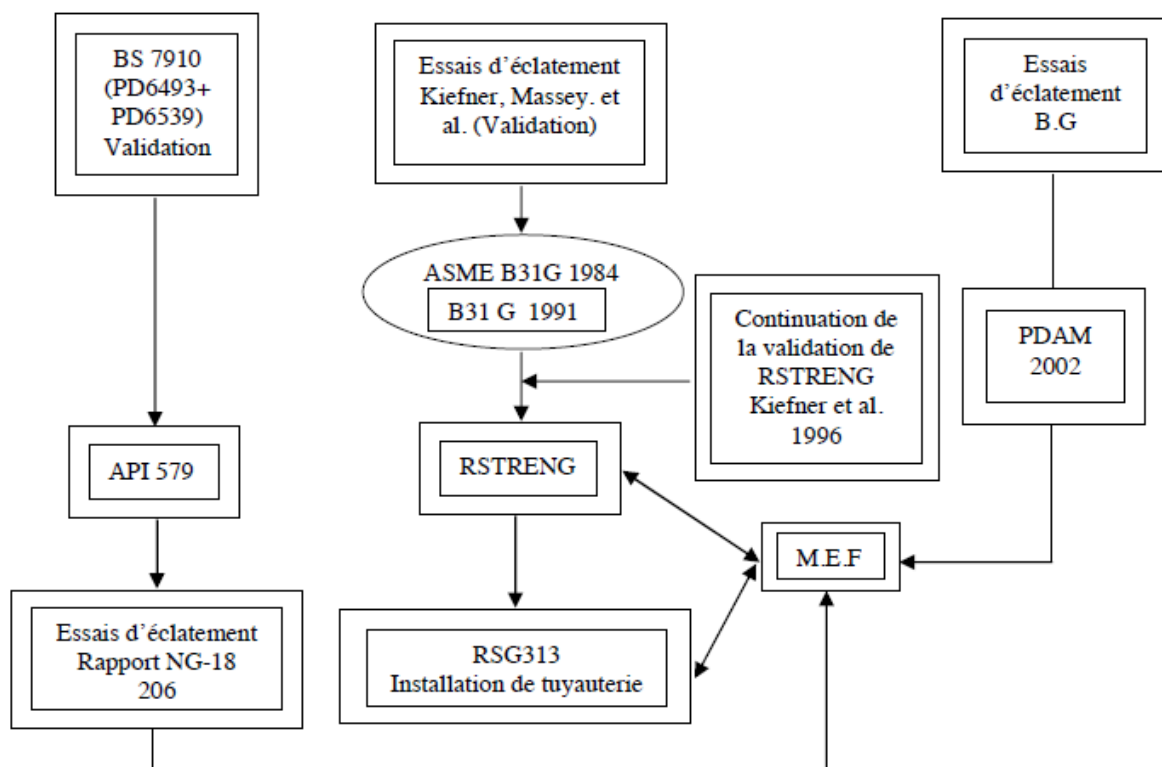


Figure II.1 : Les différents outils et codes utilisés pour l'évaluation des pipelines à défauts ainsi que leurs développements avec le temps

II.8.1 Le PDAM (The Pipeline Defect Assessment Manual)

Il existe plusieurs codes et manuels techniques d'évaluation des défauts dans les canalisations, les plus utilisés ont été cités précédemment, ces derniers utilisent simultanément la mécanique de rupture et l'analyse limite. Les résultats analytiques et numériques obtenus sont renforcés par des résultats expérimentaux. Pour mieux comprendre le fonctionnement et l'application de ces codes et manuels, une brève présentation du PDAM est faite ci-après [10].

II.8.1.1 Présentation du PDAM

PDAM est un manuel d'évaluation des défauts dans les pipelines. Ce dernier contient les différentes techniques disponibles actuellement pour l'évaluation des défauts des canalisations (corrosion, soudures, indentation, éraflures, ...).

Ce manuel est basé essentiellement sur des essais mécaniques et permet de maintenir un niveau de sécurité élevé. En plus de l'identification des meilleures méthodes, ce manuel a servi aussi à donner les limites empiriques de l'application des méthodes existantes. Ce document est considéré comme une aide pour la maintenance des canalisations pouvant présenter des défauts. Il a été établi en août 2002.

Le PDAM suit le format suivant pour chaque méthode d'évaluation de défaut :

- * Une brève définition du type de défaut,
- * Une figure illustrant les dimensions et l'orientation du défaut relativement à l'axe du tube,
- * Les notes sommaires qui accentuent les problèmes particuliers associés au défaut,
- * Un organigramme récapitulant l'évaluation du défaut,
- * L'information minimum requise pour évaluer le défaut,
- * La méthode d'évaluation,
- * La gamme d'applicabilité de la méthode et toutes limitations spécifiques,
- * Un modèle d'incertitude approprié à l'application de la méthode d'évaluation,
- * Un exemple d'application de la méthode d'évaluation,
- * Les références utilisées.

II.8.1.2 Les différents et principaux types de défauts évalués dans le PDAM

- * Défauts de corrosions,
- * Éraflures,
- * Enfoncements (lisses, dans des soudures, combinés avec éraflures, ...etc.),
- * Défauts de fabrication dans les tubes,
- * Différents types de défauts dans les soudures et les fissures.

II.8.2 Inspection et maintenance des canalisations en service

L'inspection et la maintenance des canalisations en services est un domaine multidisciplinaire, il associe trois secteurs technologiques: Inspection, Matériaux et Mécanique [5]. Ces trois secteurs sont présentés dans la figure (II.2) avec leurs diverses fonctions.

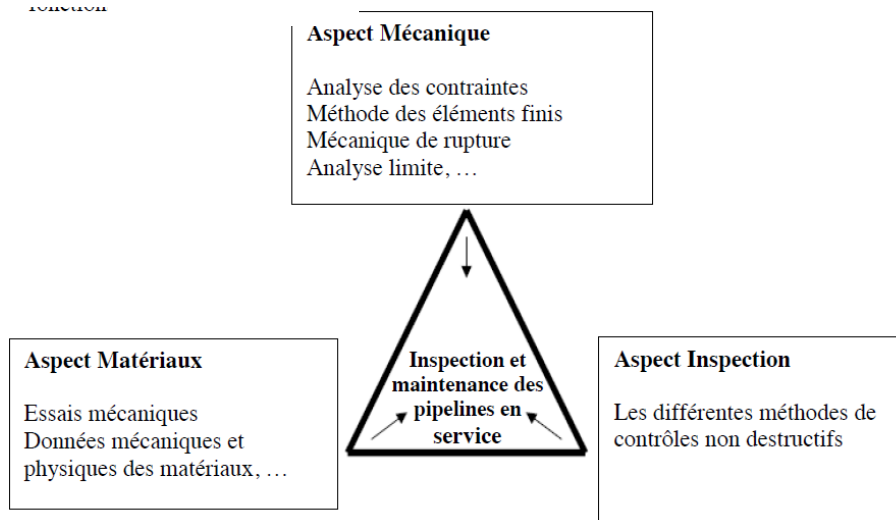


Figure II.2 : Les trois secteurs technologiques impliqués dans l'inspection et la maintenance des pipelines en service

Ces trois secteurs sont représentés par les sommets du triangle de la figure (II.2).

Les inspecteurs sont les yeux et les oreilles de chaque unité opérationnelle ; ils examinent, regardent et recueillent des données critiques à l'issue de l'inspection. Ils examinent les problèmes et spécifient le type et la procédure de réparation.

Les spécialistes des matériaux représentent le second secteur, ces derniers ont connaissances des différents matériaux utilisés ainsi que leurs différentes propriétés mécaniques et physiques pour en optimiser le choix.

Le troisième et dernier secteur est celui de la mécanique, il a comme objectif l'évaluation des contraintes auxquelles sont soumises les canalisations au moyen de diverses techniques analytiques et théoriques existantes à ce jour (Exemple: les éléments finis, la mécanique de la rupture, l'analyse limite, ...).

Le besoin économique et sécuritaire a conduit les chercheurs et les ingénieurs à mener des études très poussées dans cette perspective afin de faire une évaluation plus précise de la nocivité des défauts rencontrés dans les canalisations.

II .9 Différents types de défauts précurseurs de la rupture des canalisations

Les canalisations sont largement employées pour le transport de fluides et de gaz car c'est le mode d'acheminement actuellement le plus économique. L'accroissement de leur diamètre et de la pression de service augmentent le risque de rupture amorcée à partir de défauts. La présence d'un défaut dans une canalisation associée à l'effet de la pression interne pourra provoquer une rupture localisée induisant une fuite et éventuellement une explosion.

Généralement, pour les canalisations, on distingue les défauts suivants: les cratères de corrosion, les fissures, les enfoncements, les éraflures et le défaut dit combiné (enfoncement + éraflures). dans notre cas ce qui nous intéresse le plus c'est les fissures.

II.9.1 Les caractères de corrosion

Le problème de corrosion dans les pipelines à été traité par plusieurs auteurs [09, 11, 12, 13].

Généralement la corrosion est très présente sur les canalisations métalliques, elle conduit à une diminution de l'épaisseur des canalisations dans les zones affectées comme la montre la figure (II.3).

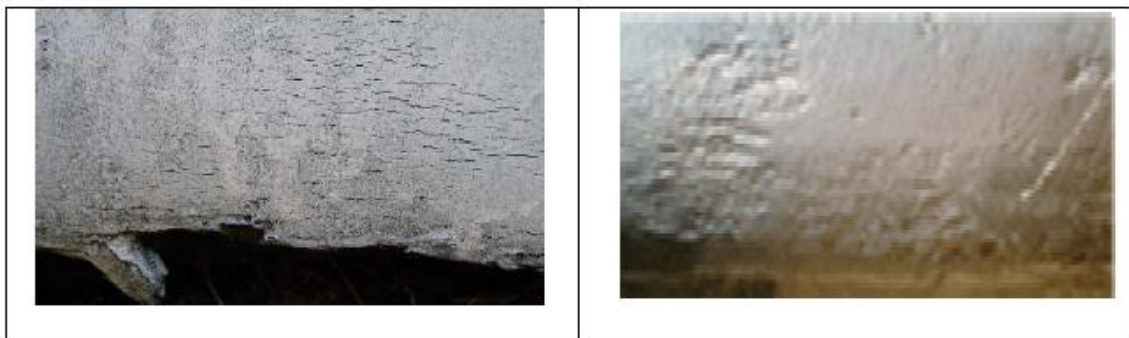
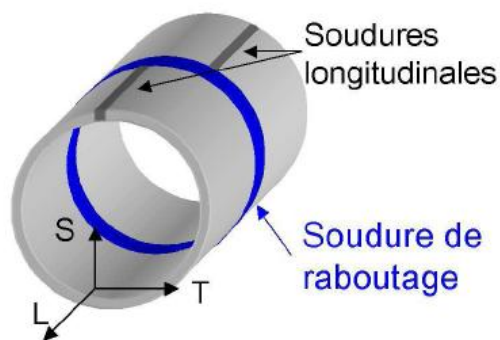


Figure II.3: Défaut de corrosion sur la paroi externe d'une canalisation métallique

II.9.2 Les fissures

Au cours des dix dernières années, plusieurs études ont été réalisées dans le domaine d'évaluation et de contrôle de la nocivité des défauts de surfaces dans les pipelines [14, 15, 16, 17, 18]. Ces défauts de surface résultent par exemple dans : la corrosion, les endommagements causés par des agressions de forces externes ou aussi les défauts de soudures et sont assimilés à des fissures semi elliptiques par conservatisme.

Les canalisations sont le plus souvent assemblées à partir de la jonction de tubes d'acier soudés. Ces tubes sont roulés et soudés longitudinalement en usine, par contre les soudures bout à bout (soudure de raboutage) sont réalisées sur chantier (voir figure II.6).



L : sens long du tube T : sens travers tube S : épaisseur du tube

Figure II.4 : Soudure de raboutage et longitudinale dans une canalisation

Les soudures longitudinales réalisées lors du formage du tube en usine sont considérées comme moins critiques vis-à-vis de la rupture de la canalisation, car elles sont contrôlées avant de transférer les tubes sur chantier. Par contre, les soudures réalisées sur chantier (soudage bout à bout) peuvent présenter des fissures car elles sont parfois réalisées dans des conditions difficiles. De plus, elles ne sont pas forcément contrôlées.

Les défauts rencontrés dans les joints soudés sont généralement assimilés à des fissures, comme celles résultant d'un manque de pénétration de la matière (voir figure II.7).

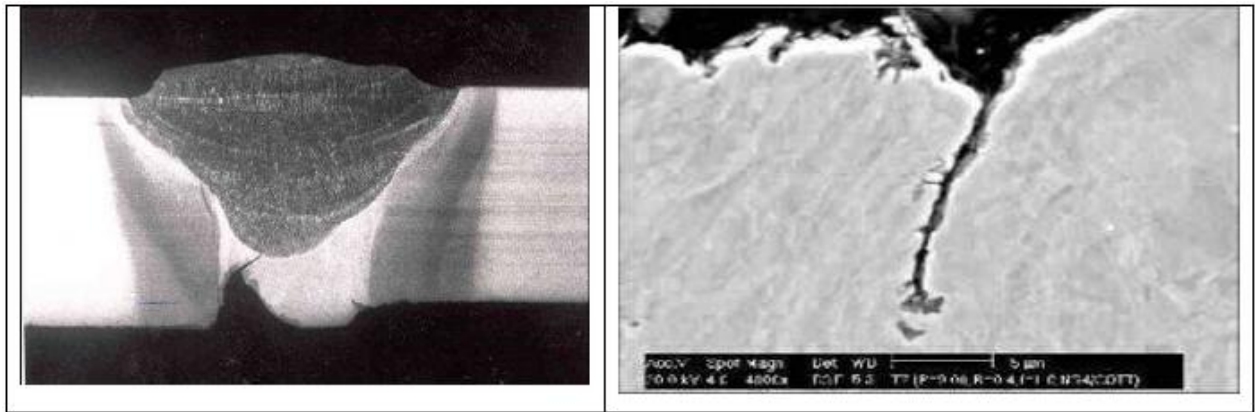


Figure II.5: Fissure dans des joints soudés

II.9.3 Les éraflures

Lors des opérations de maintenance des tuyaux, il arrive que par maladresse ou négligence ou par défaut de précautions, le tuyau soit soumis à des agressions mécaniques. Lorsque les personnes intervenant sur chantier n'arrivent pas à localiser le tuyau enterré avec suffisamment de précision, il arrive fréquemment que le tuyau soit soumis à un choc provoqué par un outil (coup de pic par exemple) ou un engin de chantier (choc d'une dent de godet par exemple, voir figure II.6.a). La plupart du temps, l'incident passe inaperçu ou n'est pas signalé tout simplement.

Définition d'une éraflure

Une éraflure est un endommagement superficiel de la surface dû à un contact avec un objet étranger qui provoque un enlèvement de matière (figure II-6-a). Cette éraflure peut être considérée comme une entaille. Les dimensions d'une éraflure sont définies de façon que la longueur soit plus grande que la largeur [07].

Le choc causé par l'agression externe peut néanmoins provoquer de graves endommagements au tuyau. En service, l'action de la pression pourra provoquer une rupture localisée qui provoquera elle-même une fuite et éventuellement une explosion.

Un exemple récent de grave accident résultant de ce processus a eu lieu en Belgique en été 2004 (voir figure II.6.b).

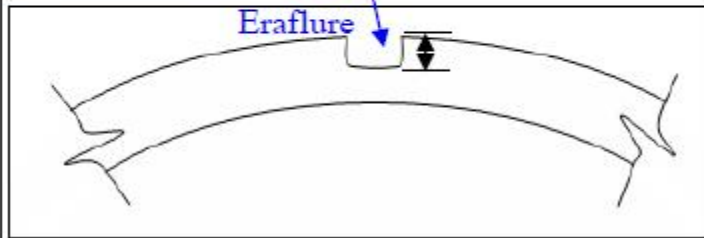


Figure II.6.a : Engin de chantier en Travaux



Figure II.6.b : Photo d'une explosion d'un tuyau de gaz impacté par un godet d'un engin (Belgique juillet 04)

II.9.4 Les Enfoncements

Comme on l'a déjà mentionné, lors des opérations de maintenance des canalisations, il arrive par maladresse ou négligence que le tuyau soit soumis à une agression externe. Les enfoncements sont l'un des endommagements qu'on peut rencontrer sur les tuyaux impactés.

Définition d'un enfoncement

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

La profondeur de cet enfoncement est définie comme la réduction maximale du diamètre du tuyau par rapport à son diamètre initial (voir figure II.7.a et II.7.b)

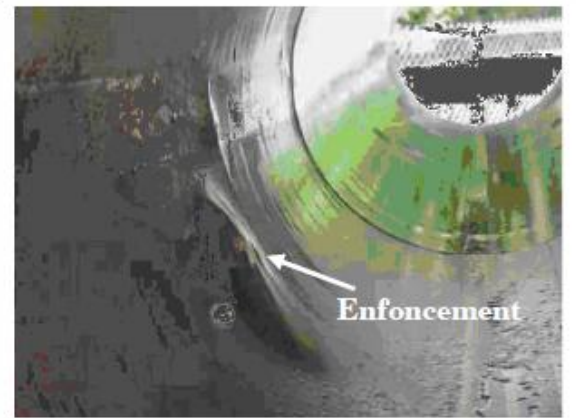
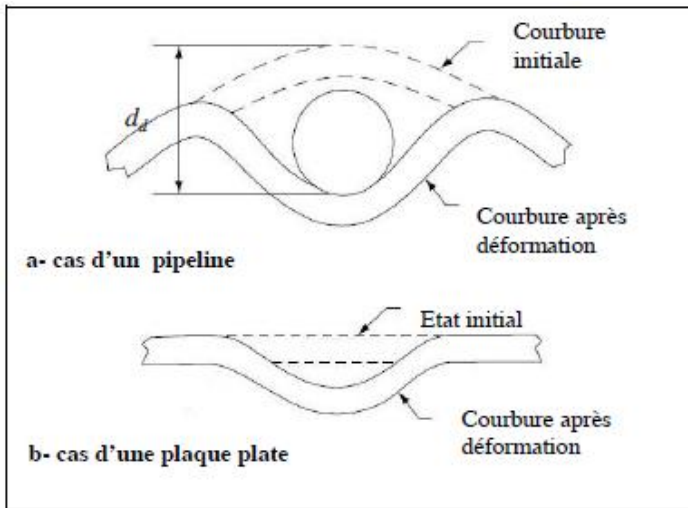


Figure II.7.a: Géométrie d'un enfoncement enfoncé

Figure II.7.b : Photo d'un pipeline

Un enfoncement provoque une concentration locale de contrainte et de déformation et une réduction locale du diamètre du tuyau. La présence des enfoncements dans les tuyaux peut se résumer au cas suivants [2, 3]:

- * indentation lisse: ce type d'enfoncement correspond à celui où il n'y a pas de réduction de l'épaisseur de la paroi du tube.
- * Indentation pliée: c'est un enfoncement qui provoque un changement brusque de la paroi du pipeline.
- * indentation dans des soudures, cette configuration traduit la combinaison d'un enfoncement et d'un autre défaut car les soudures sont susceptibles de présenter des fissures, ...

II.9.5 Les défauts combinés (enfoncements + éraflures)

Un enfoncement est une déformation plastique permanente de la section du pipeline due à un contact avec un corps étranger (agression externe), ce même contact peut aussi provoquer un enlèvement de la matière. Dans ce cas, on se retrouve dans une situation où on a un défaut combiné (enfoncement + éraflure, voir figure II.8.a et II. 8.b). Ce type de défaut est très compliqué car il implique des non linéarités géométriques et matérielles.

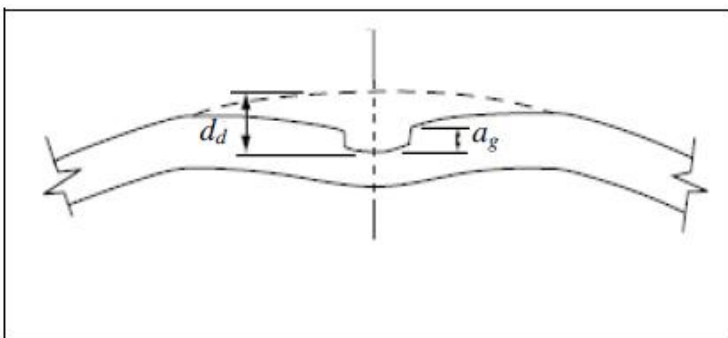


Figure II.8.a : Géométrie d'un défaut combiné

Figure II.8.b : Photo d'une

La présence d'un défaut tel qu'un enfoncement + éraflure dans une canalisation est très dangereuse. En effet, en plus de la concentration de contraintes provoquée par l'agression externe, il y a aussi une réduction de l'épaisseur du pipeline due à la présence de l'éraflure. En conséquence, on constate une diminution locale de la résistance mécanique de la Canalisation. Les relations empiriques qui permettent la prédiction de la pression d'éclatement d'un enfoncement contenant une éraflure sont proposées par British Gaz [19, 20], l'EPRG [21] et Batelle [09, 16, 23].

II.10. Méthodes et outils pour évaluer et contrôler la nocivité des défauts dans les canalisations

II.10.1 Méthode d'étude

Compte tenu de la difficulté de résolution analytique exacte des équations régissant le comportement mécanique des structures fissurées; la simulation numérique et l'expérimentation se sont imposées comme seuls moyens d'étude. Ces deux voies complémentaires sont à la base des travaux réalisées dans ce domaine. Mais dans le souci d'offrir des méthodes simples et rapides, des méthodes approchées analytiques déduites principalement des méthodes numériques ont vu le jour. Ces méthodes, établies principalement par de grandes firmes, constituent en soi, actuellement, des normes de calcul.

Des projets de recherche numérique ont été conduits ces 50 dernières années sur le comportement des pipes soumis aux simples charges ou charges combinées. Un examen de certaines études ont été résumé par Youcef Ghodsi (1994) [26]. Del Col et Al (1998) [27] ont fournit un examen détaillé des études entreprises entre 94 et 98.

Hauchet Bai [28] ont entrepris une étude analytique sur l'influence du mouvement de flexion, pour élaborer un ensemble de critères de conception pour le choix de l'épaisseur de la paroi du pipe. Les équations de conception ont été basées sur le comportement plastique développé par Mohareb et al [52].

Boukharouba et al. [25] ont publié des résultats expérimentaux réalisés sur tubes sous pression interne contenant un défaut de surface de forme semi-elliptique. Un exemple de leur résultat est montré dans la figure II.9.

On relève que la courbe d'évolution de la forme de la fissure initialement semi elliptique converge vers une asymptote quasi horizontale. Les auteurs concluent que la propagation se fait en deux phases, la première courte qui correspond à la propagation en profondeur qui se fait de façon prépondérante en comparaison avec la propagation en surface.

La deuxième phase plus longue qui correspond à une propagation homothétique de la fissure en profondeur et en surface. D'où la fissure a tendance à prendre une forme semi-circulaire à la fin de la première phase. Le début de la deuxième phase (et donc la fin de première) dépend principalement de la dimension initiale du défaut (a/c)_i.

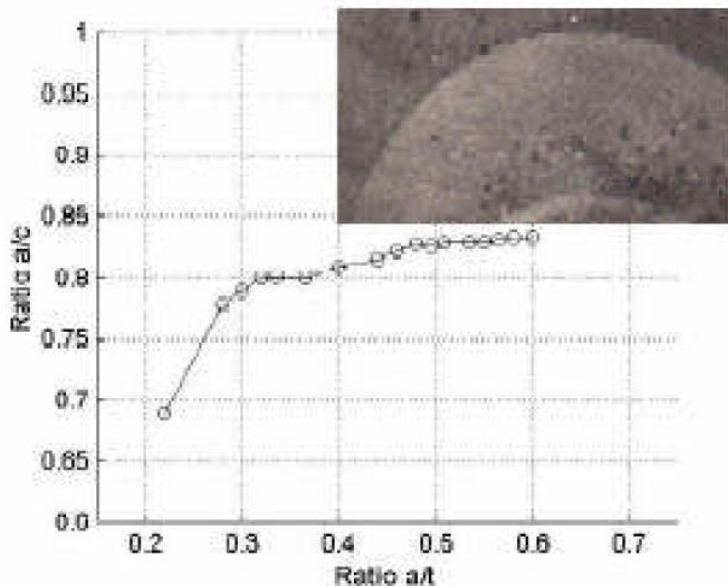


Figure II.9 : Evolution de la forme de fissure

Plus récemment, Yoo and Ando [25], ont réalisé des essais sur tubes de différentes dimensions géométriques en présence de fissures semi-elliptiques circonférentielles de dimensions différentes, chargées en flexion quatre points. Les deux auteurs ont remarqué, pour toutes les configurations étudiées que le rapport a/c tend vers une asymptote légèrement inclinée, stabilisés autour des valeurs 0.7 et 0.9.

Shlyannikov, Tchadaev et Kalatchev [31], ont réalisé une étude numérique sur la progression de fissures semi-élliptiques contenues dans un cylindre. Différentes dimensions géométriques du cylindre et du défaut ont été utilisées. Ces auteurs ont utilisé une approche basée sur la détermination du facteur d'intensité de contrainte calculé localement au point le plus profond et en surface en utilisant l'expression analytique développée par Newman et Raju [32]. Ils concluent que, le rapport des deux demi-axes de l'ellipse a/c tend vers une valeur asymptotique comprise entre 0.46 et 0.52.

Lin et Smith [33], proposent une méthode plus générale que la précédente qui leur permet de prédire le changement de forme de la fissure en suivant à la fois plusieurs points du front. Les auteurs affirment que leur méthode peut être appliquée à n'importe quel défaut de surfaces et en particulier les défauts semi-elliptiques contenus dans n'importe quel type de structures. Les deux auteurs utilisent le facteur d'intensité de contraintes local et une lois de propagation de type Paris-Erdogan [34] pour identifier les nouvelles positions de ces points et ainsi retracer le nouveau front de fissuration Boukharouba et al. [35] calculent le taux de restitution d'énergie en

utilisant des données expérimentales [29]. En minimisant l'énergie potentielle ils aboutissent à la forme finale.

Les auteurs valident leurs résultats sur le front de fissuration réel obtenu par essais [5 et 29]. Un exemple de résultats de calcul comparé aux données expérimentales est représenté dans le figure (II.10). Nous remarquons que dans les deux cas de figure, la précision est d'un degré très appréciable

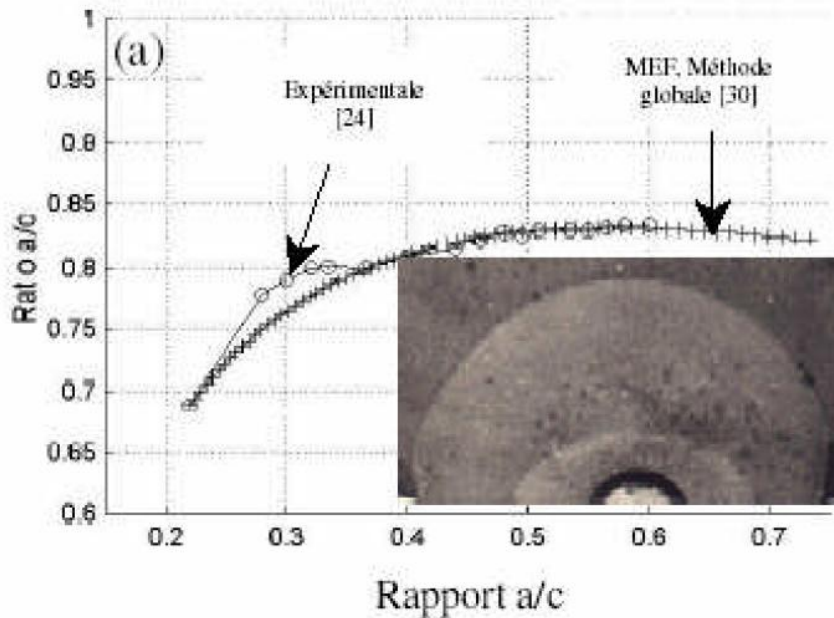


Figure II.10 : Comparaison entre les résultats expérimentaux et MEF

Yang Xinqi et al [36] ont étudié la variation de J le long du front de fissure pour un chargement en flexion. Ils considèrent une forme circonférentielle à épaisseur constante centrée au milieu (fig. II.11). Ils montrent que la répartition est non uniforme le long de la surface et que la valeur max est localisée au centre de la fissure (fig. II.12) pour un chargement en flexion.

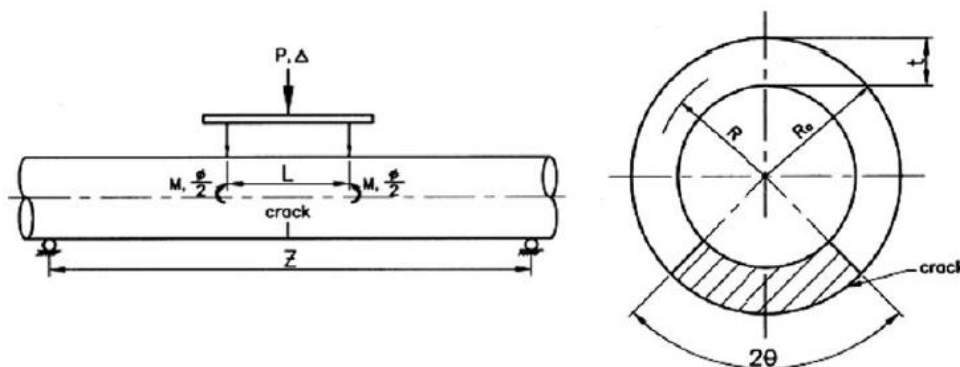


Figure II.11 : Fissure de forme circonférentielle

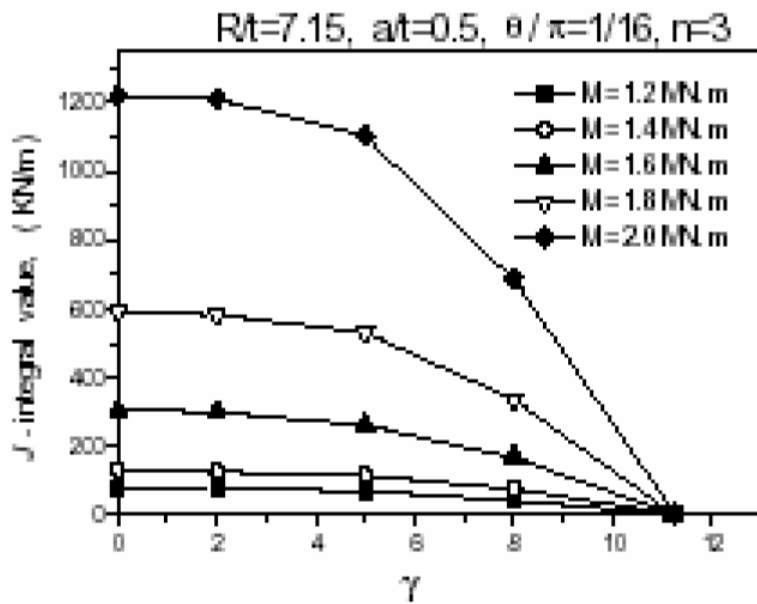


Figure II.12 : Distribution de l'intégrale J le long de la surface pour différents chargement en flexion

L'effet de la position a été étudié par Firmature R et al [37]. L'évaluation de J en flexion pure dans les conditions élastique et élastoplastique en 3D à l'aide du code commercial ABAQUS a permis d'analyser l'influence de l'excentricité de la fissure par rapport au plan de flexion. Les résultats ont montré que lorsque l'excentricité augmente alors J diminue ce qui entraîne que les valeurs élevées de J sont obtenues pour la position symétrique. Cette étude a permis de développer de nouvelles expressions analytiques pour l'influence de l'excentricité.

Sanjeev et al [38] ont évalué l'intégrale J en 3D en utilisant le code d'analyse avancé WARP3D en utilisant différents critères de rupture en élastique et élastoplastique. Les résultats de J sont validés par les résultats expérimentaux de EPRI . La comparaison des résultats a montré une surévaluation de J des valeurs expérimentales.

Smith et al [39] ont entrepris des travaux expérimentaux pour valider un modèle aux éléments finis. Une bonne corrélation entre les résultats du modèle et ceux issus de l'expérimentation a été trouvée, mais elle reste subordonnée à la capacité de prévoir exactement les propriétés spécifique des matériaux à utiliser dans le modèle.

Cette influence des propriétés a été étudié par Yang [40]. L'application de la loi de comportement de R.O entraîne inévitablement une erreur surtout pour les matériaux possédant un palier. Une comparaison avec les méthodes analytiques montre une bonne concordance avec la méthode SC.ENG2.

Vitali et al [41], ont conduit un total de 120 analyses numériques paramétriques dans les quelles le rapport D/t , le rapport de la pression interne sur la charge axiale étaient variables. Ils ont employé des rapports D/t de 20 ;30 ;40 ;60. toute fois leur modèle n'a été validé que pour des données expérimentales pour des rapport de 50 et 63.

Boyd dored [42] a entrepris une analyse paramétrique pour déterminer les contraintes critiques. Les équations proposées étaient validées pour des efforts de flambage et pour des rapports D/t de 51 et 64.

Jacob [43] a étudié l'effet des contraintes induites par la pression pour différents rapports d/e, en fonction des dimensions de la fissure et de la nature des matériaux. Il déduit de ces résultats que ces contraintes n'ont d'influence que pour des n élevés.

Rahman [44] a étudié les fissure intérieures circulaires des pipes soumis à une flexion en introduisant l'analogie de critère de réduction d'épaisseur pour simuler la présence de fissure dans les pipes. Cette étude a permis de dégager les coefficients η pour les calculs analytiques. Il a aussi proposé des méthodes d'évaluation de l'intégrale J et du COD pour les matériaux soudés [45].

Yun-Jae Kim [46] a présenté de validations expérimentales pour deux méthodes d'évaluation de la contrainte de référence pour des pipes fissurés. La première est la méthode R6 où la contrainte de référence est définie à partir de la charge limite et la deuxième est définie par la charge de référence optimisée. Pour la méthode R6, des rapports de la charge expérimentale à la charge prévue s'étendent de 0.54 à 0.96 pour les fissures débouchant et de 0.75 à 0.98 pour les fissures de surface. Pour la deuxième méthode les rapports sont beaucoup plus étroits ; pour les fissures débouchant ils varient de 0.61 à 0.99 et pour les fissures non débouchant, les rapports varie de 0.82 à 1.06.

Kim et al [47] ont étudié l'influence de la charge limites sur la contrainte de référence.

El-Ansary M [48] a réalisé un programme expérimental sur des pipes d'acier de diamètre intérieur de 35mm et de diamètre extérieur W.Guo [49] a étudié expérimentalement l'effet de l'épaisseur sur la rupture des pipes.

le Kc critique et la courbe J-Résistance ont été déterminés pour les conduites épaisses Mohan et al [50] ont proposé un schéma d'évaluation de J et COD pour des pipes coudés.

Chattopadhyay [51] a aussi développé des expressions analytiques pour l'ovalisation des pipes coudés.

II.10.2 L'analyse limite

La théorie de l'analyse limite a fait son apparition à la fin des années 30, elle constitue une partie de la théorie de la plasticité liée à un comportement élastique parfaitement plastique. A partir des années 50, plusieurs études ont débuté sur les défauts dans les pipelines en utilisant l'analyse limite et plus particulièrement les études menées à l'institut Batelle au USA.

L'objectif de ces études étant de donner des solutions analytiques pour le calcul des charges ultimes (Pression ultime). Cela a conduit par la suite à un remplacement progressive du concept de dimensionnement basé sur la notion de la contrainte admissible par celui basé sur les états

limites de chargement. L'analyse limite a été utilisée dans un premier temps pour les tubes corrodés, par la suite elle a été appliquée aux tubes fissurés et récemment on a étendu son utilisation aux tubes enfoncés.

II.10.3 La mécanique de la rupture

Le calcul à la rupture est une méthode ancienne qui est associée à un coefficient de sécurité. Il s'appuie sur la connaissance de la géométrie de la structure et des caractéristiques mécaniques du matériau utilisé pour sa fabrication.

La mécanique de la rupture est une approche qui considère l'état de contrainte près d'une discontinuité existante : fissure ou défaut géométrique de rayon nul.

Elle permet de prévoir, en fonction des dimensions d'une fissure, de l'état de chargement, des caractéristiques du matériau et notamment la ténacité, le chemin de propagation de cette dernière et la condition de rupture associée.

II.10.3.1 fissuration longitudinale dans un tube

La fissuration longitudinale est un mode de rupture qui touche les conduites de grand diamètre et fragiles dans le cas par exemple de canalisations de distribution d'eau en fonte grise. La fissure se propage dans le sens longitudinal, et la pression interne peut provoquer la rupture complète de la canalisation (Fig II.13). Ces ruptures sont souvent causées par des augmentations subites et inhabituelles de pression et des coups de bélier.



Figure II.13 : Mode de rupture d'une canalisation dans le cas d'une fissuration longitudinale

Une procédure basée sur les travaux de Maxey [17, 23] pour le calcul de la pression d'éclatement pour une rupture fragile émanant d'une fissure longitudinale est donnée par la formule suivante :

$$P_e = \frac{4t\sigma_f}{\pi D_e M_s} \cos^{-1}(\exp(-B)) \quad (\text{II.1})$$

Avec σ_f : la contrainte d'écoulement du matériau

D_e : diamètre extérieur de la canalisation

t : épaisseur de la canalisation

Les deux paramètres auxiliaires M_s et B sont donnés par les formules suivantes :

$$M_S = \frac{M_F t - a}{M_F(t - a)} \quad (\text{II.2})$$

$$B = \frac{\pi}{8c} \left(\frac{K_{mat}}{\sigma_y} \right)^2 \quad (\text{II.3})$$

Avec : M_F représente le facteur de Folias, il est donné par :

$$M_F = \sqrt{1 + 0.6275x^2 - 0.003375x^4} \text{ Pour } x \leq 7.07 \quad (\text{II.4})$$

$$M_F = 0.032x^2 + 3.3 \text{ Pour } x > 7.07 \quad (\text{II.5})$$

$$x = \sqrt{\frac{2c}{D_t}} \text{ et } 2c \text{ (Longueur de la fissure)}$$

a: la profondeur de la fissure

K_{mat} : la ténacité du matériau en $MPa \sqrt{m}$

I.9.10.2 Les fissures circonférentielles dans un tube

Outre des fissures longitudinales on peut rencontrer dans les canalisations, aussi des fissures circonférentielles (voir figure II.14). Ces dernières faisant le cas de notre étude peuvent se propager sur toute l'épaisseur de la canalisation et sous les différentes sollicitations, elles conduisent à des ruptures brutales.

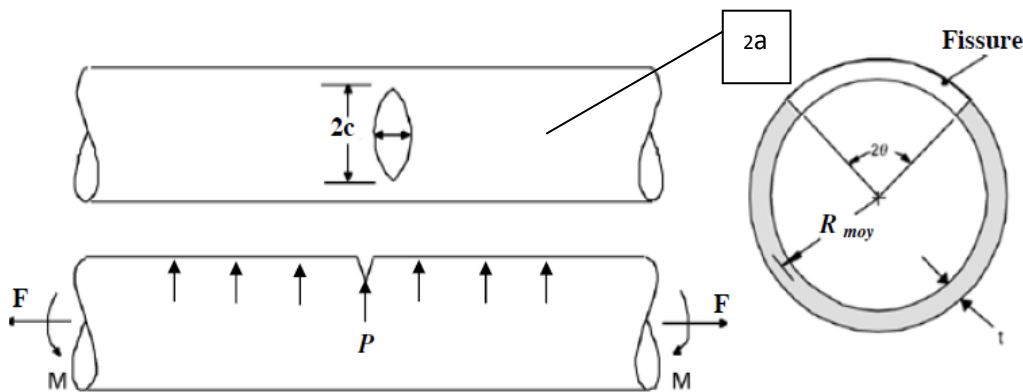


Figure II.14 : Géométrie d'un tube avec une fissure circonférentielle [24]

Le facteur d'intensité de contraintes pour les fissures circonférentielles dans un tube soumis à une force de traction uniaxiale et un moment fléchissant est donné par la formule suivante :

$$K_I = (F_t \sigma_t + F_b \sigma_b) \sqrt{\pi R_m \theta} \quad (\text{II.6})$$

Avec :

F_t et F_b sont les facteurs géométriques correspondants à σ_t et σ_b qui représentent le facteur d'intensité de contraintes normalisée. Ils augmentent avec l'angle de la fissure et le rapport $\frac{R_{moy}}{t}$.

- σ_t et σ_b sont respectivement la contrainte de traction et de flexion, elles sont données par les deux formules suivantes :

$$\sigma_t = \frac{F}{2\pi R_{moy} t} \quad (\text{II.7})$$

$$\sigma_b = \frac{M}{\pi R_{moy}^2 t} \quad (\text{II.8})$$

Dont : R_{moy} est le rayon moyen du tube t est l'épaisseur du tube F et M sont respectivement la force de traction et le moment fléchissant F est donné par la formule suivant :

$$F = \pi \left(R_{moy} - \frac{t}{2} \right) \cdot P \quad (\text{II.9})$$

Avec P est la pression interne du tube.

I.11 .Conclusion

Les pipelines transportant des gaz et des fluides contiennent souvent des défauts pouvant conduire à leur rupture. Ces défauts sont classés en cinq types majeurs : les piqures et cratères de corrosion, les fissures, les entailles (éraflures), les enfoncements (indentations) et les défauts dits combinés (enfoncements+éraflures).

La différence de géométrie et de nature des défauts ont amené les chercheurs à créer des outils spécifiques pour chaque type de défaut en se basant sur l'analyse limite, la mécanique de rupture linéaire et non linéaire, ainsi que l'analyse par éléments finis et l'expérimentation.

L'étude de ce chapitre réalisée correspond à l'état de l'art sur les différents types de défauts contenus dans les canalisations rencontrés dans la littérature ainsi que les outils adaptés pour l'analyse et le contrôle de la nocivité de ces défauts. Ou On sera attaché plus particulièrement et par la suite à un type de défaut : les fissures circonférentielles.

Chapitre III : Réparation par patchs en matériaux composites

III.1.Introduction :

Dans les deux premier chapitres, on a présenté une étude bibliographique de la mécanique de la rupture et le comportement mécanique des pipelines ,les fissures constituant des menaces pour l'intégrité des structures à cause de la multiplication des contraintes au voisinage des têtes de fissures ,leur réparation de la manière la plus efficace constitue un challenge. Pour cela on dispose de deux principales options :

- * attache mécaniques au moyen de rivets, boulons.
- * réparation par collage de patchs composites.

Si les attaches sont plus faciles à effectuer et ne nécessitent pas une technologie avancée ni personnel spécialisé, elles présentent le gros désavantage d'induire des concentrations de contraintes additionnelles. Ceci est indésirable dans la mesure ou elles ont justement pour but de les réduire.

La technologie de réparation par collage au moyen d'adhésif a été initié par l'US Air Force au début des années 1970, San Diégo (Californie)[1]

Cette technologie sera reprise par les australiens qui lui donneront un essor exceptionnel [2].Depuis, elle ne cesse de progresser et de gagner en maturité aussi des recherches sont toujours menées afin d'aider à prédire le comportement des réparations mais aussi pour optimiser leur conception. Le présent travail entre dans le cadre du domaine de pipes endommagés. Ainsi la réparation est constituée de trois composantes distinctes : la structure mère (pipe),la couche d'adhésif et le patch comme montré sur la (figure III .1) .

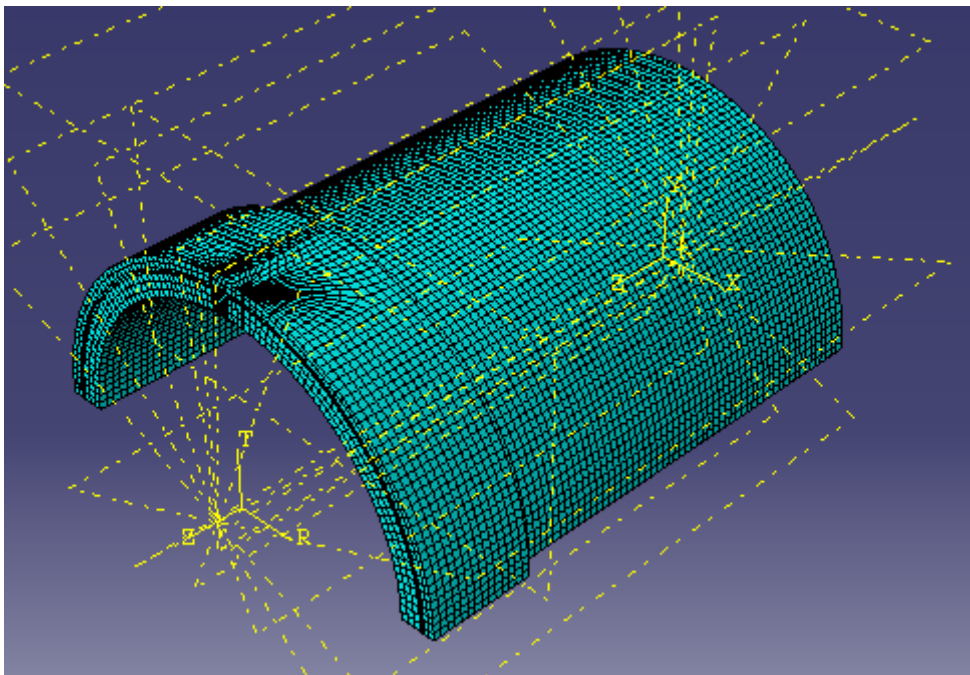


Figure III.1 Configuration Type De Réparation

III.2. Analyse des contraintes :

La réparation de fissures par patchs composites ne peut se limiter à appliquer un patch à la partie endommagée. Certaines conditions doivent être satisfaites. En effet, le patch doit réduire le facteur d'intensité de contraintes à une valeur telle que propagation de la fissure soit arrêtée ou évoluée à un taux acceptable. Aussi pour maintenir l'intégrité du patch, la déformation de cisaillement de l'adhésif et du patch ne doivent pas dépasser certaines valeurs contraintes du couple pipe-patch. Un des aspects les plus importants dans la technologie des patchs composites est l'analyse des contraintes du système pipe- adhésif-patch. On se base sur la théorie de l'élasticité en utilisant les équations d'équilibre et les conditions de compatibilités des déformations ainsi que les conditions limites.

Plusieurs méthodes ont été développées dans ce but. Parmi elles on peut citer la méthode aux éléments finis [3], les éléments frontières [4] et ainsi que les solutions analytiques.

Pour les structures compliquées, une analyse détaillée à trois dimensions par éléments finis peut s'avérer nécessaire. de même qu'il est impératif de développer un model pour l'adhésif. Pour lequel on doit tenir compte des contraintes résiduelles qui sont dues aux contractions thermiques qui se produisent durant la refroidissement. En effet lorsqu'un adhésif est collé à une surface, et que ces derniers sont sujets des changements de température, il existe une différence dans l'expansion des deux matériaux. Cette différence dans l'expansion est à l'origine d'une déformation et contrainte sur l'adhésif, la déformation de cisaillement subie par adhésif est proportionnelle à la différence dans les coefficients d'expansion, de changement de température, et la grandeur de la surface de collage, et elle est inversement proportionnelle à l'épaisseur de adhésif on a alors les relations suivantes :

$$\gamma = (\alpha_1 - \alpha_2) \Delta T \quad (III.1)$$

$$\tau = G \gamma \quad (III.2)$$

γ : la déformation de cisaillement.

a : la longueur de la surface de l'adhésif.

α_1 : est le coefficient d'expansion du premier matériaux.

α_2 : est le coefficient d'expansion du seconde matériaux

Δ : est le changement de température

τ : étant la contraintes de cisaillement de l'adhésif.

G : étant une approximation conservative.

Car la contrainte réelle subie par l'adhésif est réduite par la compliance du substrat. Cependant cette approximation est valable quand l'adhésif est mince comparé au substrat. Si cette contrainte est supérieure à la contrainte de cisaillement de l'adhésif alors le lien sera rompu.

Les équations d'équilibre s'écrivent :

$$\frac{d\sigma p}{dx} + \frac{\tau\alpha}{hp} = 0 \quad (\text{III.3})$$

$$\frac{d\sigma p}{dx} + \frac{\tau\alpha}{hs} = 0 \quad (\text{III.4})$$

hp et **hs** représentent respectivement les épaisseurs du pipe et le patch.

$$\text{Patch} \quad \sigma p = E_p \left(\frac{dup}{dx} + \epsilon p c \right) \quad (\text{III.4.a})$$

$$\text{Pipe} \quad \sigma s = E_s \frac{dus}{dx} \quad (\text{III.4.b})$$

$$\text{Adhésif} \quad \tau a = \frac{G_a}{h_a} (u_s - u_p) \quad (\text{III.4.c})$$

III.3 .Conception du patch :

Comme énoncé précédemment, l'objectif d'une réparation par collage de patch est la restauration, autant que faire se peut, des capacités de supporter les charges ultimes de la structure. L'opération doit être menée sans causer des dommages supplémentaires ou créer un maillon faible dans le pipe.

III.4. Sélection du composite :

Il existe plusieurs règles régissant le choix du patch. On peut en citer :

- effectuer une stricte analyse de tolérance.
- Utiliser les outils analytiques pour dimensionnement.
- les lois de l'analyse linéaire ne doivent être appliquées que lorsque les déformations restent dans le domaine élastique.
- parfaite évaluation des contraintes auxquelles le patch est soumis.

Les tensions appliquées au système pipe-adhésif-patch créent des contraintes de cisaillement dans les lignes du collage. De même que l'adjonction du patch provoque un déplacement de l'axe neutre, ce qui se traduit par des efforts de flexion aux bords du patch.

Pour ce qui est des propriétés intrinsèques des matériaux, il faut également s'assurer que les rigidités des adhérents soient aussi proches que possible.

$$E_{pep} \cong E_{ses} \quad (\text{III.5})$$

Le choix du matériau composite doit être adapté. Le couple adhérent-boron, graphite, fibre de glass etc. doit marier les propriétés. Les deux importantes étant la contrainte uni-axiale ultime (σ_{ult}) et la rigidité (module de Young).

Le tableau III-1 [5] [6] présente les propriétés de quelques composites communs.

matériau	ET/ET	Poisson ratio	Raideur (Mpa)	α ($\mu\text{m}/\text{m}^\circ\text{C}$)
Boron/ Epoxy	210/25	.168	1590	4.5
Glare2	65.6/50.7	.33	390	17.9
Graphite/ Epoxy	138/14.5	.20	1447	-1
Glass/Epoxy	50/14.5	.33	1130	6.9

Tableau III-1 : propriété des composites communs

II.5.Sélection d'adhésif :

Les adhésifs sont disponibles sous trois formes : mousse, pâte, ou films.

Les mousseux se dilatent pendant la préparation et sont généralement utilisés pour remplir les fissures d'autres ouvertures.

Les pâtes sont généralement présentées en deux mixtures, aussi le mélange doit être préparé minutieusement. Ils ont donc l'avantage d'être facile à appliquer, puisqu'ils peuvent être préparés à température ambiante. Toute fois ils contiennent porosités qui peuvent nuire à la bonne adhérence.

Les films sont les meilleurs. Ils présentent les meilleurs résistances et durances. Ils se caractérisent aussi par une meilleure adhérence à la surface. Tableau III.2 présente les paramètres physiques de préparation des adhésifs et de leur stockage.

Adhésif	type	Prépar.(temps /temp)	stockage
FM-39	Mousse	1h/121°C	6 mois à 18°C
EC-1386	Pâte (Perp I)	1hr/171°C	4.5°C ou moins
EA-9309	Pâte (Perp II)	3jrs/Temp Ambiante	12 mois/ Temp Amb
FM-73	Film	1h/121°C	6 mois à 18°C
AF 163-2M	film	1hr/121°C	6 mois à 18°C

Tableau III.2 : caractéristiques des adhésifs.



Figure III.2 réparation d'un pipe par collage de patch

a) collage par adhésif de film

b)collage par adhésif de pâte

Sur les figures III.2 a et b sont illustrés les collages pour des adhésifs pour forme de film ou de pâte.

III.6. Modèle mécanique :

Un des aspects les plus importants de la réparation par patches composites est l'analyse des contraintes du système complet.

La méthode d'analyse mécanique qui est utilisée pour évaluer les tensions doit modéliser aussi exactement que possible le comportement de la partie réparée dans les conditions de service.

Ce choix de modèle n'est pas aisé à cause des géométries et de l'état des contraintes résultantes.

En effet, un pipe soumis à des contraintes planes, développe des contraintes à trois dimensions suite à l'adjonction du patch (symétrique ou asymétrique). Plusieurs techniques numériques ont été utilisées pour résoudre ce type de problèmes. Certains [7-8] assument des contraintes planes et négligent leurs variations le long de l'épaisseur. Malgré cette simplification, ils obtiennent des résultats acceptables. Le collage n'est possible que sur une seule face de la structure, alors des facteurs correctifs doivent être introduits [9,10]. La méthode des éléments finis permet de résoudre ces difficultés [11-12].

III.7. la méthode des éléments finis :

La procédure de la méthode des éléments finis est basée sur la démarche suivante : on divise la structure en éléments reliés entre eux par des nœuds. Les déplacements de tout point d'un élément sont définis par vecteur colonne $\{d\}$ selon la relation :

$$\{d\} = [N][\delta]e \quad (\text{III.6})$$

N'étant des fonctions de formes et δ représente les déplacements nodaux de l'élément.

Une fois dans les déplacements d'un point donné de l'élément connus, il est possible de déterminer les déformations correspondantes.

$$\{\varepsilon\} = [D][\delta]e \quad (\text{III.7})$$

Lorsque les effets thermiques sont pris en compte, l'élément peut être assujéti à une déformation initiale que l'on notera $\{\varepsilon_0\}$. Ainsi les différences entre les déformations totales et initiales sont à l'origine de ces contraintes. En plus des parties de la structure peuvent être soumises à des contraintes résiduelles initiales $\{\sigma_0\}$ résultant du processus de refroidissement durant la réparation. En assumant un comportement élastique, relation entre contraintes et déformations s'écrit sous la forme :

$$\{\sigma\} = [D](\{\varepsilon\} - \{\varepsilon_0\}) + \{\sigma_0\} \quad (\text{III.8})$$

D'étant la matrice d'élasticité, contenant les paramètres intrinsèques des matériaux. A partir de ces équations on dérive les forces nodales qui provoquent les déplacements nodaux de même que le travail interne par unité de volume. Le calcul matriciel prenant le relais.

Chapitre IV : Réparation des pipes fissurées : analyse élastique

IV.1. Introduction

Les pipelines sont sujets à divers problèmes (corrosion, fissuration) dues à des charges excessives suite à des mouvements du sol, ou à des conditions environnementales particulières (écoulement érosion alcalinité du sol...). Les méthodes traditionnelles de réparation qui consistaient à renforcer à l'aide d'un béton projeté, à couler un béton de résine, ou encore de remplacer les tronçons défectueux, sont souvent trop lourdes à mettre en œuvre et durent trop longtemps, et nécessitent souvent l'arrêt du débit du fluide. Le renforcement par enrobage de fibres (carbone, aramide, fibre de verre) noyées dans une résine époxydique est donc un procédé optimal en terme de coût, vu la facilité et la rapidité de la mise en œuvre.

La réparation par patch en composite permet de retarder la propagation des fissures et par conséquent d'augmenter la durée de vie des structures ainsi réparées.

Les propriétés mécaniques des structures réparées ont fait l'objet de nombreuses études. Les effets des paramètres qui agissent sur le comportement de la propagation de la fissure ont été étudiés dans la plupart de ces études. Par exemple, l'influence de la taille du patch composite et de sa forme [12-13], du nombre de plis et de leurs orientations [14,15], de la dissymétrie de la structure réparée [16], de la mise en tension du composant avant collage du patch composite [17], de la plasticité [18], du collage imparfait du patch composite [19], des contraintes résiduelles [20,21] ou du vieillissement du patch et de l'adhésif [22] ont été examinées.

Notre étude se place dans ce contexte, elle porte sur une analyse numérique par la méthode des éléments finis tridimensionnelle, de la réparation par patch en composite d'un pipe fissuré. Une approche locale de la mécanique linéaire de la rupture fondée sur le facteur d'intensité de contrainte est utilisée pour décrire le comportement d'une fissure réparée et sollicitée en mode d'ouverture.

L'influence de la taille de la fissure, de l'épaisseur du pipe, du patch et de l'adhésif ainsi que son module de cisaillement est mis en évidence sur les variations du facteur d'intensité de contrainte.

IV.2. Modèle géométrique

Le modèle géométrique de la pipe réparée par patch en composite est représenté sur la figure IV.1, IV.2. Pour créer un modèle de pipe, seulement deux paramètres de la géométrie doivent être définis, à savoir le diamètre extérieur D et le rapport du diamètre sur l'épaisseur de la paroi du pipe (D/t). Le pipe, en acier SA333 Gr. 6, est caractérisée par son diamètre extérieur $D= 400$ mm, le rapport $D/t = 20$. Ce pipe présente une fissure centrale symétrique réparée par un patch en boron-époxy .

Les plis du composite sont orientés suivant la longueur du pipe . Le patch étant collé enveloppant le périmètre du pipe sur la partie fissurée par un adhésif FM 37 d'épaisseur $e_a = 0,4$ mm. Le

pipe est soumis à un chargement de pression. Les propriétés mécaniques du pipe, du patch ainsi que de l'adhésif sont illustrées sur le tableau IV.1.

Pour des raisons de symétrie seulement la moitié du pipe étant modélisée par des éléments cubiques (hexaèdres) à huit nœuds [23]. Le maillage utilisée dans le modèle 3D d'éléments finis est représenté sur la figure IV.3. La forme enveloppe du patch composite est identifiable sur cette figure. Un maillage régulier est effectué pour tout le pipe. Ce maillage reste le même tout au long du calcul afin d'éviter toute influence du maillage sur les résultats.

Le collage parfait est créé entre le pipe et le patch composite en fusionnant les nœuds des éléments. Le fait de fusionner les nœuds a pour conséquence d'avoir le même maillage pour la structure et pour le patch composite. La fissure centrale au milieu du pipe entraine une singularité géométrique provoquant une concentration de contrainte. Par conséquent, un maillage raffiné est effectué autour des deux fronts de fissure. Le nombre total d'éléments du pipe est égal à 232 512.

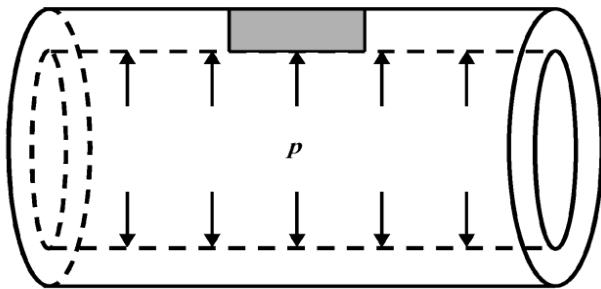


Figure IV.1. Modèle géométrique du pipe

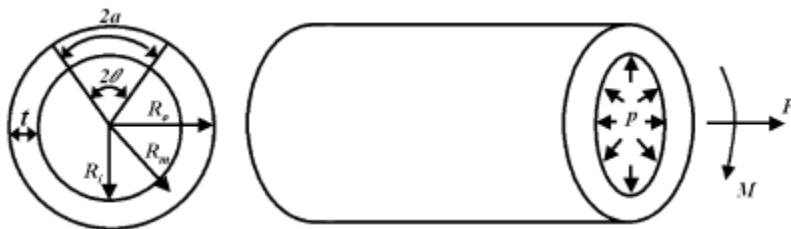


Figure IV.2. Détails Modèle géométrique du pipe

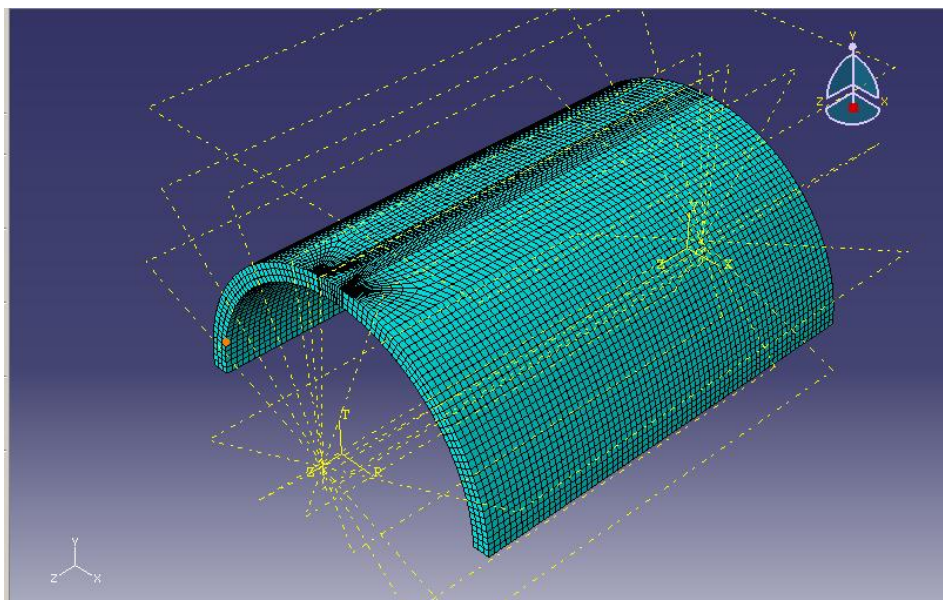


Figure IV.3. Maillages de la structure et du voisinage de la fissure.

propriétés	pipe	patch	adhésif
	acier SA333 Gr. 6	borone-époxy	FM37
Module de Young longitudinal E1 (GPa)	203	200	2.21
Module de Young transversal E2(GPa)		25	
Module de Young transversal E3 (GPa)		25	
Limite élastique en traction σ_e (MPa)	302		
Coefficient de Poisson longitudinal ν_{12}	0.3	0.21	0.43
Coefficient de Poisson transversal ν_{13}		0.21	
Coefficient de Poisson transversal ν_{23}		0.21	
Module de cisaillement G12 (GPa)		7.2	
Module de cisaillement G13 (GPa)		5.5	
Module de cisaillement G23 (GPa)		5.5	

Tableau IV.1. Propriétés mécaniques du pipe, patch et adhésif

IV.3. Résultats et analyse

Comportement élastique

Cette étude porte sur les matériaux à rupture fragile ayant un comportement élastique linéaire, la fonte, par exemple, est l'un des matériaux utilisés depuis presque un siècle dans les conduites. L'objectif de cette étude est de déterminer le facteur d'intensité de contraintes d'un pipe fissuré en fonction du rapport du diamètre du pipe sur son l'épaisseur D/t , la pression interne du pipe, l'épaisseur du patch et la colle, le module de cisaillement de la colle.

IV.3.1. Comparaison entre un pipe réparé par patch et un pipe non réparé

La figure IV.4 présente les variations du facteur d'intensité de contrainte KI pour un pipe réparé par patch et un pipe non réparé en fonction de la longueur de fissure. On remarque que l'augmentation de la taille de la fissure entraîne une augmentation du facteur d'intensité de contrainte dans les deux cas. Par contre l'augmentation dans le cas d'un pipe réparé est nettement plus faible que celle d'un pipe non réparé. Cette différence notable dénote de l'effet bénéfique de la réparation par patch. Ce transfert dépend de plusieurs paramètres, et l'étude qui suit a pour objectif de distinguer l'influence de ces paramètres sur cette qualité.

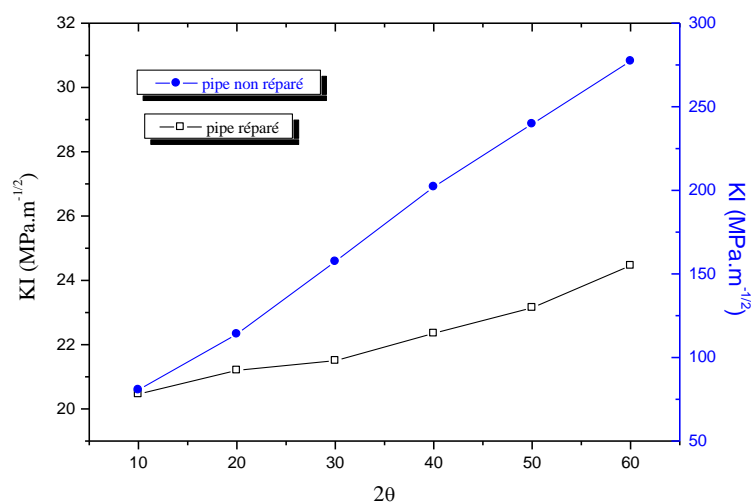


Figure IV.4. Comparaison du comportement de KI entre un pipe réparé et un pipe non réparé

IV.3.2. Effet de la pression interne du pipe sur la réparation par patch :

L'effet de la pression du fluide contenu dans le pipe sur les critères de propagation d'une fissure a été également analysé. Les résultats obtenus à partir de cette étude sont présentés sur la figure 3.5.

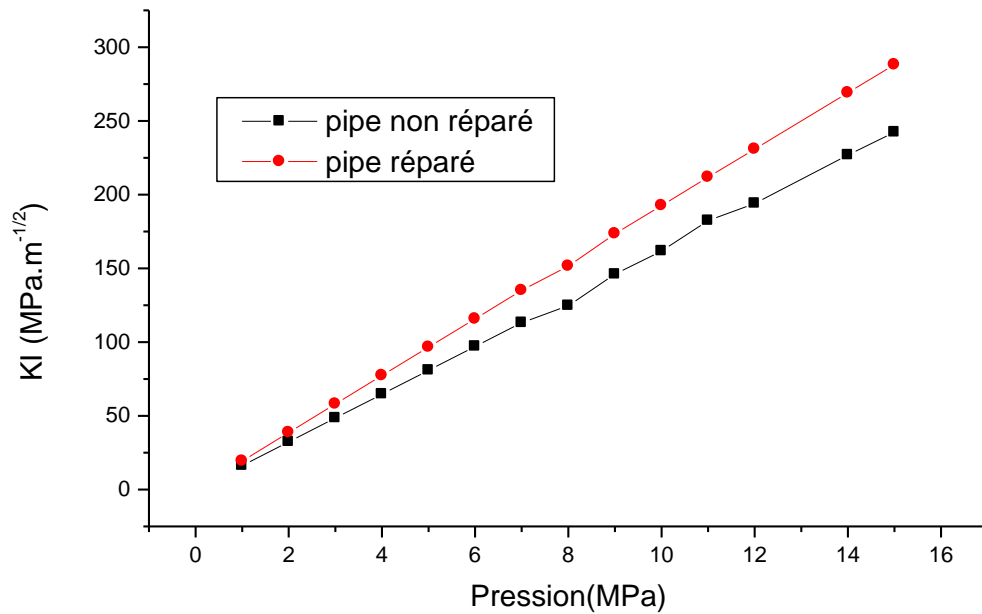


Figure IV.5. Effet de la pression interne du pipe sur les variations du FIC

L'un des paramètres déterminant pour les structures enterrées pour le transport des fluides est leur pression. L'analyse de l'effet de ce paramètre physique est fondamentale pour la durée de vie de ces structures, nous avons présenté la variation du facteur KI en fonction de la pression et nous constatons que les valeurs du facteur KI augmentent avec l'intensité de la pression. Cette augmentation est due à l'augmentation des contraintes générées par la pression. On distingue des contraintes longitudinales et des contraintes transversales. Cette figure montre clairement l'effet bénéfique du patch; en effet les valeurs du facteur d'intensité de contrainte dans le cas d'un pipe réparé sont nettement plus faibles que celles d'un pipe non réparé.

IV.3.3. Effet du rapport D/t sur la réparation par patch :

L'effet du rapport D/t, du pipe réparé par patch, sur les variations du facteur d'intensité de contrainte KI est montré sur la figure 3.6.

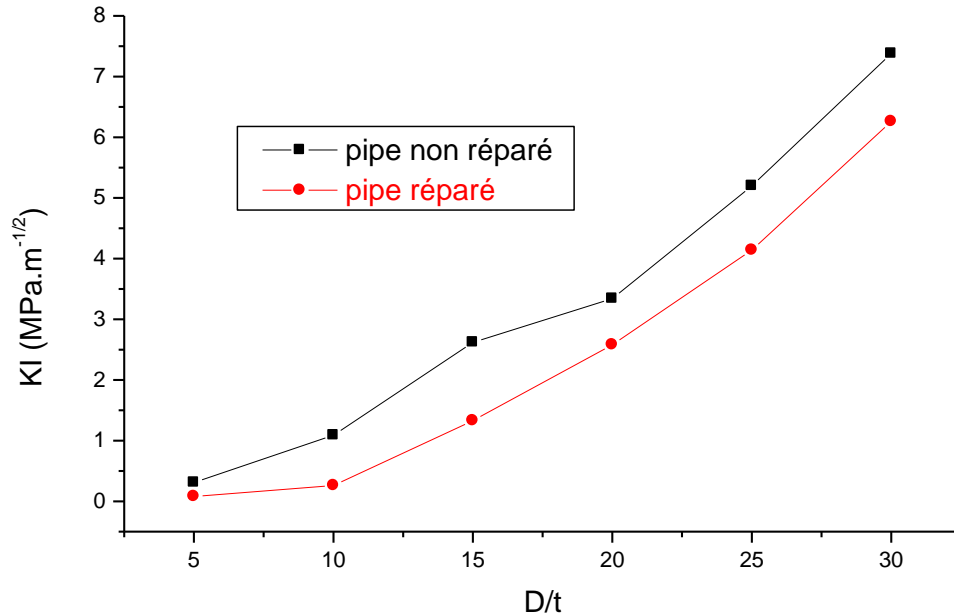


Figure IV.6. Effet du rapport D/t sur les variations du FIC

Nous constatons que les valeurs du facteur K augmentent avec le rapport D/t. Cette augmentation est de l'ordre de 98 % lorsque le rapport D/t augmente de 5 à 30. Quand le rapport D/t augmente l'effet de la réparation diminue et nous serons obligés par pallier à ce phénomène de jouer sur les caractéristiques de l'adhésif ou du patch pour diminuer le facteur d'intensité de contraintes. La figure montre l'effet bénéfique du patch

IV.3.4. Effet de l'épaisseur de la colle sur la réparation par patch

La figure 3.7 présente les variations du facteur d'intensité de contraintes pour une fissure réparée par patch en fonction de l'épaisseur de la colle. On constate que lorsque l'épaisseur augmente le facteur d'intensité de contrainte augmente. L'effet bénéfique de la réparation est obtenu pour les faibles épaisseurs.

On observe qu'au-delà de la valeur de 2,5 mm la variation du facteur d'intensité de contrainte tend vers une asymptote horizontale traduisant un effet de saturation.

L'adhésif est l'agent responsable du transfert de charge du pipe vers le patch, il est clair que son épaisseur doit être optimisée, car une faible épaisseur peut engendrer l'augmentation des niveaux des contraintes de cisaillements qui à leur tour provoquent la rupture de l'adhésion [9,11,24].

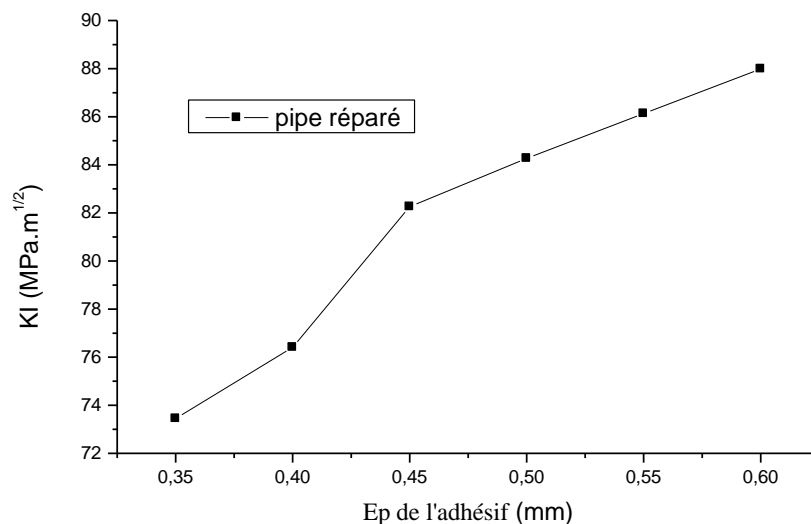


Figure IV.7. Effet de l'épaisseur de l'adhésif sur les variations du FIC

IV.3.5. Effet du module de cisaillement de l'adhésif sur la réparation par patch

Le point faible du renforcement par matériaux composites réside dans la colle qui permet de solidariser le renfort au substrat. En effet, elle est souvent à l'origine du décollement du patch composite [3] car c'est sa rupture ou sa décohésion qui provoque le détachement du renfort composite. Ces endommagements sont essentiellement dus au transfert d'effort du substrat vers le patch composite.

L'effet du module de cisaillement de la colle est illustré sur la figure 3.8. Celle-ci montre la variation du facteur KI en fonction du module de cisaillement de l'adhésif. Le facteur d'intensité de contrainte en mode I diminue avec l'augmentation du module de cisaillement de l'adhésif. Nous constatons une diminution du FIC de l'ordre de 70% lorsque le module de cisaillement diminue de 400 à 1600 MPa.

En effet, un adhésif de faibles propriétés mécaniques assure une bonne adhésion mais il transfère la majorité des contraintes de cisaillement du pipe vers le patch. Par contre, une colle rigide, de propriétés mécaniques élevées, minimise ce transfert de contraintes mais elle n'assure pas un bon accrochage mécanique. Par conséquent, le choix des propriétés de la colle doit être optimisé.

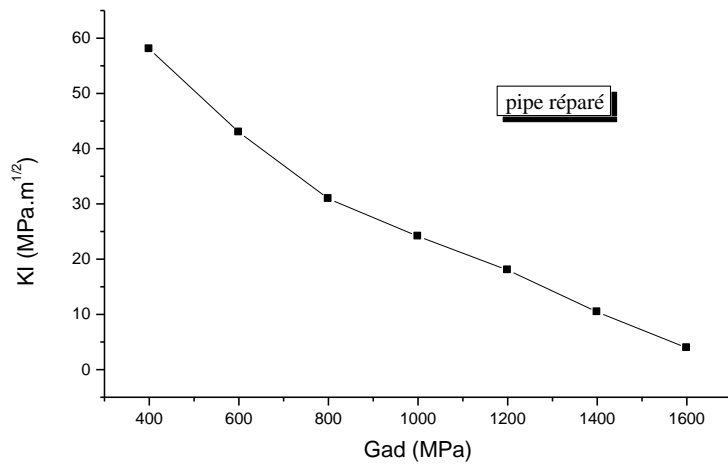


Figure IV.8. Effet du module de cisaillement de l'adhésif sur les variations du FIC.

IV.3.6. Effet de l'épaisseur du patch

La figure 3.9 représente la variation du FIC KI en fonction de l'épaisseur du patch. Le facteur d'intensité de contrainte diminue avec l'augmentation de l'épaisseur du patch. Une optimisation de l'épaisseur du patch a été recommandée par plusieurs chercheurs [8,10]. Nous observons une nette diminution du facteur d'intensité de contrainte quand l'épaisseur du patch augmente, mais cette diminution devient quasiment négligeable pour une épaisseur supérieure à 40 millimètres et toute augmentation n'aura aucun effet sur la réparation car le facteur d'intensité de contrainte devient constant.

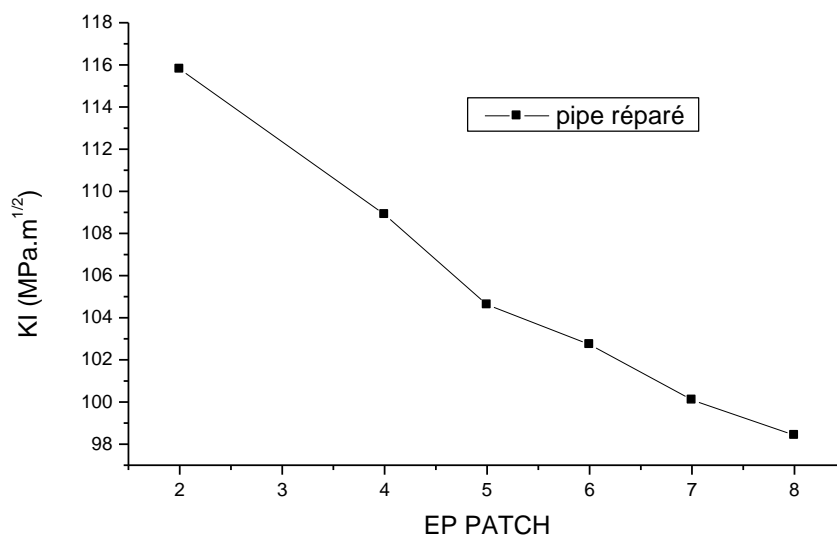


Figure IV.9. Variations du FIC en fonction l'épaisseur du patch

Chapitre V : Réparation des pipes fissurées : analyse élasto-
plastique

V.1. Introduction

Dans ce chapitre notre étude a été conduite en vue d'analyser le comportement élastoplastique d'un pipe fissuré et réparé par patch en composite. Plusieurs paramètres ont été mis en évidence sur la qualité de réparation à savoir les propriétés mécaniques du pipe, du patch et de l'adhésif ainsi que leurs épaisseurs. Dans cette partie nous considérons le même modèle géométrique du pipe, les mêmes propriétés mécaniques et géométriques du patch ainsi que l'adhésif. Le pipe en acier SA333 Gr. 6 dont la loi de comportement (contrainte-déformation) est représentée sur la figure V.1. L'approche énergétique, de la mécanique non linéaire de la rupture fondée sur l'intégrale J de Rice, est utilisée pour décrire le comportement en rupture du pipe réparé par patch. L'influence des propriétés mécaniques du patch et de l'adhésif, ainsi que leurs épaisseurs, l'épaisseur du pipe et la taille de la fissure et la pression interne sont mises en évidence sur les variations de l'énergie de rupture pour une réparation par patch.

Cette structure contient une fissure sur la partie circonférentielle extérieure. Pour une telle fissure, la pression limite est donnée par la relation :
$$P_L = \frac{\sigma_y \cdot 2t}{R}$$

La figure V.1 représente la courbe contrainte-déformation de l'acier considéré.

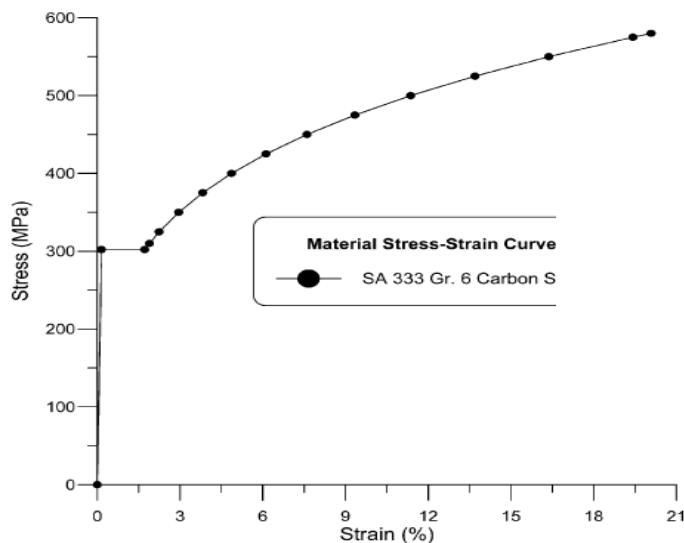


Figure V.1 .Courbe contrainte déformation de l'acier SA 333 GR 6

V.2. Résultats

Comportement élasto-plastique

L'intégrale J est un paramètre de la mécanique de la rupture non linéaire qui peut être employée pour l'évaluation de la rupture ductile.

En raison de la ductilité élevée des matériaux employés dans les pipes, l'approche de l'intégrale J a été très utilisée comme méthode d'évaluation de la rupture des pipes.

V.2.1. Effet de la taille de fissure

L'une des caractéristiques géométriques principales de la fissure est sa taille.

Nous avons donc analysé numériquement son influence sur les critères de propagation de fissure dans un pipe réparé par patch en composite et un pipe non réparé.

La figure V.2 montre l'effet de la taille de la fissure sur l'intégrale J pour une fissure réparée et une autre non réparée.

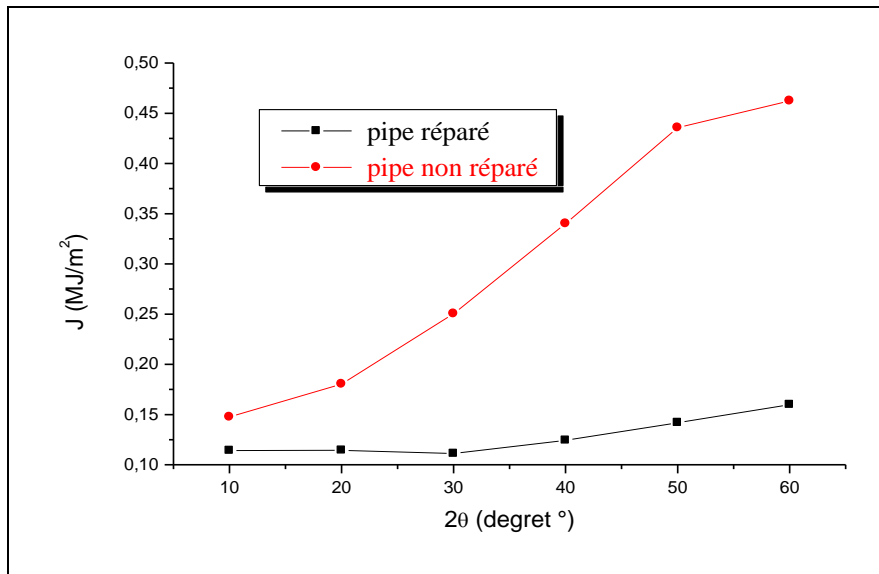


Figure V.2. Effet de la réparation sur l'intégrale J

L'accroissement de la taille de la fissure conduit à une augmentation de l'intégrale J. Nous constatons qu'il existe une taille de fissure critique égale à 30° au-delà de laquelle l'énergie de rupture en tête de fissure croît sensiblement. Cet accroissement est plus remarquable dans le matériau non réparé. En effet, les valeurs de l'intégrale J les plus élevées sont obtenues dans le pipe non réparé, par rapport aux énergies de rupture obtenues pour les fissures réparées ou J croît lentement ceci peut être dû essentiellement au retard de la vitesse de propagation causé par le patch. Nos résultats montrent clairement l'effet bénéfique du patch sur l'absorption des contraintes en pointe de fissure.

Les résultats de la figure V.2 montrent que l'augmentation de la taille de fissure conduit à l'augmentation du paramètre J.

V.2.2. Effet de la pression interne du pipe

Les pertes de charges occasionnées par le mouvement du fluide nécessitent l'emploi de pompes pour compenser ces pertes et assurer une pression de service recommandée. Cette augmentation de la pression induit des efforts sur les canalisations cela nécessite l'étude de ce paramètre, cet effet est montré sur la figure V.3 qui présente les variations de l'intégrale J en fonction de la pression interne du pipe.

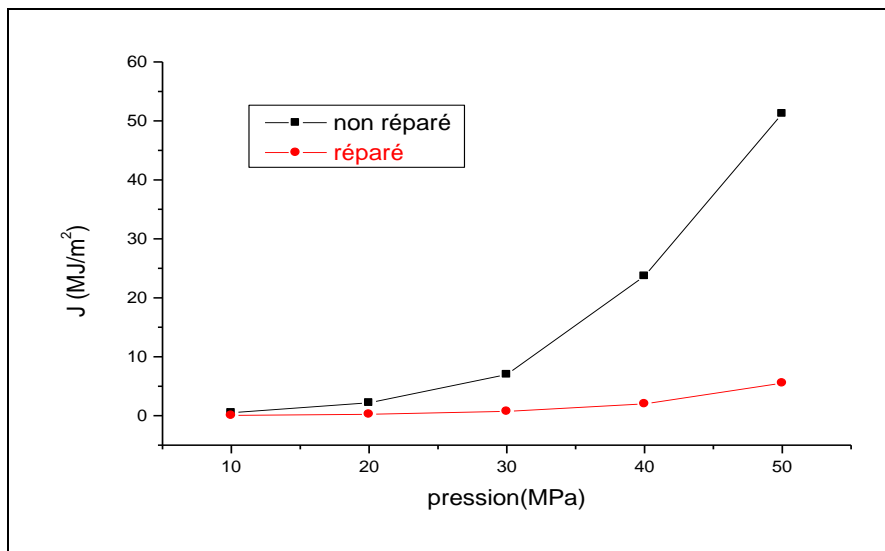


Figure IV.3. Effet de la pression interne du pipe sur l'intégrale J

Nous pouvons constater qu'une augmentation de la pression du pipe entraîne systématiquement un accroissement de l'intégrale J en pointe de fissure pour un pipe non réparé. L'augmentation du champ de contraintes et déformation en pointe de fissure entraînant une augmentation de l'énergie de rupture. Une telle augmentation peut provoquer l'endommagement ou la rupture brutale de la structure. Par contre pour un pipe réparé le patch stabilise et diminue les valeurs de l'intégrale J. L'effet bénéfique du patch est clairement apparent dans ce cas.

V.2.3. Effet du rapport D/t

Cet effet est montré sur la figure V.4. Celle-ci présente les variations de l'intégrale J en fonction du rapport D/t d'un pipe réparé et non réparé pour une fissure de taille constante $2\theta = 30^\circ$. Les deux pipes présentent un comportement similaire lors de l'augmentation du rapport D/t. Ainsi nous pouvons constater que cette augmentation du rapport entraîne un accroissement de l'intégrale J en pointe de fissure due à l'augmentation des contraintes générées par la pression. On remarque aussi que lorsque le rapport D/t dépasse la valeur de 15 l'intégrale J augmente exponentiellement.

Nous pouvons jouer sur les propriétés des dimensions et de l'adhésif pour atténuer le niveau des contraintes et par conséquent l'intégrale J.

La figure montre clairement l'effet bénéfique de la réparation, car l'intégrale J dans le cas d'un pipe réparé est nettement faible par rapport à celle du pipe non réparé.

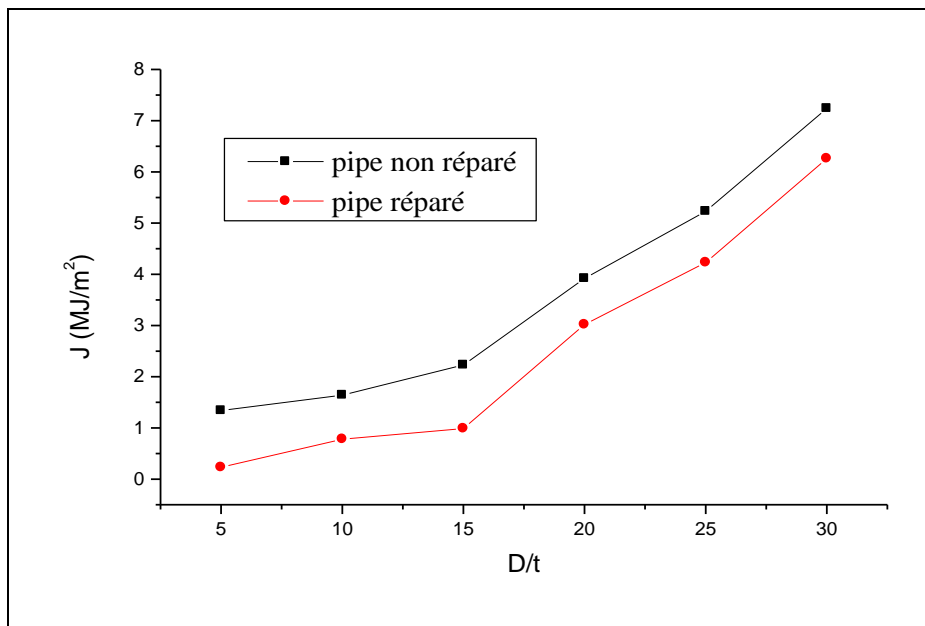


Figure IV.4. Effet de l'épaisseur du rapport D/t sur l'intégrale J.

V.2.4. Effet de l'épaisseur de l'adhésif

Les adhésifs utilisés dans les pipes réparés par patch sont souvent destinés pour porter un niveau élevé des contraintes. L'effet de l'épaisseur de l'adhésif sur la distribution des efforts sur la couche d'adhésif est très important. Cet effet joue un rôle important sur la performance des pipes réparés. Plusieurs études [1, 2,3], ont montré que l'épaisseur de l'adhésif joue un rôle très important dans la tenue mécanique du patch. L'analyse porte sur l'effet de l'épaisseur d'adhésif sur la variation de l'intégrale J pour une fissure réparée.

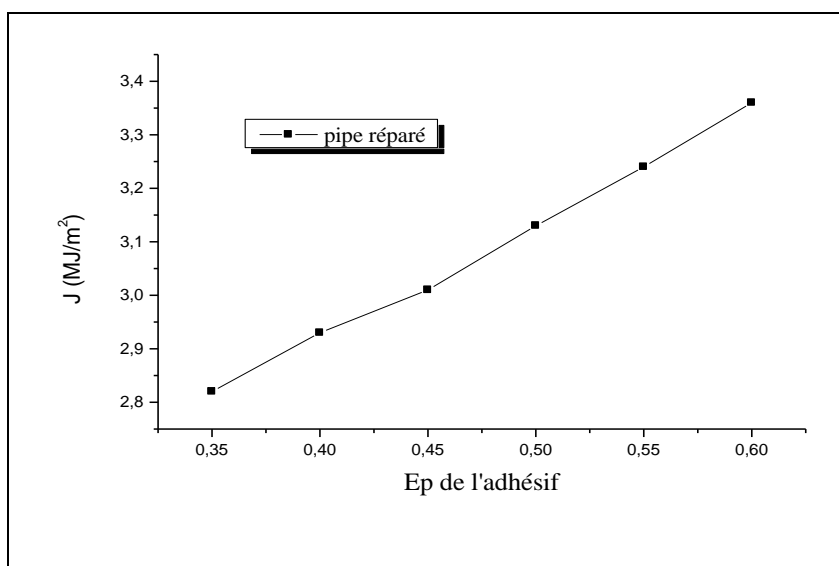


Figure V.5. Variations de l'intégrale J en fonction de l'épaisseur de l'adhésif.

La figure V.5 montre l'effet de l'épaisseur de l'adhésif sur les variations de l'intégrale J en pointe de fissure. L'énergie de rupture est proportionnelle à l'épaisseur de l'adhésif. Un.

L'adhésif permet le transfert des contraintes du pipe vers le patch, son épaisseur doit être optimisée. Une faible épaisseur donne une énergie de rupture faible par conséquent un faible niveau de déformation plastique en pointe de fissure, mais elle peut engendrer l'augmentation des niveaux des contraintes de cisaillements qui à leur tour provoquent la rupture de l'adhésion. Une forte épaisseur provoque l'augmentation des champs de déformations ainsi que l'intégrale J en pointe de fissure.

V.2.5. Effet du module de cisaillement de l'adhésif

Il est connu que les adhésifs de meilleures qualités sont caractérisés par de faible module de cisaillement, qui permet d'atténuer les contraintes transmises à l'adhésif.

Les résultats de la figure V.6 montrent que la diminution du module de cisaillement de la colle conduit à l'augmentation du paramètre J. Dans les structures réparées, l'objectif est de transmettre au maximum les contraintes vers l'adhésif et par conséquent au patch afin de réduire la propagation de la fissure. Si l'adhésif est considéré comme un matériau élastique, ses propriétés élastiques et en particulier le module de cisaillement ont un rôle important sur la performance de la réparation.

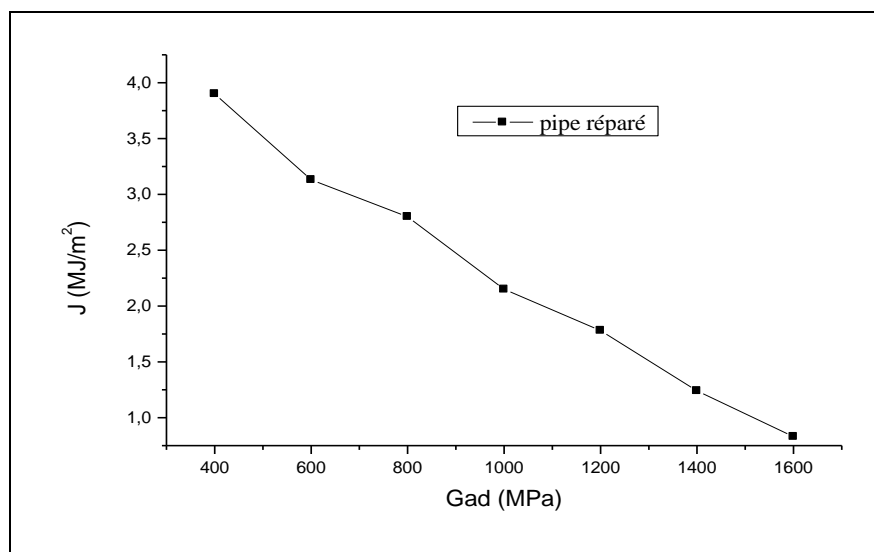


Figure V.6. Effet du module de cisaillement sur l'intégrale J

Un adhésif de faible module de cisaillement entraîne une augmentation de l'intégrale J en pointe de fissure. Un tel adhésif assure une bonne adhésion mécanique mais il transfère la majorité des contraintes de cisaillement du pipe vers le patch. L'augmentation de ce module entraîne une diminution de l'énergie de rupture en pointe de fissure. Mais un adhésif rigide de module de cisaillement élevé minimise le transfert de contraintes grâce à sa bonne résistance au cisaillement, mais elle n'assure pas une bonne adhésion du patch au pipe. Ceci peut provoquer d'une part le décollement du patch au voisinage proche de la pointe de fissure. D'autre part l'adhésif rigide peut être considéré comme un autre matériau formant avec le pipe et le patch un multi-matériaux avec des interfaces qui sont généralement les sources d'amorçage des fissures.

L'augmentation du module de cisaillement de l'adhésif conduit à une diminution de l'intégrale J de 75%. Par conséquent, le choix de l'adhésif (caractérisé par son module de cisaillement) pour réparer les fissures doit être optimisé afin de permettre la transmission des contraintes vers le patch et pour éviter la rupture de l'adhésif en raison à l'augmentation des contraintes dans la couche adhésive.

V.2.6. Effet de l'épaisseur du patch

Cet effet est indiqué sur la figure V.7. Celle-ci montre les variations de l'intégrale J en fonction de l'épaisseur du patch. Pour garder le même volume et la même masse du patch en composite, Les valeurs les plus élevées de l'énergie de rupture sont obtenues pour les faibles épaisseurs du patch. L'intégrale J en pointe de fissure diminue en augmentant l'épaisseur du patch, Au-delà d'une épaisseur de 20 mm nous observons que le paramètre de rupture J devient presque indépendant de l'épaisseur du patch. Par conséquent, l'augmentation de l'épaisseur du patch est inutile du fait que l'énergie de rupture reste quasiment constante.

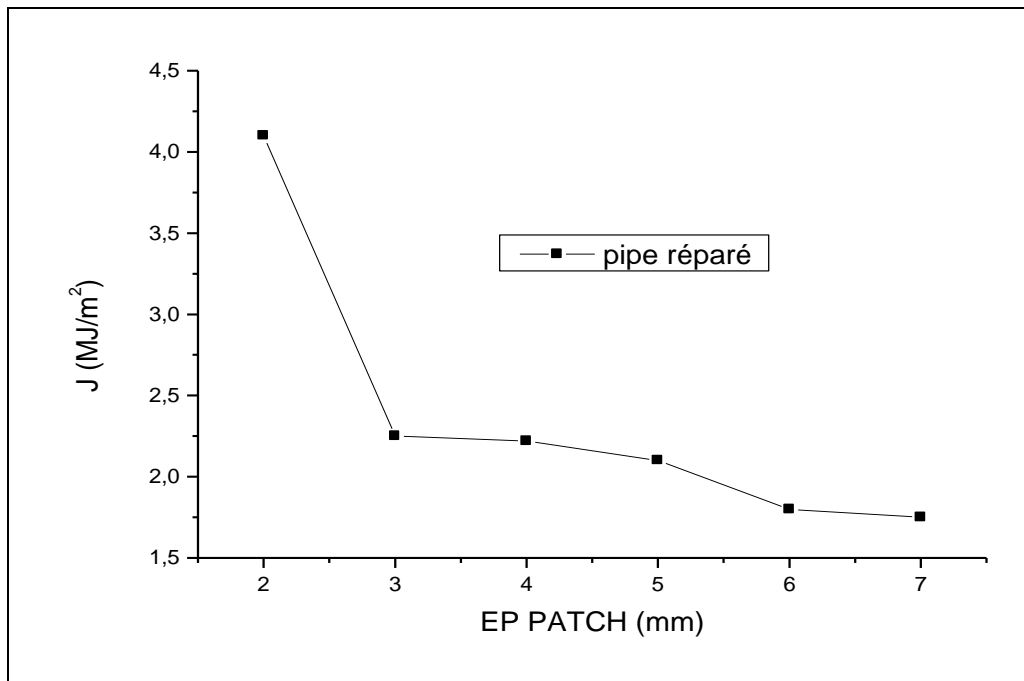


Figure V.7. Variation de l'intégrale J en fonction de l'épaisseur du patch

Conclusion Générale

CONCLUSION GENERALE

Les pipes sont soumises en service à des sollicitations mécaniques donnant lieu à des contraintes généralement multiaxiales et à amplitude variable, ce qui conduit à l'apparition de fissures provoquant leurs endommagements ou leurs ruptures. Une alternative à la réparation de ces pipes consiste à les renforcer auparavant, afin de retarder l'apparition ou la propagation de fissures. Ainsi les patches en matériaux composites sont utilisés dans ce but . Cette réparation permet de retarder la propagation des fissures et augmenter la durée de vie des pipes ainsi réparés. Ce travail s'inscrit dans le cadre de la réparation des pipes par patches composites afin de ralentir la propagation de fissures. Deux lois de comportement du matériau réparé sont utilisées. Dans la première nous utilisons l'approche locale de la mécanique linéaire de la rupture basée sur du facteur d'intensité de contrainte en pointe de fissure. Pour le comportement non linéaire de la structure réparée nous utilisant l'approche globale de la mécanique de la rupture basé sur l'intégrale de contour J. Les principaux résultats des deux analyses montrent l'effet bénéfique du patch sur le comportement en rupture des pipes endommagés, Les paramètres de rupture dépendent essentiellement de la pression interne du pipe des propriétés géométriques et mécaniques du patch, du pipe et de l'adhésif ainsi que leurs épaisseurs, Les résultats obtenus numériquement par la méthode des éléments finis tridimensionnelle permettent de tirer les conclusions suivantes :

- Le patch réduit l'intensité du champ de contrainte en pointe de fissure et le facteur d'intensité de contrainte. Cette réduction peut dépasser les 90%.
 - L'un des paramètres déterminant pour les structures enterrées pour le transport des fluides est leur pression son augmentation engendre l'augmentation le facteur d'intensité de contrainte et l'intégrale J entraînant une augmentation de l'énergie de rupture.
 - Le patch diminue la valeur du facteur d'intensité de contrainte et l'intégrale J impliquant l'amélioration de la qualité de réparation
 - Quand la taille de la fissure augmente le facteur d'intensité de contrainte et l'intégrale J augmente
- la présence du patch stabilise clairement ces valeurs prouvant l'effet bénéfique du patch
- Le rapport D/t et l'épaisseur de du patch doit être optimisé car il existe des valeurs critiques au de la desquelles l'augmentation de ces paramètres est inutiles.
 - L' épaisseur de l'adhésif est son épaisseur doit être aussi optimisé afin de permettre la transmission des contraintes vers le patch et pour éviter la rupture de l'adhésif en raison à l'augmentation des contraintes dans la couche adhésive.

Références Bibliographiques

References bibliographiques:

CHAPITRE I

[1] C.F. Shih, H.G. deLorenzi et W.R. Andrews, 'Studies on crack initiation and stable Crack rowth', Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP 668, American Society for Testing And Materials, Piladelphia, 1979, pp. 65-120.

[2] M.F. Kanninen, E.F. Rybicki, R.B. Stonesier, D. Broek, A.r. Rosenfield, C.W.Marscall Et G.T. Hahn, 'Elastic-Plastic Fracture Mechanics for Two-Dimensinal Stable Crack Growth and Instability Problems', Elastic-Plastic Fracture, ASTM

STP 668, American Society for Testing And Materials, Piladelphia, 1979, pp. 121-150.

[3] J.E. Rice. A path independent integral and the approximate analysis of strain Concentrations by notches and cracks, Journal of Applied Mechanics, vol. 35, 1968, pp. 379-386.

[4] J.A. Beley et J.D. Landes, The J integral as a fracture criterion, ASTM STP 514, American Society for Testing And Materials, Piladelphia, 1972, pp. 1-20.

[5] A.A. Griffith, The phenomena of rupture and flow in solids. Philosophical Transactions of the Royal Society, Vol. A221, 1920, pp. 163-198.

[6] G.R. Irwin, Analysis of stresses and strains near the end of crack traversing a plate', Journal of Applied Mechanics, vol. 24, 1957, pp. 361-364.

[7] H.M. Westergaad, Bearing pressures and cracks. Trans. ASME, Journal. Appl. Mech, 1939.

[8] J. W. Hutchinson. Singular behaviour at the end of a tensile crack in a hardening material. Journal of Mechanics and physics of solids, vol 16, pp. 1-12, 1968.

[9] J.R. Rice et G.F. Rosengren. Plane strain deformation near a crack tip in a powerlaw hardening materials. J. Mech. Phys. Sol. vol. 16, pp. 1, 1968.

[10] J.A. Begly et J.D. Landes. The J integral as a fracture criteriien, ASTM, STP vol. 514, pp 1-20, 1972

[11] A.A. Wells. Unstable crack propagation in métales: cleavage and fast fracture, cranfield crack propagation symposium, vol. 1, pp. 210-230, 1961.

[12] G.R Irwin Fracture , In: Flugge S, editor, Handbuch der Physik, vol. 6, Berlin:Springer, p 1, 1958.

[13] C.F. Shih. Relationship between the J integral and the crack opening displacement for stationary and extending cracks. Journal of the Mechanics and physics of solids, vol. 29, pp, 305-326,1981.

[14] J.N. Robinson et A.S. Tetelman. Measurement of KIC on small specimens using critical crack tip opening displacement fracture toughness and slow stable cracking, ASTMSTP 595, pp, 139-158, 1974.

[15] J.C. Lautridou et A.Pineau. Crack initiation and stable crack growth resistance in A508 steels in relation to inclusion distribution, Engineering Fracture Mechanics,vol. 15, 2, pp. 55-71, 1981.

[16] D. Brock. Correlation between stretched zone size and fracture toughness.Engineering Fracture Mechanics, vol 6,pp. 173-181, 1974.

[17] P.C. Paris, H. Tada , A. Zahoor et H.Ernst. The theory of instability of the tearingmode of elastic plastic crack growth, ASTM STP 668, pp. 5-36, 1979.

[18] L. Beauvneau , M. bethmont, H. Burlet et A.Pineau, Effect of testspecimen geometry on ductile fracture toughness of a C-Mn steel. Mechanism and Mechanics of Damage and failure.ECF 11 ed J.Petit EMAS UK, vol 2, pp 805-810,1995.

[19] P.H. Davies.An elastic plastic fracture mechanics study of crack initiation in 316 stainless stell, elasticplastic fracture, ASTM STP 803, vol. 2, pp 611-631, 1983. 83.

[20] J.A. Joyce, E.M. Hachett et C.Roe. Effect of crack depth and mode of loading on the J-R curve behavior of a high-strength steel Constraint effect in fracture, ASTM STP 1171,pp. 239-263, 1993.

[21] C.W. Marschall, V.Papaspyropouls et M.P. Landow. Evaluation of attempts to predict large-crack-growth J-R curves from small-specimen Nonlinear fracture mechanics ASTM STP 95, Vol. 2, pp. 169-190, 1989.

[22] G.M. Wilkowski, C.W.Marschall et M.P.Landow. Extrapolation of CT specimen J-R curves, Fracture mechanics ASTM STP 1074, pp. 56-84, 1990.

[23] Norme AFNOR NF A 03-183, Mécanique de la Rupture : Détermination à partir de La courbe J- Δa des valeurs conventionnelles J_0 et dJ/da , caractéristiques de la résistance à la déchirure ductile, juin 1987.

[24] Norme ASTM E813-89. Standard Test Method for JIC, A leasure of fracture Toughness. Avril 1991.

[25] U. Eisele et E. Roos. Evaluation of different fracture-mechanical J-integral initiation values with regard to their usability in safety assessment of components' Nuclear Engineering and Design, Vol. 130, 1990, pp.237-247.

[26] O. Kolednik et H.P. Stuwe. The stereophotogrammetric determination of the critical crack tip opening displacement, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 21, N°1, 1985, PP. 145-155.

[27] D. Bergez. La rupture des plaques et des coques fissures, Thèse de doctorat es sciences. Université de paris, Juin 1974.

[28] M.Y. He, A.Bartlett, A.G.Evans et J.W. Hutchinson. Kiking of a crack out of a interface: Role of in plane stress. J.Am.Ceram.Sco. Vol. 74,pp. 767-771, 1991.

[29] K. Hayashi et S. Nemat-Nasser. Energy release rate andcrack kinking under combined loading. J. Appl. Mech. Vol. 48, pp.520-524, 1981.

[30] GR.Irwin. Fraturing of metals ASM, Cleveland, Chio, p.147, 1949.

[31] McClintock, F. A. and Irwin, G. R. Plasticity aspects of fracture mechanics. ASTM STP 381,(1965)pp.84-113.

[32] Rooke . D.P. Elastic yield zone round a crack tip. Royal Aircr, Est, Farnborough.Tech. Note CPM 29 1963.

[33] Tuba, I. S. A method of elastic-plastic plane stress and strain analysis, J. Strain Analysis. 1 (1966) pp. 115-122.

[34] D.S.Dugdale. Yielding of steel sheets containing slits, J.of the mechanics and physics of solids 1960.

[35] P.S. SONG, S. HWANG, C.S. SHIN. Effect of artificial closure materials on crack growth retardation, Engineering Fracture Mechanical; 60(1): 47–58, 1998.

CHAPITRE II

- [1] D. C. Brooker, "Denting of pressurised pipelines under localised radial loading", *International Journal of Mechanical sciences* Vol. 46, 1783-1805, 2004.
- [2] K.A. Macdonald, A. Cosham, C.R. Alexander and P. Hopkins, "Assessing mechanical damage in offshore pipelines – Two case studies", *Engineering Failure Analysis*, In Press, Corrected Proof, Available online 21 December 2006.
- [3] A. Cosham, P. Hopkins, "The effect of dents in pipelines - guidance in the pipeline defect assessment manual", *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Volume 81, Issue 2, February, Pages 127-139, 2004.
- [4] A. Palmer, M. Touhey, S. Holder, M. Anderson and S. Booth, "Full-scale impact tests on pipelines", *International Journal of Impact Engineering*, Volume 32, Issue 8, August 2006, Pages 1267-1283.
- [5] A. Keith Escoe, "Piping and Pipelines assessment guide, Volume I", *British Library Cataloguing-in-Publication Data*, ELSEVIER 2006.
- [6] R. J. Eiber, W. A. Maxey, C. W. Bert, and G. M. McClure, "The Effects of Dents on the Failure Characteristics of Linepipe", *Battelle Columbus Laboratories*, NG-18, Report No. 125, AGA Catalogue No. L51403, 1981.
- [7] K.A. Macdonald, A. Cosham, "Best practice for the assessment of defects in pipelines – gouges and dents", *Engineering Failure Analysis* Vol.12, 720–745, 2005.
- [8] A. A. Griffith, *Phil Trans. Roy. Soc. London*, A.221, pp163-198, 1920.
- [9] J. F. Kiefner, W. A. Maxey, R. J. Eiber, A.R. Duffy, "Failure stress loads of flaws in pressurised cylinders", *ASTM STP* vol. 536. Philadelphia, p. 461–81, 1973.
- [10] A. Cosham, P. Hopkins, "The Pipeline Defect Assessment Manual", *International Pipeline Conference*, Calgary, Alberta, Canada, 2002.
- [11] G. Pluinage, "Méthodes d'analyse limite pour les tuyaux présentant des défauts tels des cratères de corrosion, des fissures et des indentations", *Forum Alpha Hydrogène*, 2005.
- [12] H. Adib-Ramezani, J. Jeong, G. Pluinage, "Structural integrity evaluation of X52 gas pipes subjected to external corrosion defects using the SINTAP procedure", *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Volume 83, Issue 6, Pages 420- 432, 2006.
- [13] J. B. Choi, B. K. Goo, J. C. Kim, Y. J. Kim and W. S. Kim, "Development of limit load solutions for corroded gas pipelines", *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Volume 80, Issue 2, Pages 121-128, February 2003.
- [14] *Fitness-for-Service. API Recommended Practice 579*, 1st ed. American Petroleum Institute, January 2000.
- [15] A. El Hakimi, "Etude numérique et expérimentale de la nocivité des coques cylindriques et sphériques sous pression", *Thèse de Doctorat*, 2006.

- [16] M. E. Mayfield, W. A. Maxey, and G. M. Wilkowski, "Fracture Initiation Tolerance of Line Pipe", Paper F, 6th Symposium on Line Pipe Research, American Gas Association, Houston, Texas, 1979.
- [17] W. A. Maxey et al, "Ductile fracture initiation, propagation and arrest in cylindrical pressure vessels". ASTM, STP 514, 1972.
- [18] G. T. Hahn., M. Sarrate, A. R. Rosenfeld, "Criteria for crack extension in cylindrical pressure vessels", Int. J. Fract. Mech., 5:187–210, 1969.
- [19] P. Hopkins, I. Corder, P. Corbin, "The resistance of gas transmission pipelines to mechanical damage", international conference on pipelines reliability, 1992.
- [20] D. G. Jones, "The Significance of Mechanical Damage in Pipelines", 3R International, 21, Jahrgang, Heft, 1982. Version, Nov. 1999.
- [21] P. Roovers, R. Bood, M. Galli, U. Marewski, M. Steiner, and M. Zaréa, "EPRG Methods for Assessing the Tolerance and Resistance of Pipelines to External Damage" Pipeline Technology, Volume II, Proceedings of the Third International Pipeline Technology Conference, Brugge, Belgium, R. Denys, Ed., Elsevier Science, pp. 405-425, 2000.
- [22] G.R. Irwin, "Analysis of stresses and strain near the end of a crack traversing a plate", Trans ASME Journal of Applied Mechanics, 24, pp 361-364, 1948.
- [23] W.A. Maxey, "Outside Force Defect Behaviour", Report to Line Pipe Research Supervisory Committee of the Pipeline Research Committee of the American Gas Association, NG-18 Report No. 162, AGA Catalogue No. L51518, Battelle, 1986
- [24] Y. Takahashi, "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, 385-392, 2002.
- [25] Nath, P. "Trench Excavation Effects on Adjacent Buried Pipes: Finite Element Study." Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, New York, NY, 109(11), 1399-1415
- [26] Yoosef-Ghodsi, N., Kulak, G.L., and Murray, D.W., "Some Test Results for Wrinkling of Girth-Welded Line Pipe", Proceedings of the 14th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering OMAE 99, vol. V-pipeline Technology, ASME. pp. 379-388. 1995
- [27] DelCol, P.R., Grondin, G.Y., Cheng, J.J.R. and Murray, D.W., "Behaviour of Large Diameter Line Pipe under Combined Loads", Structural Engineering Report No. 230, Dept. of Civil and Environmental Engineering, University of Alberta, April, 1998 218 pages
- [29] T. Boukharouba, C. Chehimi, J. Gilgert and G. Pluvinage, In : Carpinteri, A., «Behaviour of semielliptical cracks in finite plates subjected to cyclic bending »,

Handbook of fatigue crack propagation in metallic structures, vol. 1, pp. 707 – 731, 1994.

[30] Y.S. Yoo and K. Ando, « Circumferential inner fatigue crack growth and penetration behaviour in pipe subjected to a bending moment », *Fatigue Fract. Engng Mater. Struct.* vol. 23, pp. 1-8, 2000

[31] V.N. Shlyannikov, A.V. Tchadaev and V.A. Kalatchev, « Fatigue fracture of power engineering structures ».

ECF. 12. F. F.D., 1998, vol1, pp. 375-380.

[32] I.S. Raju, J.C. Newman, Jr., « Stress intensity factors for internal and external surface cracks in cylindrical vessels ». *Journal of pressure vessel technology*, Vol. 104, pp. 293-298, 1982.

[33] X.B. Lin and R.A. Smith, « Crack propagation prediction of practical fatigue defects using a crack shape following technique ». *ECF. 12. F. F.D.*, 1998, vol1, pp. 121-126

[34] P. Paris and F. Erdogan, 1963, *Trans. ASME*, 528 – 534 [35] T. Boukharouba, « Comparison of the fatigue behaviour of the semi-elliptical defects contained in plates and tubes, using various approaches ».

CONTACT MECHANICS 2001, International Conference on Computational Methods in Contact Mechanics, 18 – 20 June 2001, Seville, Spain.

[36] Y. Xinqi ‘‘ Approximate J-estimation methods for pipes with circumferential surface crack in elds’’ *International Journal of Pressure Vessels and Piping* , vol 79 , 2002, pp203-208

[37] Robert Firmaturea, Sharif Rahmanb, ‘‘ Elastic-plastic analysis of off-center cracks in cylindrical structures

Engineering Fracture Mechanics; vol 66 (2000), pp15-39

[38] Sanjeev Saxena , D.S. Ramachandra Murthy ‘‘ Elastic-plastic fracture mechanics based prediction of crack initiation load in through-wall cracked pipes *Engineering Structures* 26 (2004) 1165–1172.

[39] Smith, M.Q., Nicoletta, D.P., and Waldhart, C.J., "Full Scale Wrinkling Tests and Analyses of Large Diameter Corroded Pipes", *Proceedings of the International Pipeline Conference - 1998*, vol. 1, *American Society of*

Mechanical Engineers, Calgary, Alberta. pp. 543-552.

[41] Vitali, L., Bruschi, R., Mork, K.J., Levold, E., and Verley, R "Hotpipe Project Capacity of Pipes Subjected to Internal pressure, Axial Force and Bending Moment", *International Offshore and Polar Engineering Conference, ASME. Brest 1999*

[42] Boyd Dorey A. ‘ critical buckling strains in energy pipelines’ *PHD University of Alberta* 2001

[43] Jacob Foxen , Sharif Rahman ‘‘ Elastic-plastic analysis of small cracks in tubes under internal pressure and bending ‘‘ *Nuclear Engineering and Design, VOL 197 (2000) 75–87*

- [44] S. Rahman, F.W. Brust “ Approximate methods for predicting J-integral of a circumferentially surface-cracked pipe subject to bending” *International Journal of Fracture* 85: 111–130, 1997.
- [45] Rahman S, Brust FW. “An estimation method for evaluating energy release rates of circumferential throughwall cracked pipe welds”. *Engng Fract Mech* 1992;43:417–30.
- [46] Kim Y-J, Huh N-S, Park Y-J, Kim Y-J. “ Elastic–plastic J and COD estimates for axial through-wall cracked pipes.” *Int J Press Vess Piping* 2002;79: pp. 451–64.
- [47] Yun-Jae Kim, Do-Jun Shim. “ Relevance of Plastic limit load to reference stress approach for surface cracked cylinder problems” *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 82 (2005) pp. 687-699
- [48] M. Al-Ansary , A. El-Domiatty, M. Shabara “ Short circumferential through-wall cracked pipes subjected to stretch-bending load “*Nuclear Engineering and Design* 180 (1998) 103–111
- [49] W. Guoa,b, H. Dongb, M. Luc, X. Zhaoc “ The coupled effects of thickness and delamination on cracking resistance of X70 pipeline steel” *International Journal of Pressure Vessels and Piping* , vol 79 (2002) pp 403–412
- [50] Mohan R, Krishna A, Brust FW, Wilkowski GM. “J-estimation schemes for internal circumferential and axial surface cracks in pipe elbows.” *J. Press Vess Technol, ASME Trans* 1998;120:418–23
- [51] J. Chattopadhyay , A.K.S. Tomar, B.K. Dutta, H.S. Kushwaha. “ Elastic–plastic J and COD estimation schemes for throughwall circumferentially cracked elbow under in-plane closing moment” *Engeneering fracture mechanics* 72 (2006) 2186-2217
- [52] Mohareb, M.E., Elwi, A.E., Kulak, G.L., and Murray, D.W., "Deformational behaviour of Line Pipe", Structural Engineering Report No. 202, Department of Civil Engineering, University of Alberta, Edmonton, Alberta. 1994

CHAPITRE III

- [1] BJ sutherland, Boron doubler modification F-11 Wing Pivot Fiting, status report sacramento Air logisttic center 01 january 1993.
- [2] AA Baker, repair of nacked of defective Metallic Air crafit components with Advanced Fibre.EL Sevier Applied Sciences Publishers Ltd Pp 153-181,1084
- [3] Jones. R, and calliman, R.J. fini element Analyse of patched cracksn? *Journal of structuralMechanics*, vol 7, 1979,PP 107- 130.

[4] A yong and DP rook “ analyse patched and stiffened cracked Panels using the roundary element method”, International Journal of solids structures? Vol 29, No, 17 (1992) PP 2201-2216.

[5] RS fredell, Damage Tolerant Repair technique for pressurized Aircraft fuselages, Phs dissertature delft University of technology, Delft the Netherlands, June 1994.

[6] P.K Mallik, fiber reinforced composites (2nd revised editions) New York, Mercel decker 993.

[7] Sun, CT, klug.J. and Arendt,C, “analysis of nacked aluminum platesrepaired by bonded composite patchesn. AIAA Journal, vol 34, 1996, PP 369- 374.

[8] Baker AA and Jones. R, bonded repairof airrfat structure, martinus Ni Jhoff Publishers,Dordrecht 1988,P.57

[9] Ibid PP 92-98

[10] chue.C.H, chang, L.C and Tsai, J.S bonded repair of plate unith central inclined crack under Biasail loading, composite structure vol28, 1994, PP 39-45.

[11] Jones, R. Neutral axis offset effects due to crack Patchingn, composite structure vol 1. 1983. PP 163,174.

CHAPITRE IV

[1] Baker, A. Repair of cracked or defective metallic aircraft components with advanced fibre composites - an overview of australian work. Composite Structures 2 (1984), 153–181.

[2] Baker, A. Bonded composite repair of fatigue-cracked primary aircraft structure.Composite Structures 47 (1999), 431–443.

[3] Davis, M., and Bond, D. Principles and practices of adhesive bonded structuraljoints and repairs. International Journal of Adhesion and Adhesives 19 (1999),91–105.[12] Adams, R., and Wake, W. Structural adhesive joints in engineering. Elsevier, 1984.

[4] Rose LRF, Design analysis and validation for a bonded composite repair to primary aircraft structure. In : Proceeding of International Conference on Fracture. ICF-9. 1997, pages 129- 141.

[5] Rose L.RF, An application of the infusion analogy for bonded reinforcemnt, Int J.Solid Struct., 1981, Vol 17, pages 827-838.

- [6] Rose LRF. A cracked plate repaired by bonded reinforcements. *Int J Fract* 1982; Vol 18, pages 135-144.
- [7] Rose LRF. Crack reinforcement by distributed springs. *J Mech Phys Solids* 1987; Vol 35, pages 383-400.
- [8] Schubbe JJ, Mall S. Modeling of cracked thick metallic structure with bonded composite patch repair using three-layer technique. *Compos Struct* 1999, Vol 45, pp 185-193.
- [9] B. Bachir Bouiadjra, M. Belhouari, B. Serier. Computation of the stress intensity factors for repaired cracks with bonded composite patch in mode I and mixed mode. *Composite Structures*, Volume 56, Issue 4, June 2002, Pages 401-406
- [10] M. Belhouari, B. Bachir Bouiadjra, A. Megueni, K. Kaddouri. Comparison of double and single bonded repairs to symmetric composite structures: numerical analysis *Composite Structures*, Volume 65, Issue 1, July 2004, Pages 47-53
- [11] Fekirini H., Bachir Bouiadjra B., Belhouari M., Boutabout B., Serier B. Numerical analysis of the performances of bonded composite repair with two adhesive bands in aircraft structures, *Composite Structure*, 2008; 82:84-89.
- [12] K.H. Chung and W.H. Yang. A study of the fatigue crack growth behavior of thick aluminium panels repaired with a composite patch. *Composite Structures*, vol 60 :1-7, 2003.
- [13] K. Kaddouri, D. Ouinas, B. Bachir Bouiadjra. FE analysis of the behaviour of octagonal bonded composite repair in aircraft structures. *Computational Materials Science*, Volume 43, Issue 4, October 2008, Pages 1109-1.
- [14] H. Hosseini Toudeshky, G. Sadeghi, and H.R. Daghyani. Experimental fatigue crack growth and crack-front shape analysis of assymmetric repaired aluminium panels with glass-epoxy composite patches. *Composite Structures*, vol 71 :401-406, 2005.
- [15] A. Amiri. Modélisation du décollement et analyse du comportement d'une plaque en Aluminium fissure et réparée par collage. Thèse de Doctorat d'Etat :UDL SBA 2006.
- [16] D.C. Seo, J.J. Lee, and H.R. Daghyani. Fatigue crack growth behavior of crackedaluminum plate repaired with composite patch. *Composite Structures*, vol 57:323-330, 2003.
- [17] A. Bassetti. Lamelles précontraintes en fibres de carbone pour le renforcement de ponts rivetées endommagées par fatigue. Thèse, EPFL, Lausanne, Switzerland, 2001.
- [18] A. Chrysochoos and H. Louche. Thermal and dissipative effects accompanying Luders band propagation. *Materials Science and Engineering A*, vol 307 :15-22, 2001.
- [19] S. Naboulsi and S. Mall. Fatigue growth of adhesively repaired panel using perfectly and imperfectly composite patches. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, vol 28 :13-28, 1997.

[20] V. Sabelkin, S. Mall, M.A. Hansen, R.M. Vanderwaker, and M. Derriso. Investigation into cracked aluminum plate repaired with bonded composite patch. *Composite Structures*, vol 79:55–66, 2007.

[21] L. Aminallah, T. Achour, B. Bachir Bouiadjra, B. Serier, A. Amrouche, X. Feaugas, N. Bensediq. Analysis of the distribution of thermal residual stresses in bonded composite repair of metallic aircraft structures *Computational Materials Science*, Volume 46, Issue 4, October 2009, Pages 1023-1027.

[22] K. Madani. Etude numérique et expérimentale de la technique de réparation des structures aéronautiques par patch en composite, cas de l'Aluminium 2024-T3 réparée par composite Carbone/Epoxyde. Thèse de Doctorat, Université de SBAUDL, 2007.

[23] ABAQUS/CAE Ver 6.9 User's Manual. Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc; 2007

[24] B. Bachir Bouiadjra, H. Fekirini, M. Belhouari, B. Boutabout, B. Serier. Fracture energy for repaired cracks with bonded composite patch having two adhesive bands in aircraft structures *Computational Materials Science*, Volume 40, Issue 1, July 2007, pp 20-26.

CHAPITRE V

[1] B. Bachir Bouiadjra, M. Belhouari, B. Serier. Computation of the stress intensity fact mode. *Composite Structures*, Volume 56, Issue 4, June 2002, Pages 401-406

[2] Kaulg J C, Maley S, Sun C.T, Characterization of fatigue behavior of bonded composite repairs. *Journal of Aircraft* 1999, 36:1016 – 22.

[3] B. Bachir Bouiadjra, H. Fekirini, M. Belhouari, B. Boutabout, B. Serier. Fracture energy for repaired cracks with bonded composite patch having two adhesive bands in aircraft structures *Computational Materials Science*, Volume 40, Issue 1, July 2007, pp 20- 26.