

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

Université Hassiba Benbouali de Chlef

Faculté de Technologie

Département de Mécanique



THESE

Présentée pour l'obtention du diplôme de

DOCTORAT EN SCIENCES

Filière : Génie Mécanique

Spécialité : Génie Mécanique

Par

Mouna AMARA

Ing. Magister

Thème :

SIMULATION NUMERIQUE DE DEGRADATION PAR EROSION-CORROSION LORS D'UNE ETUDE D'ECOULEMENT DANS LES CANALISATIONS COUDEES

Soutenue le : 11/04/2021, devant le Jury composé de :

D. Moudjeber	MCA	Univ. Chlef	Président
A. Aid	Professeur	Univ. Mascara	Examineur
F. Hammadi	Professeur	Univ. Bechar	Examineur
Ab. Guedri	Professeur	Univ. Souk Ahress	Examineur
M. Tahar Abess	Professeur	Univ. Chlef	Encadreur
M. Hadj Meliani	Professeur	Univ. Chlef	co-Encadreur
A. Hocine	Professeur	Univ. Chlef	Invité
M. Allouti	Docteur	TRC. Sonatrach	Invité

Année Universitaire / 2020-2021

Remerciements

Je tiens à adresser ma sincère et totale gratitude et ma profonde reconnaissance à mon directeur de thèse monsieur Miloud TAHAR ABBES, professeur à l'Université de Hassiba Benbouali de Chlef et Co-directeur thèse monsieur Mohammed HADJ MELIANI professeur à l'Université de Hassiba Benbouali de Chlef, de l'honneur qu'ils m'ont fait en m'acceptant d'être sous leur direction et je remercie tous l'ensemble des intervenants qui ont participé à l'enrichissement de ma thèse.

J'associe à mes remerciements les membres du jury qui m'ont gratifié de leur présence et qui m'ont fait l'honneur de s'intéresser à mes travaux.

Je tiens à faire part aussi de ma sincère reconnaissance au professeur LUBITCHA, professeur à l'Université de Belgrade et professeur DONKA, professeur à l'Université de Bulgarie, qui par leur confiance, leurs conseils judicieux, et leur bonne humeur communicative m'ont permis d'atteindre ce résultat.

Mouna

Résumé

Cette étude réside dans l'analyse d'un problème industriel complexe et multidisciplinaire qui englobe plusieurs aspects: la mécanique de la rupture, l'interaction fluide solide en physique et la chimie des matériaux. L'exploitation et interprétation des résultats obtenus nous a guidés de montrer que de nombreuses solutions techniques peuvent être utilisées pour contrôler et prévenir le phénomène de défaillance par érosion-corrosion.

Les produits de corrosion ont été caractérisés par la morphologie de la surface, la composition du fluide et la concentration des éléments. Des simulations de dynamique des fluides (CFD) avec le logiciel FLUENT sont réalisées pour étudier la prédiction de l'érosion en 3-D, Sur un coude de 90° qui circule de dans un fluide (l'eau) avec des particules solides(sable), pour une gamme de tailles de particules de 2 mm, 0.4 mm et 4 µm selon différentes ouvertures de clapet de la vanne. La conclusion obtenue en analysant les raisons, une application des outils de fond mieux pour contrôler et prévenir le phénomène de rupture par érosion. En plus l'étude est enrichi par d'autre travaux réalisés par une étude numérique sur l'effet d'interaction des défauts sur la sécurité du pipeline comparant avec qui sont calculés par les codes techniques utilisé dans l'industrie, avec une analyse par éléments finis d'un tuyau réparé à l'aide des couches de composite exposant leur l'effet sur l'intégrité structurelle du tuyau, ainsi que Le FAD à contrainte modifiée a été utilisé pour calculer les facteurs de sécurité associés aux défauts elliptiques, et des études faite sur des procédures pour déplacer la courbe des propriétés mécaniques entre des pipelines de niveaux de contrainte différents dans le plan sont développées, ce qui permet la détermination de la courbe de transition des structures défectueuses non standard à partir des résultats expérimentaux des échantillons standard.

Mots clés: Erosion-corrosion, érosion des conduites, Canalisation, Essai d'éclatement · Tuyau corrodé, Interaction de défauts, degré de sécurité, Évaluation de la fracture, courbe de rupture du matériau, force motrice de l'entaille, tuyau API 5L

Abstract

This study resides in the analysis of a complex and multidisciplinary industrial problem which encompasses several aspects: fracture mechanics, the fluid-solid interaction in physics and the chemistry of materials. The use and interpretation of the results obtained have guided us to show that many technical solutions can be used to control and prevent the phenomenon of failure by erosion-corrosion.

Corrosion products were characterized by surface morphology, fluid composition and element concentration. Fluid dynamics simulations (CFD) with the FLUENT software are carried out to study the prediction of erosion in 3-D, On a 90 ° bend which circulates in a fluid (water) with solid particles (sand), for a range of particle sizes of 2 mm, 0.4 mm and 4 μm according to different valve plug openings.

The conclusion obtained by analyzing the reasons, an application of background tools better to control and prevent the phenomenon of erosion failure. In addition the study is enriched by other work carried out by a numerical study on the interaction effect of faults on the safety of the pipeline comparing with which are calculated by the technical codes used in the industry, with an analysis by finite elements of a pipe repaired using the composite layers showing their effect on the structural integrity of the pipe, as well as the stress-modified FAD was used to calculate the safety factors associated with elliptical defects, and studies made on procedures for shifting the curve of mechanical properties between pipelines of different stress levels in the plane are developed, which allows the determination of the transition curve of non-standard defective structures from the experimental results of standard samples .

Keywords: Erosion-corrosion, pipe erosion,, Pipe, Burst test Corroded pipe, Defect interaction, degree of safety, Fracture evaluation, material failure curve, notch driving force, API pipe 5L

المخلص

تكمن هذه الدراسة في تحليل مشكلة صناعية معقدة ومتعددة التخصصات تشمل عدة جوانب : ميكانيكا الانكسار , التفاعل بين السوائل و الاجسام الصلبة في الفيزياء وكيمياء المواد. لقد أُرشدنا حسب تفسيرنا للنتائج التي تم الحصول عليها بأنه يمكن استخدام العديد من الحلول التقنية للتحكم في ظاهرة التآكل ومنعها.

تتميز منتجات التآكل بتشكيل السطح وتكوين السوائل وتركيز العناصر. يتم إجراء محاكاة ديناميكيات المائع (CFD) باستخدام برنامج FLUENT لدراسة التنبؤ بالتآكل في ثلاثي الأبعاد ، على منحنى 90 درجة للأنبوب حسب فتحات سدادة الصمام المختلفة. والذي يحتوي على سائل (ماء) مع جزيئات صلبة (رمل) ، لمجموعة من أحجام الجسيمات 2 مم و 0.4 مم و 4 ميكرومتر.

الاستنتاج الذي تم الحصول عليه من خلال تحليل الأسباب ، هو تطبيق أدوات تقنية بشكل أفضل للتحكم في ظاهرة التآكل و منعها بالإضافة إلى ذلك تم إثراء الدراسة من خلال أعمال أخرى تم إجراؤها من خلال دراسات عديدة حول تأثير تفاعل الأعطال على سلامة خط الأنابيب مقارنةً بالتي يتم حسابها بواسطة قوانين التقنية المستخدمة في الصناعة ، مع تحليل بواسطة عناصر محدودة من تم إصلاح الأنابيب باستخدام الطبقات المركبة التي توضح تأثيرها على السلامة الهيكلية للأنبوب ، وكذلك تم استخدام FAD المعدل للإجهاد لحساب عوامل الأمان المرتبطة بالعيوب التشقق ، والدراسات أجريت على إجراءات تحويل منحنى الخواص الميكانيكية خطوط الأنابيب بمستويات إجهاد في مختلف المستوى ، مما يسمح بتحديد منحنى الانتقال للهياكل المشوهة غير القياسية من النتائج التجريبية للعينات القياسية.

الكلمات الرئيسية : تآكل ، تآكل الأنابيب ، خط أنابيب ، اختبار انفجار • أنبوب التآكل ، ، درجة الأمان ، تقييم الانكسار و التشقق ، منحنى تشقق المواد ، أنبوب API 5L



Listes des Tableaux

Listes des Tableaux

Chapitre I - Mécanique de la Rupture des canalisations

Tableau. 1. Repartition des contraintes élastiques en fond d'entaille	27
---	----

Chapitre III - Etude de cas et modélisation numérique

Tableau.III.1.Propriétés Mécaniques du coude métallique (ST35.8)selon norme DIN.....	71
--	----

Chapitre IV- Résultats & Interprétations

Tableau. IV.1. Composition chimique et propriétés mécaniques du tuyau coude.....	87
--	----

Tableau IV.2. Récapitulation des différents paramètres d'ajustement de l'équation.....	93
--	----

Tableau IV.3. Informations générales sur le pipeline.....	101
---	-----

Tableau IV.4. Dimension, position et pression limite des défauts de pipeline calculés par les codes ASME B31G [15] et B31G	103
---	-----

Tableau. IV.5. Règles d'interaction	108
---	-----

Tableau IV.6. Comparaison des règles de d'interaction et résultats numériques.....	113
--	-----

.Tableau .IV.7. Comparaison des règles de d'interaction et résultats numériques.....	116
--	-----

Tableau. IV.8. Influence du nombre de couches sur le facteur de sécurité posé sur le tube en acier API X60 avec $P = 70$ bars.....	121
---	-----

Tableau. IV.9. Forces de déformation non dimensionnelles dans la direction longitudinale avec une pression de service de 70 bars.....	130
--	-----

Tableau. IV.10. Facteurs de sécurité de trois types de défauts (ss), (se), (ln); pression de service 70 bar.....	131
---	-----



Listes des Figures

Listes des Figures

Chapitre I - Mécanique de la Rupture des canalisations

Figure I.1. Activité transport par canal par canalisation en Algérie.	7
Figure I.2. le réseau de transport par canalisation international.	8
Figure I.3. Explosion produite en servisse sur la région de Hassi Massaoud.....	8
Figure I.4. Cause de dommage en pourcent.....	9
Figure I.5. Schématisation des sites de piégeage de l'hydrogène.....	11
Figure I.6. Corrosion aux joints de grains.	12
Figure I.7. Surface après corrosion	13
Figure I.8. Dimensions de fissure semi-elliptique très longue.....	15
Figure I.9. Energie dissipative due à un accroissement de la fissure	17
Figure I.10. Relation entre G et la complaisance de la structure.....	19
Figure I.11. Définition d'une fissure et modes de déplacement des surfaces de la fissure.	21
Figure I.12. Différents paramètres géométriques définissant une entaille simple selon	25
Figure I.13. Définition de la contrainte globale, maximale et nominale	25
Figure I.14. Diagramme bi-logarithmique de la distribution des contraintes le long du ligament et le gradient de contraintes relative	28
Figure I.15. Principe de la mesure du CTOD	34
Figure.I.16. Formes des défauts de corrosion utilisées	35
Figure I.17. FAD pour les trois niveaux d'investigation possibles (PD6493).....	41
Figure I.18. Définition du facteur de sécurité dans un Diagramme FAD.....	43

Chapitre II - Mécanisme de l'érosion-corrosion

Figure II.1. Les forces qui agissent sur une particule en contact avec une surface solide dans des conditions solides-liquides.	46
Figure II.2. Mécanismes d'érosion par des particules (Meng and Ludema, 1995)	47
Figure II.3. Type d'érosion, (a) Erosion abrasive,(b) Erosion due à la fatigue de la surface, (c) déformation plastique, (d) fusion de la surface superficielle, (e) érosion macroscopique, (f) Dégradation du réseau cristallin par impact par les atomes, adapté de Stachowiak e Batchelor (2005).	48
Figure II.4. diamètre moyen des particules.....	49
Figure II.5. Effet de la forme de la particule sur le taux d'érosion.	50
Figure II.6. Taux d'érosion des aciers en fonction la dureté de la particules	51
Figure II.7. Variations taux d'érosion aux alimentation en particules abrasives.	52
Figure II.8. Erosion due par de l'énergie des particules affectées sur une surface de tuyau, pour un angle de 90°	54
Figure II.9. (a) L'angle d'impact de la particule sur la surface,(b) Taux d'usure érosive en fonction de l'angle d'impact.	55

Figure II.10. Dépendance du taux d'érosion à la dureté de la surface.	55
Figure II.11. Effet du fluide sur l'angle d'impact (Stachowiak and Batchelor, 1993)	57
Figure II.12. Effet des conditions du flux sur l'érosion; (a) régime laminaire de fluide dans le pipe, (b) régime turbulent dans le pipe, (c) trajectoire des particule dans le régime turbulent.	57
Figure II.13. Régime de fluide 1(a) régime tourbillonnant, (b) régime laminaire.	58
Figure II.14. Influence de la température sur l'érosion d'un acier inoxydable	59

Chapitre III - Etude de cas et modélisation numérique

Figure III.1. Unité de dessalement d'eau Ténès-Chlef.	63
Figure III.2. Schéma d'une usine de dessalement d'eau de mer par osmose inverse.	64
Figure III.3. Prétraitement physique (a) filtre rotatif, (b) filtre à sable, (c): filtre à cartouche.	65
Figure III.4. Prétraitement physique, -traitement, a : dosage de lait de chaux, b : production, stockage et dosage de CO ₂	66
Figure III.5. l'ensemble de canalisation avec le coude en fuite.	67
Figure III.6. Coude de 90° en 3D sur Solidworks.	72
Figure III.7. Bride en 3D sur Solidworks.	72
Figure III.8. Vanne en 3D sur Solidworks.	72
Figure III.9. Conception d'une canalisation de conduite, (a): Assemblage des éléments en 3D sur Solidworks, (b): coupe d'assemblage 3D.	73

Chapitre IV- Résultats & Interprétations

Figure. VI. 1. Apparition des défauts à l'externe à la surface du coude 90°	76
Figure. IV. 2. Apparition des défauts à la surface interne de la conduite, (a) défaut apparaît sur la surface près de la bride, (b) le défaut sur les surfaces interne près de la courbature.	76
Figure IV. 3. Variation d'épaisseur de la conduite, (a) Variation d'épaisseur du tube, (b) Variation d'épaisseur de la surface latérale de la vanne.	77
Figure. IV.4. Dégradation de la surface interne au soudure, (a) Présence d'un affaissement, (b) Manque du métal au cordon de joint de soudure.	77
Figure. IV.5. Surface rugueuse sur la surface supérieure interne de la conduite.	78
Figure. IV.6. image de microscopie optique sur des spécimens	79
Figure. IV.7. Spectre XRF de la région "A".	80
Figure. IV.8. Spectre XRF de la région "B".	80
Figure. IV.9. Spectre XRF de la région "D".	81
Figure. IV.10. Détérioration de la surface interne du coude.	85

Figure. IV.32. Distributions de la contrainte dans les directions circonférentielle et longitudinale. (a) $d_l = 0,05t$, (b) $d_l = t$, (c) $d_l = 7t$, (d) $d_c = 0,05t$, (e) $d_c = t$, (f) $d_c = 3t$.	117
Figure. IV.33. Modèle de couche composite de réparation . (a) Deux couche et (b) Huit couche decomposite.	118
Figure. IV.34. Évolution maximale des contraintes principales avec le numéro de manchon.	119
Figure. IV.35. Diagramme d'évaluation des défaillances pour les défauts de corrosion avec et sans réparation. (a) Influence du nombre de couches et (b) méthode de calcul du facteur de sécurité.	120
Figure. IV.36. Evolution du CTOD critique en fonction de la triaxialité β pour les tubes en acier API 5L X 65	124
Figure. IV.37. Défaut semi-elliptique au niveau de la canalisation avec $a / t = 0,5$, $a / c = 0,2$ et $\rho = 2,5$ mm. (a) Géométrie du pipeline, (b) Distribution des contraintes d'ouverture à l'extrémité défaut.	125
Figure. IV.38. Distribution des contraintes et de la triaxialité au ligament de la canalisation fissurée avec des valeurs de pression différentes.	126
Figure. IV.39. Effet du rayon de fissure sur la valeur de la triaxialité β . (a) Distribution de triaxialité au ligament de la fissure, (b) Variation des valeurs maximale et moyenne pour $\rho = 0$ à $2,5$ mm.	127
Figure. IV.40. Courbe de défaillance $f(L_r)\beta = 2.5$ et $f(L_r)$ structure.	129
Figure. IV.41. Types de défauts (a) Semi-sphérique central, (b) Semi-elliptique central et (c) Entaille longue longitudinale centrale.	131
Figure. IV.42. la courbe Prédiction de $K\rho, c = f(Tef, c)$	138
Figure. IV.43. Les points d'évaluation expérimentaux ($K\rho, c, Tef, c$) et la courbe de rupture du matériau $K\rho, c = f(Tef, c)$ pour les tubes en acier X52 avec et sans effet d'hydrogène.	139
Figure. IV.44. Exemple de la courbe maîtresse dans le plan ($K\rho, c, A3 eff$) pour différentes pressions et diamètres.	140
Figure. IV.45. Points de la courbe de rupture du matériau ($K\rho, c, Tef, A3 eff$) et force motrice pour les tubes en acier X52.	141



Tables des matières

Tables des matières

Introduction générale	1
------------------------------------	---

Chapitre I - Mécanique de la Rupture des canalisations

I.1. INTRODUCTION.....	6
I.2. CARACTERISTIQUES DE LA CANALISATION.....	6
I.3. LES TYPES DE CANALISATION.....	6
I.4. MATERIAUX DE CANALISATION.....	6
I.5. DESCRIPTION DU RESEAU DE TRANSPORT PAR PIPELINE.....	7
I.6. DEFAILLANCE D'UNE CANALISATION.....	9
I.6.1. Introduction.....	9
I.6.2. Sources de défaillance.....	10
I.7. REGLES DE FABRICATION.....	10
I.8. DIFFERENTS DEFAUTS DANS LES TUYAUX SOUS - PRESSION.....	14
I.9. ETUDE D'UNE FISSURE SUR LES PIPES.....	16
I.9.1. Approche énergétique :.....	16
I.9.2. Critère mécanique :.....	20
I.9.3. Représentation générale d'une fissure.....	21
I.9.4. Champs de contrainte et de déformation au voisinage d'une fissure.....	21
I.9.5. Le facteur d'intensité de contrainte.....	24
I.9.6. Distribution des contraintes élastiques en fond d'entaille.....	26
I.10. APPROCHE PAR LA METHODE VOLUMETRIQUE.....	27
I.11. APPROCHES GLOBALES A DEUX PARAMETRES : APPROCHE K-T [20-9].....	30
I.12. CRITERES DE RUPTURE DUCTILE.....	31
I.12.1. Crack tip opening displacement.....	31
I.12.2. Méthode de mesure du C.T.O.D.....	33
I.13. EVALUATION DES CARACTERISTIQUES DE RUPTURE PAR LES NORMES.....	34
I.13.1. Introduction.....	34
I.13.2. les normes.....	36

I.14. LA METHODE FAD (FAILURE ASSESMENT DIAGRAM)	38
I.14.1. Introduction	38
I.14.2. Principe de la méthode FAD	40
I.14.3. Facteur de sécurité dans la méthode FAD	42
I.15. CONCLUSION.....	43

Chapitre II - Mécanisme de l'érosion-corrosion

II.1. INTRODUCTION.....	45
II.2. THEORIE DE L'EROSION-CORROSION.....	45
II.3. MECANISMES DE L'EROSION-CORROSION PAR DES PARTICULES SOLIDES	45
II.4. EROSION PAR DES PARTICULES SOLIDES	46
II.4.1. Erosion abrasive (Coupe).....	47
II.4.2. Fatigue de surface.....	47
II.4.3. Déformation plastique	47
II.4.5. Rupture fragile.....	48
II.5. PARAMETRES AGISSANT SUR L'EROSION-CORROSION.....	48
II.5.1. Effet de la distribution des particules sur l'érosion	49
II.5.1.1. La taille des particules.....	49
II.5.1.2. Forme de particule.....	50
II.5.1.3. Dureté des particules	50
II.5.1.4. Flux de particules	51
II.5.2. Effet de la vitesse des particules sur l'érosion	52
II.5.3. Flux moyen des particules.....	53
II.5.4. Effet de l'angle d'impact sur l'érosion	54
II.5.5. Effet du matériaux de la surface exposante.....	55
II.5.6. Influence du milieu (fluide).....	56
II.5.7. Température	58
II.6. LES MODELES D'EROSIONS.....	59
II.6.1. Le modèle d'érosion de Elément Finie	59
II.6.2. Modèle de sundara rajan's second	60
II.6.3. Modèle de forder.....	60

II.7. CONCLUSION	61
------------------------	----

Chapitre III - Etude de cas et modélisation numérique

III.1. INTRODUCTION	63
III.2. ETAPES DE DESSALEMENT DE L'EAU DE MER	63
III.2.1. Le processus de dessalement d'eau de mer.....	63
III.2.2. Prétraitement	64
III.2.2.1. Prétraitement physique :.....	64
III.2.2.2. L'étape d'osmose inverse.....	65
III.3. HISTORIQUE DE LA FUIITE.....	66
III.4. INSPECTION DU COUDE.....	67
III.4.1 Introduction.....	67
III.4.2. Inspection Visuelle du coude.....	68
III.4.3. Analyse optique	69
III.4.3.1. Analyse par microscope électronique à balayage (MEB).....	69
III.4.3.2. Fluorescence des rayons x, analyse XRF.....	69
III.5. MODELISATION ET SIMULATION.....	70
III.5.1. Introduction.....	70
III.5.2. Code de calcul utilisé.....	70
III.5.3. Mise en œuvre.....	71
III.5.4. Ecoulement du fluide sans et avec particules solides.....	73
III.6. Conclusion	73

Chapitre IV - Résultats & Interprétations

IV. RESULTATS ET INTERPRETATIONS.....	75
IV.1. CONCEPT DE MISE EN INSPECTION.....	75
IV.1.1. Inspection visuelle	75
IV.1.2. Microscopie électronique à balayage (SEM).....	78
IV.1.3. Test de fluorescence X (XRF)	80
IV.2. CONCEPT DE RECHERCHE SCIENTIFIQUE ET TECHNOLOGIQUE.....	81
IV.2.1. Effet de mécanisme l'érosion-corrosion sur la canalisation (étude de cas).....	81
IV.2.1.1. Introduction.....	84
IV.2.1.2. Pour différents emplacements du coude de tuyau en acier au carbone	85
IV.2.1.3. Contexte et équations de base.....	86
IV.2.1.4. Matériaux et méthodes numériques	87
IV.2.1.5. Effet de l'angle d'ouverture de clapet la vanne sur le taux d'érosion.....	88
IV.2.1.6.Effet du diamètre du particules (sable) sur le taux d'érosion.....	90
IV.2.1.7. Dégradation et réduction sur l'épaisseur du tube	93
IV.2.1.8. Effet de la contrainte de cisaillement sur le coude	94
IV.2.1.9. Conclusion	97
IV.2.2. Effet des dommages causes par la corrosion a la pression d'eclatement d'un pipeline et les methodes de reparation.....	97
IV.2.2.1. Introduction.....	98
IV.2.2.2. Inspection des défauts de pipeline et essai expérimental d'éclatement.....	101
IV.2.2.3. Interaction des défauts	107
IV.2.2.4. Réparation de tuyaux composites	117
IV.2.2.5. Diagramme d'évaluation	119
IV.2.2.6. Discussion.....	121
IV.2.2.7. Conclusion	122
IV.2.3. Évaluation de tuyauterie pour le transport de CO ₂ à l'aide d'un diagramme d'évaluation de défaillance de CTOD modifié par contrainte	123
IV.2.3.1. Résistance à la fracture et contrainte	123
IV.2.3.2. Analyse numérique	124
IV.2.3.3. Diagramme d'évaluation de défaillance.....	127
IV.2.3.4. Facteur de sécurité déterminé par un DCP à modification de contrainte	129
IV.2.3.5. Conclusion	132

IV.2.4. Effet de l'hydrogène et de la contrainte sur la courbe de rupture du matériau principal (MMFC) dans les aciers corrodés pour des conduites de gaz	132
IV.2.4.1. Introduction.....	133
IV.2.4.2. L'approche (k-t-a3) pour les fissures	134
IV.2.4.3. Courbe de défaillance matérielle pour l'entraînement.....	136
IV.2.4.4. Examens pour déterminer la contrainte T effective et A ₃	136
IV.2.4.5. Courbe de défaillance du matériau (K_p, c , Tef).....	139
IV.2.4.6. Courbe de défaillance du matériau (K_p, c , A3 eff)	139
IV.2.4.7. Combinaison de MFC (K_p, c, Tef, A3 eff)	141
IV.2.4.8. Conclusion	142
Conclusion Generale	144
Références Bibliographiques	146

Introduction générale

Une canalisation est une structure dont l'intégrité doit être garantie. En particulier, pour éviter tout amorçage de rupture, le dimensionnement de la structure est effectué pour une utilisation dans le domaine élastique, avec un coefficient de sécurité adéquat, ce qui autorise une taille critique de défaut. Pour atteindre un niveau de sécurité plus grand, il est nécessaire de comprendre la source et sous quelles conditions une fissure amorcée dans un pipeline peut s'arrêter rapidement. L'intégrité, des structures de tuyauterie, sollicitées sous plusieurs efforts internes, externes, et milieu agressive ou non préoccupe depuis de nombreuses années à la fois les métallurgistes, les mécaniciens et les chimistes. La complexité des conditions, de sollicitations et de la géométrie des composants, a nécessité l'utilisation de facteurs de sécurité importants, sans que l'on connaisse avec précision leur marge. Pour des raisons économiques évidentes, on cherche à maîtriser ces marges de sécurité, tout en réalisant un nombre plus important de contrôles de ces pièces lors de leur fonctionnement. Grâce au développement des codes de calcul, la notion d'augmenter la durée de vie des pièces a vu le jour par une meilleure maîtrise sur l'un des concepts existe sur l'apportés sur le phénomène érosion-corrosion et à la fois la mécanique de la rupture des pipelines.

Le premier Chapitre : Mécanique de la Rupture des canalisations

Nous présentons dans une première partie de ce chapitre une introductif sur les risques d'accidents produite par la dégradation de la surface des pipelines qui sont due aux plusieurs facteurs, on exploitant le comportement du matériaux des pipes mise en service, décrivant les causes de défaillances, particulièrement le comportement des tuyaux du transport en présence de l'hydrogène et le du CO₂ portant des défauts longitudinaux de surface et la limite de service,...ect.

Nous somme intéressé sur les canalisations et leur comportement vis a vis à la rupture, on décrivant l'approche de la mécanique de la rupture , dont nous avons cité les sources de contraintes, les plus importantes, sont dues à la pression de service, aux efforts secondaires induits par les mouvements des sols et aux intensificateurs locaux de contraintes à la surface de la conduite (toute irrégularité à la surface de la conduite).....ect.

Deuxième Chapitre: Mécanisme de l'érosion-corrosion

Nous présentons dans la deuxième partie de ce chapitre, une introduction sur l'érosion-corrosion, leur effet sur la dégradation d'un matériau due à l'action combinée de l'érosion physique et de la corrosion chimique, produite par la perte progressive du matériau de la surface solide due à la mécanique d'interaction entre cette surface et un fluide ou un courant de fluide incident. Elle se manifeste par l'élimination des produits de corrosion des inhibiteurs provoquée par l'action érosive du fluide ou des matières en suspension de ce fluide, lors des chocs, il y a ébranlement du matériau de la surface et bris du système cristallin causée par des impacts de particules solides contenues dans un fluide en mouvement ou par des particules liquides en milieu gazeux. Les sillons, ondulations et creux à la surface des métaux, et les courtes périodes de temps qui s'écoulent avant des ruptures imprévues sont des caractéristiques de ce phénomène ainsi que, à également son effet d'amincir les parois du substrats. La corrosion-érosion est favorisée par plusieurs facteurs tels que les grandes vitesses d'écoulement d'eau, la turbulence, la présence de substances particulaires.

Chapitre III est intitulé: Etude de cas et modélisation numérique

La littérature scientifique est très vaste en ce qui concerne la détérioration des canalisations, ce qui fait chaque contribution n'aborde qu'un aspect particulier du problème. Dans notre étude, nous attachons à choisir des valeurs réalistes des paramètres intégrés dans le modèle d'un cas réel d'une canalisation d'Unité de dessalement de ténès-Chlef. Ceci doit nous permettre de mieux cerner les mécanismes par lequel le chargement fluide dans le défaut intervient, par une investigation sur les causes accrue par détérioration sur les surfaces internes d'un tube 90° qui peut entraîner une augmentation rapide des taux d'érosion et éventuellement une fuite.

Notre travail suit une méthodologie d'exécution d'instruction bien précise, déduite d'une investigation faite par une inspection visuelle produite sur une canalisation présentant un coude de 90° a eu une détérioration sur les surfaces interne, donc on a planifié le travail basant sur l'information qu'on souhaite avoir sur le type et les dimensions des défauts est dépendante des critères qui sont utilisés pour accepter ou non les défauts. Si on utilise des critères qualitatifs, il peut suffire de connaître la nature et la longueur du défaut. Si par contre

l'évaluation est basée sur la mécanique de la rupture, il peut alors être nécessaire de connaître la position exacte, la longueur, la largeur, la hauteur et l'orientation des défauts.

une étude expérimentale par une analyse d'inspection permettant d'initier le phénomène de dégradation de surface par érosion-corrosion dont les caractéristiques puissent être déterminé la l'intensité de défaillance.

Certaines techniques sont par exemple judicieuses pour la détection de défauts, mais pas lors du contrôle visuel de ces éléments, on a fait attention sur :

- ✓ aux parties cassées ou corrodées;
- ✓ à la présence de fissures;
- ✓ à la partie présente la soudure;
- ✓ à la l'état de surface point de vue rugosité.
- ✓ à la présence de creux et de changement de dimension où l'endroit et accélérer la corrosion. Si de telles situations sont constatées, il peut être nécessaire de réaliser des mesures d'épaisseur.

Chapitre IV : Résultats & Interprétations

Dans ce chapitre est proposée par un raisonnement qui s'appuie sur un travail d'équipe basé sur plusieurs axe à évoqué traduit par un modeste travail comme suit :

- ✓ les particules solides (particules de sable) contribuent d'une manière directe sur l'enlèvement du matière de la surface dont elle exposée, la taille du particule se manifeste sur le taux d'érosion, plus les dimensions des particules sont importante plus le taux d'érosion plus grand. la mise en œuvre de pipes dramatique la situation du problème d'érosion, comme la vanne d'ouverture , qu'on a pris comme deuxième facteur à étudié selon des angles d'ouverture et comparer à celle prise en pratique, l'analyse numérique donne un aperçu bien détaillé sur ce point et même on a pu estimer l'angle d'ouverture de la vanne adéquat .

L'objectif de ce chapitre est de modéliser l'évolution des champs de contraintes le long du ligament, et la valeur de en déduire la valeur de la contrainte T et du Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille K_p . Notre choix s'est porté sur des Pipeline en acier APL X52 L suivant les normes américaines, et portants des défauts longitudinaux de surface. Ces défauts sont des arrachements de matière lors d'une réparation ou sous l'effet d'un contact fluidiique. Les défauts sont simulés comme

étant des entailles sphériques, semi-elliptiques, long , pour savoir la résistance à la fracture ,on a pris de mesurer la ténacité de ce matériau du pipeline à la rupture.

Comme d'autres mesures de la résistance à la fracture, le CTOD critique est sensible à la taille, au mode de chargement et à l'épaisseur du ligament. On peut noter les paramètres de contrainte suivants: le facteur de contrainte plastique L , la triaxialité de contrainte β , le paramètre Q , la contrainte T , justifiant l'utilisation par des auteurs utilisent la triaxialité des contraintes définie comme le rapport de la contrainte hydrostatique sur la contrainte équivalente de Von Mises. Afin de tenir compte de l'augmentation de la résistance à la rupture avec la perte de contrainte, le diagramme d'évaluation de la défaillance a été modifié. On suppose que la contrainte de contrainte effective est proportionnelle au paramètre de chargement non dimensionnel. Cette hypothèse introduite dans la courbe de défaillance des matériaux, nous a permis de connaître la résistance à la rupture pour toute contrainte. La résistance à la rupture considérée est donc introduite pour modifier la courbe d'évaluation de la défaillance et les coordonnées du point d'évaluation. Ces modifications augmentent légèrement le facteur de sécurité (de moins de 10%); cependant, la ténacité a augmenté de 30% .

- ✓ l'effet de la pression d'éclatement d'un pipeline et les méthodes de réparation.

Le but de cette étude est d'aider à la décision et au moyen de réparer les tuyaux corrodés afin de prolonger leur durée de vie. Pour cela, il est nécessaire de déterminer la nocivité des défauts en calculant la pression de rupture après corrosion, afin de recatégoriser à terme la colonie de défauts et de déterminer la méthode de réparation principalement en déterminant le nombre de manchons composites

- ✓ L'Effet de l'hydrogène et de la contrainte sur la courbe de rupture du matériau principal (MMFC) dans les aciers corrodés pour conduites de gaz. Cet article a exploité l'approche de fissure K-T et K-A3 qui a été dérivée d'un rigoureux solution asymptotique et a été développé pour une fracture à deux et trois paramètres. Avec K comme la force motrice et T et $A3$ un paramètre de contrainte, cette approche a été utilisé avec succès pour quantifier les contraintes des champs de cran-tip pour diverses géométries proposées et configurations de chargement.

Enfin, les conclusions et les perspectives générales seront présentées.



Chapitre I - Mécanique de la Rupture des canalisations

I.1. INTRODUCTION	6
I.2. CARACTERISTIQUES DE LA CANALISATION	6
I.3. LES TYPES DE CANALISATION	6
I.4. MATERIAUX DE CANALISATION.....	6
I.5. DESCRIPTION DU RESEAU DE TRANSPORT PAR PIPELINE	7
I.6. DEFAILLANCE D'UNE CANALISATION.....	9
I.6.1. Introduction	9
I.6.2. Sources de défaillance	10
I.8. DIFFERENTS DEFAUTS DANS LES TUYAUX SOUS - PRESSION	14
I.9. ETUDE D'UNE FISSURE SUR LES PIPES.....	16
I.9.1. Approche énergétique :	16
I.9.2. Critère mécanique :	20
I.9.3. Représentation générale d'une fissure	21
I.9.4. Champs de contrainte et de déformation au voisinage d'une fissure	21
I.9.5. Le facteur d'intensité de contrainte	24
I.9.6. Distribution des contraintes élastiques en fond d'entaille	26
I.10. APPROCHE PAR LA METHODE VOLUMETRIQUE	27
I.11. APPROCHES GLOBALES A DEUX PARAMETRES : APPROCHE K-T [20-9]....	30
I.12. CRITERES DE RUPTURE DUCTILE	31
I.12.1. Crack tip opening displacement	31
I.12.2. Méthode de mesure du C.T.O.D	33
I.13. EVALUATION DES CARACTERISTIQUES DE RUPTURE PAR LES NORMES	34
I.13.1. Introduction.....	34
I.13.2. les normes	36
I.14. LA METHODE FAD (FAILURE ASSESMENT DIAGRAM)	38
I.14.1. Introduction.....	38
I.14.2. Principe de la méthode FAD.....	40
I.14.3. Facteur de sécurité dans la méthode FAD.....	42
I.15. CONCLUSION.....	43

I.1. INTRODUCTION

Une canalisation ou un pipeline est une conduite destinée à l'acheminement de matières gazeuses, liquides, ou poly-phasiques, d'un endroit à un autre. Les pipelines sont le plus souvent construits à partir de tubes d'aciers soudés de bout à bout, revêtus extérieurement et intérieurement et généralement enfouis dans le sol. Ces pipelines s'avèrent coûteux et parfois difficiles à mettre en œuvre selon les caractéristiques des terrains traversés (c'est le cas sous l'eau).[1]

I.2. CARACTERISTIQUES DE LA CANALISATION

Les caractéristiques de la canalisation ainsi définies, diamètre et épaisseur permettant de fixer pression de service et perte de charges, conduisant à la détermination de l'énergie de pression à fournir au fluide par pompage ou par compression, le problème simple pour les fluides incompressibles, pour lesquels la perte de charges est proportionnelle à la distance, devient évidemment plus complexe pour les gaz, pour lesquels la perte de charge dépend de la pression moyenne dans le tronçon de la canalisation, donc l'espacement des points d'injection de puissance, c'est-à-dire des stations de compression.

I.3. LES TYPES DE CANALISATION

Le nom et le type 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 on parle d'aqueduc.
- 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'hydrogénoduc.

I.4. MATERIAUX DE CANALISATION

Le développement du transport à grande distance de quantités importantes transportées a nécessité l'emploi des tubes de grand diamètre, 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 et X120. Les aciers des tubes peuvent être divisés en deux groupes : aciers au carbone faiblement alliés comme les aciers ferrito-perlitique X42 à X52 et aciers ferrito-perlitiques faiblement alliés à basse teneur en carbone X56, X50, X65, X70. Pour les conduites de diamètre supérieur à 1020 mm, destiné à fonctionner sous des pressions élevées, on utilise généralement des tubes en acier de laminage contrôlé. Les propriétés mécaniques des structures ferrito-perlitique peuvent être modifiées, entre autre par l'affinement des grains ferritiques. C'est le seul procédé qui permet d'améliorer à la fois les caractéristiques de traction σ_e et/ou σ_R et la température de transition ductile/fragile.[2]

I.5. DESCRIPTION DU RESEAU DE TRANSPORT PAR PIPELINE

Le moyen de transport par le baillé de canalisation consiste à l'acheminer depuis la zone d'extraction jusqu'à la zone de consommation afin d'alimenter les réseaux de distribution. A l'échelle nationale figure I.1 ou internationale figure I.2, le transport fluide ou gazeux relie les gisements aux réseaux de distribution de manière efficace, généralement invisible et en toute sécurité, les moyens de transport doivent parfois couvrir de longues distances et traverser plusieurs frontières afin de relier les pays producteurs aux pays consommateurs.

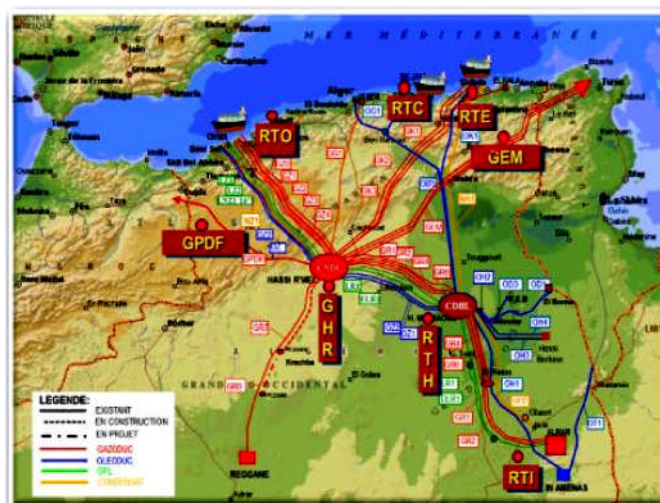


Figure I.1. Activité transport par canal par canalisation en Algérie. [3]

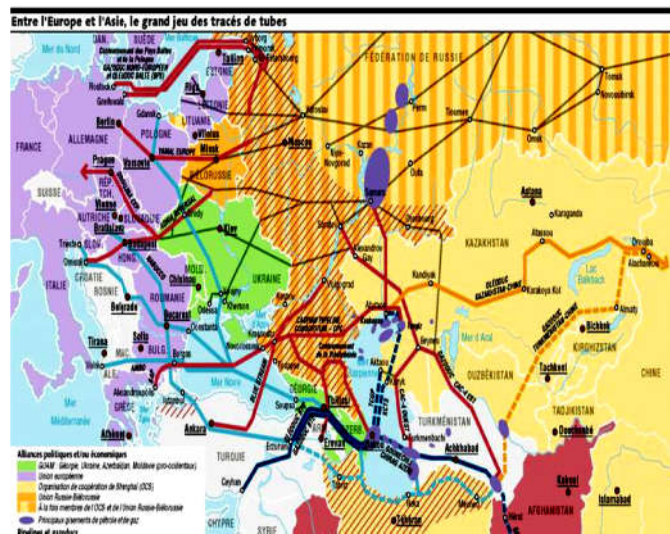


Figure I.2. le réseau de transport par canalisation internationale.[4]

En exploitant de pipeline sans accident est le rêve de tous les secteurs de l'industrie pétrolière et gazière, mais la défaillance est une question controversée à cet égard (Figure I.3). La dégradation des propriétés mécaniques du système de pipeline en raison de la réaction chimique avec le fluide opérationnel et l'environnement. Par conséquent, les sociétés de pipelines doivent déterminer les dimensions critiques des défauts pour prendre des décisions concernant la réparation des défauts ou les laisser en service.



Figure I.3. Explosion produite en service sur la région de Hassi Massaoud[5]

Ces accidents ont attiré l'attention sur l'importance de gestion de l'intégrité des pipelines, dans un but de protéger les vies humaines et l'environnement, tout en assurant un transport continu sans interruption. Cet argument est donné pour justifier les politiques des pays à financer la recherche-développement en collaborations avec des organismes de recherche gouvernementaux et des groupes industriels dans le monde.

La maîtrise du risque d'accidents des canalisations sous haute pression doit présenter un bon dossier de sécurité durant leurs années d'existence, allant de la façon dont les pipelines sont installés et exploités ; en passant par les mesures de sécurité prises par les personnes travaillant à proximité, jusqu'à des questions de type qui nous intéressent dans la présente thèse, à savoir le comportement des tuyaux du transport du hydrogène et le transport du CO₂ portant des défauts longitudinaux de surface .

I.6. DEFAILLANCE D'UNE CANALISATION

I.6.1. Introduction

Les causes des défaillances des canalisations sont de diverses natures. Une défaillance peut se manifester soit par une rupture, soit par une fuite. La plupart de ces défaillances peuvent être causées par des agressions mécaniques interne ou externe ; elles peuvent être également causées par l'agression chimique et la fissuration par corrosion sous contraintes (FCSC), Figure I. 4.[6]

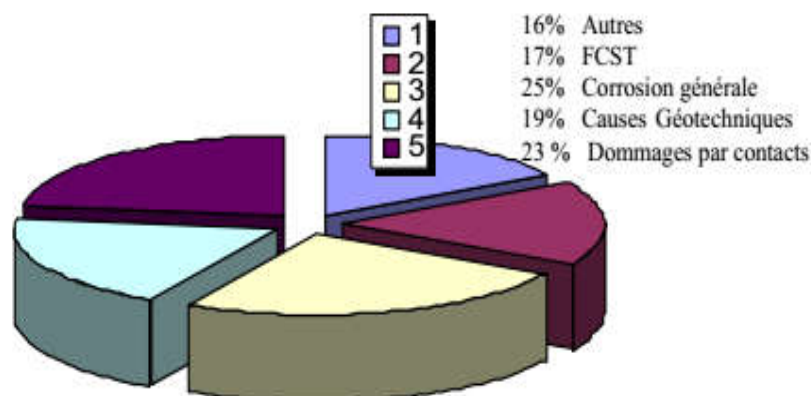


Figure I.4. Cause de dommage en pourcent.[6]

Les ruptures émanant de concentrations de contraintes et d'amorçage de fissures sont à l'origine de plus de 90% des ruptures en service. La présence d'une discontinuité géométrique, telle qu'une entaille dans un pipeline, provoque l'affaiblissement de sa résistance à la rupture en deux étapes, tout d'abord par réduction de la section rapportant la pression de service dans les tuyaux et les efforts secondaires causés par les mouvements des sols, ensuite par effet d'amplification locale de la contrainte.[6]

I.6.2. Sources de défaillance

- ❖ Si une canalisation transportant du CO₂ supercritique est perforée, le fluide contenu sous une forte pression subit une détente brusque. Ceci se traduit par une brusque chute de température et de pression. La température peut alors atteindre -78°C. Le fluide supercritique tend vers un état où il subit le moins de contraintes, c'est-à-dire sous un état gazeux dans l'atmosphère, ce qui continuera d'alimenter la fuite tant que le flux du CO₂ supercritique ne sera pas stoppé. Ce type de rupture de canalisation entraîne une propagation rapide du défaut sur des distances plus ou moins grandes, ainsi que les structures métalliques sont particulièrement sensibles aux défaillances par érosion, corrosion, érosion-corrosion, fissuration et à l'instabilité géométrique. En effet ces structures sont très sensibles à la moindre imperfection de forme (défauts géométriques). Le dimensionnement s'appuie en général sur la connaissance de l'état initial réel ou supposé. Or cette configuration évolue dans le temps, on constate généralement l'adjonction de nouveaux défauts de forme dus au fonctionnement (charges accidentelles, déformation) mais aussi à des pertes de matière localisées dans les zones corrodées. La prise en compte de ces divers dommages conduits généralement à une perte de capacité portante.[7]
- ❖ La diffusion de l'hydrogène dans les métaux est perturbée par la présence de défauts dans le réseau cristallin. Ces défauts ayant une énergie d'interaction avec l'hydrogène plus élevée que celle des sites interstitiels du réseau. Ils provoquent une localisation de l'hydrogène. On les appelle « pièges » de l'hydrogène. La probabilité d'en sortir est faible, et dépend de cette énergie d'interaction (figure I.5)

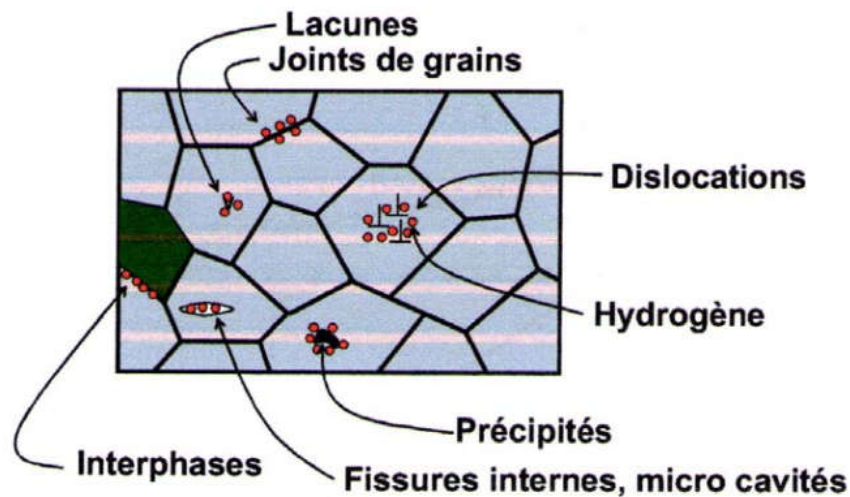


Figure I.5. Schématisation des sites

Figure I.5. Schématisation des sites de piégeage de l'hydrogène.[8]

Pressouyre a donné deux raisons principales pour lesquelles la probabilité de saut est modifiée dans le réseau :

- La première tient à l'existence d'une force « poussant » l'hydrogène dans une direction préférentielle ; dans ce cas, la hauteur moyenne de saut reste inchangée, mais la probabilité pour l'atome de passer au-dessus de la barrière de potentiel est dissymétrique
- La deuxième raison est liée à toute discontinuité physique du réseau, ce qui fait ici changer la hauteur moyenne de saut.
- Le piégeage a pour origine l'existence d'une force de transport externe qui modifie la probabilité de saut dans une direction donnée ou d'une perturbation locale du réseau qui modifie la fréquence de saut.

Une classification des différents types de piégeage a été établie en fonction de :

- la localisation du piégeage (piégeage en volume ou sur la surface);
- son origine (interactions électronique, chimique ou élastique) ;
- l'existence ou non d'une interaction à longue distance entre le piège et l'atome interstitiel (pièges « attractif », « physique » ou « mixte »).
- la valeur de l'énergie d'interaction hydrogène-piège : une forte énergie d'interaction caractérise les pièges « irréversibles » à une température donnée, c'est-à-dire les sites

au niveau desquels la probabilité de piégeage est quasi nulle. Pour un piège «réversible», d'énergie plus faible, il existe un équilibre entre les atomes d'hydrogène qui occupent le piège et les sites du réseau (la notion de piège «réversible» ou «irréversible» n'a de sens que pour une température donnée);

- la taille du piège qui peut être ponctuel (atome interstitiel, lacune...), linéaire (dislocation), plan (interface entre phases, joint de grains...) ou volumique (microporosité, fissure...) [9].
- ❖ Sachant que la pression à l'intérieur des pipelines en acier X52, varie entre 40 et 70bars, les valeurs précédentes ne doivent que très peu différer de celles obtenues lors d'un essai sur un acier X52. La diminution de la ténacité confère au matériau une plus grande facilité à la propagation des fissures, puisque l'énergie dépensée pour réaliser cette propagation, décroît fortement.[9]
- ❖ Fang et al ont étudié la rupture des pipelines, par NNpHSCC (Near-Neutral pH Stress Corrosion Cracking). Ils distinguent deux différents mécanismes pour la propagation des fissures. Avant le seuil, de l'ordre de 0,5 à 0,6 mm de profondeur, la déformation plastique, facilitée par la dissolution, provoque l'initiation des piqûres de corrosion.[10]
- ❖ Fissuration par érosion-corrosion/corrosion: On constate souvent que la corrosion aqueuse attaque les métaux de manière localisée autant que ou plutôt uniforme, et ceci peut conduire à la rupture d'une pièce beaucoup plus rapidement, Les joints de grains ont des sites de détérioration, et peuvent s'attaquer préférentiellement, produisant des fissures qui due au phénomène érosion-corrosion se propagent ensuite par corrosion. figure[11]. I.6-I.7

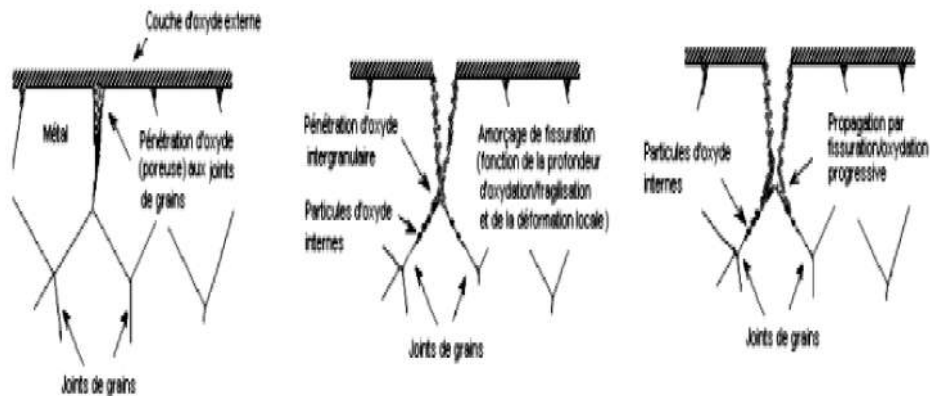


Figure I.6. Corrosion aux joints de grains. [11]

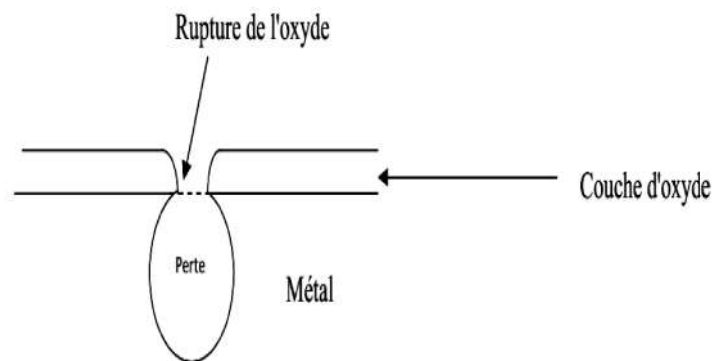


Figure I.7. Surface après corrosion [11]

- ❖ Dans les conduites, les contraintes s'exercent dans deux directions : le long de la circonférence de la conduite, contrainte dite circonférentielle, et longitudinalement dans l'axe de la conduite, contrainte dite longitudinale ou axiale.

On trouve le plus souvent des fissures longitudinales (axiales) ; car les contraintes circonférentielles sont les plus élevées ; on les trouve dans les zones de concentrations de contraintes axiales élevées.[9]

Plusieurs sources de contraintes circonférentielles existent :

- La pression interne de service ; il s'agit normalement de la composante de contrainte la plus importante dans la conduite.
- La fabrication de la conduite, qui induit une contrainte résiduelle

La pression interne, s'exerçant sur une conduite ovalisée, donne une contrainte de flexion.

Le niveau des soudures, ou associées à des stries, à des piqûres de corrosion, à des éraflures, indique la présence de contraintes.

- ✓ Le terrassement et le glissement de terrain.
- ✓ Le changement de températures le long de l'axe du gazoduc.

Pour les sources des contraintes longitudinales nous citons :

- ✓ La pression interne de service..
- ✓ Le glissement de terrain et le tassement du sol.
- ✓ La variation de température le long de l'axe du canalisation.

Les ruptures des tuyaux sont de deux types :

(i) des ruptures dues aux essais avant mise en exploitation. Ces ruptures sont liées aux défauts initiaux des tuyaux, à leurs endommagements pendant le transport et le montage ;(ii) les ruptures dans les conditions d'exploitation. L'existence de n'importe quels défauts dans le tuyau est une raison principale de sa rupture.

La présence des défauts est liée, essentiellement, à la qualité du matériau, à l'imperfection de la technologie du moulage (formage) des tuyaux et aux procédés de soudure, et aux conditions de transport. Les défauts peuvent avoir lieu indépendamment de la qualité de l'acier, des technologies de fabrication du tuyau et du délai de l'exploitation. On peut classer les défauts, disponibles dans les tuyaux, de la manière suivante : les défauts d'origine métallurgique (46 variétés), les endommagements mécaniques (15 variétés) et les défauts des joints de soudure (9 variétés) [9]

I.7. REGLES DE FABRICATION

Dans la fabrication d'un tuyau sous-pression, les règles de fabrication jouent un grand rôle dans la solidité et la résistance. Ces règles, doivent en particulier prendre en compte les paramètres suivants :

Catégorie de construction ;

- Conditions de service des éléments assemblés : sollicitations mécaniques et thermiques répétées, sollicitations variables cycliques, efforts extérieurs, corrosion. ;
- Moyens de fabrication dont dispose le fabricant : découpage, usinage, soudage, formage ;
- Nature et étendue des contrôles requis par le code ;
- Exigences réglementaires éventuellement applicables et complémentaires au code.

I.8. DIFFERENTS DEFAUTS DANS LES TUYAUX SOUS - PRESSION

Les défauts rencontrés dans des tuyaux sous pression sont classés en groupe dans la norme française ISO 6520 « classification des défauts dans par fusion des métaux, avec commentaires explicatifs » [12] :

- Groupe 1 : Les fissures (microscopiques, longitudinales, transverses, rayonnantes, de cratère, en réseau et marbrées, ramifiées);
- Groupe 2 : Les soufflures sphéroïdales, en nids, alignées (ou en chapelet), allongées, vermiculaires, piqûres;
- Groupe 3 : Les inclusions (solides, en laitier, de flux, métalliques);
- Groupe 4 : Les manques de fusion (ou collage), les manques de pénétration lors d'une soudure;
- Groupe 5 : Les formes défectueuses (les caniveaux, les morsures, les surépaisseurs).

Le caractère brutal de la rupture des structures sous - pression impose une exigence maximale du taux d'acceptation des défauts. Parmi lesquels, on cite les fissures débouchantes (défauts plans), semi-circulaire ou semi elliptique. Ce dernier est le défaut le plus nocif (figure. I.8)

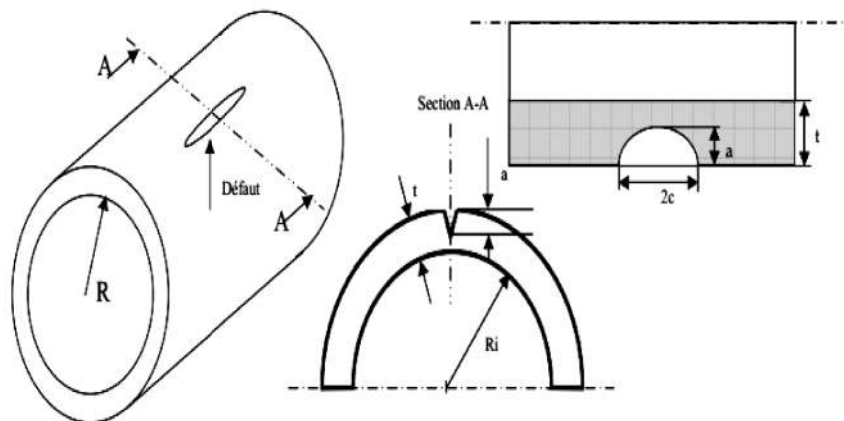


Figure I.8. Dimensions de fissure semi-elliptique très longue.[9]

Les formes de défauts étudiées sont semi-elliptiques normales et débouchent en peau interne ou externe par leur plan de symétrie. Elles sont donc caractérisées par deux dimensions : la profondeur a mesurée radialement à la paroi, la longueur de la fissure $2c$ mesurée le long de la peau de la structure, interne ou externe selon les cas. Deux paramètres sont nécessaires pour caractériser complètement la fissure.

- La profondeur maximale de la fissure normalisée par l'épaisseur (rapport a/t),
- Un paramètre de forme définissant l'élongation de l'ellipse (rapport a/c).

I.9. ETUDE D'UNE FISSURE SUR LES PIPES

La mécanique de la rupture a pour but l'étude du comportement des matériaux fissurés dont elle décrit la rupture en termes de lois de la mécanique classique et des propriétés macroscopique, et prévoit un traitement quantitatif basé sur une analyse des contraintes. Ce traitement permet de relier la résistance à la fissuration aux conditions de sollicitation d'une structure de géométrie donnée et contenant un défaut. Le défaut est généralement représenté par une fissure et la résistance à la rupture est expliquée par des conditions sur le champ des contraintes et des déformations au voisinage de la pointe de la fissure. La mécanique linéaire élastique de la rupture est utilisée selon deux approches :

- ✓ L'approche énergétique développée par Griffith est basée sur un bilan énergétique au cours de l'avancement de la fissure. La résistance à la rupture est alors estimée par le taux de restitution de l'énergie.
- ✓ L'approche mécanique développée par Irwin est basée sur l'intensité du champ des contraintes en pointe de fissure et la résistance à la rupture est caractérisée par l'amplitude K du champ de contrainte. K est appelé Facteur d'intensité de contrainte (FIC)

I.9.1. Approche énergétique :

Au cours de ses travaux sur la théorie de la rupture fragile, Griffith a introduit le taux de restitution d'énergie, noté G correspondant à l'énergie libérée au cours de la propagation d'une fissure dans un solide parfaitement élastique. Selon Griffith [13], la rupture intervient lorsqu'une énergie suffisante est restituée pour la création de nouvelles surfaces de rupture. Cette énergie provient de l'énergie élastique stockée dans le matériau et de l'énergie potentielle du système de chargement. Griffith [9] considère un solide d'épaisseur h , soumis à un chargement P , comportant une fissure de longueur $2a$. L'énergie libre totale du corps fissuré est égale à :

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

Ou :

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.

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

- $\frac{dU}{da} < 0$: la fissure est instable (rupture fragile).
- $\frac{dU}{da} = 0$: la fissure est en équilibre.
- $\frac{dU}{da} > 0$: la fissure stable (rupture ductile).

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 I- 31 La variation de l'énergie du système est uniquement une diminution de l'énergie de déformation soit:

$$\Delta U_{pot} = \Delta U_{(\varepsilon)} - \Delta U_{ext} \quad (I.2)$$

$$\Delta U_{pot} = \Delta U_{(\varepsilon)} - 0 = \frac{1}{2} P_1 V_1 = \frac{1}{2} (P_2 - P_1) V_1 = \frac{1}{2} V_1 \delta P \quad (I.3)$$

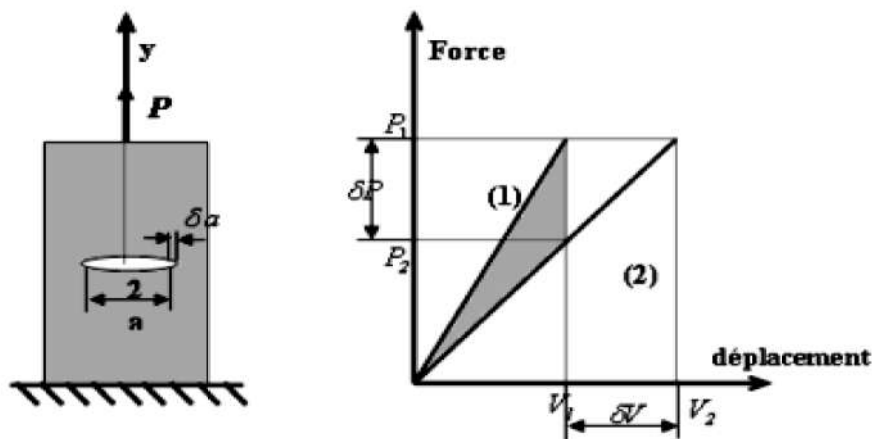


Figure I.9. Energie dissipative

Figure I.9. Energie dissipative due à un accroissement de la fissure [14].

Lorsque les conditions aux limites imposées correspondent à une force imposée loin de (P1) un accroissement de la fissure soit: (a) à $(a + \delta a)$ engendre une variation de l'énergie potentielle qui s'écrit donc selon l'expression (I.2) et (I.3) si l'on définit par:

$$V = C \cdot P \cdot \delta \cdot P = \frac{1}{2} K V \delta \quad (\text{I.4})$$

- Taux de restitution d'énergie :

Le premier principe de la thermodynamique appliqué à une structure fissurée en milieu élastique linéaire sans échange thermique stipule la conservation de l'énergie totale de la structure qui s'écrit

$$dU(\varepsilon) - dU_{ext} - dU_s - dE_c \quad (\text{I.5})$$

Lors d'un accroissement de " d_s " de la surface de la fissure, il y aura $d\varepsilon_c \geq 0$

$$\frac{\partial}{\partial S}(U_{pot}) - \frac{\partial U_s}{\partial S} \geq 0 \quad (\text{I.6})$$

Ou

$$\frac{\partial}{\partial S}[U_\varepsilon - U_{ext}] - \frac{\partial U_s}{\partial S} \geq 0 \quad (\text{I.7})$$

Avec :

$$\frac{\partial}{\partial S}[U_\varepsilon - U_{ext}] - \frac{\partial}{\partial S}(U_{pot}) = G \quad (\text{I.8})$$

$$\frac{\partial_s}{\partial} = 2 \gamma \quad (\text{I.9})$$

Pour qu'il y ait fissuration, il faut que :

$$G \geq 2\gamma \quad (\text{I.10})$$

Lorsqu'il s'agit de fissure n'affectant pas, lors de sa propagation, les conditions aux limites appliquées à la pièce, le travail des efforts extérieurs:

$$G = \frac{\partial U_{pot}}{\partial s} = \frac{\partial U(\varepsilon)}{\partial s} \quad (I.11)$$

Pour une fissure en milieu bidimensionnel, d'épaisseur "b", on écrit $ds = b \cdot da$

$$G = \frac{1}{b} \frac{\partial U_{pot}}{\partial a} \quad (I.12)$$

Pour une épaisseur unité

$$G = \frac{\partial U_{pot}}{\partial a} \quad (I.13)$$

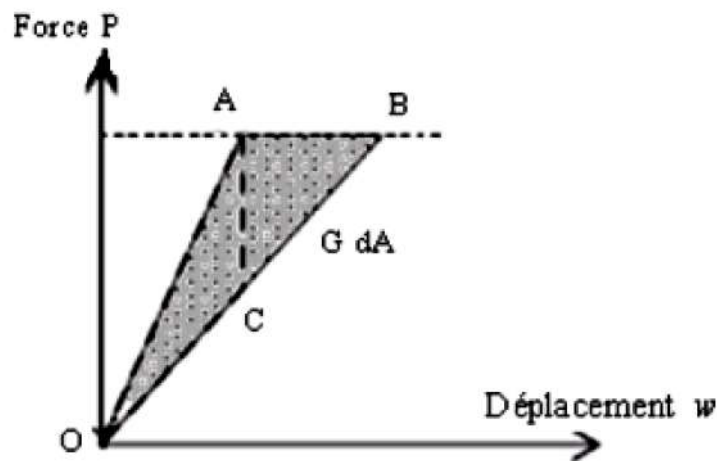


Figure I.10. Relation entre G et la complaisance de la structure [14].

Sur la courbe Force/Déplacement ci-dessus, OA correspond à une fissure de longueur "a" et "OB" à une fissure de longueur w représente l'aire située dans le triangle "AOB" pour un essai effectué à charge imposée ou dans le triangle pour un pilotage en déplacement imposé. En utilisant le champ des contraintes dans la zone singulière et la loi de comportement élastique linéaire, il est possible de relier le taux de restitution d'énergie aux facteurs d'intensité de contraintes.

$$G = \frac{K_I^2 k_g^2}{E'} + \frac{K_{III}^2}{2\mu} \quad (I.14)$$

Ou

$$\left\{ \begin{array}{l} E' = E \text{ en contraintes planes} \\ E' = \frac{E}{1-\mu^2} \text{ en déformations planes} \\ \mu = \frac{E}{2(1-\mu)} \text{ est le module de cisaillement} \end{array} \right. \quad (\text{I.15})$$

I.9.2. Critère mécanique :

La deuxième approche considère les champs de contraintes et de déformation locaux autour de la pointe de fissure dans un matériau linéaire élastique. Ces champs, en particulier, celui de contraintes peut être défini uniquement par un paramètre K appelé facteur d'intensité de contraintes. La rupture peut intervenir lorsque K atteint une valeur critique K_c . En utilisant les fonctions de Westergaad [15], il est possible de décrire le champ de contraintes à une distance de la pointe de la fissure.

a) Facteur d'intensité de contrainte :

Introduits par G.R. Irwin [16] en 1957, les facteurs d'intensité de contraintes correspondent à des cinématiques particulières du mouvement des fissures. Dans le cadre de la mécanique linéaire de la rupture, les contraintes et les déformations au voisinage d'une fissure admettent un développement asymptotique dont le terme singulier s'écrit.

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_{ij} = K_a \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}^a(\theta) \\ \varepsilon_{ij} = K_a \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} g_{ij}^a(\theta) \end{array} \right. \quad a = 1, 2, 3 \quad (\text{I.16})$$

K_a est le Facteur d'intensité des Contraintes (FIC) en mode α avec $\alpha = \text{I, II ou III}$. Les fonctions f et g donnent la répartition angulaire ; leurs expressions en contraintes et déformations planes sont données dans plusieurs ouvrages de mécanique de la rupture [17, 18]. Lorsque l'on se trouve en mode I pur, l'état local de contraintes et de déformations peut être caractérisé à l'aide du seul paramètre K_I .

I.9.3. Représentation générale d'une fissure

En vue de l'analyse élastique, les fissures sont représentées comme une séparation plane bordée à l'intérieur du matériau par un front de fissure dont la forme est représentée par une courbe simple. Irwin a montré qu'il existe trois mouvements cinématiques indépendants des surfaces supérieure et inférieure de la fissure l'une par rapport à l'autre.

Un point dans le matériau est repéré par ses coordonnées polaires dans le plan xOy : r , distance au front de fissure, et θ , coordonnée angulaire mesurée dans le sens trigonométrique à partir de l'axe Ox . A chacun des mouvements des surfaces de la fissure sont associés un champ de contrainte et un champ de déformation dans le matériau au voisinage immédiat de la frontière. Les notations utilisées sont indiquées sur la figure II.11.

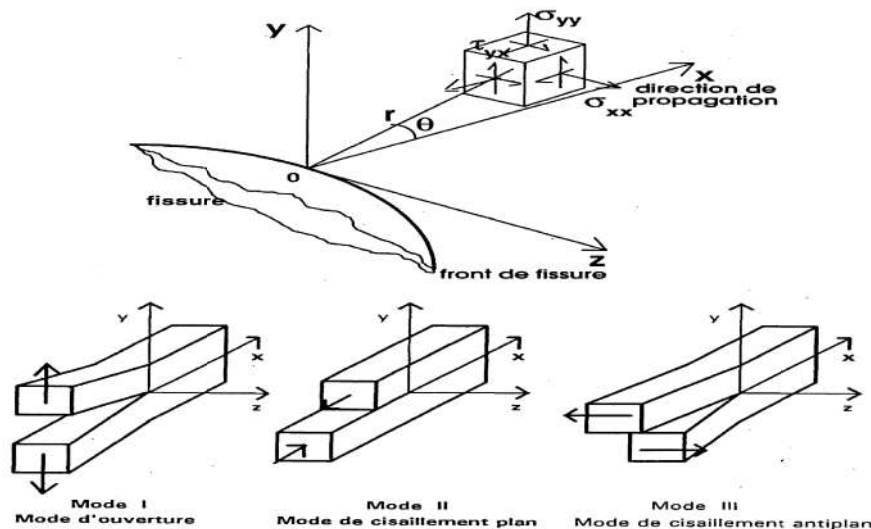


Figure I.11. Définition d'une fissure et modes de déplacement des surfaces de la fissure.[19]

I.9.4. Champs de contrainte et de déformation au voisinage d'une fissure

Dans les modes I et II, on peut avoir soit un état de contrainte plane, soit un état de déformation plane. Dans le mode III, il n'existe que l'état de déformation plane. L'état de déformation plane existe au centre de plaques épaisses et l'état de contrainte plane dans des plaques minces et près des surfaces des plaques épaisses.[19]

La solution générale, appelée solution de Irwin-Williams, s'exprime sous la forme d'un développement limité dont les premiers termes sont, par exemple pour le mode I :

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) + T\delta_{1i}\delta_{1j} + C_{ij2}(\theta)r^{\frac{1}{2}} + \dots + C_{ijn}(\theta)r^{\frac{n-1}{2}} + \dots \quad (\text{I.17})$$

et

$$u_1 = \frac{K_I}{4\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} g_1(\theta) + \frac{(1-\nu)}{2\mu} T_r \cos \theta + \dots \quad (\text{I.18})$$

$$u_2 = \frac{K_I}{4\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} g_2(\theta) + \frac{\nu}{2\mu} T_r \sin \theta + \dots \quad (\text{I.19})$$

Avec :

μ le module de cisaillement.

Pour les modes II et III, des expressions analogues existent, le premier terme revêtant la même forme avec les coefficients correspondants K_{II} et K_{III} .

Le premier terme représente la singularité en $r^{-1/2}$ ou solution asymptotique lorsque r tend vers zéro. L'amplitude de la singularité, K , est appelée Facteur d'Intensité de Contrainte (FIC). Les variations en (θ) , $f_{ij}(\theta)$ et $g_i(\theta)$, sont des fonctions universelles et sont données dans les tableaux II.1, II.2 et II.3. Une convention est de considérer que $f_{yy}(\theta=0) = 1$ pour le mode I et $f_{xy}(\theta=0) = 1$ pour le mode II.

Le deuxième terme du développement pour le mode I, appelé contrainte transverse ou composante T , est une constante.

L'analyse de la solution asymptotique montre que :

- pour le mode I, les contraintes principales sont données par:

$$\sigma_1 = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \right) \quad (\text{I.20})$$

$$\sigma_2 = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \right) \quad (\text{I.21})$$

$$\sigma_3 = \nu(\sigma_1 + \sigma_2) = 2\nu \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \text{ ou } \sigma_3 = 0 \quad (\text{I.22})$$

$$\sigma_{xx} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) + \dots \quad (\text{I.23})$$

$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) + \dots \quad (\text{I.24})$$

$$\sigma_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} + \dots \quad (\text{I.25})$$

$$\sigma_{zz} = \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) \text{ en déformation plane } (u_z = 0) \quad (\text{I.26})$$

$$\sigma_{zz} = 0 \text{ en contrainte plane } (\sigma_{zz} = 0) \quad (\text{I.27})$$

$$u_x = \frac{K_I}{4\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left[(2k-1) \cos \frac{\theta}{2} - \cos \frac{3\theta}{2} \right] + \dots \quad (\text{I.28})$$

$$u_y = \frac{K_I}{4\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left[(2k+1) \sin \frac{\theta}{2} - \sin \frac{3\theta}{2} \right] + \dots \quad (\text{I.29})$$

$$u_z = -\frac{\nu}{E} \int (\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) dz \quad (\text{I.30})$$

$$\sigma_{xx} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \left(2 + \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right) + \dots \quad (\text{I.31})$$

$$\sigma_{yy} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} + \dots \quad (\text{I.32})$$

$$\sigma_{xy} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) + \dots \quad (\text{I.33})$$

$$\sigma_{zz} = \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) \text{ en déformation plane } (u_z = 0) \quad (\text{I.34})$$

$$\sigma_{zz} = 0 \text{ en contrainte plane } (\sigma_{zz} = 0) \quad (\text{I.35})$$

$$u_x = \frac{K_{II}}{4\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left[(2k+3) \sin \frac{\theta}{2} + \sin \frac{3\theta}{2} \right] + \dots \quad (\text{I.36})$$

$$u_y = \frac{K_{II}}{4\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left[(2k-3) \cos \frac{\theta}{2} + \cos \frac{3\theta}{2} \right] + \dots \quad (\text{I.37})$$

$$u_z = -\frac{\nu}{E} \int (\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) dz \quad (\text{I.38})$$

I.9.5. Le facteur d'intensité de contrainte

Les paramètres de rupture (K ou J) sont très sensibles à la présence de concentration de contraintes d'hétérogénéités, issues des formes de pièces ou de contraintes dues à la façon dont elles sont assemblées. [20] Ces zones de concentrations sont des sites préférentiels d'amorçage. Pour étudier ce phénomène, des entailles artificielles sont créées sous différentes formes et tailles. L'angle d'entaille ϕ et le rayon ρ en fond d'entaille sont donnés en figure I.6. Le facteur de concentration de contrainte (K_t) relie la contrainte nominale de chargement à la contrainte maximale que va subir l'extrémité à l'entaille. Ce facteur dépend uniquement des dimensions géométriques relatives de l'entaille (plus le rapport a/ρ augmente et plus K_t augmente) et son expression analytique diffère selon le chargement. Peterson définit le facteur de concentration des contraintes K_t de deux manières : la première étant le rapport de la contrainte maximale σ_{max} (ou du cisaillement maximal τ_{max}) en fond d'entaille à la contrainte nominale σ_n (ou de cisaillement nominal τ_n) dans la section correspondante de la pièce entaillée. Dans le cas d'une plaque semi-infinie comportant des entailles en U et semi elliptiques (figure I.12), Baratta et Neal ont procédé aux calculs des facteurs de concentration de contraintes K_t pour différents rapports a/ρ . Ces auteurs regroupent les valeurs des rapports du facteur de concentration de contraintes correspond à l'entaille en U et celui de l'entaille semi elliptique obtenus par Bowie. Pour le calcul, ces auteurs divisent la contrainte circonférentielle par la contrainte globale appliquée. Pour une plaque comportant un trou elliptique, Inglis utilise la formule du facteur de concentration de contraintes suivante : [16]

$$k_t = 1 + \sqrt{a/\rho} \quad (\text{I.39})$$

Avec a profondeur de l'entaille et ρ rayon d'entaille.

Cet auteur obtient des facteurs de concentration de contraintes identiques à ceux de Baretta [et Bowie. Dans le cas d'une plaque de largeur finie et une entaille de bord en U, Isida a proposé un facteur de correction permettant le passage du cas d'une plaque infinie à celui d'une plaque de largeur finie [20].

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

$$k_t = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_g} \tag{I.40}$$

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

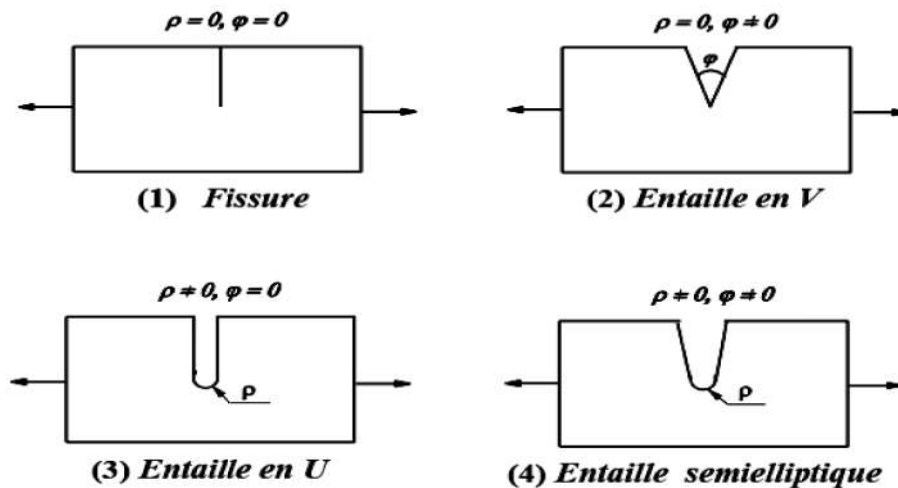


Figure I.12. Différents paramètres géométriques définissant une entaille simple selon [20].

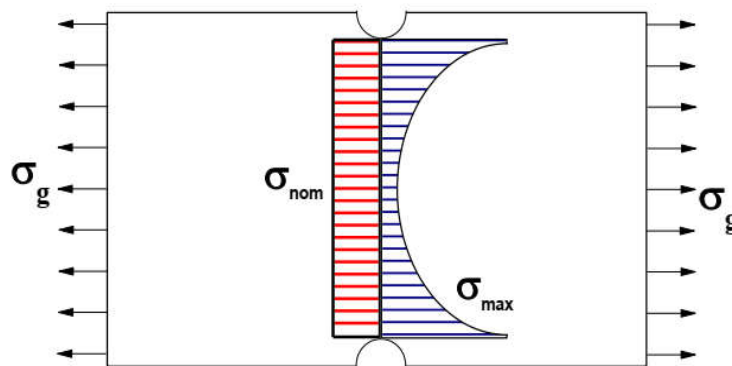


Figure I.13. Définition de la contrainte globale, maximale et nominale [20]

La définition de la contrainte maximale, de la contrainte globale et de la contrainte nominale est donnée en figure I.13 .selon l'équation suivante:

$$k_t = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_g} \quad (I.41)$$

Les contraintes maximales σ_{max} et τ_{max} sont déterminées numériquement par éléments finis ou expérimentalement par la méthode de la photoélasticimétrie. Les contraintes nominales σ_{nom} et τ_{nom} sont données par les équations de la résistance des matériaux. Ces contraintes sont déterminées mathématiquement au moyen des équations établies à la suite des travaux de Neuber [20] . Smith, (1978) indique que la propagation de la fissure sera gérée uniquement par la contrainte nominale.

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

I.9.6. Distribution des contraintes élastiques en fond d'entaille

Différentes écritures ont été proposées pour décrire la répartition des contraintes élastiques en fond d'entaille, faisant intervenir les paramètres suivants [20-9] :

σ_{yy} : contrainte en fond d'entaille,

K_t : facteur de concentration de contraintes,

σ_{nom} : contrainte nominale,

x : distance caractéristique à partir du fond d'entaille et ρ ; rayon d'entaille.

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

Tableau I.1. Répartition des contraintes élastiques en fond d'entaille. [20-9]

Auteurs	Distribution des contraintes élastique
Timoshenko [16]	$\sigma_{yy} = \sigma_{nom} (1 + (1/2)(1 + (x/2\rho)^{-2} + (2/3)(1 + (3/3\rho)^{-4}))$
Neuber [17]	$\sigma_{yy} = \sigma_{max} (\rho/\rho + 4x)^{-1/2}$
Chen-Pan [18]	$\sigma_{yy} = \sigma_{max} (\rho/\rho + 8x)^{-1/2}$
Usami [19]	$\sigma_{yy} = (1/2) K_t \sigma_{nom} (1 + (1/2)(1 + (x/2)^{-2} + (3/2)(1 + (x/2)^{-4}))$
Glinka-Newport [20]	$\sigma_{yy} = (1/2) K_t \sigma_{nom} (1/3 + (21/2/2)((x/2) + (1/2))^{1/2} + (21/2/2)((x/2) + (1/2))^{3/2} + (1/6)((x/\rho) + 1)^{-2} + (1/2)((x/\rho) + 1)^{-4}$

I.10. APPROCHE PAR LA METHODE VOLUMETRIQUE

L'approche volumétrique est une méthode semi-locale qui permet d'étudier les problèmes de rupture élastique en s'appuyant sur la méthode des éléments finis. Cette méthode est spécifique au LFM de l'université de Metz (France) [20]. Elle est basée sur l'hypothèse que le processus d'élaboration du phénomène de rupture nécessite un volume physique caractérisé par une distance effective x_{eff} . A l'intérieur de ce volume règne une contrainte effective, qui est une contrainte moyenne pondérée donnée par la distribution des contraintes à l'intérieur précisément de cette zone d'élaboration de rupture.

Cette hypothèse a été utilisée au départ par Kuguel. Cet auteur suggère de prendre en compte non seulement la contrainte maximale superficielle (point chaud), mais également le volume du métal sous-jacent soumis à une contrainte au moins égale à 95% de la contrainte superficielle. Le plus souvent, le corollaire de cette proposition a été utilisé par différents auteurs : contrainte de profondeur caractéristique Neuber, contrainte à une certaine profondeur caractéristique Buch, gradient de contrainte Brand Ritchie et al supposent que dans le cas d'une fissure, le volume d'élaboration de rupture est cylindrique et son diamètre « distance caractéristique » est de l'ordre de la taille du grain. Bermins suppose que la charge critique de rupture est proportionnelle au volume d'élaboration. Ce volume est précisément la zone plastique. Bareson et al. ainsi que Clark ont utilisé cette approche dans le cas d'une entaille en considérant que la distance caractéristique est de l'ordre de grandeur du rayon d'entaille. Des travaux récents ont montré que cette distance n'est pas liée à la géométrie de l'entaille, mais plutôt à la distribution des contraintes. Cette distance est en relation avec une zone de pseudo-singularité de contrainte apparaissant à la distance x_{eff} du fond d'entaille. Par

ailleurs, cette distance effective est précisément la distance d'élaboration du processus de rupture. Ces auteurs concluent alors, qu'il est nécessaire de tenir compte de tous les facteurs influençant la rupture des structures entaillées notamment le gradient relatif de contraintes, la contrainte effective et la distance effective qui introduisent le rôle de la zone d'endommagement et la relaxation de contrainte au fond d'entaille [9].

Les études établis montrent que l'amplitude de la contrainte effective est inférieure à l'amplitude de la contrainte maximale. En plus, le calcul de cette amplitude de contrainte doit prendre en compte les effets de la relaxation plastique. Il faut noter que les méthodes traditionnelles (point chaud), calculant l'amplitude de la contrainte effective à partir d'un point, ne sont pas capables d'expliquer ni le mode de chargement, ni l'effet d'échelle. Ceci explique la nécessité de calculer cette amplitude de contrainte à partir d'un volume appelé « volume d'élaboration de rupture ».

Cette amplitude de la contrainte effective doit prendre en compte l'état du gradient de contrainte dans le volume d'élaboration de rupture. L'importance de ce gradient et son rôle sur le point d'amorçage de la rupture ont été signalés par divers auteurs. Les travaux effectués montrent que la méthode volumétrique basée sur la contrainte effective σ_{eff} et la distance effective x_{eff} , est l'approche la plus prometteuse. En figure I.14 est schématisé un diagramme bi-logarithmique représentant la distribution des contraintes à partir des résultats de calcul aux éléments finis.

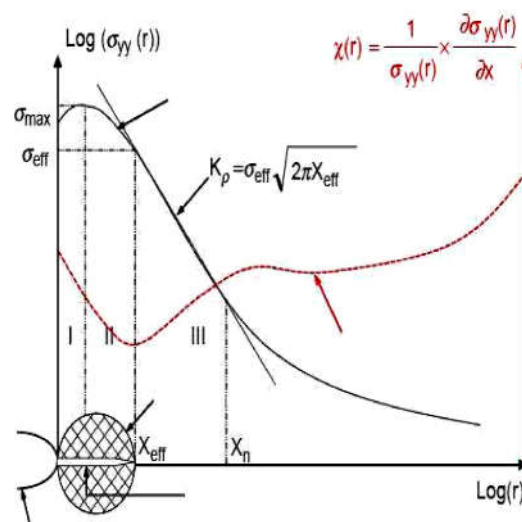


Figure I.14. Diagramme bi-logarithmique de la distribution des contraintes le long du ligament et le gradient de contraintes relative [21]

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

- **Zone I** : Très proche du point d'amorçage, où la contrainte élastique en fond de fissure augmente jusqu'à atteindre la contrainte maximale. On remarque que la contrainte n'est pas maximale en fond d'entaille, mais décalée d'une certaine distance.
- **Zone II** : La contrainte élastique diminue jusqu'à la distance effective x_{eff} .
- **Zone III** : L'évolution de la contrainte élastique a un comportement linéaire dans le diagramme logarithmique. Ce comportement s'exprime par une loi puissance.

Où $K\alpha$: facteur d'intensité de contraintes, (r, θ) coordonnées polaires du point considéré par rapport à l'origine de l'axe se situant à $p/2$ du fond d'entaille.

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

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

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

$$\text{grad } \sigma = \frac{d\sigma}{dx} \quad (\text{I.42})$$

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

$$\chi = \frac{1}{\sigma(x)} \frac{d\sigma(x)}{dx} \quad (\text{I.43})$$

χ : Gradient relatif de contrainte (mm⁻¹),

x : Distance (mm).

$$\frac{d\chi}{dx} = \frac{\sigma''}{\sigma} - \frac{\sigma'^2}{\sigma^2} = \frac{\sigma''}{\sigma} - \chi^2 \quad (\text{I.44})$$

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

$$\chi \leq \chi_{eff} \rightarrow d_\chi/d_x \leq 0 \quad (\text{I.45})$$

$$\chi \geq \chi_{eff} \rightarrow d_\chi/d_x \geq 0 \quad (\text{I.46})$$

La fonction du gradient de contraintes représente un minimum, qui correspond à la distance effective χ_{eff}

- La distance effective, plus grande que le diamètre de la zone plastique est inférieure à la limite élastique.
- La distance effective est la limite inférieure de la zone II, zone de « pseudo-singularité».
- La contrainte effective (χ_{eff}) correspond à la moyenne pondérée des contraintes dans le volume d'élaboration de la rupture.

Plusieurs méthodes sont proposées pour calculer cette contrainte :

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

$$\sigma_{eff} = \frac{1}{x_{eff}} \int_0^{x_{eff}} \sigma_{ij}(x\chi) dx \quad (\text{I.47})$$

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

$$k = \sigma_{eff} \sqrt{2\pi x_{eff}} \quad (\text{I.48})$$

I.11. APPROCHES GLOBALES A DEUX PARAMETRES : APPROCHE K-T

Généralement, le comportement à la rupture est caractérisé par un seul paramètre tel le facteur d'intensité de contraintes (FIC). Traditionnellement, ce facteur est utilisé pour déterminer l'amorçage et la propagation des fissures dans les matériaux fragiles. Cependant, un deuxième paramètre de rupture, appelé contrainte T est utilisé dans le but de connaître l'effet de la structure et du chargement à la pointe de la fissure, bien que sa signification physique reste à éclaircir[20].

Williams a montré que pour un matériau élastique isotrope[9], les champs de contraintes à l'extrémité d'une fissure, peuvent être exprimés à l'aide de séries infinies en puissance de r dont le 1er terme prépondérant correspond à la singularité en $1/r$, le 2nd terme est constant, le 3eme terme est proportionnel à $r^{1/2}$. La théorie classique de la mécanique de la rupture néglige habituellement tous les termes à l'exception du terme singulier. Cependant si les termes au delà du second terme, en $r^{1/2}$, $r^{3/2}$... s'annulent à l'extrémité de la fissure, le second terme constant garde sa valeur. Ce terme peut avoir une influence importante sur la forme de la zone plastifiée et sur les contraintes à l'intérieur de cette zone. Pour une fissure continue dans un matériau élastique et isotrope, sollicitée en mode d'ouverture sous déformations planes, les deux premiers termes intervenant dans l'expression (I.12) sont :

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) + T \delta_{xi} \delta_{xj} \quad (\text{I.49})$$

Avec f_{ij} : Fonction de l'angle θ , K_I : Facteurs d'Intensité de Contraintes et δ_{xi} , δ_{xj} : Symboles

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

I.12. CRITERES DE RUPTURE DUCTILE

Différents paramètres sont proposés pour l'étude de ces matériaux ductiles

Wells, Rice en Grande Bretagne et H.D. Bui en France ont décrit les critères de rupture ductile. Ils s'appliquent lorsqu'une amélioration importante des matériaux par l'érouissage et la déformation plastique accompagne la propagation de fissure. le plus important qu'on veut l'étudier par la suite dans la partie IV est comme suit [22]:

I.12.1. Crack tip opening displacement

Le CTOD ou " Crack Tip Opening Displacement" c'est adire, déplacement d'ouverture en pointe de fissure ou il y a un émoussement. Les matériaux à haute résistance ayant généralement une faible ténacité, on peut leur appliquer la mécanique linéaire de la rupture. Ces procédures sont utilisables si la taille de la zone plastifiée est très petite devant la longueur de fissure ($ZP \ll a$). Par contre, les matériaux à faible résistance et faible limite d'élasticité ont une ténacité élevée ; ceci signifie que la taille ZP à la rupture est $\gg a$. Wells a introduit le concept de déplacement à la pointe de fissure (COD) pour ces matériaux.

L'extension de fissure peut se produire quand le matériau à la pointe de fissure a atteint une certaine déformation plastique : cette quantité peut être reliée au COD qui est une quantité mesurable.

Émoussement en fond de fissure Dans le cas des matériaux ductiles, l'observation des éprouvettes d'essai montre qu'il se produit un émoussement en fond de fissure (qui s'écarte de la parabole définie pour les matériaux fragiles dans l'hypothèse de l'élasticité linéaire).

L'extension de fissure se produira quand le COD aura atteint une valeur critique. On pourra montrer plus tard que ce critère est équivalent aux critères K1C et G1C dans le cas des matériaux à basse ténacité.

Si l'on charge statiquement une éprouvette de mesure de K1C, on observe un écartement des lèvres à fond de fissure. On relie cet écartement au déplacement v perpendiculaire au plan de la fissure, dont la valeur est :

$$v_i = k_t \sqrt{\frac{r}{2\pi}} g_i(\theta) \tag{I.50}$$

En particulier, v augmente quand KI augmente ; on appelle écartement en fond de fissure (COD) la quantité $2v$ pour et . A partir du modèle de Dugdale, Burdekin a montré que :

$$\delta = \frac{8R_e a}{\pi E} \ln \left(\frac{1}{\cos \frac{\pi \sigma}{2R_e}} \right) \tag{I.51}$$

Par un développement en série on obtient :

$$\delta = \frac{8\sigma^2 a}{\pi R_e} \left[1 + \frac{\pi^2}{24} \left(\frac{\sigma}{R_e} \right)^2 + \dots \dots \dots \right] \tag{I.52}$$

$$\delta = \frac{\pi \sigma^2 a}{\pi R_e} \left[1 + \frac{\pi^2}{24} \left(\frac{\sigma}{R_e} \right)^2 + \dots \dots \dots \right] \tag{I.53}$$

Sachant par ailleurs que :

$$\frac{G}{\sigma_y} = \frac{\pi \sigma^2 a}{\pi R_e} \left[1 + \frac{\pi^2}{24} \left(\frac{\sigma}{R_e} \right)^2 + \dots \dots \dots \right] \tag{I.54}$$

et si

$$\frac{\sigma}{R_e} \ll 1 \quad \delta = \frac{G}{E} \tag{I.55}$$

On peut exprimer une relation entre G, K et δ

$$\delta = \frac{k^2}{ER_e} \quad (\text{I.56})$$

- En DP l'expression devient :

$$\delta = 0.49 \frac{k^2}{ER_e} \quad (\text{I.57})$$

La mesure du COD a été cependant généralisée au cas où de fortes déformations plastiques apparaissent en fond de fissure, donc lorsqu'on ne peut plus passer de δ à K . A partir du modèle d'Irwin, l'évaluation du COD se fait en calculant l'ouverture $2v$ à la distance r_e (rayon de la zone plastique proposée par Irwin, correspondant à la distance sur laquelle les contraintes dépassent la limite d'élasticité en pointe de fissure) d'une fissure qui aurait comme longueur $a+r_e$. A_{nim} à faire.

I.12.2. Méthode de mesure du C.T.O.D

Quoi qu'il existe d'autres méthodes, on mesure l'écartement V des lèvres de l'entaille mécaniques à l'aide d'un capteur à lames. L'idée consiste à dire qu'il existe un centre de rotation apparent de l'éprouvette mise sous charge et que l'on peut donc, si l'on connaît la position de ce centre de rotation et le déplacement des lèvres de l'entaille mécanique, connaître le COD [22].

Les relations entre triangles semblables permettent d'écrire :

$$\frac{V}{\delta} = \frac{a+z+r(W-a)}{r(W-a)} \quad (\text{I.58})$$

$$\sigma = V \frac{r(W-a)}{a+z+r(W-a)} \quad (\text{I.59})$$

Cette expression montre que la valeur de δ ne pourra être déterminée que si on connaît la valeur de r (donc la position du centre de rotation). Plusieurs auteurs ont fait diverses propositions : exemple $2,2 < r < 6,7$ quand δ passe de 0,1 à 0,4 mm

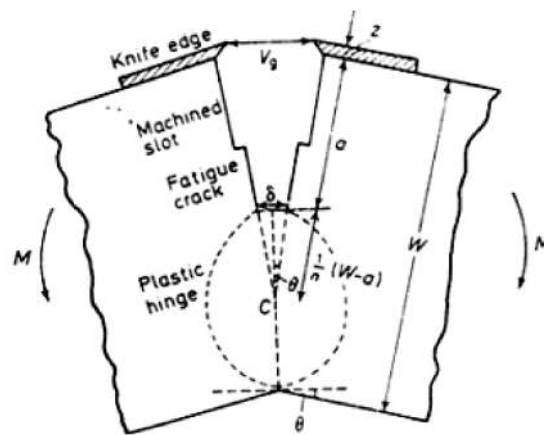


Figure I.15. Principe de la mesure du CTOD [22].

I.13. EVALUATION DES CARACTERISTIQUES DE RUPTURE PAR LES NORMES

I.13.1. Introduction

Plusieurs codes et méthodes sont utilisés pour l'évaluation de la résistance résiduelle des canalisations corrodées. La majorité de ces méthodes sont basées sur l'équation NG-18 "logsecant"; elle décrit la relation entre la taille d'un défaut orienté de manière longitudinale et le niveau de contrainte de défaillance dans un cylindre sous pression. L'équation a été élaborée en plusieurs étapes par différents chercheurs commençant par le modèle de Dugdale, pour une fissure traversant dans des plaques planes en traction. Les étapes qui ont mené à l'équation NG-18 ont inclus la modification par Folias, relative à l'introduction d'un facteur représentant le gonflement ou le flambement qui se produit autour d'une fissure dans un cylindre sous pression. Hahn de son côté a considéré en termes de ténacité de rupture en état plan de contraintes, la corrélation du taux de restitution d'énergie de déformation à la rupture, à l'énergie d'impact de Charpy. Aussi la transformation pour les défauts de surface qui a été prise en considération. Sans oublier l'expression en termes de contrainte d'écoulement et les tests de validation.

Parmi ces méthodes et codes les plus utilisés, on a l'ASME B31G et ASME B31G Modifié, RSTRENG ainsi que DNV RP-F101. Elles sont basées toutes sur l'équation NG-18, mais différentes en termes du facteur de Folias, la contrainte d'écoulement et la représentation

du profile du défaut de corrosion . L'équation de base NG-18 est donnée pour un tube sous pression avec défaut de corrosion axial par [2]:

$$\theta_{\theta} = \sigma_f \left[\frac{1 - \left(\frac{A}{A_0}\right)}{1 - \left(\frac{A}{A_0}\right)^{\frac{1}{M}}} \right] = \sigma_f \left[\frac{1 - \left(\frac{d}{t}\right)}{1 - \left(\frac{A}{t}\right)^{\frac{1}{M}}} \right] \quad (I.60)$$

θ_{θ} : contrainte circonférentielle à la rupture

σ_f : contrainte d'écoulement

M : facteur de folias

d : profondeur de la corrosion

t : épaisseur nominale de la conduite

L : longueur du défaut

A : aire local de la zone corrodée dans le plan longitudinal

A_0 : aire local de la zone non corrodée.

Et la contrainte d'écoulement σ_f est généralement donnée sous la forme :

$$\sigma_f = \frac{\sigma_e + \sigma_u}{2} \quad (I.60)$$

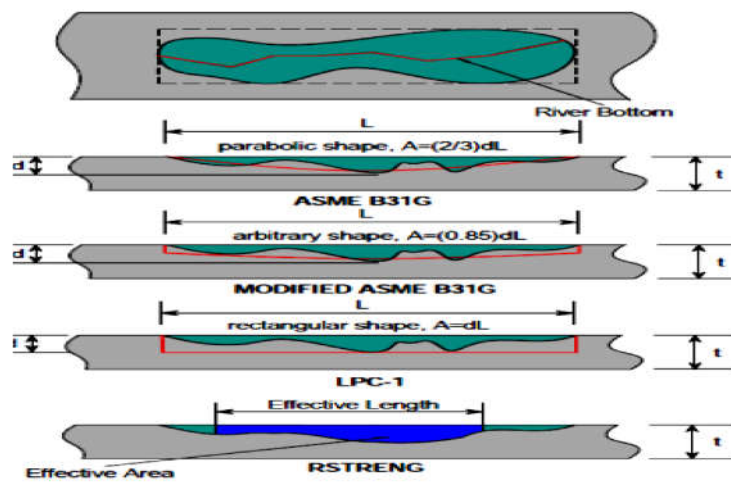


Figure.I.16. Formes des défauts de corrosion utilisées [2]

I.13.2. les normes

I.13.2.1. Norme ANSI/ASME B31G et sa modification ASME B31G Modifiée

Le document le plus utilisé pour l'évaluation de la résistance résiduelle des pipelines corrodés a été ANSI/ASME B31 G . Ce supplément de B31 a été développé il y a plus de 40ans. Il est basé sur un ajustement empirique d'une série complète de tests sur des tubes réels avec des rainures étroites usinées. La base de l'équation utilisée dans B31G est relativement simple et consiste à :

- supposer que la contrainte circonférentielle maximale, est égale à la limite d'élasticité du matériau,
- □Caractériser la géométrie du défaut de corrosion par une forme projetée parabolique pour un défaut court, et une forme rectangulaire pour un défaut long.

Dans ce code, une autre équation simplifiée est utilisée, en prenant la forme du défaut de comme parabolique (court), l'équation considérée sera exprimée comme suit :

$$\sigma_{\theta} = \sigma_f \left[\frac{1 - \left(\frac{2d}{3t}\right)}{1 - \left(\frac{2d}{3t}\right)\frac{1}{M}} \right] \quad (\text{I.61})$$

Où la contrainte d'écoulement et le facteur de Folias sont donnés par:

$$\sigma_f = 1. \sigma_e$$

$$M = \sqrt{1 + 0.8 \left(\frac{L}{\sqrt{Dt}}\right)^2} \quad (\text{I.62})$$

On peut calculer la pression de défaillance ou la pression ultime par l'équation suivante:

$$p_u = \frac{2t}{D} \sigma_f \left[\frac{1 - \left(\frac{2d}{3t}\right)}{1 - \left(\frac{2d}{3t}\right)\frac{1}{M}} \right] \quad (\text{I.63})$$

Avec, D est le diamètre extérieur de la conduite.

Ces dernières équations ne sont valables que pour un défaut de corrosion court, donc de forme considérée comme parabolique, par conséquent :

$$\sqrt{0.8 \left(\frac{L}{\sqrt{Dt}}\right)^2} \leq 4 \quad (\text{I.64})$$

Pour le cas d'un défaut long de forme rectangulaire, on a :

$$\sqrt{0.8 \left(\frac{L}{\sqrt{Dt}}\right)^2} > 4 \quad (\text{I.65})$$

Et la pression ultime est donnée par :

$$p_u = \frac{2t}{D} \sigma_f \left[1 - \frac{d}{t}\right] \quad (\text{I.66})$$

Kiefner et Vieth ont reconnu plus tard que la méthode d'analyse de la corrosion dans le code B31G pourrait être trop conservatrice pour certains types de défauts constatés dans la pratique. Ils ont modifié le code pour développer ce qui est connu comme la méthode 0.85dL . La contrainte circonférentielle à la rupture dans l'ASME B 31 G Modifiée sera donnée alors par [2]:

$$\sigma_\theta = \sigma_f \left[\frac{1 - (0.85 \frac{d}{t})}{1 - (0.85 \frac{d}{t}) \frac{1}{M}} \right] \quad (\text{I.67})$$

De même que la contrainte d'écoulement et le facteur de Folias, ont été modifiés comme suit :

$$\sigma_f = \sigma_e + 10(\text{ksi}) = \sigma_e + 69.8(\text{MPa}) \quad (\text{I.68})$$

Pour le facteur de Folias, il y'a deux cas à considérer ;

- 1^{er} cas: $\left(\frac{L}{Dt}\right) \leq 50$

$$M = \sqrt{1 + 0.6275 \left(\frac{L}{Dt}\right)^2 - 0.003375 \left(\frac{L}{Dt}\right)^4} \quad (\text{I.69})$$

- 2^{ème} Cas: : $\left(\frac{L}{Dt}\right) > 50$

$$M = \sqrt{0.032 \left(\frac{L}{Dt}\right)^2 + 0.3.3} \quad (\text{I.70})$$

Et la pression ultime est sous la forme :

$$p_u = \frac{2t}{D} \sigma_f \left[\frac{1 - (0.85 \frac{d}{t})}{1 - (0.85 \frac{d}{t}) \frac{1}{M}} \right] \quad (\text{I.71})$$

En outre, la méthode de l'aire effective, en utilisant le profil mesuré de la zone corrodée (A), a également été développée pour donner des prévisions plus précises. La méthode de l'aire effective est connue sous le l'intitulé RSTRENG (Remaining Strenght), qui est le nom du logiciel qui fait l'évaluation des défauts de corrosions de formes irrégulières, en utilisant les équations modifiées ci-dessus. Cette méthode est préférée pour l'évaluation de la résistance résiduelle des tubes contenant des défauts de corrosions externes. Elle est moins conservatrice que l'ASME B31 G Modifiée.

I.13.2.2. Norme DNV-RP-F101

Les méthodes décrites ci-dessus sont validées relativement sur la base de données étendues AGA (American Gas Association), qui comprend également des matériaux en acier de bas grade et anciens tests d'éclatement. De nouvelles méthodes ont été développées ces dernières années où il est supposé que le matériau a un comportement ductile et que la ténacité du matériau est relativement élevée.

Dans la pratique, c'est le cas des pipelines à haute qualité fabriqués dans les 30-40 dernières années. La norme BG Technologie, a participé à plus de 70 tests d'éclatement dans un projet de recherche dans les années 1990 et a mis au point, un critère de rupture pour son utilisation dans l'analyse par Eléments finis [23]. Ce critère a été inclus dans la norme BS 7910. BG Technologie et DNV ont fusionné les résultats techniques des deux projets respectifs et développé de manière unifiée, des recommandations pour l'évaluation de la résistance résiduelle des canalisations corrodées. Ces recommandations unifiées, ont formé la base du code DNV-RP-F101 [24].

I.14. LA METHODE FAD (FAILURE ASSESMENT DIAGRAM)

I.14.1. Introduction

Les causes des défaillances dans les canalisations de transport d'hydrocarbures, oléoduc...ect sont de diverses natures. Elles peuvent se manifester soit par une rupture, soit par fuite, dues à la présence de défauts comme les fissures ou les pertes de métal due à érosion-corrosion. Les exploitants des réseaux de transport étudient ces problèmes depuis longtemps et possèdent une bonne connaissance des méthodes permettant de les gérer ; le problème usuel posé à

l'industrie est la maîtrise des risques de rupture due à la présence de défauts dans les structures. Lorsqu'un défaut est détecté dans un élément de structure, une décision doit être prise rapidement. Parmi les méthodes utilisées, c'est la méthode d'analyse des défaillances ou FAD (Failure assesment diagram) ; elle est basée sur la méthode des deux critères , elle est postulée pour la première fois par Dowling et Townley en 1975 ; qui ont identifié les deux principaux critères de rupture à savoir: La mécanique linéaire de la rupture et la ruine plastique. Cette méthode (FAD) repose sur l'hypothèse que la rupture se produit lorsque la charge appliquée, atteint la plus faible des valeurs correspondant soit à:

- ✓ La rupture fragile, calculée en utilisant la mécanique élastique linéaire de la rupture.
- ✓ La ruine plastique qui dépend de la contrainte d'écoulement et de la géométrie de la structure.

Ces critères ont été ensuite utilisés par Harrison et al pour définir le diagramme d'analyse des défaillances (FAD) dans la première publication de la procédure R6 pour l'analyse des défauts. Au fil des années cette approche a été mise à jour pour permettre le traitement des problèmes complexes, qui se produisent dans des applications pratiques. En plus de la méthode FAD qui est largement reconnue, il existe d'autres procédures similaires qui sont contenues parfois dans d'autres procédures utilisées pour l'analyse des défauts, entre autre:

- La procédure SINTAP issue d'un projet de coopération européen (entre 1996-1999) sur les procédures d'analyse de l'intégrité des structures dans l'industrie européenne,
- Document des normes britanniques BS 7910 , élaboré à partir des méthodes contenues auparavant dans le document PD6493 publié, relatif à la procédure suédoise d'évaluation de la sécurité.
- Guide d'évaluation des défauts élaboré au Japon, au profit du code de la société Japonaise d'ingénierie mécanique (JSME) .
- La procédure chinoise qui a été proposée comme une norme chinoise nationale .
- Un guide complet, API 579, publié par l'institut Américain du Pétrole . Selon ces méthodes, le traitement d'acceptabilité d'un défaut, en termes de risque de rupture, repose sur le diagramme d'analyse des défaillances (FAD).

I.14.2. Principe de la méthode FAD

Ce diagramme nécessite le calcul de deux paramètres correspondant, respectivement : au risque de rupture fragile K_r (axe des ordonnées) et au risque de ruine plastique S_r (axe des abscisses), pour chaque défaut ces deux paramètres sont calculés comme suit : Rupture fragile:

$$K_r = \frac{K_I}{K_{IC}} \text{ Ruine plastique} \quad (\text{I.72})$$

$$S_r = \frac{\sigma_n}{\sigma_f} \quad (\text{I.73})$$

Avec K_I , K_{IC} , σ_n , σ_f qui sont respectivement : le facteur d'intensité des contraintes, ténacité du matériau autour du défaut, la contrainte nominale et la contrainte moyenne d'écoulement, égale à

$$\frac{\sigma_e + \sigma_u}{2} \text{ pour } \sigma_f < 1.2 \sigma_e \quad (\text{I.74})$$

$$1.2 \sigma_e \text{ pour } \sigma_f \geq 1.2 \sigma_e \quad (\text{I.75})$$

Avec σ_e la limite d'élasticité et σ_u la résistance ultime à la traction.

Une enveloppe limite est ensuite définie par une relation $K_r = f(S_r)$. La représentation graphique de cette relation dans le repère (K_r, S_r) constitue le diagramme FAD (Failure Assessment Diagram). Un défaut est alors dit acceptable si le couple (K_r, S_r) calculé pour ce dernier est situé sous la courbe $K_r = f(S_r)$ dans le FAD. Selon la recommandation PD6493 du British Standard et ses récentes évolutions la BS7910 (1991, 1999, 2005) qui s'applique aux [25]:

- Assemblages soudés en aciers ferritiques et austénitiques en alliages d'aluminium.
- Aux défauts volumiques.
- Aux différents modes de défaillance. Différents niveaux d'investigation sont proposés. La figure II.15 rassemble les niveaux 1, 2 et 3.

Niveaux d’investigation En fonction des données disponibles, on distingue trois types de courbes $K_r = f(S_r)$ relatives à trois niveaux d’analyse. Plus le niveau d’investigation est élevé plus la confiance dans le résultat est grande et plus les facteurs de sécurité nécessaires sont faibles.

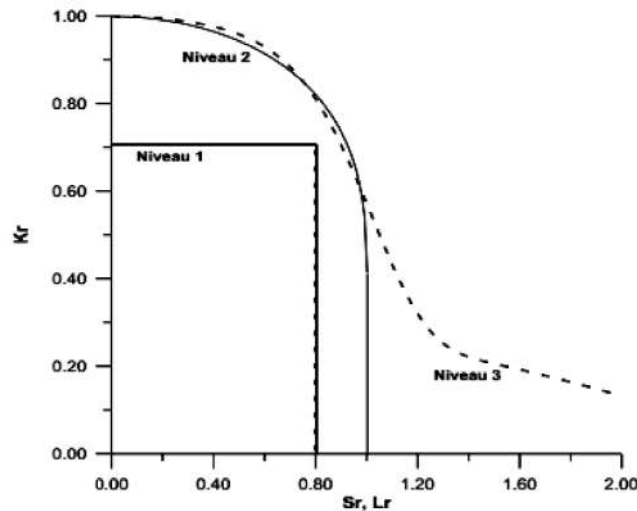


Figure I.17. FAD pour les trois niveaux d’investigation possibles (PD6493)[25].

- Niveau 1 : Le plus basique, il est applicable dans le cadre de la rupture fragile (mécanique élastique linéaire de la rupture), où les données en comportement contrainte-déformation du matériau ne sont pas disponibles, l’investigation est rapide.
- Niveau 2 : Il est utilisé quand les données nécessaires sur les matériaux sont disponibles.
- Niveau 3 : peut être utilisé quand la ruine est précédée d’une forte déformation plastique.

Les équations définissant l’enveloppe d’acceptabilité pour chaque niveau, sont données dans les équations ci-dessous.

$$\begin{aligned}
 \text{Niveau 1} & : K_r < \frac{\sqrt{2}}{2} \text{ et } S_r < 0.8 \\
 \text{Niveau 2} & : K_r = S_r \left[\frac{8}{\pi^2} \ln \left(\frac{1}{\cos \left(\frac{\pi}{2} S_r \right)} \right) \right]^{-0.5} \\
 \text{Niveau 3} & : K_r = \left[\frac{E \ln(1 + \varepsilon)}{\sigma(1 + \varepsilon)} + \frac{\sigma^3 (1 + \varepsilon)^3}{2 \sigma_e^2 E \ln(1 + \varepsilon)} \right]^{-0.5}
 \end{aligned} \tag{I.76}$$

Notons qu'une courbe rationnelle de traction du matériau dans lequel le défaut est situé est nécessaire, cette courbe de traction permet d'établir une relation $\sigma = f(\varepsilon)$ utilisée dans l'équation (2.84). Dans le cas des investigations de niveaux 1 et 2 seules des données comme σ_e (la limite d'élasticité) et σ_u (résistance ultime à la traction) sont nécessaires.

Le paramètre S_r est remplacé par $L_r = \frac{\sigma(1+\varepsilon)}{\sigma_e}$ pour caractériser la ruine par plasticité généralisée. On donne aussi K_r , pour le niveau 3 par une équation plus simple à utiliser :

$$K_r = [1 - 0.14 L_r] [0.3 + 0.7 \exp(-0.65 L_r)] \quad (\text{I.77})$$

I.14.3. Facteur de sécurité dans la méthode FAD

Dans un Diagramme FAD, les facteurs de sécurité sont définis par (voir figure. I.18) [17]:

- La charge

$$f_{s,\sigma} = \frac{\text{charge qui produit la rupture}}{\text{charge appliquée}} = \frac{O''B}{O''A} \quad (\text{I.78})$$

- La taille du défaut

$$f_{s,a} = \frac{\text{taille limite du défaut}}{\text{taille de défaut considérée}} = \frac{OD}{OA} \quad (\text{I.79})$$

- Le facteur d'intensité de contraintes

$$f_{s,k} = \frac{\text{facteur d'intensité de contraintes}}{\text{facteur d'intensité de contraintes considéré}} \quad s = \frac{O'C}{O'A} \quad (\text{I.80})$$

Les facteurs de sécurité, permettent de tracer une zone de sécurité dans le diagramme FAD, et de vérifier si le point de fonctionnement expérimental A , appartient bien à cette zone.

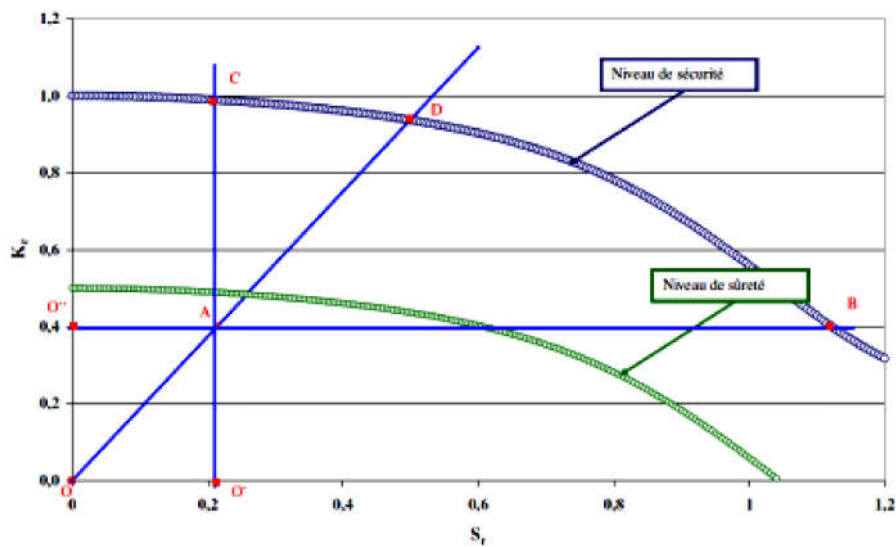


Figure I.18. Définition du facteur de sécurité dans un Diagramme FAD [17].

I.15. CONCLUSION

Cette première partie nous a permis de présenter un aperçu sur les canalisations, matériaux de construction et les sources de défaillances qui sont la sujette de graver la situation de nos équipement.

Une compréhension fine de la mécanique de la rupture, d'un point de vu théorique, l'analyse asymptotique en mécanique linéaire de la rupture a défini les paramètres décrivant la rupture. Nous avons rappelé les principaux travaux relatifs à la détermination du champ de contraintes au voisinage d'une entaille et le facteur de concentration de contraintes dans le cas élastique, et de définir l'aptitude d'intégration de ces conduites dans les diagrammes de dévaluation de défaillance.



Chapitre II - Mécanisme de l'érosion-corrosion

II.1. INTRODUCTION	45
II.2. THEORIE DE L'EROSION-CORROSION.....	45
II.3. MECANISMES DE L'EROSION-CORROSION PAR DES PARTICULES SOLIDES.....	45
II.4. EROSION PAR DES PARTICULES SOLIDES.....	46
II.4.1. Erosion abrasive (Coupe)	47
II.4.2. Fatigue de surface.....	47
II.4.3. Déformation plastique	47
II.4.5. Rupture fragile.....	48
II.5. PARAMETRES AGISSANT SUR L'EROSION-CORROSION.....	48
II.5.1. Effet de la distribution des particules sur l'érosion	49
II.5.1.1. La taille des particules	49
II.5.1.2. Forme de particule.....	50
II.5.1.3. Dureté des particules	50
II.5.1.4. Flux de particules	51
II.5.2. Effet de la vitesse des particules sur l'érosion.....	52
II.5.3. Flux moyen des particules	53
II.5.4. Effet de l'angle d'impact sur l'érosion	54
II.5.5. Effet du matériaux de la surface exposante	55
II.5.6. Influence du milieu (fluide).....	56
II.5.7. Température.....	58
II.6. LES MODELES D'EROSIONS	59
II.6.1. Le modèle d'érosion de Elément Finie.....	59
II.6.2. Modèle de sundara rajan's second.....	60
II.6.3. Modèle de forder	60
II.7. CONCLUSION.....	61

II.1. INTRODUCTION

Les processus érosifs constituent la cause majeure des ruptures des canalisations, comme ils touchent également de nombreux ouvrages comme les tuyaux de transport ou les pipes. Les phénomènes d'érosion sont des processus complexes qui dépendent de multiples paramètres. Il est donc indispensable de le caractériser.

II.2. THEORIE DE L'EROSION-CORROSION

L'érosion-corrosion a été définie comme la dégradation accélérée d'un matériau due à l'action combinée de l'érosion physique et de la corrosion chimique, produite par la perte progressive du matériau de la surface solide due à la mécanique d'interaction entre cette surface et un fluide ou un courant de fluide incident[26]. Elle se manifeste par l'élimination des produits de corrosion des inhibiteurs provoquée par l'action érosive du fluide ou des matières en suspension de ce fluide, lors des chocs, il y a ébranlement du matériau de la surface et bris du système cristallin causée par des impacts de particules solides contenues dans un fluide en mouvement [27]. Les sillons, ondulations et creux à la surface des métaux, et les courtes périodes de temps qui s'écoulent avant des ruptures imprévues sont des caractéristiques du ce phénomène ainsi que, à également son effet d'amincir les parois du substrats[28]. La corrosion-érosion est favorisée par plusieurs facteurs tels que les grandes vitesses d'écoulement d'eau, la turbulence, la présence de substances particulières ...ect [29].

II.3. MECANISMES DE L'EROSION-CORROSION PAR DES PARTICULES SOLIDES

Le concept général de corrosion-érosion implique deux phénomènes interdépendants: la mécanique des fluides de l'écoulement du fluide (ou échange de moment entre et l'usure des matériaux par des collisions de particules abrasives sur la surface métallique (Humphrey, 1990). La perte matière surfacique d'un matériau par des particules solides dans un flux de fluide dépend du nombre de particules frappant la surface, de leur vitesse et de leur direction par rapport à cette surface. La quantité est largement déterminée par les conditions d'écoulement, en particulier les composants du système concepteur et les unités de traitement

des fluides, où la direction de l'écoulement change assez rapidement et que la quantité de matière enlevée est liée au travail effectué ou à l'énergie dissipée par les particules (Finnie, 1960); Lynn et al., 1991). De plus, plusieurs facteurs, par exemple la viscosité et la densité du liquide, la taille des particules, la densité, la forme de la cible, etc. affectent le taux de perte de matière (Clark, 1992)

Plusieurs forces d'origines différentes peuvent agir sur la particule en contact avec la surface solide. Les particules voisines peuvent exercer des forces de contact et le liquide qui coule provoquera une traînée de force (figure. II.1).(Finnie, 1960; Humphrey, 1990; Hutchin (s, 1992).

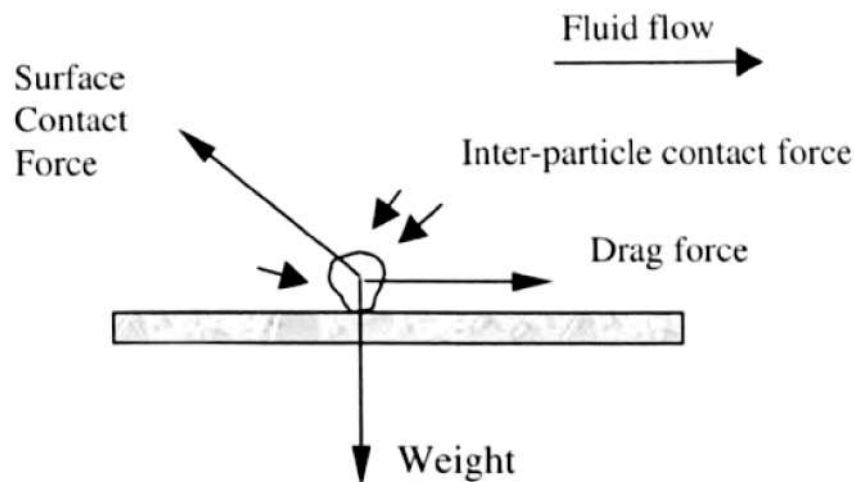


Figure II.1. Les forces qui agissent sur une particule en contact avec une surface solide dans des conditions solides-liquides. [30]

II.4. EROSION PAR DES PARTICULES SOLIDES

Les actions mécaniques, chimiques et thermiques sont l'origine des séparations de la matière tel un débris d'érosion, mais les moyens pour atteindre ces actions sont différents. En général, on distingue quatre mécanismes principaux d'érosion par impact des particules solides : coupe, fatigue, rupture fragile et fusion. Les actions de coupe peuvent être classées en découpage par pénétration de particules ou en déformation plastique à la rupture. La figure. I.2 montre la hiérarchie de ces processus. Stachowiak et Batchelor (1993) [7] ont suggéré les mécanismes possibles de l'érosion par impact des particules solides : érosion abrasive, fatigue

de surface, rupture fragile, déformation ductile, fusion de surface, érosion macroscopique et érosion atomique.

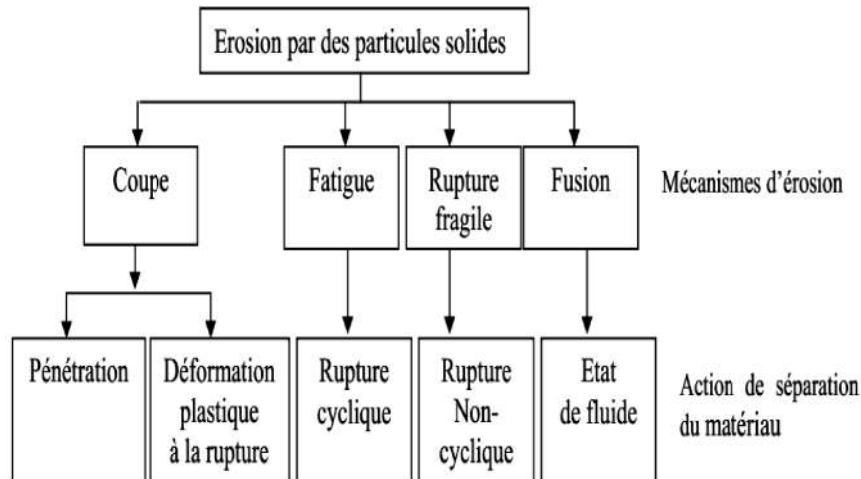


Figure II.2. Mécanismes d'érosion par des particules (Meng and Ludema, 1995) [31].

II.4.1. Erosion abrasive (Coupe)

Lorsque des particules frappent une surface à faible angle d'impact, figure. II.3.(a), le mécanisme est appelé érosion abrasive. Quand la particule abrasif frappe une surface, il roule ou glisse provoquant l'érosion par frottement ou par découpage. La matière est enlevée par griffures ou par démolition des bords aigus des particules, en formant de petites cicatrices.

II.4.2. Fatigue de surface

Ce mécanisme d'érosion ressemble à l'usure par fatigue des surfaces roulées. Lorsque les particules frappent une surface avec un grand angle d'impact et une basse vitesse, Figure II. 3.(b), la surface ne subit aucune déformation plastique. Cette surface est affaiblie par fatigue, et des fissures apparaissent après des impacts répétés. Les particules se détachent de la surface après plusieurs impacts .

II.4.3. Déformation plastique

La déformation plastique de la surface a lieu en raison de la formation des écailles autour du point d'impact, lorsque les particules frappent la surface élastique avec une vitesse moyenne et un grand angle d'impact, figure. II.3.(c). En répétant l'impact sur les écailles, le matériau se détache tels des débris.

II.4.5. Rupture fragile

Lorsque les particules impactent une surface fragile avec un grand angle d'impact et une vitesse moyenne, l'érosion se fait par rupture fragile, figure. II.(d). Si les particules sont aigües, la fragmentation fragile s'effectue par détachement des particules de la matière.

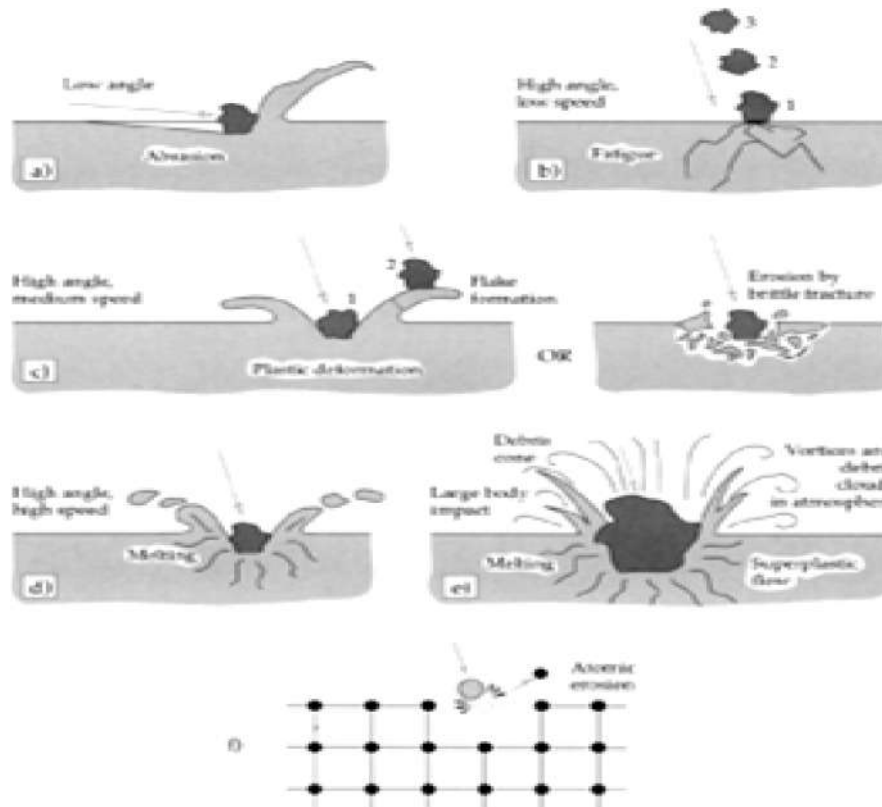


Figure II.3. Type d'érosion, (a) Erosion abrasive, (b) Erosion due à la fatigue de la surface, (c) déformation plastique, (d) fusion de la surface superficielle, (e) érosion macroscopique, (f) Dégradation du réseau cristallin par impact par les atomes, adapté de Stachowiak e Batchelor (2005). [32]

II.5. PARAMETRES AGISSANT SUR L'EROSION-CORROSION

De nombreux chercheurs ont suggéré des facteurs influençant sur le processus d'érosion. (Humphrey, 1990; Heitz, 1991; Hutchings, 1992 et Bjordal, 1995; Levy, 1995) et leur combinaison suggère que se pose sur[33] :

- Mouvement des particules : vitesse d'impact, angle d'impact, énergie cinétique du particules, interférence entre les particules entrantes et rebondissant.

- Particule érosive : dureté, taille, forme, concentration et densité.
- Matériau de surface : dureté, résistance à la traction, ductilité et la structure métallographique.

II.5.1. Effet de la distribution des particules sur l'érosion

Dans cette section, l'effet de la distribution des particules est discuté en fonction des particules: taille, forme, dureté et flux....ect[34].

II.5.1.1. La taille des particules

La taille des particules frappante la surface exposante a peu ou pas d'effet sur le taux d'érosion a été étudiés par de nombreux chercheur jusqu'à nos jours, cependant, le taux d'érosion diminue rapidement avec une taille de particules inférieure à 100 μm (figure. II.4). Ceci est connu sous le nom d'effet de taille et est également courant dans l'usure abrasive. Misra et Finnie ont discuté de nombreuses théories qui ont expliqué cet effet et conclue que cela est probablement dû à une augmentation de la contrainte de flux avec taille d'indentation décroissante (taille des particules).

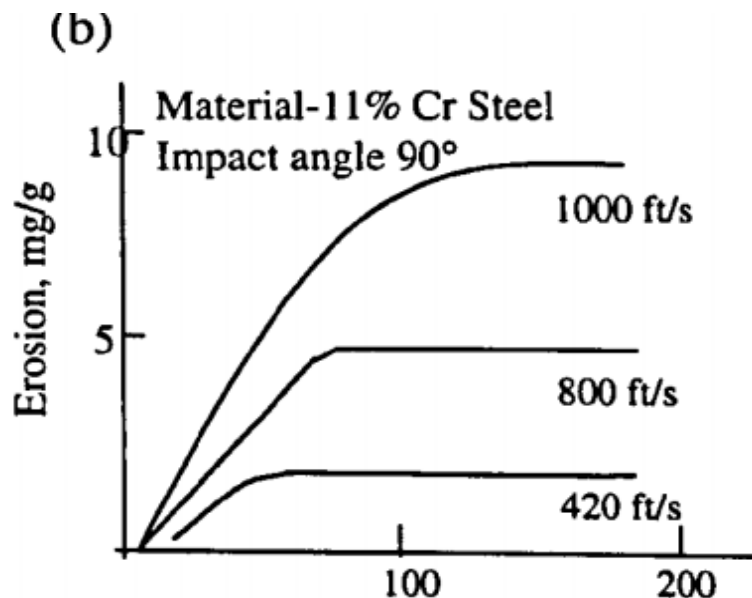


Figure II.4. diamètre moyen des particules [35].

II.5.1.2. Forme de particule

Il est bien établi que les particules abrasives tranchantes provoquent plus d'élimination de matière par rapport aux particules sphériques. Les matériaux ductiles, les particules rondes déforment la surface en labourant et en déplaçant la matière sur l'avant et les côtés. Pour les particules de forme angulaire, l'action de coupe est observée se produisant par différents processus en fonction de l'orientation de la particule, quand elle frappe la surface cible, ainsi que, si la particule roule en avant ou en arrière pendant le contact. Pour la forme ronde de la particules abrasives (figure. II.5), la résistance à l'érosion augmente avec la croissance de la dureté de l'acier par exemple. Cependant, pour les particules abrasives tranchantes, la résistance à l'érosion est indépendamment de la dureté et dépend de la microstructure et de la mécanismes d'érosion pendant le processus.

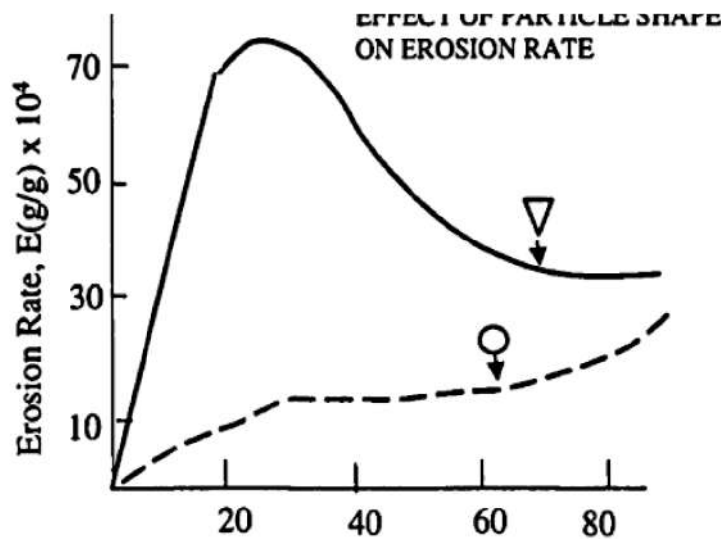


Figure II.5. Effet de la forme de la particule sur le taux d'érosion. [35]

II.5.1.3. Dureté des particules

La dureté des particules par rapport au matériau érodé est un facteur important sur le phénomène d'érosion (figure.II.6). Pour que l'érosion se produise, des particules abrasives doit être plus dur que le matériau ciblé. Wellinger et Uetz trouvent que le taux d'érosion chute de façon spectaculaire lorsque la dureté de la particule abrasive est inférieure à celle du matériau érodé. Par contre, quand la dureté des particules abrasives est au moins d'un ordre de grandeur supérieur à celle du matériau de base, le taux d'érosion devient significatif. Cela explique

aussi pourquoi le traitement thermique des aciers ne semble avoir quasiment aucun effet sur leur résistance à l'érosion. cela est expliqué que si la dureté des particules abrasives est considérablement plus élevée que le matériau de base, une augmentation relativement faible de la dureté du matériau, due au traitement thermique, aurait un effet négligeable sur l'érosion.

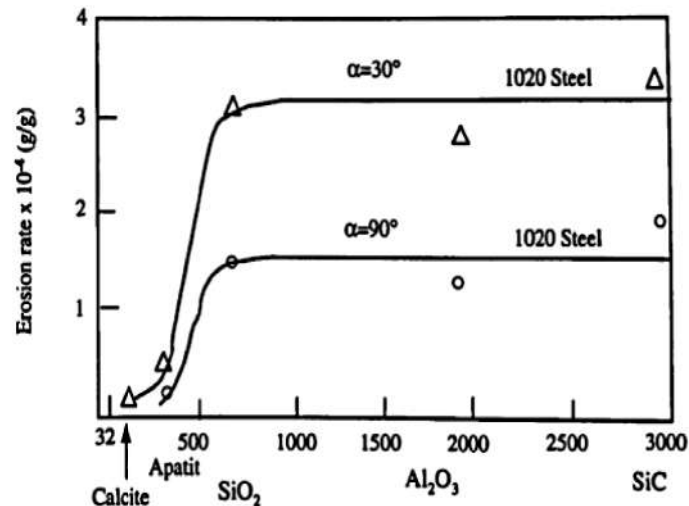


Figure II.6. Taux d'érosion des aciers en fonction de la dureté des particules . [35]

II.5.1.4. Flux de particules

Le taux d'alimentation en particules dans le fluide joue un rôle important pendant l'érosion, et a été étudié dans la littérature. Levy et collègues ont mené une étude approfondie sur la sensibilité du taux d'érosion aux variations du taux d'alimentation en particules abrasives (figure. II.7).

Ils ont constaté que, pour des particules sphériques, un ordre de grandeur de l'augmentation du taux d'alimentation abrasif a diminué la perte de métal de 50%. Ils ont lié cela à l'interférence des particules à la plus haute taux d'alimentation qui réduit l'efficacité des particules pour éroder la surface. Ils ont suggéré que le mode primaire de cette interférence était des particules rebondir de la surface déviant les particules entrantes dans le flux descendant. Cependant, pour les particules abrasives tranchantes, elles ont signalé une diminution seulement de 14% de la perte de matière pour une augmentation similaire de l'abrasif taux d'alimentation.

Ils ont spéculé que les particules pointues sont plus efficaces dans l'enlèvement de la matière par rapport aux particules sphériques et ont tendance à réduire la particule effet d'interférence. Ils ont également constaté que la taille des particules abrasives augmente de manière significative la sensibilité du taux d'érosion au taux d'alimentation en gouttes de particules.

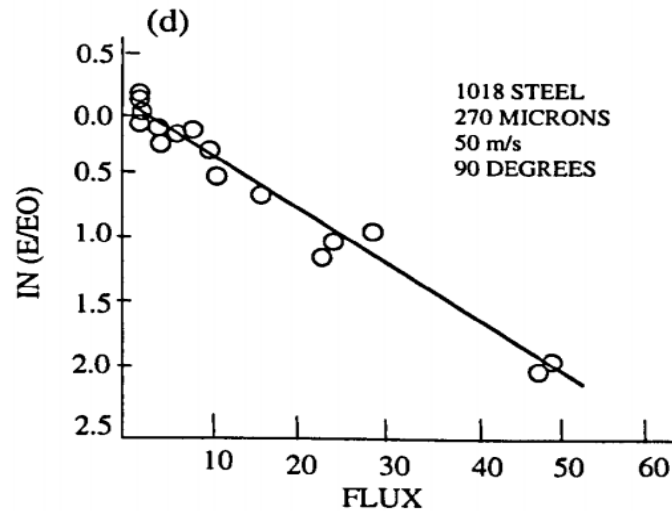


Figure II.7. Variations taux d'érosion aux alimentations en particules abrasives. [35]

II.5.2. Effet de la vitesse des particules sur l'érosion

La vitesse des particules abrasives présente une relation complexe avec le taux d'érosion. Lopez a étudié l'effet de la vitesse et a conclu que les dommages à la surface augmentent avec l'augmentation de la vitesse d'impact des particules abrasives. Au début de l'année 1960, Finnie a démontré qu'il existe une forte corrélation entre le volume d'élimination de matière par érosion et le carré de la vitesse des particules abrasives. Plus récemment, il a été montré que le taux d'érosion suit une relation empirique de loi de puissance avec la vitesse.

$$E_1 = kV_1^n \quad (\text{II.1})$$

où, E_1 est le taux d'érosion, V_1 est la vitesse, k est une constante et n est l'exposant de vitesse. L'exposant de vitesse a des valeurs comprises entre 2 et 3,5 pour les matériaux métalliques. L'augmentation du taux d'érosion avec la vitesse est associée à l'augmentation de l'énergie cinétique de l'érosion provoquant des dommages plus efficaces sur la surface métallique. De plus, la force de frottement agissant sur la surface lors de l'impact et son chemin d'action

efficace jouent un rôle important pendant l'érosion. La composante normale de la vitesse d'impact (composante d'indentation) est principalement responsable de la profondeur, tandis que la composante horizontale de la vitesse d'impact est responsable de la forme de la cicatrice d'érosion .

II.5.3. Flux moyen des particules

Le flux moyen des particules est défini comme la masse des particules impactées par unité de surface et du temps. L'érosion est proportionnelle au flux moyen des particules jusqu'à une certaine limite et sera réduite en raison d'interférences entre les particules rebondies et arrivées. Ce phénomène est plus important pour les grands angles d'impact. Arnold et Hutchings (en 1989) ont constaté que la limitation du flux moyen des particules est très variable, de 100 kg/m².s à 10000 kg/m².s pour l'érosion des métaux par des grosses particules (Stachowiak et Batchelor, 1993).

La concentration des particules est aussi utilisée dans la plupart des applications pratiques pour représenter ce facteur. Il s'agit d'une masse (ou d'un volume) des particules présentes dans l'unité de masse (ou de volume) d'un fluide. Elle peut aussi être représentée en terme de pourcentage des particules dans la masse (ou le volume) d'un fluide.

L'érosion est considérée linéairement proportionnelle à la concentration. Bjordal (1995) a constaté que : $Erosion\ moyenne \propto Concentration^{0.25}$ (12) Pour la plupart des matériaux, lorsque le test dure longtemps, cette valeur est proche de 1. La proportionnalité directe de l'érosion à la concentration, tout en respectant la vitesse, est une bonne approximation. Plusieurs essais sur différents matériaux montrent que l'érosion dépend fortement de l'énergie cinétique des particules de sable impactées, Figure. II.8.

Généralement, l'énergie cinétique est donnée par l'équation suivante :

$$E_K = M_P V_P^2 \quad (II. 2)$$

Par conséquent, l'érosion est proportionnelle à la masse, et à la vitesse des particules de sable.

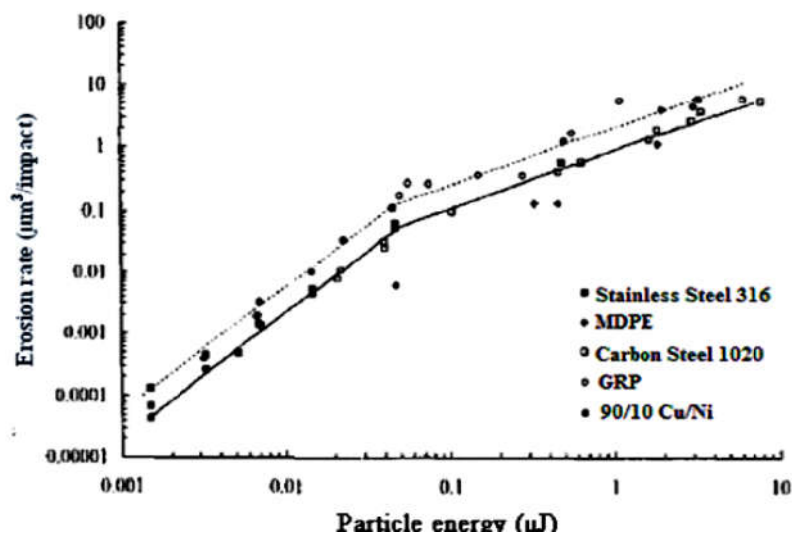


Figure II.8. Erosion due par de l'énergie des particules affectées sur une surface de tuyau, pour un angle de 90° [33].

II.5.4. Effet de l'angle d'impact sur l'érosion

L'effet de l'angle d'impact sur l'érosion a été largement étudié dans la température ambiante. Les matériaux peuvent être généralement classés comme ductiles ou cassants en fonction de leur taux d'érosion sur l'angle d'impact (α). Les matériaux ductiles, tels que les métaux purs, ont un taux d'érosion maximal à de faibles angles d'incidence (généralement de 15 à 30°), tandis que pour les matériaux fragiles, tels que les céramiques, l'érosion maximale est égale ou proche de 90° . La dépendance typique de l'érosion sur l'angle d'impact est illustrée à la figure. II.9. Selon la littérature, les matériaux fragiles se brisent à des angles d'impact élevés tandis que les matériaux ductiles subissent une forte déformation plastique.

Le taux d'érosion dépend fortement de l'angle d'impact et suggère que, à faible angle, le mécanisme de coupe prédomine, ce qui résulte de l'abrasif. les particules glissent sur la surface. Finnie et Bitter, ont également signalé que, à faible angle d'impact, l'érosion se produit lors de la coupe de particules érosives, indépendamment de leur forme et de leur taille. Hutchings a proposé que l'érosion des métaux ductiles à l'incidence normale se produise généralement par le processus délaminage. En étendant davantage la théorie de Hutchings, Levy a indiqué que le mécanisme de d'élimination des métaux ductiles prédomine non seulement à l'érosion normale des impacts, mais également à l'impact oblique.

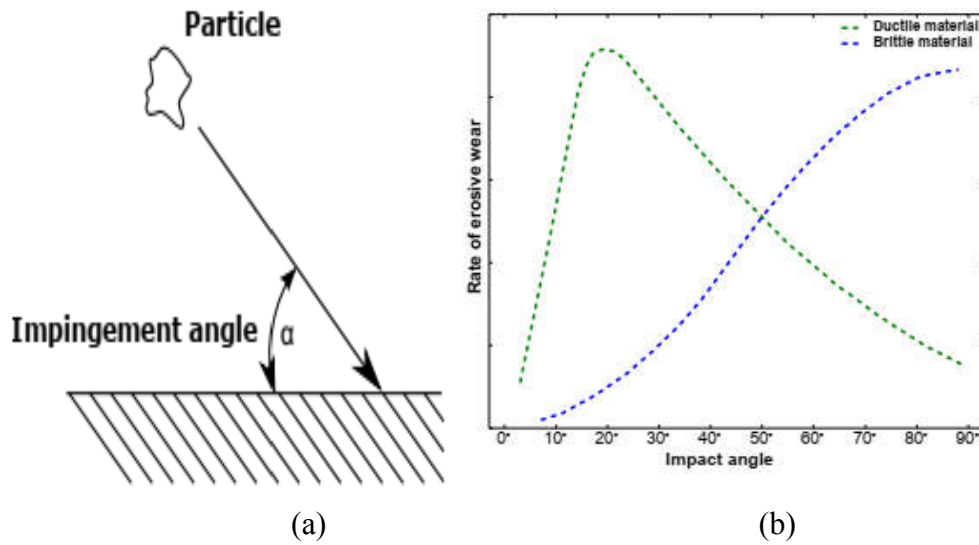


Figure II.9. (a) L'angle d'impact de la particule sur la surface, (b) Taux d'usure érosive en fonction de l'angle d'impact. [32]

II.5.5. Effet du matériaux de la surface exposante

L'impact oblique, l'érosion se produit par l'action de coupe de la particule quelle que soit sa forme et sa taille. Hutchings était d'accord avec le mécanisme de coupe à impact oblique, par l'action de coupe selon la forme et l'orientation des particules.

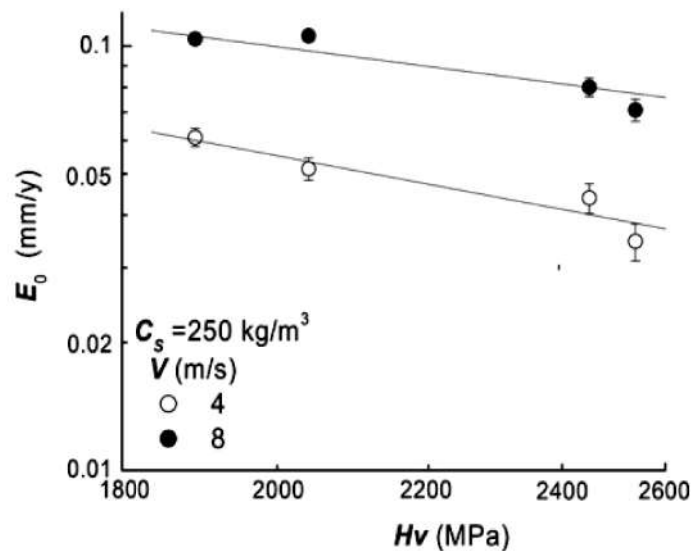


Figure II.10. Dépendance du taux d'érosion à la dureté de la surface. [36]

II.5.6. Influence du milieu (fluide)

Les particules érosives sont transmises par les fluides tels que l'air, le gaz, l'eau, l'huile hydraulique et le pétrole. Les caractéristiques du fluide ont des effets importants sur l'érosion. Plusieurs facteurs affectent la configuration finale de l'érosion.[35]

- Propriétés du fluide : densité, viscosité
- Nature de l'écoulement : laminaire ou perturbé
- propriétés microscopiques : corrosivité, lubrification, refroidissement.

Le fluide visqueux impose une force sur les particules et influence l'érosion, en modifiant l'angle d'impact (Hojo et al, 1986) . La trajectoire des particules et l'effet de la viscosité sur l'angle d'impact est montré dans la figure. II.11.

L'effet du milieu érosif est évalué en termes d'efficacité de collision", rapport entre les particules réelles qui frappent la surface en présence du milieu érosif et le nombre théorique des particules qui frappent la surface, en absence du milieu. La trajectoire des particules est affectée par le débit du fluide.

L'analyse globale de la trajectoire des particules permet de déterminer le moyen exact de l'érosion et les positions des dégâts. Lorsque la direction d'écoulement est parallèle à la surface, mais que l'écoulement est perturbé, l'érosion de la matière est plus élevée comparativement au flux laminaire.

Dans l'écoulement perturbé, la plupart des particules ont la probabilité d'entrer en contact avec la surface et de frapper plusieurs fois cette surface.

En écoulement laminaire, les particules essayeront de suivre le courant et peuvent éviter la surface, et donc réduire l'érosion. Lorsque l'écoulement du fluide est orienté perpendiculairement à la surface, l'érosion, pour les flux laminaire, sera plus élevée qu'en écoulement perturbé, figure.(II.11, II.12)

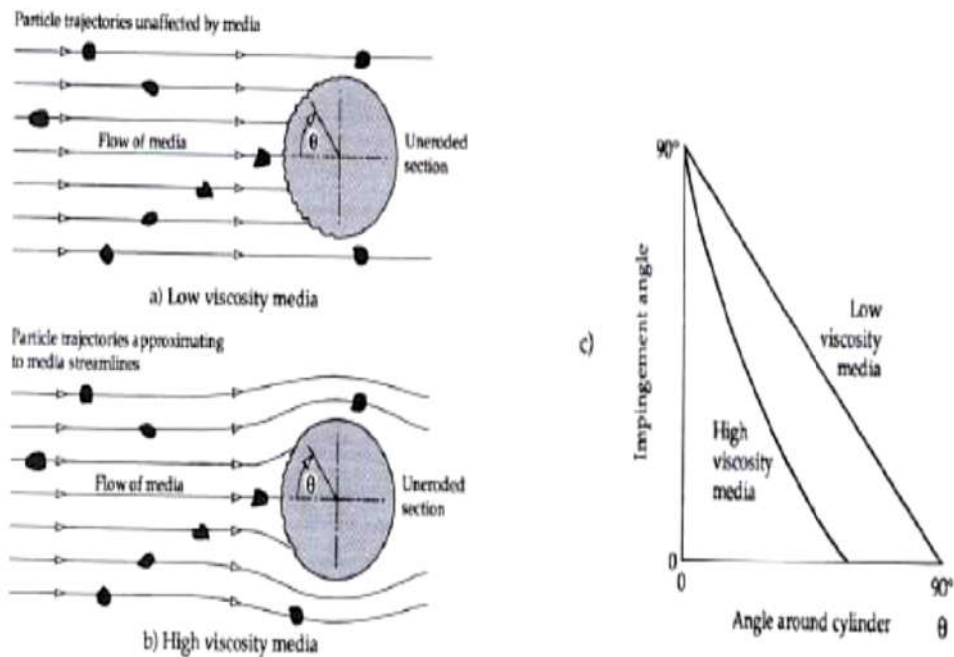


Figure II.11. Effet du fluide sur l'angle d'impact (Stachowiak and Batchelor, 1993) [37]

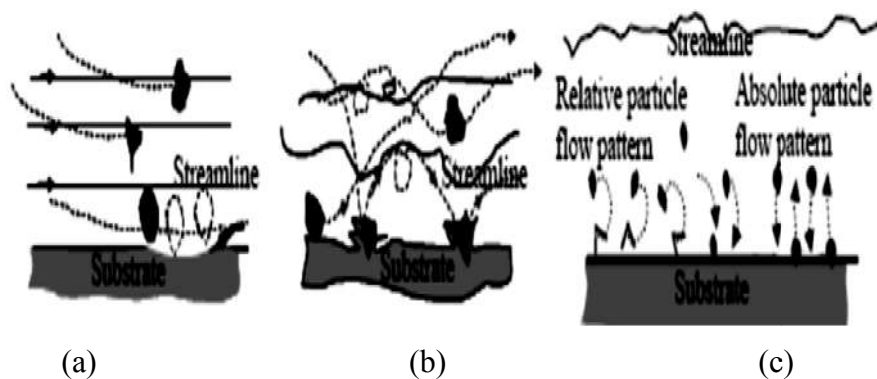
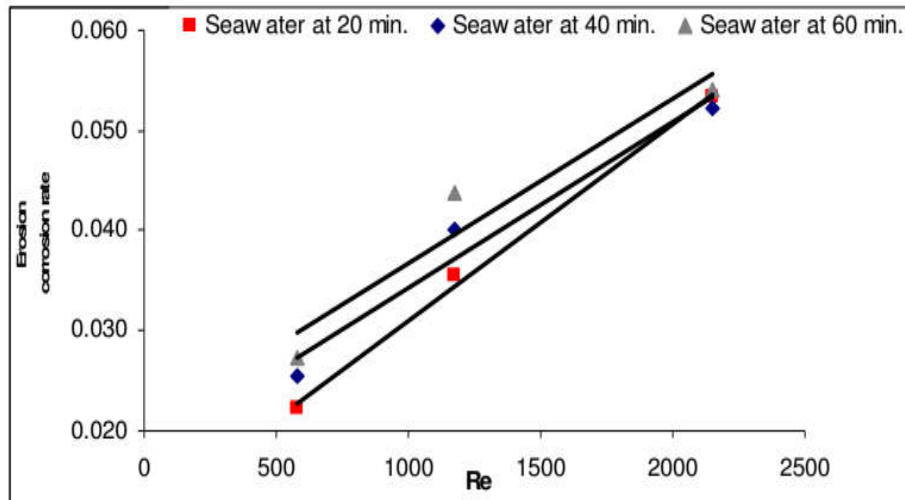
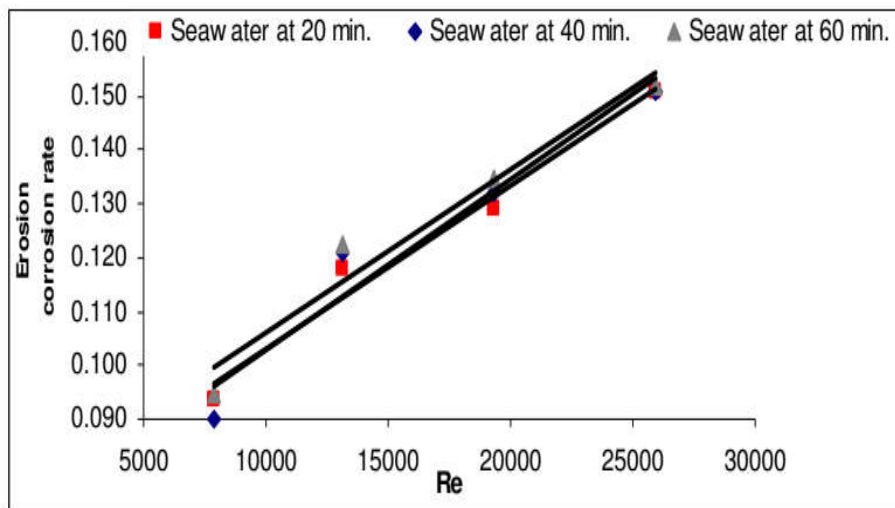


Figure II.12. Effet des conditions du flux sur l'érosion; (a) régime laminaire de fluide dans le pipe, (b) régime turbulent dans le pipe, (c) trajectoire des particule dans le régime turbulent. [37].

vitesse d'érosion-corrosion et la vitesse d'écoulement pour le cas laminaire pendant 1 heure pour chaque Ré. La figure. II.13 (a, b) montre la même relation pour le cas d'écoulement turbulent. De l'observation de les tendances, il est montré qu'à tous les intervalles de temps, l'augmentation du taux d'érosion est très élevé en raison de la variation de la vitesse du flux pour les cas laminaires ou turbulents.



(a)



(b)

Figure II.13. Régime de fluide 1(a) régime turbulent, (b) régime laminaire.[38]

II.5.7. Température

L'érosion est influencée par la variation de la température. A température élevée, la matière sera assouplie et l'érosion augmente. A 600 ° C, l'érosion d'un acier inoxydable ne varie pas d'une manière significative. Il s'agit d'une température de ramollissement. Au-delà de cette température, l'érosion augmente rapidement. Shida et Fujikawa (1985) ont trouvé une forte corrélation entre l'érosion et les propriétés mécaniques des matériaux. La figure. II.14 montre le comportement à l'érosion d'un acier inoxydable 310 en fonction de la température. L'influence de la température sur l'érosion n'a aucune signification dans une

turbine hydraulique, mais elle est importante dans les pompes transportant des liquides chauds, les turbines à gaz et d'autres applications similaires [39].

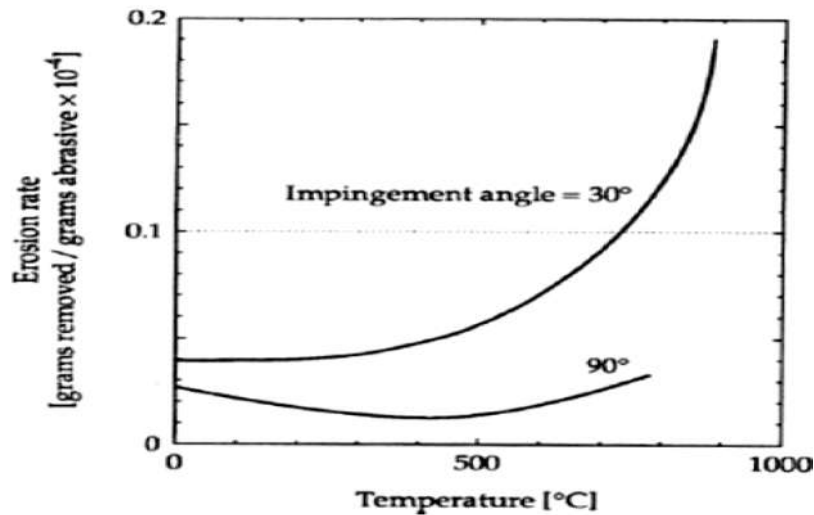


Figure II.14. Influence de la température sur l'érosion d'un acier inoxydable (Levy and Man, 1986. [39])

II.6. LES MODELES D'EROSIONS

Pour les différents modèles, les taux d'érosion W & sont donnés comme suit [40]:

II.6.1. Le modèle d'érosion de Elément Finie

$$W = C_f \frac{V^2}{P_H \Psi^k} f(\alpha)$$

(II.3)

$$f(\alpha) = \begin{cases} \sin(2\alpha) - 4\sin^2\alpha & \alpha \leq 14.04^\circ \\ \frac{1}{4}\cos^2\alpha & \alpha > 14.04^\circ \end{cases}$$

(II.4)

Finie a recommandé une valeur de 0,1, 2 et 2 pour C_f , ψ et k respectivement

Modèle de Neilson-Gilchrist

$$\dot{W} = \begin{cases} \frac{1}{2} \frac{(V^2 \cos^2 \alpha - V_{\phi}^2)}{\varphi} + \frac{1}{2} \frac{(V \sin \alpha - V_K)^2}{\varepsilon} & \alpha \leq \frac{\pi}{2n} \\ \frac{1}{2} \frac{V^2 \cos^2 \alpha}{\varphi} + \frac{(V \sin \alpha - V_K)}{\varepsilon} & \alpha > \frac{\pi}{2n} \end{cases} \quad (\text{II.5})$$

II.6.2. Modèle de sundara rajan's second

$$\dot{W}_D = \frac{5.5 \cdot 10^{-2}}{(T_m - 436)^{0.75}} \frac{2^n \bar{f}_t V^2 \sin^2 \alpha (1 - e^2)}{n_c C_p} \quad (\text{II.6})$$

$$\dot{W}_D = \frac{5.5 \cdot 10^{-2}}{(T_m - 436)^{0.75}} \frac{(n_c + 1) \left(2 - \frac{\mu}{\mu_f}\right) V^2 \cos^2 \alpha}{(1 + \lambda) 2^{2-n} n_c C_p} \quad (\text{II.7})$$

$$\dot{W}_t = \dot{W}_D + \dot{W}_C \quad (\text{II.8})$$

$$\mu_f = \frac{1}{(1 + \lambda)(1 + e) \tan \alpha} \quad (\text{II.9})$$

$$e = \frac{1.36 H_S^{0.625}}{E_P^{0.5} V^{0.25}} \quad (\text{II.10})$$

$$E_e = \frac{E_e E_P}{E_P (1 - V_t^2) + E (1 - V_P^2)} \quad (\text{II.11})$$

II.6.3. Modèle de forder

$$W = \frac{100 r_P^3}{2 \sqrt{29}} \left(\frac{V}{C_K}\right)^{n_f} \sin(2\alpha) \sqrt{\sin \alpha} + \frac{m_P}{2 E_e} (V \sin \alpha - D_K)^2 \quad (\text{II.12})$$

$$C_K = \sqrt{3 \sigma \frac{R^{0.6}}{P_P}} \quad (\text{II.13})$$

$$D_K = \frac{\pi^2}{2 \sqrt{10}} (1.59 Y)^{0.5} \left[\frac{(1 - V_P^2)}{E_t} + \frac{(1 - V_t^2)}{E_p} \right]^2 \quad (\text{II.14})$$

L'érosion des métaux associés à l'impact de particules solides entraînées dans un liquide fluidisé est assez commun dans l'industrie des procédés, de l'industrie des raffineries de pétrole et de gaz et de nombreux autres dispositifs industriels à flux polyphasiques (Finnie, 1960; Humphrey, 1990; Clark, 1992).

II.7. Conclusion

La théorie et les différents mécanismes de l'érosion sont détaillés. Plusieurs facteurs différencient les types de mécanisme d'érosion et contrôlent le moyen d'érosion. Ils peuvent être regroupés en trois catégories distincts et associés aux :

- Conditions d'exploitation : temps d'exposition, vitesse, accélération, angle d'impact, moyen du débit ou concentration, flux et température.
- Particules érodantes : La taille, la forme, la dureté et la matière.
- Matériaux cibles : Composition chimique, propriétés mécaniques, dureté et surface morphologique.

Le calcul de taux d'érosion est calculé soit avec des lois et méthode à appliquer soit numériquement.



Chapitre III - Etude de cas et modélisation numérique

III.1. INTRODUCTION.....	63
III.2. ETAPES DE DESSALEMENT DE L'EAU DE MER	63
III.2.1. Le processus de dessalement d'eau de mer.....	63
III.2.2. Prétraitement	64
III.2.2.1. Prétraitement physique :	64
III.2.2.2. L'étape d'osmose inverse.....	65
III.3. HISTORIQUE DE LA FUITE.....	66
III.4. INSPECTION DU COUDE	67
III.4.1 Introduction.....	67
III.4.2. Inspection Visuelle du coude	68
III.4.3. Analyse optique.....	69
III.4.3.1. Analyse par microscope électronique à balayage (MEB).....	69
III.4.3.2. Fluorescence des rayons x, analyse XRF	69
III.5. MODELISATION ET SIMULATION	70
III.5.1. Introduction.....	70
III.5.2. Code de calcul utilisé.....	70
III.5.3. Mise en œuvre.....	71
III.5.4. Ecoulement du fluide sans et avec particules solides	73
III.6. CONCLUSION.....	73

III.1. INTRODUCTION

Le dessalement est une technique qui consiste à retirer le sel de l'eau de mer ou de saumure pour en faire une ressource utilisable pour l'alimentation humaine, comme pour l'irrigation et les usages industriels. Dans ce chapitre nous allons définir la station de dessalement, les méthodes de traitement l'eau de mer, la fuite qui persiste dans le site et une investigation sur ce dernier .

l'étude dans notre thèse entre sous un projet de réalisation et d'exploitation d'une station de dessalement d'eau d'une capacité de production de 200.000m³/jour. Elle est située sur la côte méditerranéenne d'Algérie à environ 07Km à l'ouest de la ville de Ténès au lieu dite Mainis et de 52 Km du chef lieu de la wilaya de Chlef.(figure III.1)



Figure III.1. Unité de dessalement d'eau Ténès-Chlef. [41]

III.2. ETAPES DE DESSALEMENT DE L'EAU DE MER

III.2.1. Le processus de dessalement d'eau de mer se fait en quatre étapes :

Afin d'optimiser la production de l'eau potable par osmose inverse (Figure III.2) à partir de l'eau de mer la reminéralisations de ce dernier a une grand importance en termes de qualité, alors le CO₂ alimentaire et l'agent le plus utilisé pour ajusté la qualité de l'eau, il est produits on brulant du gaz naturel et on récupère le CO₂ des gaz brulés par réaction chimique pour ce

la en utilisent le Mono-Ethanol-Amine (MEA) sur une installation construite par des tuyauteries en acier-carboné. [41]

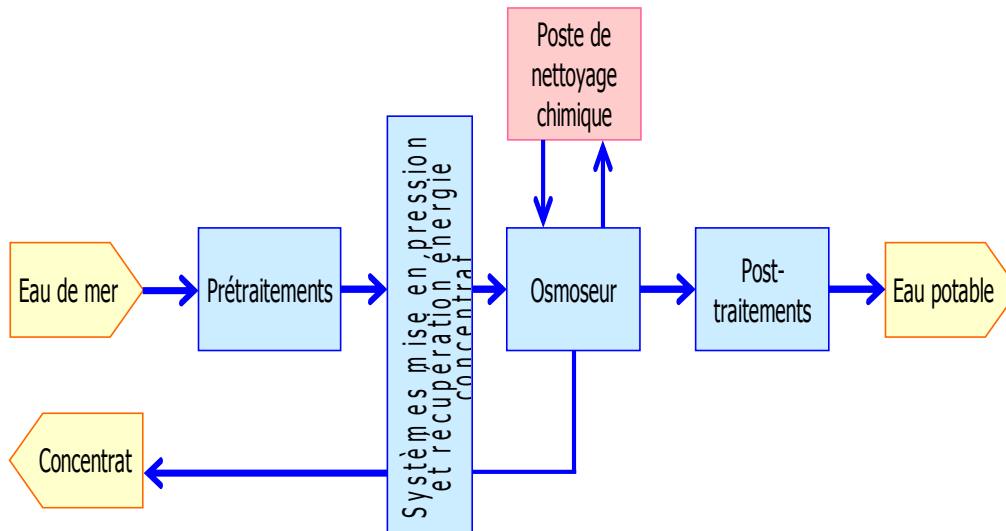


Figure III.2. Schéma d'une usine de dessalement d'eau de mer par osmose inverse.[41]

III.2.2. Prétraitement

C'est la deuxième étape du processus de dessalement dont le but est d'éliminer[41] :

- ☞ Les solides en suspension
- ☞ Les matières organiques
- ☞ Les micro-organismes

Elle est aussi nécessaire pour éviter la détérioration des pompes, l'incrustation, l'encrassement et la dégradation des membranes d'osmose inverse par les microorganismes. Cette étape comporte deux types de prétraitements :

III.2.2.1. Prétraitement physique :

C'est un traitement destiné à éliminer fondamentalement les éléments solides, les algues et la matière organique, par le passage de l'eau de mer à travers des filtres à sable et anthracite et à travers des filtres à cartouches.

Le mouvement de l'eau dans ces filtres est vertical, pénétrant par la partie supérieure du filtre et descendant à travers les couches filtrantes qui retiennent les matières solides dans sa partie inférieure. Des collecteurs munis de buses recueillent l'eau filtrée.

Pré-filtration, coagulation-floculation, filtres à sable-anthracite et filtre à cartouche.

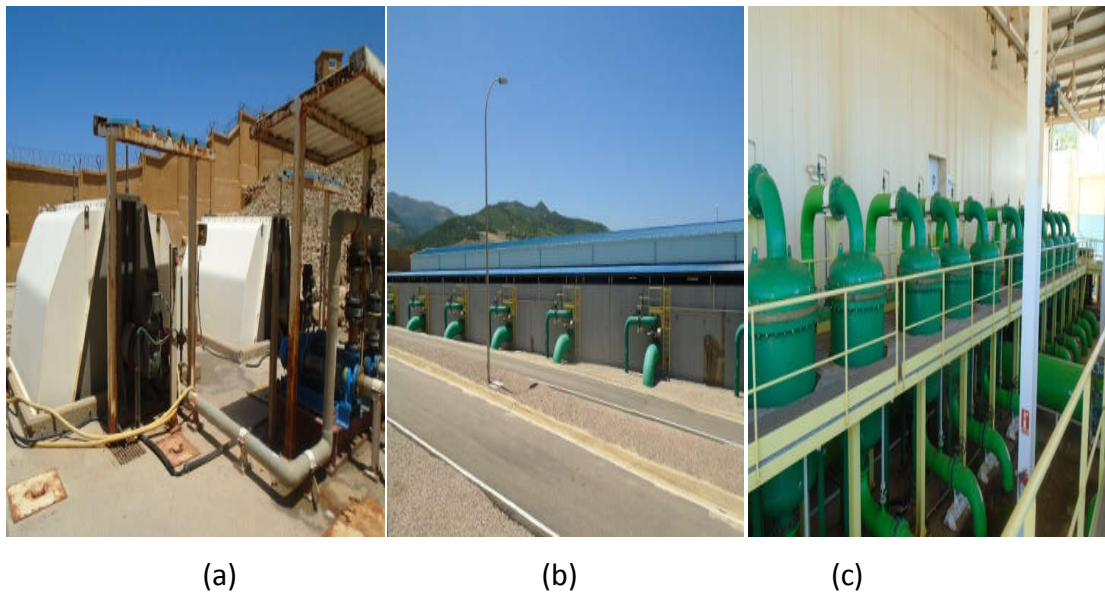


Figure III.3. Prétraitement physique: (a) filtre rotatif,(b) filtre à sable, (c): filtre à cartouche.[41]

III.2.2.2. L'étape d'osmose inverse

Le dessalement de l'eau de mer est réalisé par son passage à travers le système d'osmose inverse

- **Le Post-traitement**

L'eau issue du traitement de l'osmose inverse est indemne de tous les minéraux, c'est-à-dire non consommable, une reminéralisation est nécessaire pour rendre cette eau potable.

L'injection automatique de CO_2 (Figure .III.3) pour réduire le pH proche de 5 permet de rendre plus efficace le processus de reminéralisation. Ce dernier est réalisé dans des tours ou, équipées par des tuyaux de distribution (Figure n°10). A travers ce lit de calcite l'eau traitée passe et atteindra le fond (réservoir) par un canal à l'intérieur de la tour. Après et à l'aide d'un doseur automatique, il y aura un ajout d'hypochlorite de sodium à partir des deux citernes.

A l'aide d'une dizaine de pompes l'eau traitée est pompée vers le réservoir de stockage afin de la distribuer, tandis que le rejet de saumure sera évacué par un émissaire marin pénétrant dans la mer dans le but d'assurer une meilleure dilution et d'éviter des conséquences indésirables pour l'environnement.



Figure III.4. Prétraitement physique, -traitement: (a) dosage de lait de chaux,
(b) production stockage et dosage de CO₂. [41]

Afin d'optimiser la production de l'eau potable par osmose inverse (Figure III.2) à partir de l'eau de mer la reminéralisation de ce dernier a une grande importance en termes de qualité, alors le CO₂ alimentaire et l'agent le plus utilisé pour ajuster la qualité de l'eau, il est produit en brûlant du gaz naturel et on récupère le CO₂ des gaz brûlés par réaction chimique pour cela on utilise le Mono-Ethanol-Amine (MEA) sur une installation construite par des tuyauteries en acier-carboné.

III.3. HISTORIQUE DE LA FUITE

L'état d'un réseau transportant un fluide ou gaz serait parfait si les canalisations et les installations étaient sans aucun défaut et ne subissent pas de détérioration. Mais, nous savons que les canalisations qu'ils soient enterrées ou aériennes et leurs accessoires, sont tout le temps soumis à des contraintes et des agressions de différente nature, internes ou externes qui entraînent leurs détériorations. Pour vérifier et contrôler l'état d'un réseau, il est nécessaire d'effectuer des mesures de débit sur à un moment où il y a peu de consommations. Le débit enregistré sera considéré comme étant celui de fuites. Les recherches peuvent être ponctuelles et occasionnelles quand elles sont consécutives à des appels d'abonnés pour odeurs, d'une couleur gris-bleu- noir très caractéristique suite ou à des travaux qui permettent de découvrir une fuite.

Après une période non spécifiée de mise en marche de la station de production de CO₂ un problème est apparu sur un coude 90° de la partie de transport de la solution de Mono-

Ethanol-Amine (MEA) riche en CO_2 (Figure III.4), plusieurs intervention on était réalisé sans résoudre le problème, finalement ils ont décidé de changer complètement la tuyauterie.

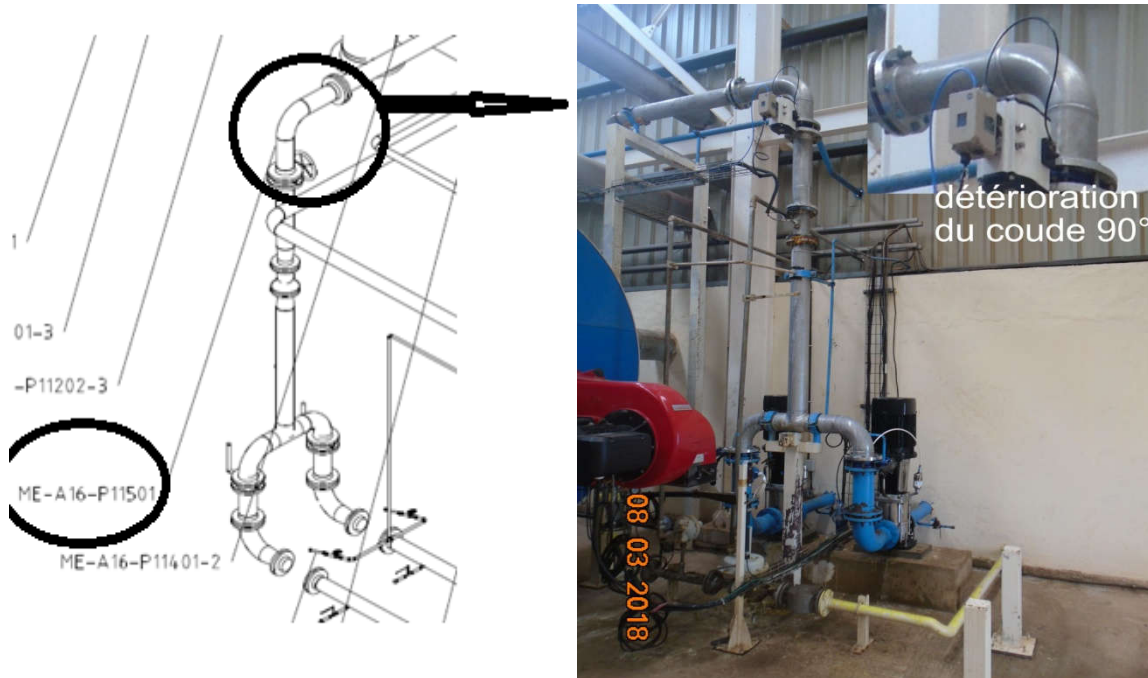


Figure III.5. l'ensemble de canalisation avec le coude en fuite.

Notre travail suit une méthodologie d'exécution d'instruction bien précise, déduite d'une investigation est déjà faite par une inspection visuelle produite sur le site d'une canalisation a eu une détérioration sur les surfaces interne /externe de tube donc on a planifié le travail comme suivant:

III.4. INSPECTION DU COUDE

III.4.1. Introduction

Notre travail suit une méthodologie d'exécution d'instruction bien précise, déduite d'une investigation est déjà faite par une inspection visuelle produite sur le site d'une canalisation a eu une détérioration sur les surfaces interne /externe de tube donc on a planifié le travail comme suivant:

II.4.2. Inspection Visuelle du coude

Suite de nous retrouvons en face de ce problème, nous avons planifié une inspection implique d'exécution d'enquêtes projetées et systématiques dans des systèmes techniques utilisés, des systèmes d'organisation fait, on prendre toutes les mesures qui sont nécessaires pour prévenir les accidents majeurs avec des substances dangereuses et pour en limiter les possibles conséquences; par de prescriptions détaillées sur ces « mesures nécessaires » ou sur la nature précise de celles-ci.

Une inspection visuelle est faite dont l'objectif suivant:

- la détection et la localisation des défauts (c'est-à-dire des dommages qui sont apparus dans le coude, tube, bride, vanne),
- la détermination du type de défauts,
- la mesure des défauts.

Notre travail suit une méthodologie d'exécution d'instruction bien précise, déduite d'une investigation est déjà faite par une inspection visuelle produite sur le site d'une canalisation a eu une détérioration sur les surfaces interne /externe de tube donc on a planifié le travail comme suivant:

La surface interne mise en détestation est inspectée visuellement en grattant les petites couches d'oxydation. Si l'on constate de la corrosion, il est important d'examiner celle-ci plus en profondeur (détermination de la taille et de la profondeur).

A chaque inspection nous avons posés des questions telles :

- A-t-on déterminé pour chaque partie la nécessité de réaliser des mesures d'épaisseur externes sur les parois et les connexions?
- Les endroits pour la réalisation des mesures d'épaisseur ont-ils été indiqués sur un schéma et sur de procédé eux-mêmes?

pour répondre on a basé sur : exécution des mesures d'épaisseur aussi bien sur les parois, que sur les connexions. Ces mesures d'épaisseur peuvent se faire aussi bien en externe qu'en interne. Le choix entre une mesure d'épaisseur interne ou externe dépend de la localisation et de l'accessibilité des surfaces corrodées.

Le nombre de points de mesure sur lesquels des mesures d'épaisseur sont réalisées dépend de la localisation et de l'importance de la corrosion présente ou attendue. Des taches de rouille et la formation de bulles peuvent être constatées visuellement. Le fait de gratter au endroit des bulles et des taches de rouille laisse souvent apparaître la formation de piqûres sur la paroi.

L'objectif est que toutes les zones de procédé soient inspectées à la recherche de l'érosion-corrosion, d'érosion, de bulles d'hydrogène, de déformations, de fissures et d'écailles. Les endroits où de l'érosion-corrosion nouvelle ont été détectés.

III.4.3. Analyse optique

Un examen micrographie consiste à proprement parler en observation d'un échantillon à l'échelle microscopique. Cette analyse destructive est fréquemment mise en œuvre en analyse de défaillance ou contrôle qualité sur le coude détérioré dont le but de:

- ✓ Révéler le défaut apparu sur métal,
- ✓ De mettre en évidence des défauts de type de fissure,
- ✓ D'évaluer la qualité d'une soudure : tendue des zones affectées,
- ✓ De caractériser le processus et l'avancement du phénomène d'érosion-corrosion.

III.4.1. Analyse par microscope électronique à balayage (MEB)

La microscopie électronique à balayage est très utilisée pour observer la morphologie des défauts. Pour notre cas, il est préférable d'utiliser le MEB comme moyen d'observation. Pour notre cas on a utilisé un microscope électronique à balayage de type

On note que l'échantillon à examiner au MEB est préparé de la même manière que celui observé au microscope optique.

III.4.2. Fluorescence des rayons x, analyse XRF

La fluorescence des rayons X (XRF) est une technique non destructrice qui sert à quantifier la composition élémentaire des échantillons solides et liquides. On utilise les rayons X pour exciter les atomes procédés dans l'échantillon, ce qui leur fait émettre des rayons X à énergie

caractéristique de chaque élément présent. L'intensité et l'énergie de ces rayons X sont ensuite mesurées. Le but d'utilisation de cette analyse est pour détecter des éléments dans des concentrations allant de ppm (parties par million) à 100 %, donc quantifier avec exactitude la composition élémentaire d'échantillons de la surface saine et celle corrodé au sein des parties présente le défaut.

III.5. MODELISATION ET SIMULATION

III.5.1. Introduction

La simulation est l'un des outils d'aide à la décision les plus efficaces à la disposition des concepteurs et des gestionnaires des systèmes complexes. Elle consiste à construire un modèle d'un système réel et à conduire des expériences sur ce modèle afin de comprendre le comportement de ce système et d'en améliorer les performances. L'approche des problèmes est aujourd'hui fondamentale ; elle s'attache à évaluer la performance " globale " du système étudié plutôt que celle de chacune de ses composantes. En effet, l'optimisation " locale " de celles-ci peut conduire à un comportement sous-optimal de l'ensemble à cause de leurs interactions. Une simulation faite sur un système d'installation tuyauterie composé d'un tube, bride, coude de 90° ,et vanne dans l'objectif de réaliser de différent orientation d'ouverture de la vanne essayons de comprendre le comportement du phénomène érosion-corrosion selon cette orientation ainsi que l'influence de diamètre de particule de sable injecté avec du fluide.

III.5.2. Code de calcul utilisé

L'objectif de la thèse est de mettre en place des outils, des données, et des méthodologies validées visant à la conception et simuler numériquement des essais érosion-corrosion réalisés sur une canalisation (coude, vanne, et bride), afin de développer une conception innovante et compétitive pour une mise plus au moins de concordance avec la réalité . La démarche s'appuie sur des techniques de conception à partir des informations techniques existantes et utilisées principalement par l'unité de dessalement (parties de canalisation étudié). Elle nécessite des développements spécifiques pour la caractérisation des comportements des matériaux utilisés et des assemblages utilisés.

✚ SolidWorks est un logiciel de conception mécanique 3D paramétrique. Grâce à cet outil facile à utiliser, les constructeurs peuvent esquisser rapidement une idée, l'expérimenter avec des fonctions et des cotes et produire des modèles et des mises en plan précis. A cette base nous avons un modèle géométrique 3D d'un système de canalisation se compose d'un coude de 90°, vanne (papillon), et bride, on a pris en considération la soudure existante entre la bride et le coude dans ce code de calcul (solidworks) et on traitant aussi le phénomène érosion-corrosion.

✚ Le deuxième code est utilisé comme complément à des informations que nous souhaitons à obtenir lors du phénomène érosion corrosion par le baillé du code Ansys-workbench.

III.5.3. Mise en œuvre

la conception est produise sur le code calcul Solidworks à partir de les démentions present directe et sur le tableau.III.

Tableau.III.1. Propriétés Mécaniques du coude métallique (ST35.8) selon norme DIN 17175[42]

Résistance à la traction	Limite d'élasticité (MPa)	Allongement %	Diamètre extérieur en mm	L'angle arrondissement
360 à 490	23	25	140	90°
Epaisseur du Coude (mm)	Pression entrée (bar)	Pression de sortie (bar)	La conductivité de solution	PH de la solution
4	4	1	3.76	9.96

Conception de la canalisation se fait par:

- conception du coude



Figure III.6. Coude de 90° en 3D sur Solidworks.

- conception de la bride

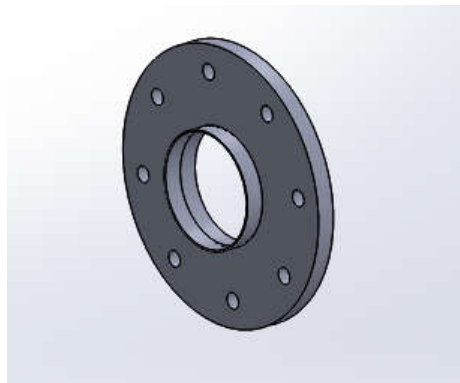


Figure III.7. Bride en 3D sur Solidworks.

- Conception de la vanne

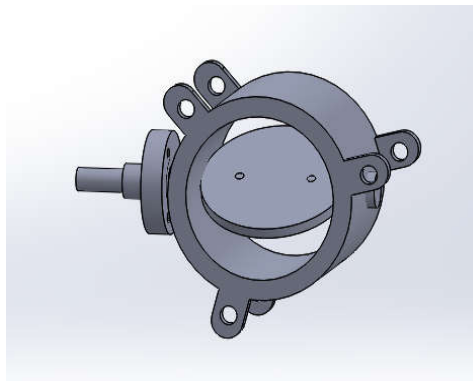


Figure III.8. Vanne en 3D sur Solidworks.

- Assemblage de ces éléments constatifs

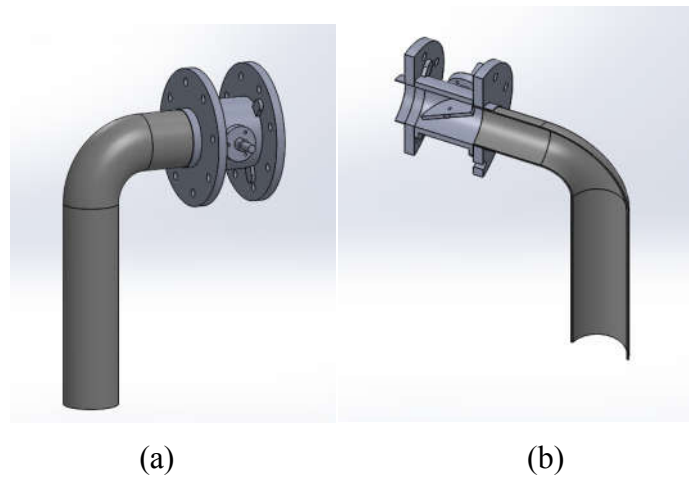


Figure III.9. Conception d'une canalisation de conduite: (a) Assemblage des éléments en 3D sur Solidworks, (b) coupe d'assemblage 3D.

III.5.4. Ecoulement du fluide sans et avec particules solides

le déroulement du processus de l'écoulement du fluide dans une installation de canalisation utilisé pour transporter des fluides tel que de l'eau sans ou avec des contaminants solide telles que de particules de sable qui sont transportées avec le fluide en mouvement est simulé dans le code de calcul Solidworks (Figure III.17) dont le régime d'écoulement est laminaire en respectant le passage du fluide comme indiqué sur la figure III.18 . Les particules de sables suivent une trajectoire qui décrit le cheminement de la particule passant à travers toute la conduite, sous l'action d'une orientation du fluide avec les particules mise par la vanne en papillon comme la montre la figure III.17.

III.6. CONCLUSION

Une inspection faite sur le tube 90° pris d'unité de dessalement pour caractériser le problème de défaillance, une série d'analyse effectuée (analyse chimique, analyse par MEB,....ect) dans le but donner une explication par la suite, simulation du phénomène d'érosion-corrosion par des codes de calcul SolidWorks (ensemble la conception tous les éléments de canalisation: coude/bride/vanne) et Ansys pour la simulation .



Chapitre IV - Résultats & Interprétations

IV. RESULTATS ET INTERPRETATIONS	75
IV.1. CONCEPT DE MISE EN INSPECTION.....	75
IV.1.1. Inspection visuelle	75
IV.1.2. Microscopie électronique à balayage (SEM)	78
IV.1.3. Test de fluorescence X (XRF).....	80
IV.2. CONCEPT DE RECHERCHE SCIENTIFIQUE ET TECHNOLOGIQUE..	81
IV.2.1. Effet de mécanisme l'érosion-corrosion sur la canalisation (étude de cas)...	82
IV.2.1.1. Introduction	84
IV.2.1.2. Pour différents emplacements du coude de tuyau en acier au carbone...	85
IV.2.1.3. Contexte et équations de base.....	86
IV.2.1.4. Matériaux et méthodes numériques	87
IV.2.1.5. Effet de l'angle d'ouverture de clapet la vanne sur le taux d'érosion.....	88
IV.2.1.6.Effet du diamètre du particules (sable) sur le taux d'érosion.....	90
IV.2.1.7. Dégradation et réduction sur l'épaisseur du tube	93
IV.2.1.8. Effet de la contrainte de cisaillement sur le coude	94
IV.2.1.9. Conclusion	97
IV.2.2. Effet des dommages causés par la corrosion à la pression d'éclatement d'un pipeline et les méthodes de réparation	97
IV.2.2.1. Introduction.....	98
IV.2.2.2. Inspection des défauts de pipeline et essai expérimental d'éclatement....	101
IV.2.2.3. Interaction des défauts	107
IV.2.2.4. Réparation de tuyaux composites.....	117
IV.2.2.5. Diagramme d'évaluation	119
IV.2.2.6. Discussion.....	121
IV.2.2.7. Conclusion	122
IV.2.3. Évaluation de tuyauterie pour le transport de CO ₂ à l'aide d'un diagramme d'évaluation de défaillance de CTOD modifié par contrainte	123
IV.2.3.1. Résistance à la fracture et contrainte.....	123
IV.2.3.2. Analyse numérique	124
IV.2.3.3. Diagramme d'évaluation de défaillance	127
IV.2.3.4. Facteur de sécurité déterminé par un DCP à modification de contrainte	129
IV.2.3.5. Conclusion.....	132
IV.2.4. Effet de l'hydrogène et de la contrainte sur la courbe de rupture du matériau principal (MMFC) dans les aciers corrodés pour des conduites de gaz.....	132
IV.2.4.1. Introduction.....	133
IV.2.4.2. L'approche (k-t-a ₃) pour les fissures.....	134
IV.2.4.3. Courbe de défaillance matérielle pour l'entraînement.....	136
IV.2.4.4. Examens pour déterminer la contrainte T effective et A ₃	128
IV.2.4.5. Courbe de défaillance du matériau (K_p, c , Tef)	139
IV.2.4.6. Courbe de défaillance du matériau (K_p, c , A₃ eff)	139
IV.2.4.7. Combinaison de MFC (K_p, c , Tef, A₃ eff)	141
IV.2.4.8. Conclusion.....	142

IV. RESULTATS ET INTERPRETATIONS

Notre travail est une collaboration et intervention de plusieurs institutions nationales et internationales multidisciplinaires, réalisées au sein de :

- Laboratoire énergétique mécanique (EM) Hassiba ben bouali-Chlef.
- Laboratoire physique théorique et physique des matériaux Hassiba benbouali-chlaf.
- Laboratoire de Fiabilité Mécanique (LFM), Université de Metz - Ecole Nationale.
- Département de mécanique, Université King Fahd du Pétrole et des Minéraux.
- Département de mécanique de l'université de Belgrade-Serbie.
- Département de TRC SONATRAC.
- Centre de recherche de la gendarmerie bouchaoui
- Centre de corrosion King Fahd.

Cette étude réside dans l'analyse d'un problème industriel complexe et multidisciplinaire qui englobe plusieurs aspects: la mécanique de la rupture, l'interaction fluide solide en physique et la chimie des matériaux. Par l'exploitation et l'interprétation des résultats obtenus nous avons guidés de montrer que de nombreuses solutions techniques peuvent être utilisées pour contrôler et prévenir le phénomène de défaillance par érosion-corrosion; dans ce sens, on a travaillé sur l'investigation expérimentale, simulations numériques, et intégration d'autres axes auxquels sont servés à ce sujet.

IV.1. CONCEPT DE MISE EN INSPECTION

L'objectif de ce concept est de faire une enquête sur les endroits affectés de défaillance pour but à la recherche de l'érosion-corrosion, d'érosion, de bulles d'hydrogène, de déformations, de fissures et d'écailles et les endroits frottés suite de l'érosion-corrosion.

IV.1.1. Inspection visuelle

Une inspection visuelle s'appliquée est faite sur le lieu à l'état de l'équipement d'une canalisation composée d'un coude de 90° avec une bride, on a recherché à l'œil nu toutes les défauts ou anomalies sujettes sur la surface du métal. Cette inspection préliminaire, dans la plus part des cas, ne permet de détecter que des défauts majeurs.

la dégradation observée est comme suite:

- Défaut externe et interne sur la surface du coude



Figure VI. 1. Apparition des défauts à l'externe à la surface du coude 90°.

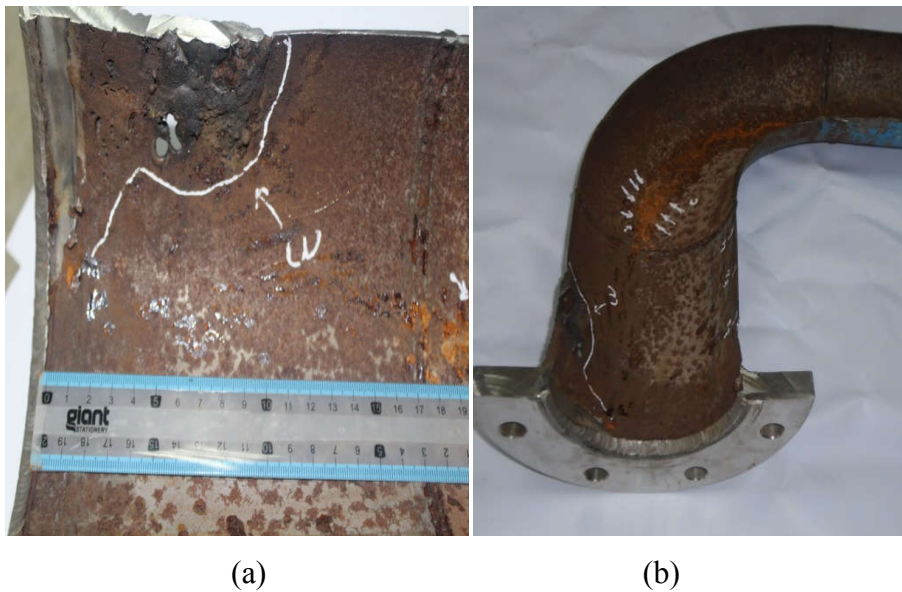
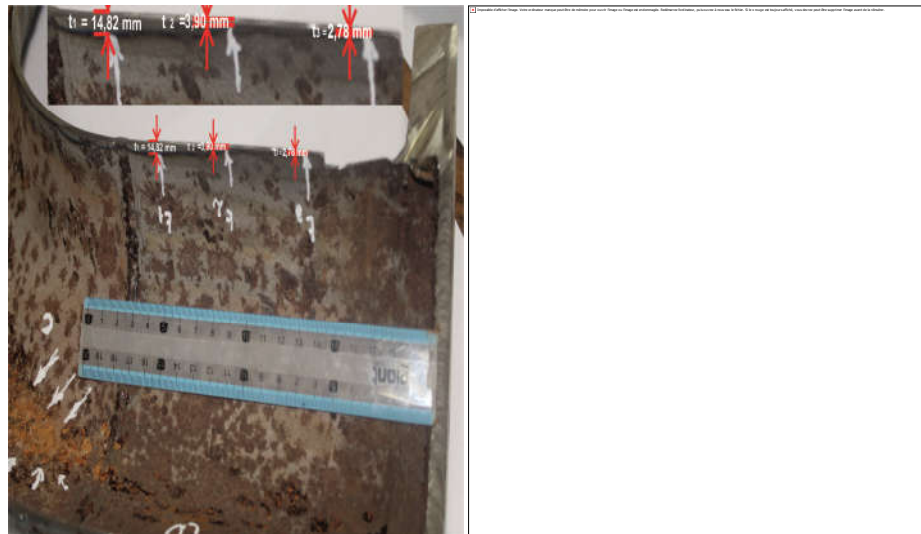


Figure IV. 2. Apparition des défauts à la surface interne de la conduite: (a) défaut apparaît sur la surface près de la bride, (b) le défaut sur les surfaces interne près de la courbature.

- **Variation d'épaisseur**



(a)

(b)

Figure IV. 3. Variation d'épaisseur de la conduite: (a) Variation d'épaisseur du tube,(b) Variation d'épaisseur de la surface latérale de la vanne.

- **l'effet sur le joint de soudure**



(a)

(b)

Figure III. 4. Dégradation de la surface interne de soudure: (a) Présence d'un affaissement,(b) Manque du métal au cordon de joint de soudure.

- **La rugosité**

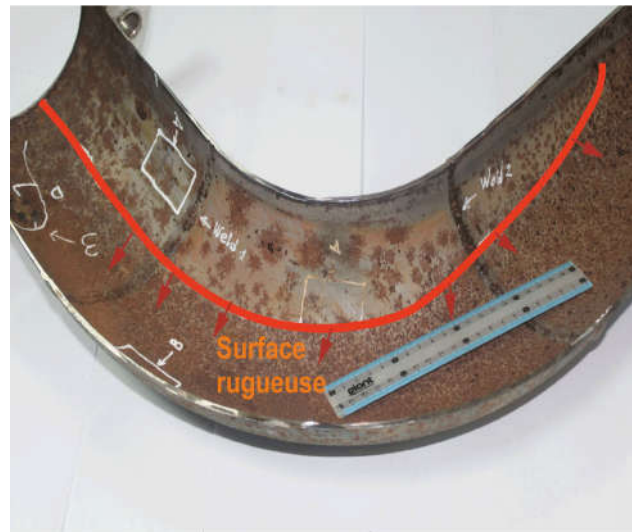


Figure. IV. 5. Surface rugueuse sur la surface supérieur interne de la conduite.

Les Figues. IV.1 et IV.2 montrent les observations visuelles des sites corrodés dans la surface interne/externe le long du coude; Il y a également de diminution d'épaisseurs du tuyau coudé et de la bride comme elle est montré sur les Fig. IV.3,((a)(b)), ceci est dû à l'attaque du fluide qui s'écoule et à l'ouverture des vannes, les deux facteurs contribuent fortement à l'érosion provoquant la diminution de l'épaisseur du tuyau. La corrosion du coude prend la forme de puits, présence des rainures, un manque du métal à la surface au cordant de soudure et une présence des affaissements dans les endroits soudés sont présentés dans la figure IV.4. Suite d'un frottement du fluide sur les surfaces supérieur dans la surface interne du coude produit d'un écoulement dirigé par l'ouverture de la vanne, nous donne la présence du cas de la figure. IV.5.

IV.1.2. Microscopie électronique à balayage (SEM)

La morphologie de surface et les compositions élémentaires des différentes positions des spécimens de coude corrodés (Figure. IV.6.(a)) dont l'échantillon A pris d'une surface lointe de signe de défaillance, l'échantillon B pris juste au défaut de corrosion et l'échantillon D pris sur le joint de soudure affecté, ces derniers ont été étudiées par SEM. L'analyse des résultats au microscope optique peut indiquer clairement le comportement des différents matériaux du composition chimique du coude dans les conditions de fonctionnement de la conduite. D'après les images, il est

clair que la surface du coude s'est dégradée à des degrés divers. Figure IV.6.(b) montre l'image de la zone non corrodée «A», tandis que la Figure. IV.6.(c) représente l'état de la surface de la deuxième région «B» qui pourrait avoir un degré élevé d'interaction fluide-solide qui est responsable du des phénomènes de frottement et de corrosion (couleur brune) sur la surface interne de l'acier. La couleur brune foncé également visible dans zone «D» (Figure. IV.6.(d): indique la présence de fissures et de graves problèmes de corrosion-érosion sur cette partie. Cette zone présente également une rainure et un trou d'épingle en raison de l'attaque d'un fluide en écoulement riche en CO_2 . de plus, la présence de petites particules solides dans le fluide est principalement responsable du problème d'érosion au niveau du coude qui sera traité plus en détail dans la section suivante.

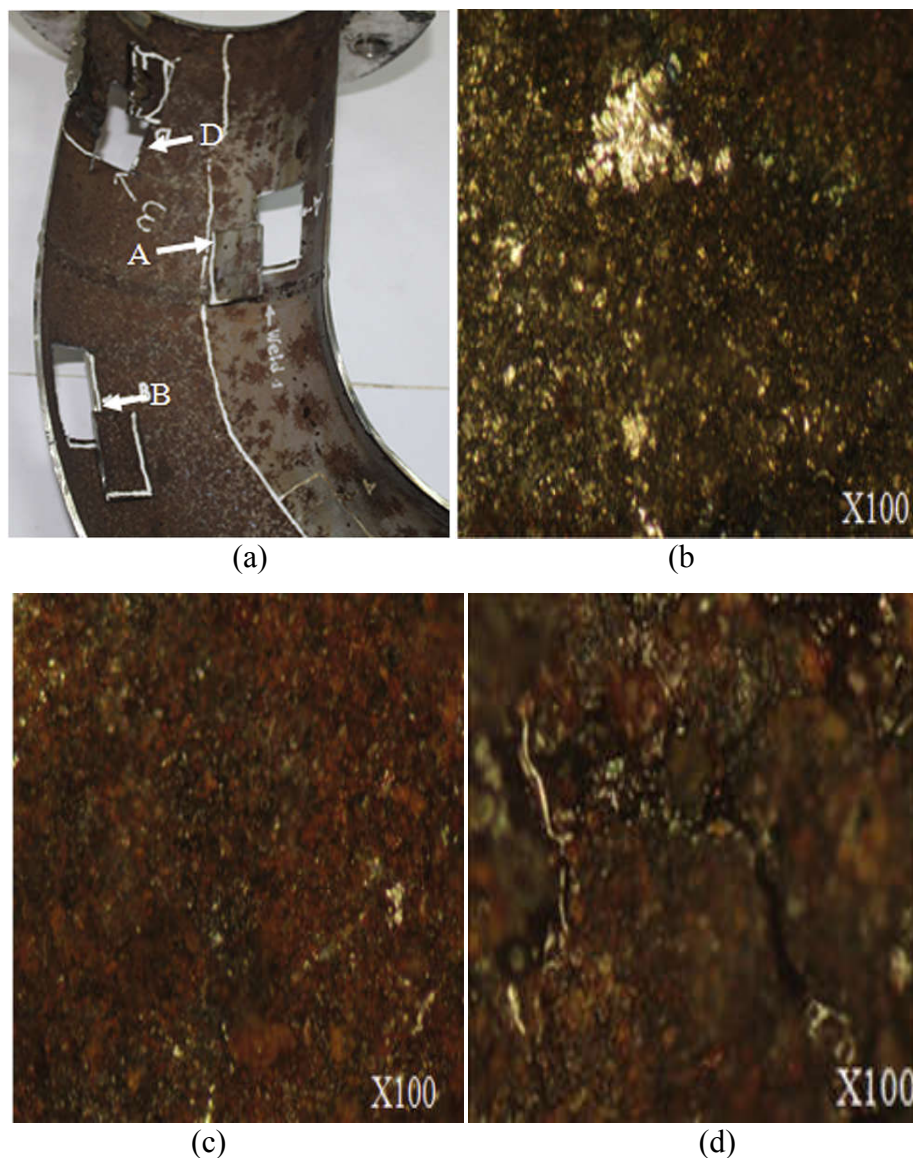


Figure IV. 6. image de microscopie optique sur des spécimens: (a) Prélèvement des spécimens sur le coude, (b). En zone «A», (c). En zone «B», (d). En zone «D».

IV.1.3. Test de fluorescence X (XRF)

L'enquête XRF des échantillons a été réalisée à l'aide d'un instrument modèle XGT 5000 et dans les conditions de fonctionnement consistait en une tension de 30 kV et un courant de 0,02 à 1,00 mA et en augmentant de 0,02 mA.

Figures. IV.(7-8 -9) illustrent les spectres XRF de tous les échantillons dérivés de la couche interne corrodée de la surface en acier qui était directement en contact avec le fluide; A partir de ces spectres, un pic correspondant à l'élément Fe peut être observé. Un pic de Si qui présente un taux pour cent existant dans l'acier dans notre coude (Figure. IV.(7-8-9). En outre, les variétés dans les spectres de toutes les zones indiquent clairement que les propriétés du matériau du coude et le degré d'interaction fluide-solide étaient significatif remarquable.

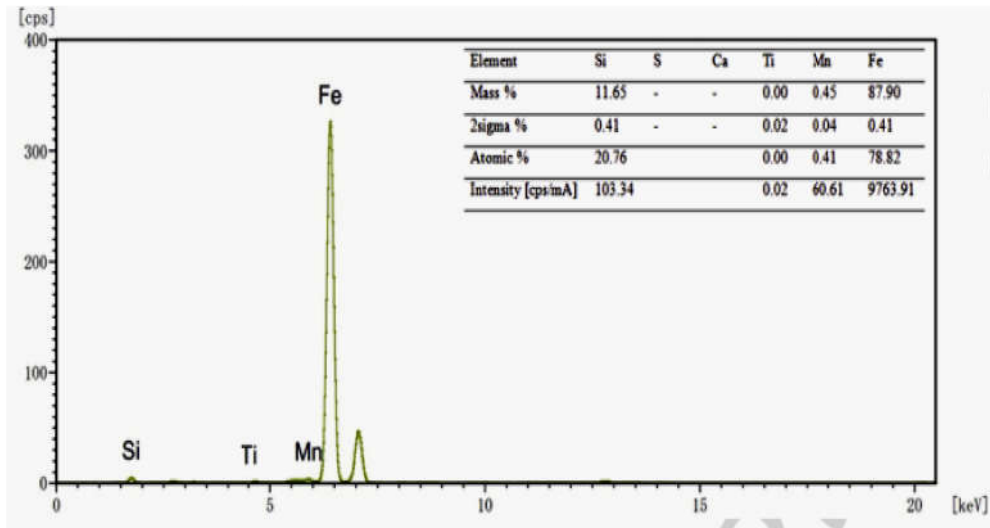


Figure. IV.7. Spectre XRF de la région "A".

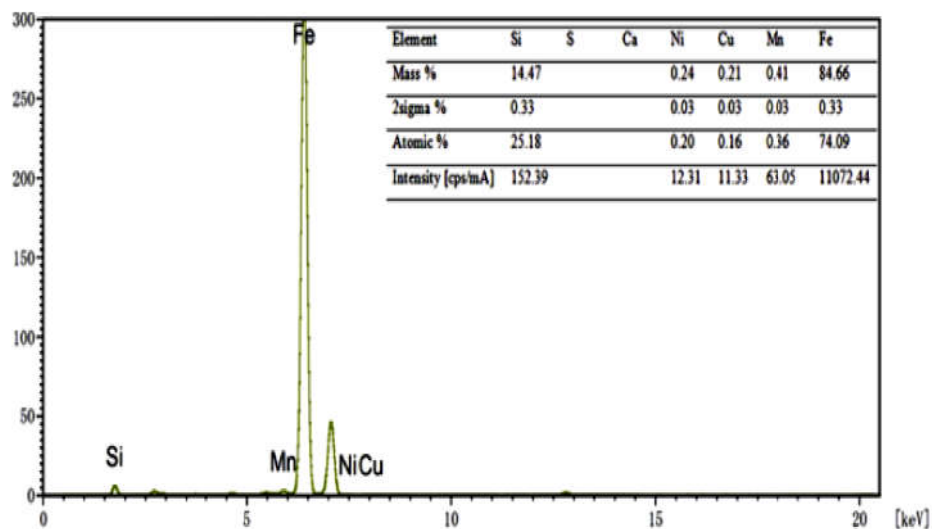


Figure. IV.8. Spectre XRF de la région "B".

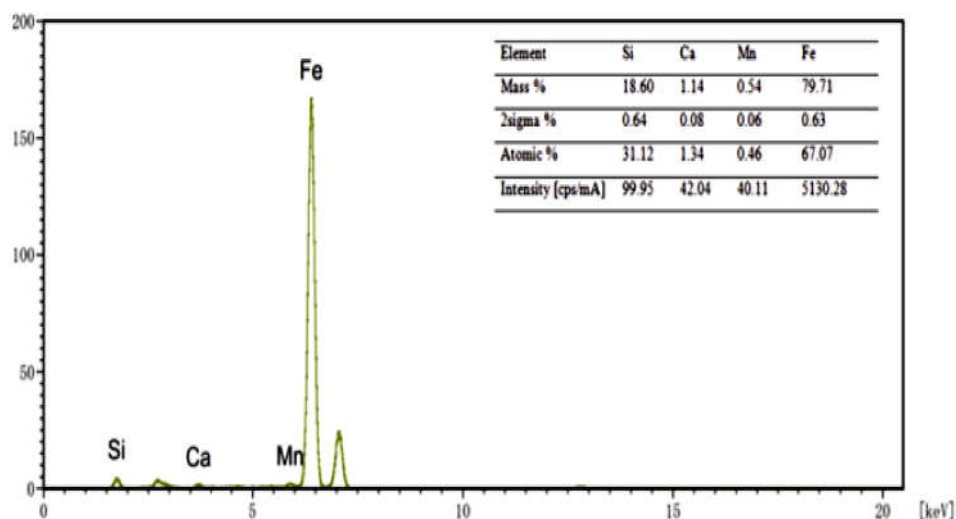


Figure. IV.9. Spectre XRF de la région "D".

IV.2. CONCEPT DE RECHERCHE SCIENTIFIQUE ET TECHNOLOGIQUE

L'accroissement sur les canalisations a fait sortir au premier plan les questions de leur fiabilité et sûreté écologique. Les détériorations subies par un tube sont très coûteuses, non seulement le coût de remplacement en lui-même mais également les dommages potentiels causés à l'environnement et la menace à la vie des êtres humains. La rupture des tubes est la cause la plus fréquente des arrêts, elle conduit à des importantes pertes en quantité du matière transportée et provoque de sérieux dégâts. Sur ce plan notre équipe de recherche traces plusieurs plans de travail ont pour but de collecter plusieurs informations et essaye de répondre à quelles question pertinente au ce sujet; parmi ces études on à vue :

- l'effet de mécanisme l'érosion-corrosion sur la canalisation (étude de cas).
- Évaluation de tuyauterie pour le transport de CO₂ à l'aide d'un diagramme d'évaluation de défaillance de CTOD modifié par contrainte.
- Effet des dommages causés par la -érosion-corrosion.
- Effet de l'hydrogène et de la contrainte sur la courbe de rupture du matériau principal (MMFC) dans les aciers corrodés pour conduites de gaz.

IV.2.1. Effet de mécanisme l'érosion-corrosion sur la canalisation (étude de cas)

L'érosion combinée à la corrosion devient le plus gros problème dans l'usine de dessalement d'eau de mer en raison de la détérioration rapide du tuyau de ligne interne. Les produits de corrosion ont

été caractérisés pour la morphologie de la surface, la composition des phases et la concentration des éléments.

Dans cette étude, des simulations de dynamique des fluides (CFD) avec le logiciel FLUENT sont effectuées pour étudier la prédiction de l'érosion en 3-D, sur un coude 90° circulaire dans un fluide l'eau +(particules solides), pour une gamme de tailles de particules de 2 mm, 0,4 mm et 4 µm pour différents angles d'ouverture de clapet de la vanne dans le but d'obtenir les véritables causes de défaillance et détériorations du coude par l'érosion-corrosion.

IV.2.1.1. Introduction

L'érosion-corrosion est une menace sérieuse pour la durabilité des pipelines la plupart des approches d'érosion dans la littérature et dans la pratique suppose que l'érosion peut être contrôlée de manière adéquate à un niveau grâce à l'utilisation de technologies appropriées. L'usure par corrosion-érosion est un problème majeur pour la tuyauterie industrielle, pose généralement un problème de fonctionnement important et fiabilité dans les industries aérospatiale, pneumatique, des transports et autres.

L'érosion par les particules de sable est un problème des canalisations de l'unité de dessalement. Différents types d'érosion-corrosion se produisent en fonction de la concentration de particules dans le fluide. Les conditions de mise en œuvre entraînent un taux d'épuisement de 20% mm de coude / an pendant 2 ans de fonctionnement [27].

Ce phénomène au niveau des coudes a été analysé expérimentalement ou numériquement par de nombreux chercheurs afin de résoudre l'accord de l'hydrodynamique et de la distribution des particules de sable [28]. Les tests aérodynamiques de l'écoulement du flux dans les virages montrent que les études commencées sur les types de virages simple se limitent à la réduction de l'érosion-corrosion [28,29], les conditions locales d'écoulement déterminent la distribution des facteurs agissant à l'accélération due au phénomène d'érosion-corrosion [26]. Les facteurs influençant sur l'érosion-corrosion comprennent les conditions de surface du matériau, milieu environnemental sur le endommagement des conduites acier-huile [43]. La quantité de perte de poids érosion-corrosion est supérieure à la perte de poids induite par l'érosion en raison de l'effet synergique de l'érosion résultant de la frappe de la surface métallique par des matériaux érosifs en suspension et l'environnement corrosif accélère la corrosion.

Les paramètres géométriques du coudes joue un rôle important sur la vitesse de corrosion en réduisant l'impact des particules [44]. L'érosion des particules solide dans une courbure de tuyau ont été étudiées par simulation numérique et comparées aux données expérimentales [45]. Une étude expérimentale de [46] montre que les taux d'érosion augmentent linéairement avec l'augmentation des vitesses d'écoulement et le niveau de contamination du sable. Une attention particulière a donc été portée au mouvement de l'histoire des particules lors de la marche en avant du point d'intérêt réel [47], la trajectoire des particules a été calculée à l'aide du modèle lagrangien qui fournit des particules en mouvement dans la canalisation et leurs effets sur les parois internes de la canalisation [49,48].

Logiciel CFD fourni des valeurs d'érosion car elles incluait le fonctionnement du pipeline / l'écoulement du fluide. Un très bon accord a été trouvé entre les résultats numériques et les données expérimentales. Simulez l'érosion de particules solides avec le modèle d'érosion élément Finie [50] et le modèle de mur virtuel pour les collisions entre particules et murs. donne des bons résultats pour prédire potentiellement les endroits les plus sensibles.

IV.2.1.2. Pour différents emplacements du coude de tuyau en acier au carbone

l'utilisation de CFD comme solution initiale pour comprendre la corrosion et la corrosion. Une conception tridimensionnelle (3D) d'un modèle de tuyau coudé géométrique a été créée sur SolidWorks avec différentes positions d'ouverture de clapet de la vanne (Figure IV.10,IV.11).

L'étude du calcul du taux d'érosion qui suit des particules solides (20 particules) et injecté dans le fluide est examiné par deux codes; SolidWorks et Ansys.

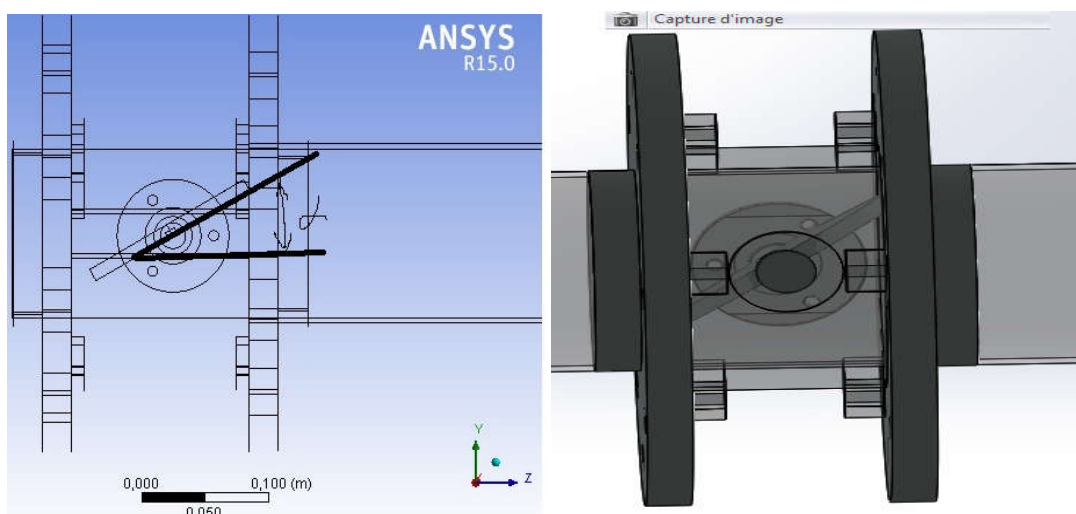


Figure. IV.10. Modèle géométrique

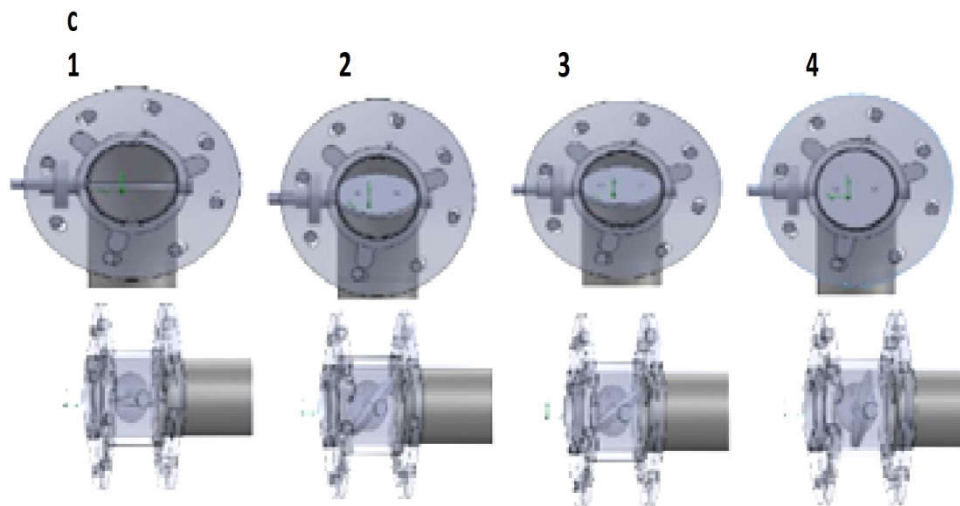


Figure. IV.11. Modèle géométrique de différents angle d'ouverture de clapet de la vanne

(1) $\alpha = 90^\circ$, (2) $\alpha = 45^\circ$, (3) $\alpha = 30^\circ$, (4) $\alpha = 15^\circ$.

IV.2.1.3. Contexte et équations de base

L'étude réside sur le calcul du taux d'accumulation de masse et l'érosion attribuable à l'interaction des particules avec des murs par un modèle à approprié sur le code de calcul. la gravité est définie par les composantes du vecteur d'accélération de la gravité dans les coordonnées globale (X, Y et Z) système pour calculer le taux d'accumulation de masse:

$$R_a = \sum_{p=1}^{N_p} \frac{\dot{m}_p}{dS}, \quad kg/Sm^2 \quad (IV.1)$$

$$R_a^m = \sum_{cells} R_a dS, \quad kg/S \quad (IV.2)$$

L'équation du taux d'érosion massique R_ρ^L peut s'écrire comme suit

$$R_\rho^L = \frac{R_a}{\rho_p}, \quad [mm/an] \quad (IV.3)$$

où

R_a est la différence entre la vitesse de la particule et la vitesse du mur.

ρ_p la densité de la particule.

La prochaine formule est utilisé pour calculer le total résultant du taux d'érosion massique [51]:

$$R_e^m = \sum_{cells} R_e dS \quad , [kg/S] \quad (IV.4)$$

Le taux d'érosion est calculé par la formule

$$R_e^L = \frac{R_e}{\rho_w} \quad (IV.5)$$

IV.2.1.4. Matériaux et méthodes numériques

La canalisation sélectionnée pour la présente étude est situé en Algérie-Chlef- Tenes est toujours en exploitation. A l'aide d'une analyse de la composition chimique et propriétés, y compris l'essai de traction et la mesure de la dureté, on a obtenus le tableau IV.1.

Tableau. IV.1. Composition chimique et propriétés mécanique du tuyau coudé.[42].

classe	C%	Si%	Mn%	P%	S%	Resistance à la traction	Limite élastique
ST25.8	0.17	0.10-0.35	0.40-0.80	0.03	0.03	420 MPa	235 MPa

l'étude possède un écoulement laminaire du fluide (d'eau additionnée de particules de sable). l'analyse de simulation réalisé avec les conditions de la mise en œuvre du coude (une pression d'entrée de 400000 Pa sous une température de 80 °C.

La structure géométrique est composée de deux brides, une vanne, un coude et un tuyau. L'analyse de simulation a été réalisée sur le calcul du taux d'érosion selon l'angle d'ouverture de la vanne proposé (15 °, 30 °, 45 ° et 90 °) comme indiqué sur la Figure. IV.12 et le sable (particules) injecté dans le liquide avec différentes tailles de grain (2 mm, 0,4 mm et 0,001 mm), nous vous représentons un exemple de simulation de trajectoire de particule dans le tuyau coudé de la Figure. IV.13.

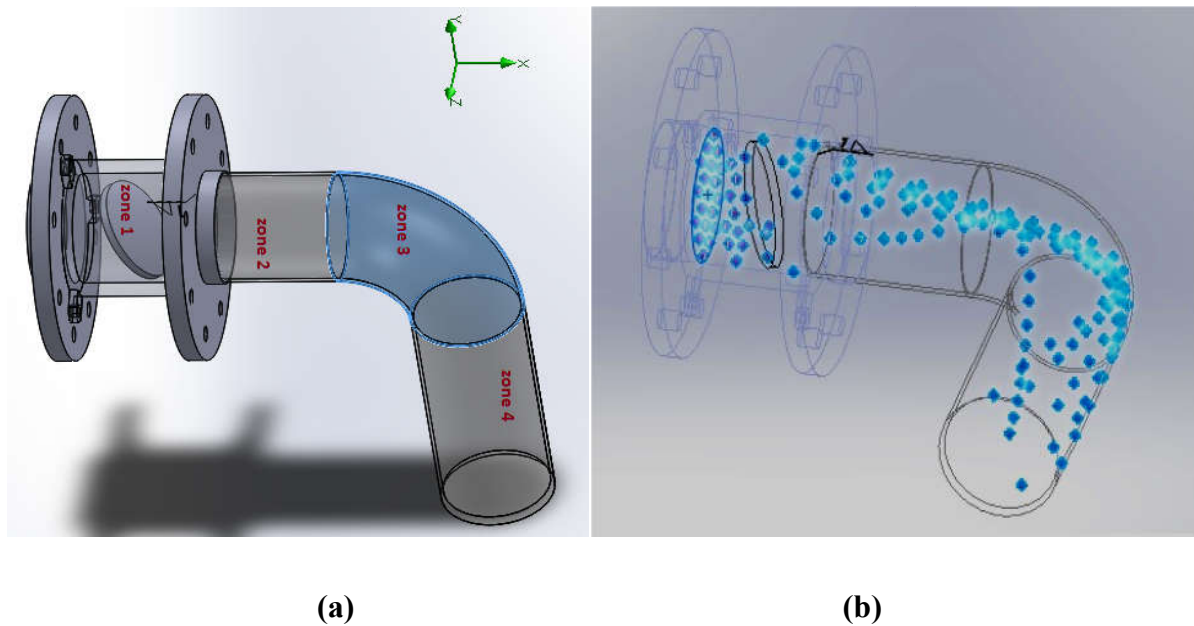
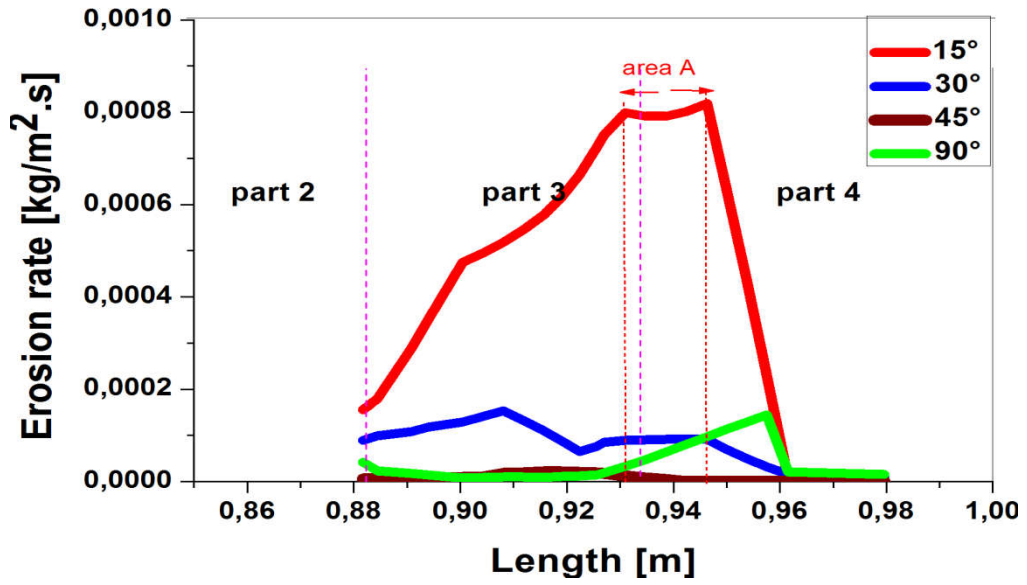


Figure. IV.12. (a) Les parties du tuyau, (b) la simulation de la trajectoire des particules.

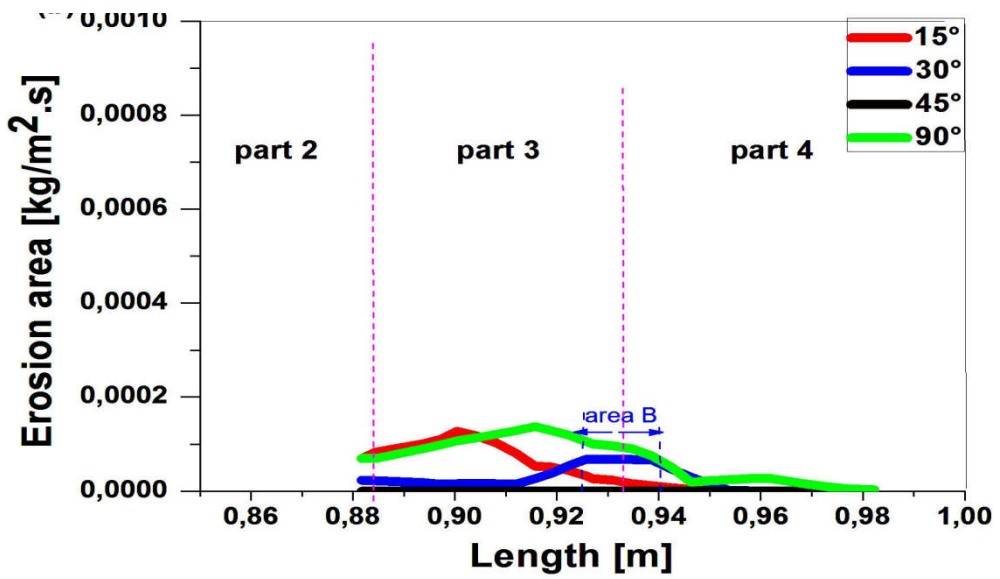
IV.2.1.5. Effet de l'angle d'ouverture de clapet la vanne sur le taux d'érosion

L'évolution de la distribution du taux d'érosion le long du coude d'un tuyau est illustrée à la figure. IV.13. La variation est déterminée par l'influence de l'angle d'ouverture de la vanne (α) prise pour 15° , 30° , 45° et 90° ; avec différents diamètres de particules de sable de 2 mm, 0,4 mm et $4\mu\text{m}$ d'où on fait varier l'angle d'ouverture de clapet de la vanne et fixe la dimension de la particule dans le fluide (l'eau). Le taux d'érosion pour l'angle d'ouverture de la vanne de 15° est supérieur de 8 fois aux autres angles d'ouverture de 30° , 45° et 90° alors qu'il est minimale pour l'angle de 45° , Figure. IV.13.(a).

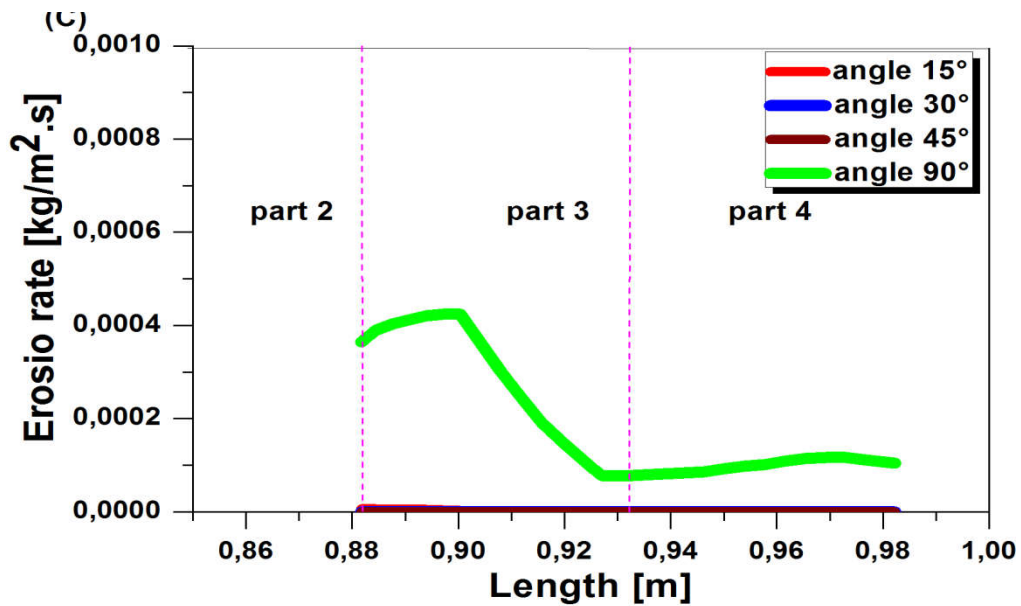
La zone la plus affectée est localisée sur la partie 3 du conduit. La présence des pics nous informe que l'importance des taux d'érosion dans des zones de surface plus affectées puis le taux a tendance à diminuer dans d'autres zones. L'ouverture de la vanne jusqu'à une ouverture conditionne le taux d'érosion obtenu comme illustré sur la Figure. IV.13.(a),(b),(c).



(a)



(b)



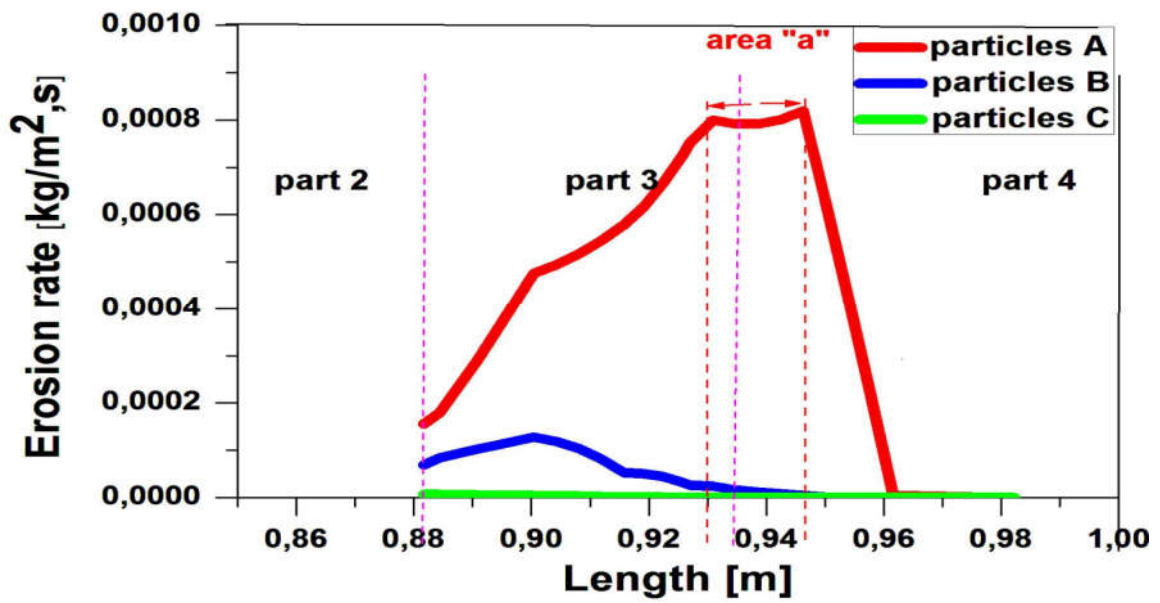
(c)

Figure. IV.13. Taux d'érosion de différent angle d'ouverture selon: (a) diamètres de particules de 2 mm, (b) diamètres de particules de 0,4 mm et (c) diamètres de particules de 4 μ m.

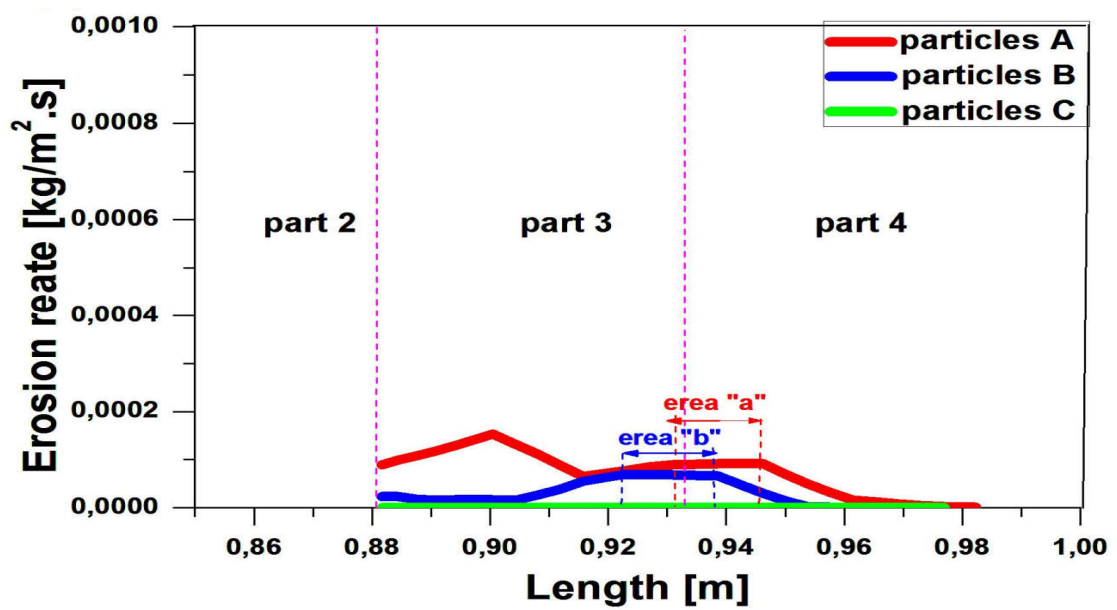
IV.2.1.6. Effet du diamètre des particules (sable) sur le taux d'érosion

La taille de particule la plus dominante sur l'élévation du taux d'érosion avec l'angle d'ouverture de la vanne est la particule de type A (particules de dimensions importantes), sauf pour l'angle de 90°, comme le montre la figure IV.14. et la figure IV.15.

Pour ouverture complète de la vanne, les particules les plus petites ont tendance à augmenter le taux d'érosion comme le montre la figure IV.15.d; la Partie 3 dans la conduite, qui représente le coude, présente le maximum de taux d'érosion représenté par des pics. Sur long du tuyau, la zone la plus endommagée est représentée dans la plage de la zone "A".



(a)



(b)

Figure. IV.14. Taux d'érosion en fonction le diamètre de la particule selon

(a) l' angle $\alpha = 15^\circ$, (b) l' angle $\alpha = 30^\circ$

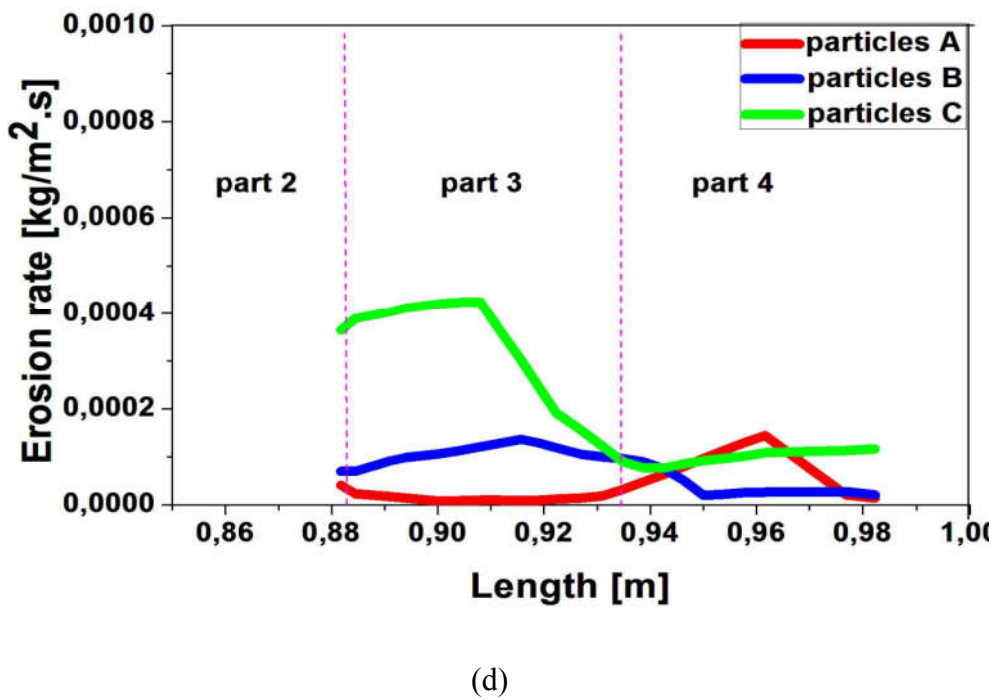
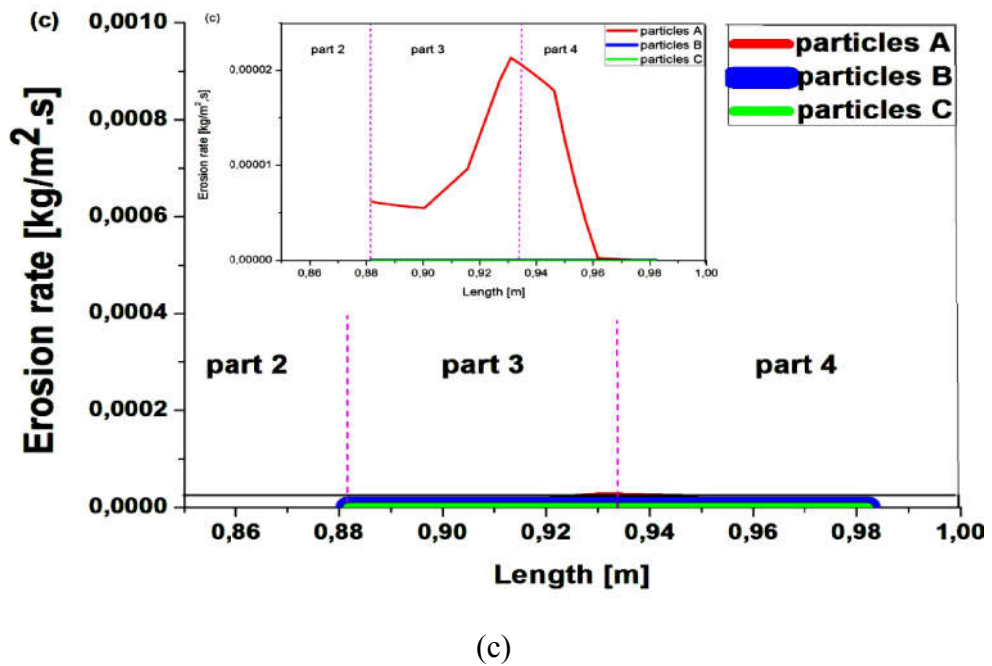


Figure. IV.15. Taux d'érosion en fonction le diamètre de la particule selon

(c) angle $\alpha = 45^\circ$, (d) l'angle $\alpha = 90^\circ$.

IV.2.1.7. Dégradation et réduction sur l'épaisseur du tube

La différence entre la valeur d'épaisseur moyenne de paroi mesurée et l'épaisseur nominale de paroi détermine la taux de mincir . L'épaisseur minimale, obtenue par les simulations numériques, a confirmé qu'une forme exponentielle qui peut s'écrire comme l'équation sur le tableau IV.2,

Sur la figure. IV.16. représente la réduction de l'épaisseur du tuyau est influencé par l'ouverture de la vanne où il a une réduction d'épaisseur maximale de 17% pour l'ouverture de 45 °, pour 30 ° d'ouverture il y a 12% et la réduction d'épaisseur et pour 15 ° et 90 ° d'ouverture ont la même réduction d'épaisseur de 10%. Cette réduction d'épaisseur est importante au début du tuyau et diminue jusqu'à qu'elle soit stable. nous déduisant que le tuyau était soumis aux phénomènes d'érosion-corrosion comme était noté par l'une des recherches [52].

Tableau IV.2. Récapitulation des différents paramètres d'ajustement de l'équation.

Equation	A	t	B	R ²
Y _{angle15°}	3.72674E10	0.03895	5.40401	0.991
Y _{angle30°}	3.5487E11	0.475	6.96352	0.996
Y _{angle45°}	1.18398E11	0.0475	10.70968	0.990
Y _{angle90°}	6.83187E8	0.0475	4.95954	0.997

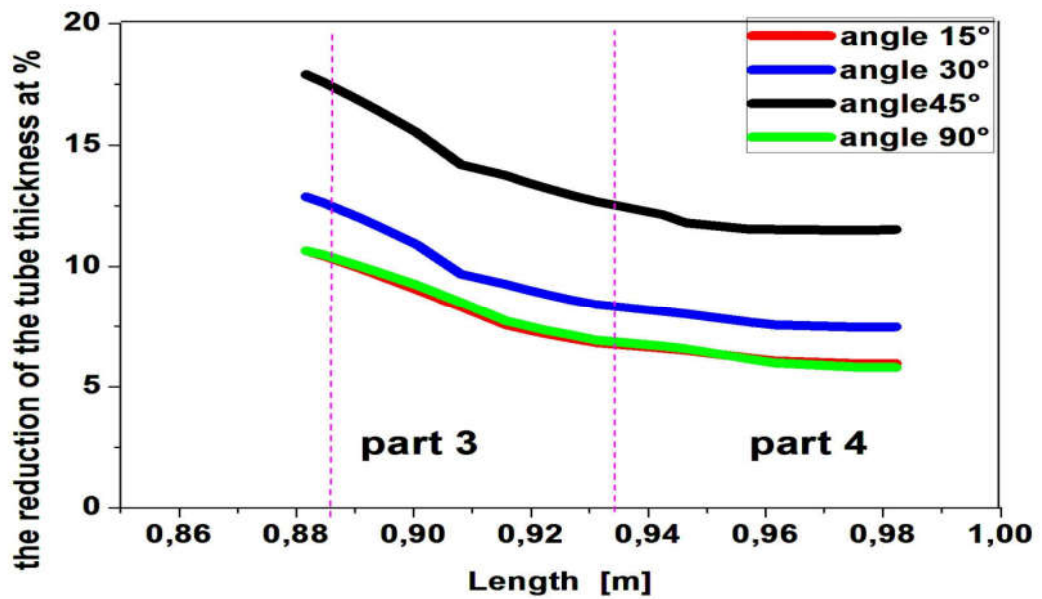
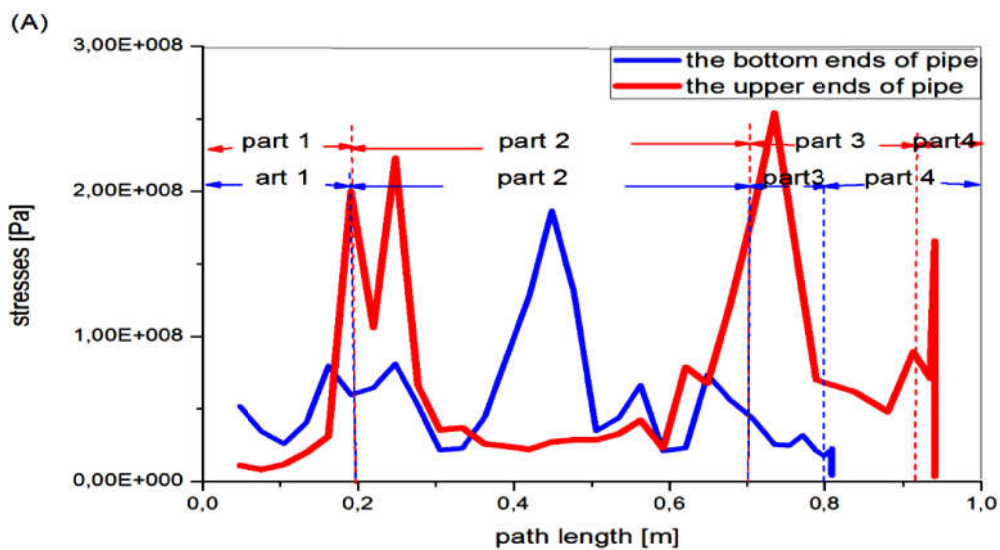


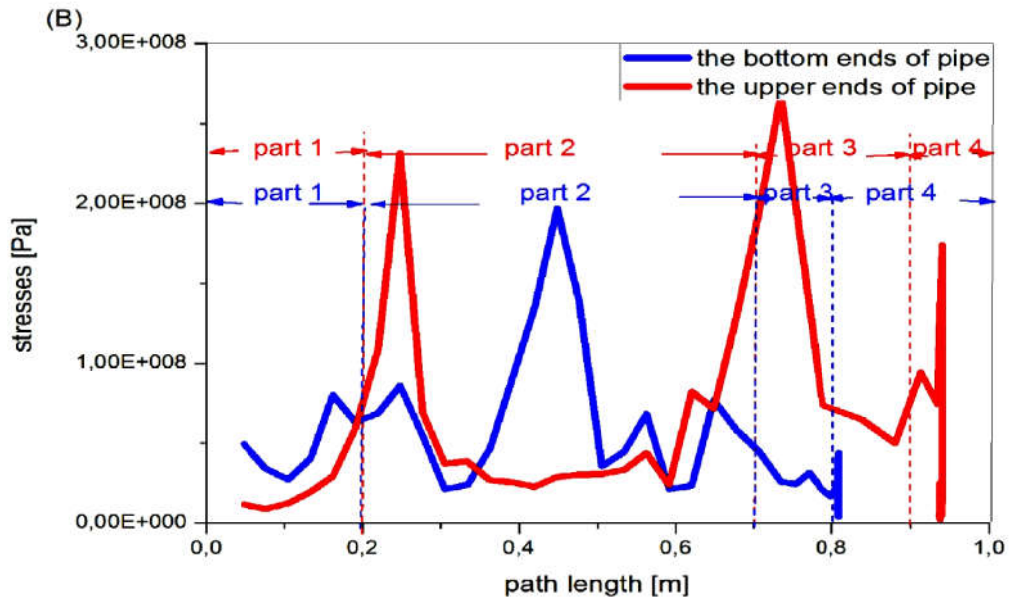
Figure. IV.16. La dégradation d'épaisseur sur l'acier du coude selon l'angle $\alpha = 15^\circ$, angle $\alpha = 30^\circ$, angle $\alpha = 45^\circ$, angle $\alpha = 90^\circ$.

IV.2.1.8. Effet de la contrainte de cisaillement sur le coude

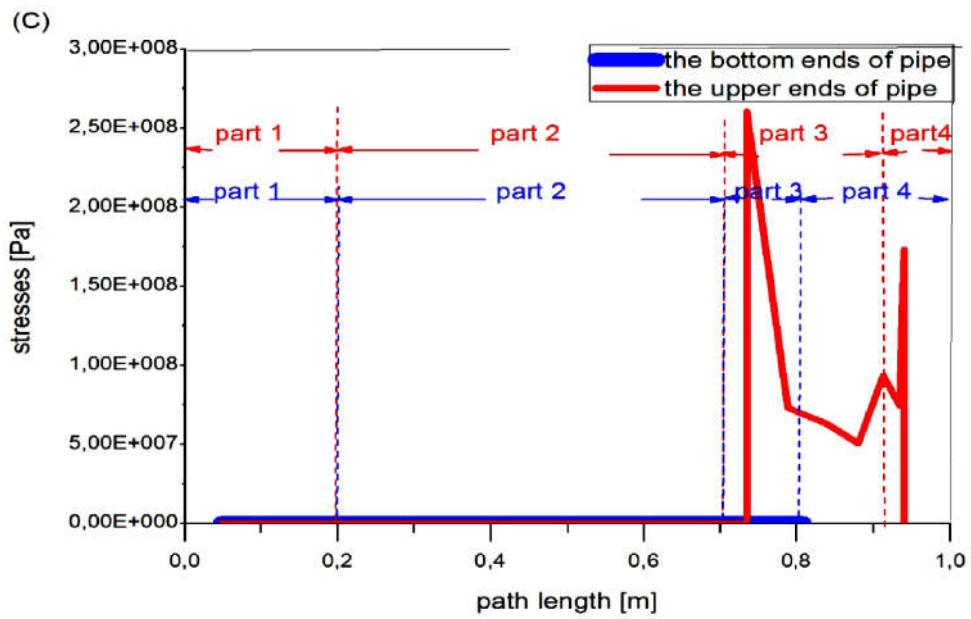
Les parties extérieures du surface interne de tuyau sont sensibles à cette contrainte de cisaillement car c'est le sens d'écoulement et de la position du clapet lors de l'injection du fluide. Les valeurs de contraintes sont importantes pour l'angle d'ouverture de 15° , similaires pour l'angle 30° , 45° et moins influencé pour l'angle 90° de (sans obstacle).



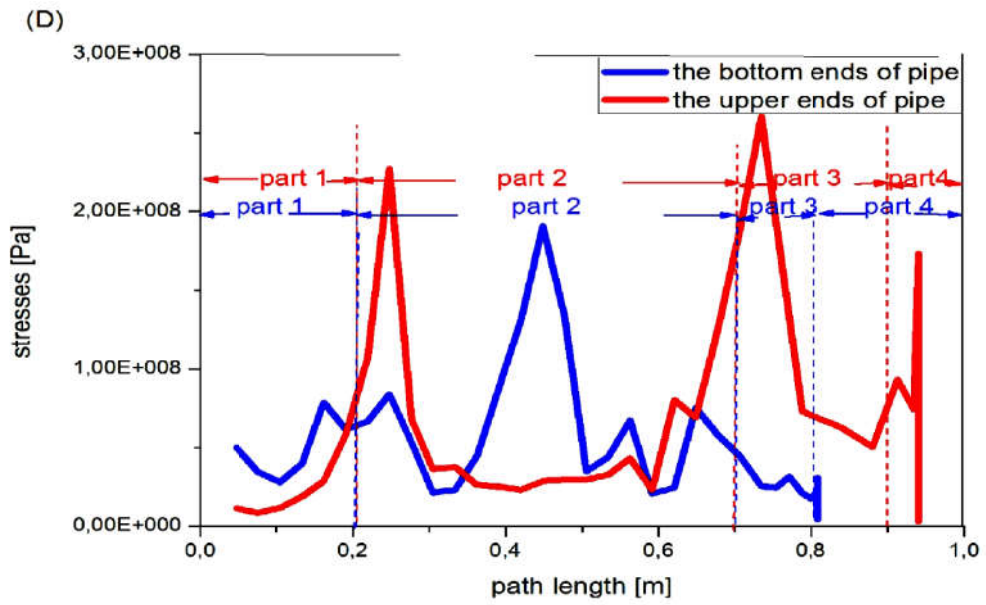
(a)



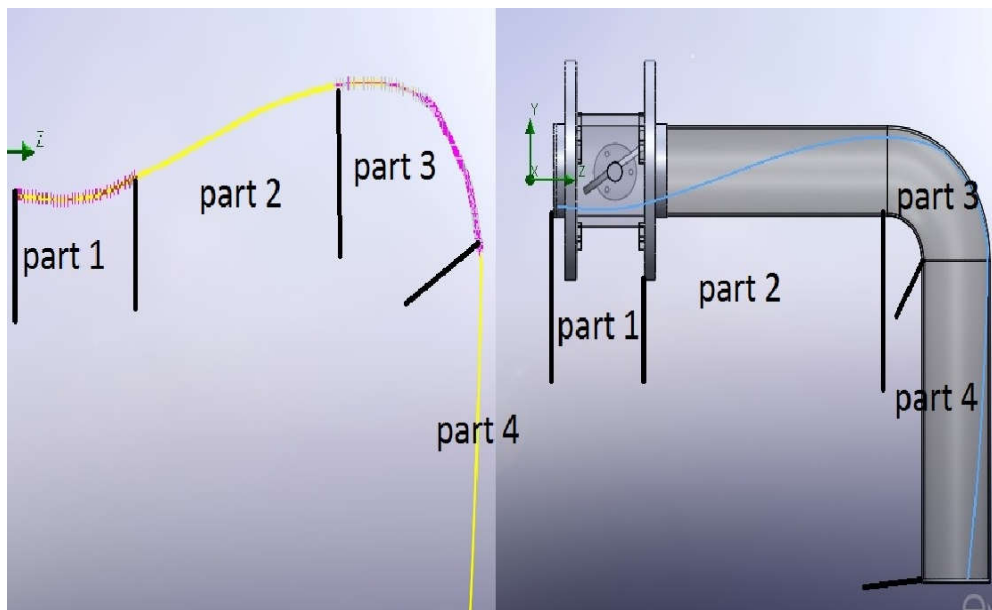
(b)



(c)



(d)



(e)

Figure. IV.17. Contraintes de cisaillement sur le coude pour l'angle,
 (a) angle $\alpha = 15^\circ$, (b) angle $\alpha = 30^\circ$ (c) angle $\alpha = 45^\circ$ (d) angle $\alpha = 90^\circ$,
 (e) Chemin(path) pris sur le long de pipe.

IV.2.1.9. Conclusion

Le taux d'érosion-corrosion peut produire des dommages importante à la surface interne du coude du tuyau. Tandis que les conditions de mise en œuvre contribuent à cette dégradation; comme les conditions de flux injecté (sur l'angle d'ouverture de clapet de la vanne et la taille de particule la plus dominante) grave la situation.

Quatre comportements de taux d'érosion se produisent sur le coude du tuyau lors de l'écoulement du l'eau sous une ouverture de clapet de la vanne conditionnée par des angles précis (15 °, 30 °, 45 ° et 90 °) et injecté par différentes tailles de particules. Il peut être conclu par le modèle de calcul du taux d'érosion CFD dans les systèmes de tuyauterie qui:

- Le taux d'érosion diminue lorsque la taille des particules diminue,
- L'épaisseur de la couche limite est importante pour l'angle de 45 °, 30 ° et le minimum pour le angles [30 ° - 45 °].
- Les contraintes ont tendance à augmenter avec la diminution de l'angle d'ouverture de la vanne.

nous avons besoin d'un compromis déduit de ces points pour destiner avant où l'on estime si la présence de fines particules est le cas le plus probable où cercles dans le circuit du tuyau de dessalement, l'ouverture de la vanne doit être ouverte dans des angles de [30 °, 45 °].

IV.2.2. Effet des dommages causés par la corrosion à la pression d'éclatement d'un pipeline et les méthodes de réparation

L'examinassions de certains points de vue sur le calcul des normes de pression d'éclatement sur des essais réels sur des conduites présentant des défauts de corrosion externes nous on fait des soupçons sur ces points. Cette étude est divisée en trois parties. Dans la première, une inspection est effectuée pour un tuyau réel présentant un défaut de corrosion de surface. Les défauts de corrosion ont été collectés et divisés en six défauts importants. La pression interne a augmenté jusqu'à l'éclatement du pipeline. La seconde partie illustre une étude numérique de l'effet de l'interaction des défauts sur la sécurité des pipelines. Dans la troisième partie de cette étude présentant une analyse par éléments finis d'un tuyau réparé par composite, d'où nous étudierons l'effet du nombre du couche de composite sur l'intégrité structurelle du tuyau. Principe du diagramme d'évaluation de la défaillance (FAD) est décrit en particulier la définition du chargement en pointe de fissure non dimensionnel.

IV.2.2.1. Introduction

Tous les technologue de l'industrie pétrolière, gazière, oléoduc...ect rêvent d'un pipeline sans accident, mais la corrosion est un problème récurrent à cet égard. La corrosion existe depuis très longtemps et cause la dégradation de la résistance mécanique du système de canalisation en raison de la réaction chimique avec le métal. Les pipelines ont été inspectés par des «outils intelligents», qui fournissent des informations détaillées sur les pertes de métal le long du réseau. Ce dispositif utilise le principe de fuite de flux magnétique et peut être utilisé pour détecter les pertes de métal internes et externes, les fissures et les défauts de construction d'un pipeline. Par conséquent, les sociétés pipelinières doivent déterminer les dimensions critiques des défauts avant de prendre des décisions concernant la réparation des défauts ou de les renoncées..

Deux méthodes d'évaluation des défauts de corrosion sur les conduites sont décrites, l'analyse des limites (LA) et le diagramme d'évaluation de la défaillance par (NMFAD), pour plus de détails, voir les références [53-55]. Les analyses de pression limite sont basées sur ASME B31G, les codes ASME B31G modifiés, DNV RP-F101 et la formulation proposée récente. Le concept de facteur d'intensité de contrainte de l'entaille et la procédure d'intégrité structurelle SINTAP sont combinés pour évaluer l'intégrité des pipelines dans un diagramme d'évaluation basé sur les entailles appelé «NFAD». Un certain nombre de chercheurs ont étudiés le test d'éclatement du tuyau [53-55]. M. Hadj Meliani et al. [56-58] ont procédé à une vérification expérimentale et comparé à celles données des codes sur des essais d'éclatement d'acier cylindriques considérant un défaut de surface corrosif comme une entaille semi-elliptique et ont comparé certains points de vue du calcul des étalons de pression d'éclatement avec celle de vrai test.

Le diagramme d'évaluation de défaillance est basé sur l'entaille, appelé «NFAD», a été présenté dans de nombreux ouvrages. Un exemple de diagramme d'évaluation de défaillance adapté à l'entaille est donné par Matvienko [59].

Cependant, le facteur d'intensité de contrainte de l'entaille critique ($K_{\rho, c}$) apparaît comme une fonction décroissante du facteur de concentration de contrainte élastique et, par conséquent, la courbe d'évaluation de la défaillance dépend du rayon de l'entaille. Pour obtenir une courbe d'interpolation NFAD indépendante du rayon de l'entaille.

La procédure a été modifiée afin de prendre en compte le concept de facteur d'intensité de contrainte entaille et de s'appuyer sur un NFAD pour les défauts similaires à une entaille, en

prenant en compte d'un rayon de pointe d'entaille fini [60,61]. Hadj Meliani et autres [62] ont utilisé le diagramme d'évaluation défaillance en entaille modifié (NMFAD) qui a été proposé comme approche par méso-fracture. Ce NMFAD est associé à la courbe de défaillance SINTAP et permet de déterminer le facteur de sécurité associé à la géométrie du défaut, aux conditions de charge et à la résistance du matériau. La méthodologie de la fissure (K – T) a été modifiée pour créer le critère de la résistance à la rupture à deux paramètres (K ρ – T ρ) en utilisant l'hypothèse de la contrainte T contrainte près de l'extrémité de l'entaille (voir Bouledroua et autres [63, 64]). Il est bien connu que la résistance à la rupture augmente avec le rayon de la pointe du défaut et que l'évolution peut être envisagée en utilisant le critère de rupture local, en particulier sur la longueur caractéristique. La longueur caractéristique a d'abord été associée au rayon de l'entaille dans l'analyse de Creager et Paris [53] de la distribution des contraintes à l'extrémité de l'entaille. Pour les entailles en V arrondies, Filippi et al. [54] ont développé une expression analytique de la distribution de la contrainte des extrémités des entailles pour les matériaux élastiques. Ils introduisent dans cette expression analytique la distance entre l'origine du système de coordonnées polaires et la pointe de l'entaille r_0 . Cette distance r_0 dépend du rayon et de l'angle de l'entaille. Pour le cas particulier d'un angle d'entaille nul, on trouve:

$$r_0 = \frac{\rho}{2} \quad (\text{IV.6})$$

Cette valeur est la même que celle introduite par Creager et Paris [53] pour une entaille en U à côtés parallèles. Alors le facteur d'intensité de contrainte en mode I l'entaille est donné par:

$$K_{\rho,I} = \frac{1}{2} \sigma_{\theta\theta} \sqrt{\pi\rho} \left(\frac{\rho}{2}, 0 \right) \quad (\text{IV.7})$$

$$X_{ef} = \frac{\rho}{2} \quad (\text{IV.8})$$

Selon l'équation (IV.6.7), la ténacité à la rupture par entaille est une fonction linéaire de la racine carrée du rayon de l'entaille et elle est confirmée par de nombreux résultats expérimentaux [54]. L'augmentation de la ténacité avec le rayon de l'entaille peut être supposée du fait d'une contrainte faible, le champ de contrainte à la pointe de l'entaille est fortement modifié en augmentant le rayon de l'entaille. La distribution des contraintes en bout d'entaille a été déterminée par l'analyse des éléments finis. La contrainte a été mesurée par la valeur de la contrainte T effectif, T ρ . La

procédure de détermination de ce paramètre et de la constitution d'une courbe principale de matériau (K_p-T_{ef}) est décrite dans [55].

Le FAD modifié est utilisé pour calculer les facteurs de sécurité associés aux défauts circulaires, elliptiques et long de l'entaille, à l'aide du diagramme d'évaluation de la défaillance de l'entaille NFAD [65]. Zelmati et al. [66] a comparé les résultats avec les quatre modèles techniques qui sont couramment utilisés pour évaluer la durée de vie restante des oléoducs en acier soumis à des défauts de corrosion localisés. Les évaluations ont été réalisées à l'aide d'analyses de fiabilité effectuées selon l'approche FORM / SORM au moyen de l'algorithme de Rackwitz.

Dans ce travail, une méthode de planification d'inspection est donnée pour un pipeline d'exportation de pétrole sous-marin installé en 1981 dans la région occidentale de l'Algérie. Lors de l'inspection interne d'un pipeline à l'aide de l'outil de raclage intelligent de fuite de flux magnétique (MFL), les zones de corrosion collectées peuvent être mesurées avec localisation, la taille et l'évaluation des anomalies sur toute la longueur.

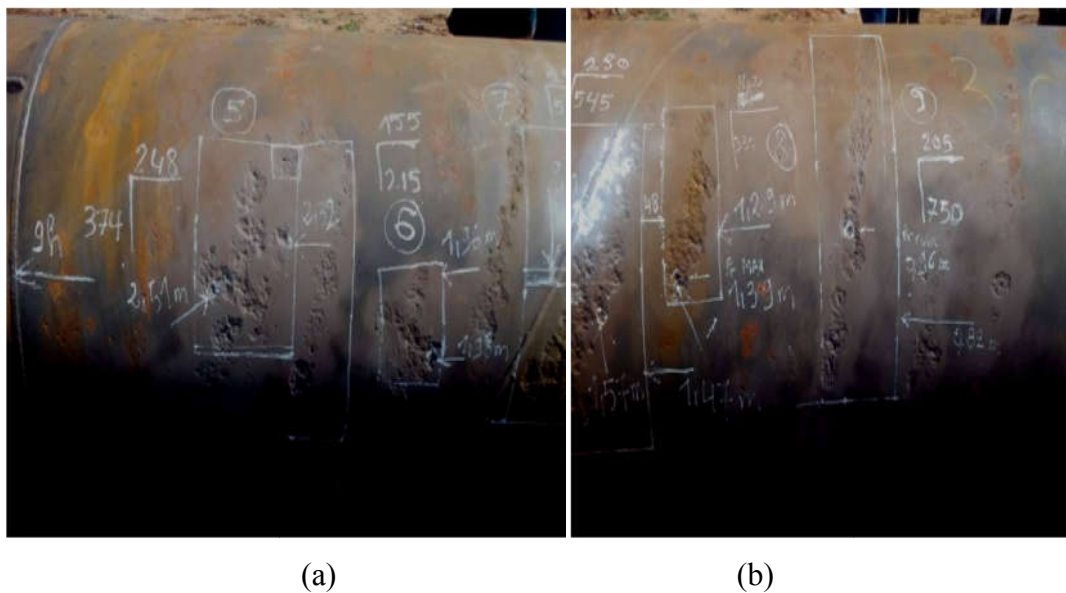


Figure. IV.18. détectassions de défaut : (a) défaut de corrosion N°5,6,7 et (b) défaut de corrosion N° 8?9

Les données collectées par l'équipe de recherche de SONATRACH ont été téléchargées et traitées afin d'évaluer la nocivité de la corrosion, les dommages, tels que la longueur des défauts, la largeur, la profondeur et les emplacements de corrosion.

Tous les défauts signalés ont été évalués conformément aux normes ASME B31G [67] et modifiées B31G [68]. Ces méthodes utilisent une longueur axiale, une extension circonférentielle ainsi que la profondeur d'un défaut pour déterminer la nouvelle pression de sécurité. Un exemple d'essai d'éclatement préparé à partir d'une conduite sous pression est présenté à la figure. IV.18.

À partir du résultat de l'essai d'éclatement, il convient de souligner le conservatisme excessif associé à l'utilisation des normes et à la recommandation de réaliser des essais supplémentaires dans une base de données nécessaire à une gestion optimale de l'intégrité.

IV.2.2.2. Inspection des défauts de pipeline et essai expérimental d'éclatement

Dans le but d'anticiper le régime opérationnel d'un gazoduc dans des conditions de sécurité optimales, une analyse sur un tube fortement corrodé a été réalisée dans la région ouest en Algérie en 2011; pour étudier le comportement de l'acier de pipeline API 5L X60 possédant les informations selon le tableau. IV.3, passer par l'essai d'éclatement sur un tuyau corrodé.

Tableau IV.3. Informations générales sur le pipeline.

Type de pipeline	En service pour Oléoduc brut
Diamètre	1067 mm
Épaisseur de paroi, t (mm)	11,91 - 12,7
Série du matériau	API 5L X 60
Pression.max de service admissible (MAOP)	69 bars
Pression.max réelle (conception)	73 bars
Date de mise en service du pipeline (an)	1981
Date du compte rendu	2011
Tests fournis par l'entreprise	Sonatrach

Le test de l'eau a été effectué en deux étapes: premièrement, examen de l'étendue des résultats de corrosion fournis par l'outil intelligent, deuxièmement, exécution d'un test d'éclatement et analyse des données préliminaires. l'inspection interne des pipelines est faite à l'aide de la fuite de flux magnétique (MFL)) outil intelligent de racleur, recueille les zones de corrosion et mesure l'emplacement, la taille et évalue les anomalies sur toute la longueur.

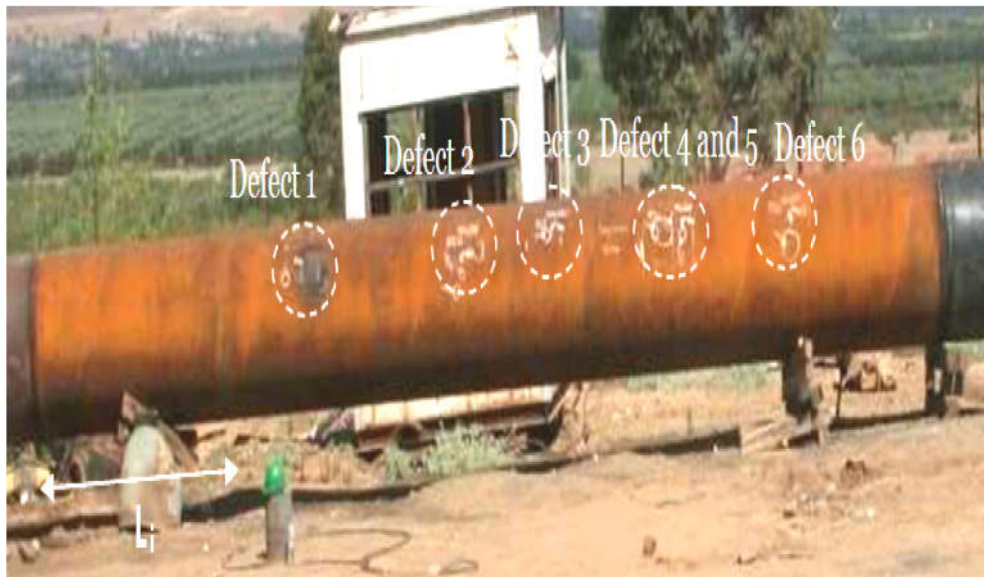


Figure. IV.19. Localisation des défauts critiques dans le pipeline utilisé.

Les mesures de la profondeur de pénétration des défauts de corrosion sur la face interne des pipelines en exploitation ont été recueillies. Les résultats de l'inspection du pipeline indique que 67 défauts ont été détectés. Sept défauts critiques ont été sélectionnés (Figure. IV.19) avec un rapport de profondeur supérieur à 50% de l'épaisseur, selon le rapport de département de TRC de SONATRACH.

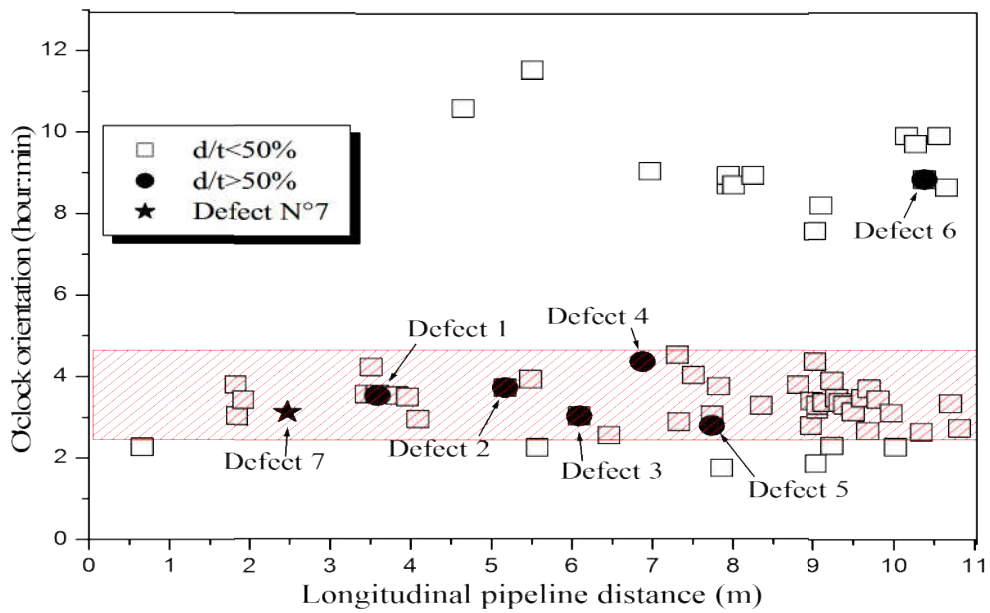
Tableau. IV.4.présente les pressions critiques ont été calculées sans prendre en compte de coefficient de sécurité pour l'emplacement du pipeline. La distance (L_i), présente la distance entre le bas du tuyau et la position du défaut, Figure IV.19.

Tableau IV.4. Dimension, position et pression limite des défauts de pipeline calculés par les codes ASME B31G [15] et B31G [68] modifiés.

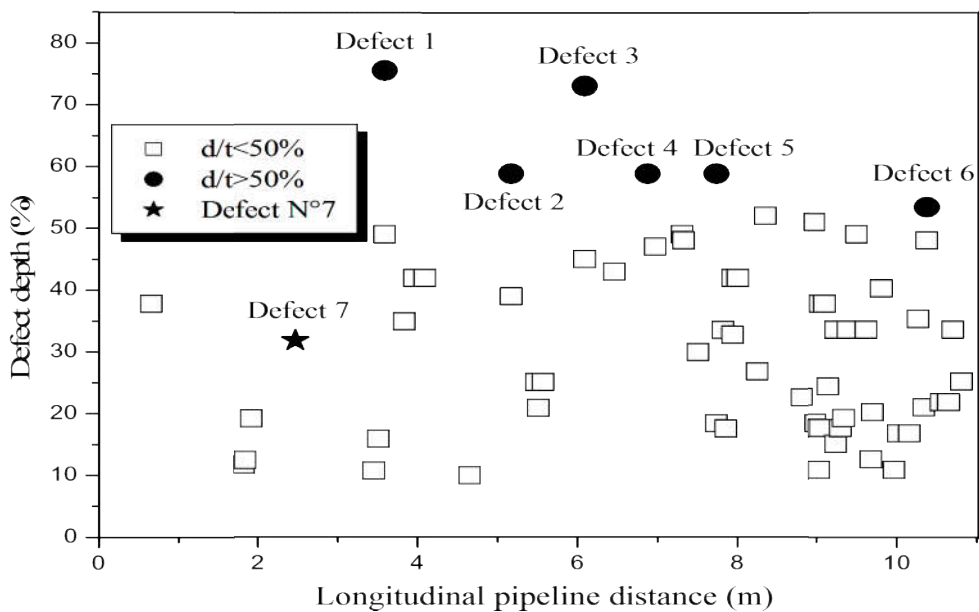
N° défaut	Distance Li(mm)	Rapport de Profondeur en %	Position angulaire heure: min	Pression limite (bar)		Pression d'éclatement (bar)	Facteur de sécurité (Pb / Ps)
				B31G	B31Gmod		
1	3.59	75.6	03:32	24.7	45.7	90	1.3
2	5.17	58.8	03:44	69.9	65.1		
3	6.09	73.1	03:02	60.9	51.9		
4	6.88	58,8	04:22	78.0	76.0		
5	7.74	65.8	02:48	69.1	64.1	117	1.69
6	10.38	50.4	08:50	79.7	78.8		
7	2.47	31.9	3.08	92.9	97.0	117	1.69

Pb: pression d'éclatement; Ps: Pression de service

La figure. IV.20 identifiant l'interaction de défauts, telles que données par les cas, à partir de lesquelles des effets de localisation auraient pu se produire. On pouvait évidemment voir où un pourcentage plus élevé de défauts se produisait. Les zones de défauts avec un rapport inférieur à $d / t < 50\%$ semblaient être plus nombreuses, où d représente la profondeur du défaut et t l'épaisseur du tuyau. Toutefois; les défauts localisés en petites colonies avec un rapport de profondeur supérieur à $d / t > 50\%$ sont également pris en compte.



(a)



(b)

Figure. IV.20. Taille et localisation des défauts en fonction de la distance longitudinale de la conduite, (a) orientation des heures et (b) rapport de profondeur des défauts.

Les défauts sélectionnés ont des positions horaires comprises entre 2h30 et 4h30, représentées par une zone d'éclosion (figure IV.20 (a)), cette zone présente une concentration de défauts entre en interaction. Le tableau 2 indique que la pression limite est égale à 45,7 bars pour le défaut N ° 1. d'un autre coté; sur la figure. IV.20 (b), nous pouvons voir que le défaut N ° 1 est le défaut critique

car cette pression limite est inférieure à celle des autres défauts. La figure. IV.21. (a ,b) montre le défaut N ° 1 avant le test d'éclatement.

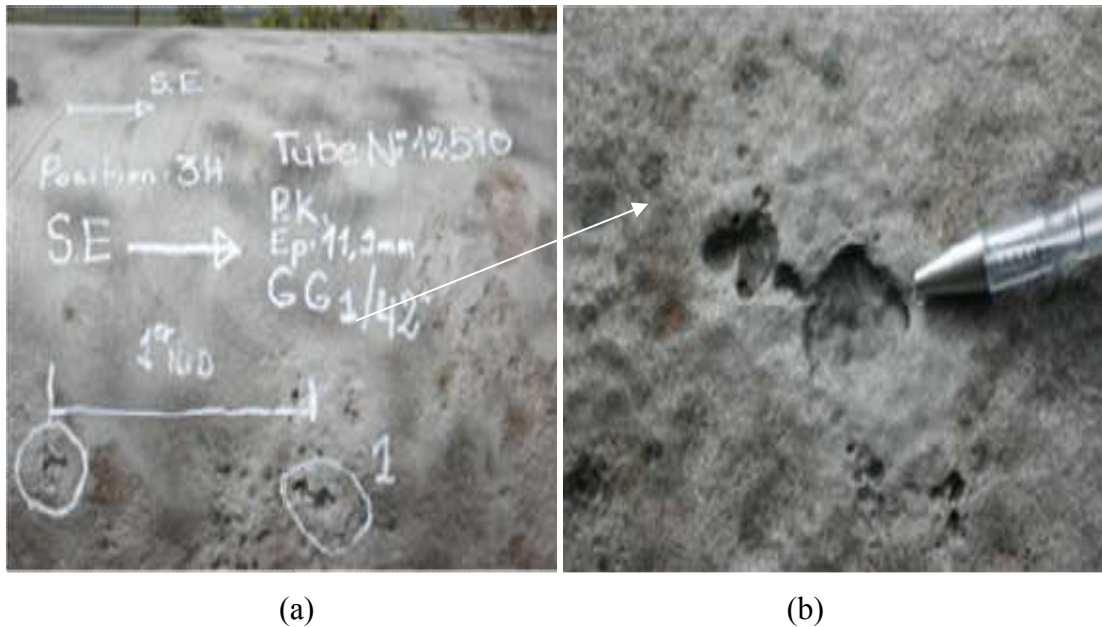


Figure. IV.21. (a) La présentation du défaut N ° 1 avant le test en d'éclatement et (b) le zoom du défaut.

Tous les défauts signalés ont été évalués selon différentes normes, en utilisant la longueur axiale, l'extension circonférentielle ainsi que la détermination de la profondeur de la pression de service de sécurité. Le test d'éclatement est effectué avec une pression statique et confirme que la conduite fuite d'abord avec le défaut N ° 1 ($d / t = 75,6$) avec une pression d'éclatement de $P_b = 90$ bars, Figure. IV.22(a, b). En comparant ce résultat avec le résultat de la pression limite des codes (Tableau IV.4), nous pouvons voir que les codes ASME B31G [15] et modifiés B31G [68] sont plus conservateurs.

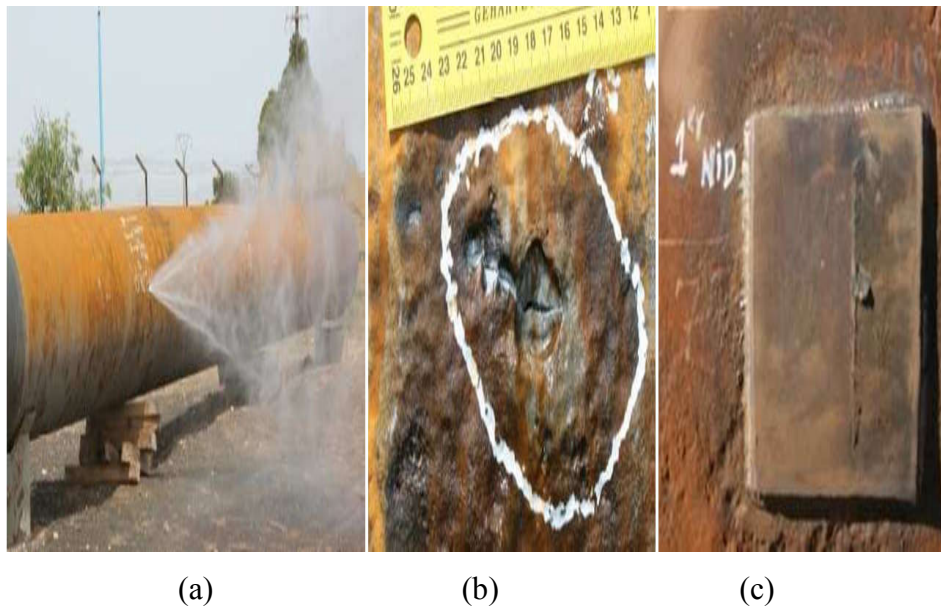


Figure. IV.22. (a)Éclatement à pression 90 bars, (b)cratère de corrosion, (c) réparation du défaut N ° 1 par soudure d'une plaque métallique .

Deuxièmes un deuxième essai d'éclatement est fait , après soudure d'une pièce métallique le défaut qui a fui (figure. IV.22(c)). Lors du deuxième essai, la conduite a fui sur le défaut N ° 5 à une pression de 117 bars; Deux secondes après; une rafale provenant du défaut N ° 7 (Fig. IV.23 (a)) se produit. Cela n'était pas prévu car le défaut N ° 7 (apparaissant à la figure. IV.23. (b)) était considéré comme non critique.

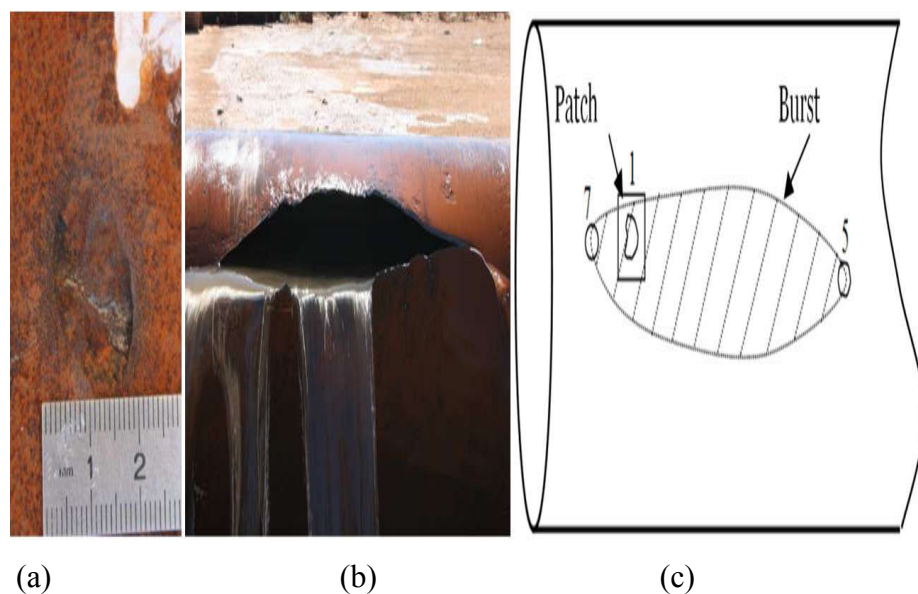


Figure. IV.23. (a) Défaut N ° 7, (b) Tuyau de rupture après deuxième essai, (c) schéma des positions des défauts.

Ce résultat illustre deux faits importants; Premièrement, les normes ASME B31G [68] et modifiées B31G [69] sont très conservatrices. Deuxièmement, l'importance non éclairée de l'interaction des défauts, du défaut N ° 7 avec un taux de profondeur de 31,9%, ce qui est inférieur aux autres défauts de profondeur (tableau. IV.4). La figure. IV. 23 .(b) montre que le défaut N ° 7 est entouré de défauts entre en interaction avec d'autre défauts. Ce résultat prouve l'importance de l'interaction des défauts entre eux.

La deuxième partie illustre une étude numérique de l'interaction des défauts sur la sécurité des canalisations, pour différentes distances et différentes directions (longitudinale et circonférentielle).

IV.2.2.3. Interaction des défauts

Les codes de conception des conduites fournissent des règles pour la ré-catégorisation des défauts dans plusieurs défauts de corrosion proches en interaction peuvent être considérés comme un seul, pour le calcul de la pression d'éclatement. Ici, les interactions entre les défauts sont étudiées à l'aide d'une analyse par éléments finis. Les paramètres impliqués dans cette analyse sont la géométrie du tuyau, le nombre de défauts de corrosion et l'espacement entre plusieurs défauts de corrosion. L'effet d'interaction des défauts adjacents dépend principalement de la distance entre les défauts. Les codes de conception (ASME [69], CSA [70] DNV [71], par exemple) recommandent un espacement limité dans les directions circonférentielle (S_c) lim et longitudinale (S_l) lim. Le code DNV [71] exprime l'espacement en termes de dimensions de tuyau (diamètre et épaisseur). Les codes ASME B31G [16] et CSA Z662-15 [70] indiquent respectivement l'espacement des défauts en termes d'épaisseur de paroi de conduite et de défauts de corrosion.

Le tableau. IV.5 récapitule les différentes recommandations relatives à l'espacement autorisé et aux critères d'interaction entre les défauts. L'interaction entre les défauts est prise en compte lorsque $S_l \leq (S_l) \text{ lim}$ ou $S_c \leq (S_c) \text{ lim}$, où S_l et S_c sont respectivement l'espacement entre le défaut dans les directions longitudinale et circonférentielle, Figure. IV.24.

Les résultats par éléments finis sont comparés à des distances différentes prévues par les modèles de code . Le logiciel ANSYS [72] a été utilisé en raison de sa capacité à modéliser la déformation non linéaire lors de la production de tuyaux corrodés sous haute pression.

Tableau. IV.5. Règles d'interaction [72].

Source	Limite longitudinale, (SI) lim	Limite circonférentielle, (Sc) lim	Critères pour interaction
DNV RP-F101 (2015) [70]	$2\sqrt{Dt}$	$360 \sqrt{\frac{t}{D}}$ (degree)	$SI \leq (SI)_{lim}$
ASME B31G (2012) [68]	$3t$	$3t$	$SI \leq (SI)_{lim}$ $Sc \leq (Sc)_{lim}$
CSA Z662-15 (2015) [69]	Minimum (Lm to Ln)	Minimum (Lm to Ln)	$SI \leq (SI)_{lim}$ $Sc \leq (Sc)_{lim}$
Kiefner and Vieth (1990) [73]	Minimum (6t, Lm to Ln)	Minimum (6t, Lm to Ln)	$SI \leq (SI)_{lim}$ $Sc \leq (Sc)_{lim}$
Pipeline Operator (2005) [74]	25.4 mm	6t	$SI \leq (SI)_{lim}$ $Sc \leq (Sc)_{lim}$

D: diamètre du tuyau, t: épaisseur de la paroi, Li: longueur du défaut.

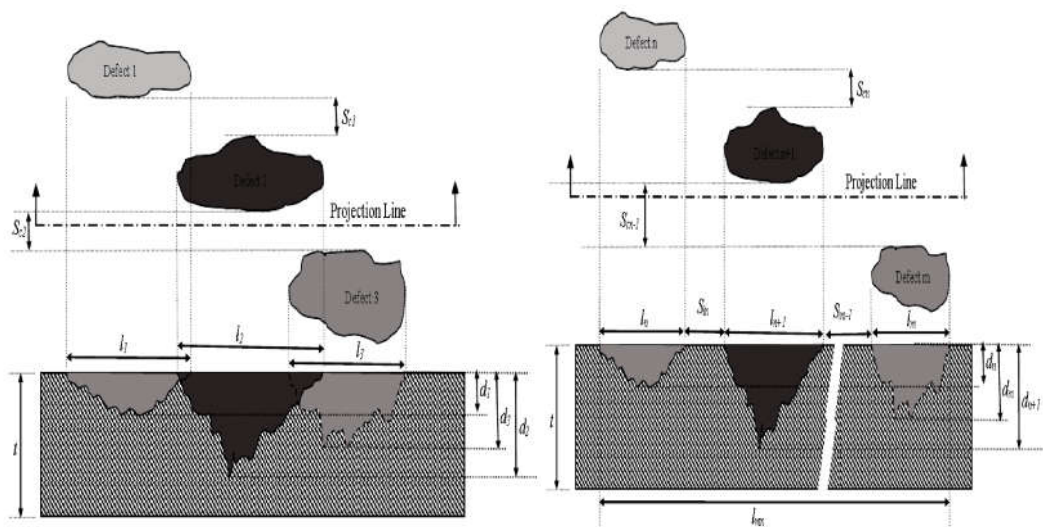


Figure. IV.24. Interaction des défauts de type 1 et 2 selon le code DNV RP-F101 2015 [71].

Une analyse de sensibilité du maillage a été réalisée pour déterminer la taille optimale du maillage. Un maillage d'éléments finis utilisé dans cette étude est présenté à la figure. IV.25(b, c).

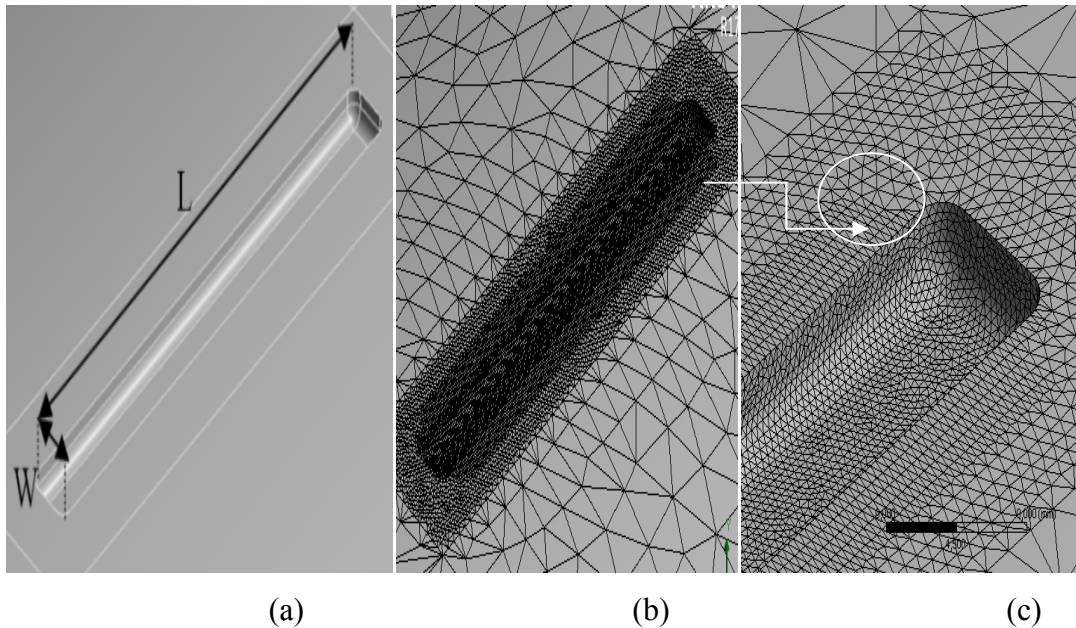


Figure. IV.25. Dimension du défaut (a) Maillage fin sur le défaut (b), (c) agrandissent du photo sur Maillage au bord de défaut.

Les calculs par EF ont été effectués sur un tuyau en acier API 5L X60 ayant les dimensions suivantes: 600 mm de diamètre, 12,7 mm d'épaisseur de paroi et 1000 mm de long. La géométrie des défauts a été définie comme suit: profondeur du défaut (3,81), longueur du défaut $L = 100$ mm et largeur du défaut $W = 10$ mm, Figure. IV.26.

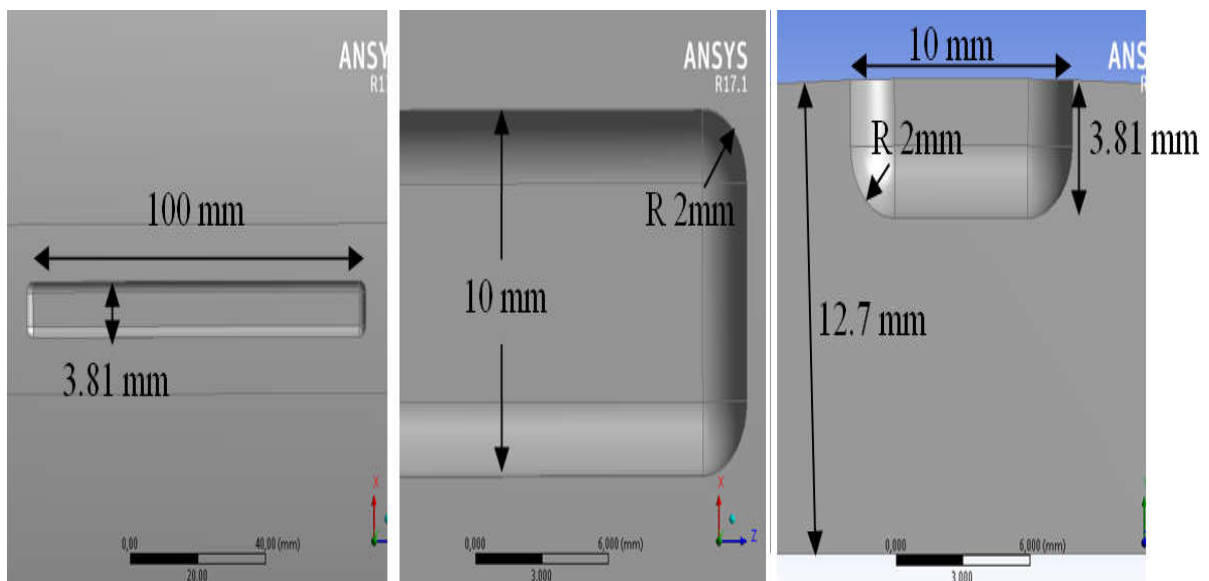


Figure. IV.26. Dimensions du défaut

La figure IV.26 et figure IV.27.(a, b, c) montre la géométrie du tuyau, les conditions limites considérées et la distribution des contraintes de Von Mises à la pointe de l'entaille respectivement. Une comparaison entre les défauts de corrosion en interaction (horizontalement et verticalement) et le défaut simple est effectuée.

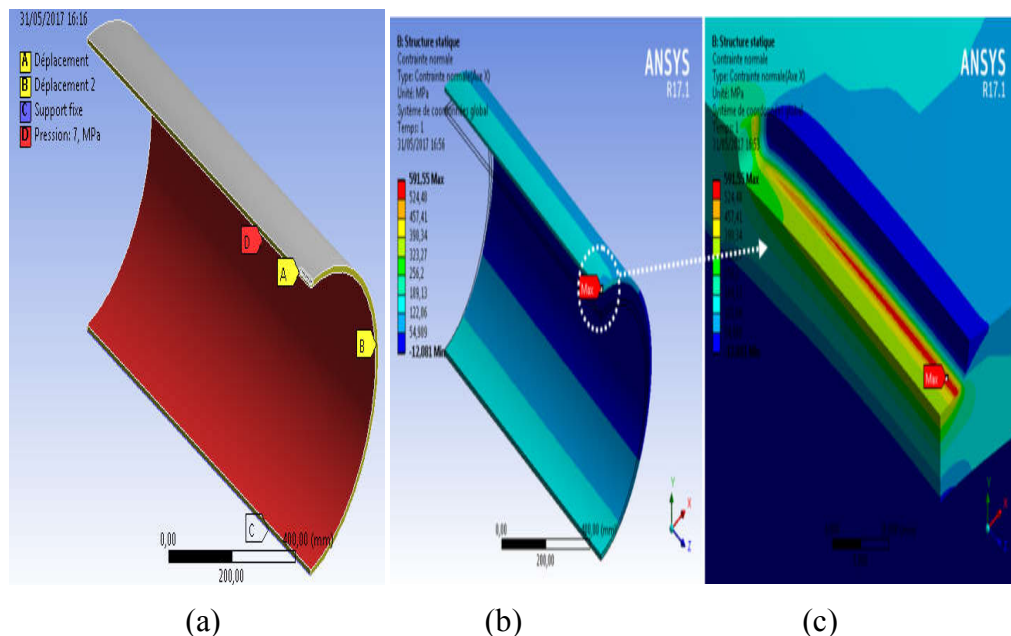
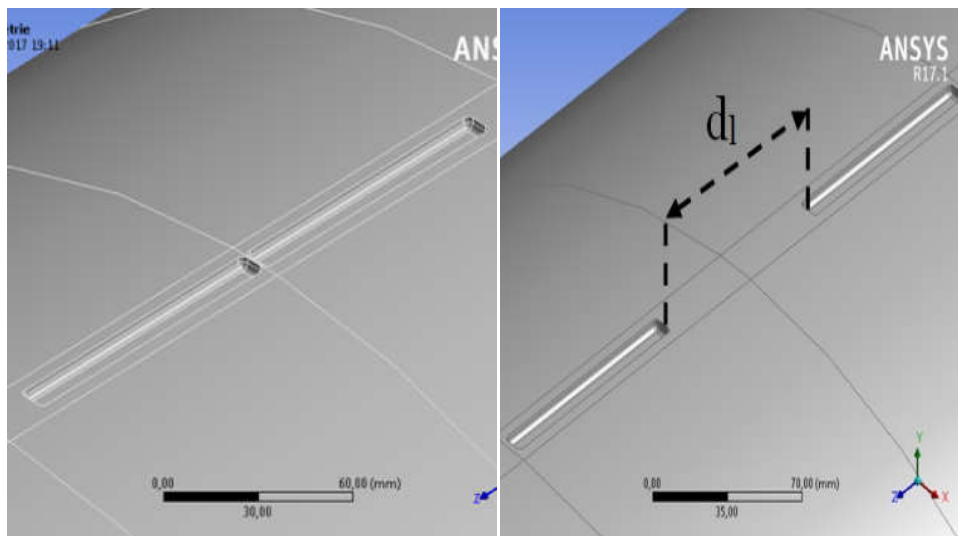


Figure. IV.27. Modèle par éléments finis de défaut: (a) Conditions aux limites, (b) Distribution des contraintes de Von-Mises dans la conduite, (c) Distribution des contraintes de Von-Mises à l'extrémité de l'entaille.

Les figures IV.27 (b) et (c) montrent les distributions de contrainte d'ouverture au bout de l'entaille d'un défaut de surface longitudinale externe dans un tuyau fabriqué en API X60 et la localisation de la contrainte maximale sous pression de service de 7 MPa. On note une distribution non uniforme des contraintes à la pointe du défaut et la contrainte maximale est localisée au centre du défaut. La simulation est arrêtée lorsque la valeur de contrainte maximale principale (contrainte d'ouverture) dans cette section critique atteint la contrainte de traction ultime $\sigma_{ul} = 591$ MPa. Les paramètres de défaut sélectionnés sont longueur 100 mm (L), profondeur relative (d/t) 30% et largeur 10 mm (W). Deux directions de défauts de corrosion alignées sont prises en compte: horizontalement et verticalement avec des distances d'espacement comprises entre $[0-8t]$ mm et $[0-3t]$ mm le long des directions horizontale et verticale, respectivement.

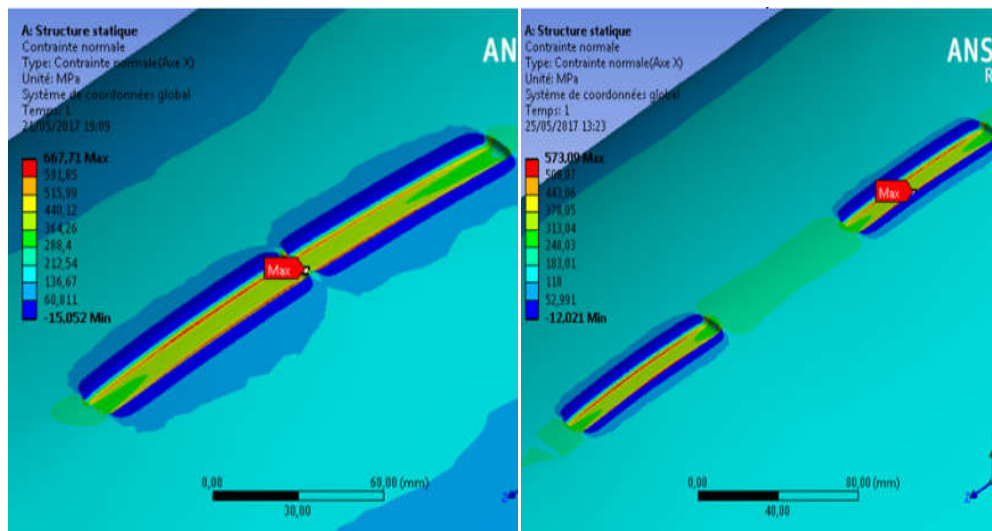
IV.2.2.3.1. Cas I: Deux défauts alignés dans la direction longitudinale

Le premier cas concerne deux défauts de corrosion de surface dans la direction longitudinale. Sur les figures. IV.28. (a) et (b), une distance de séparation dans la direction longitudinale et les dimensions des deux défauts sont présentées. Un exemple de la répartition des contraintes d'ouverture est représenté sur les figures. IV.28. (c) et (d) pour des distances d'espacement courtes et longues, respectivement.



(a)

(b)



(c)

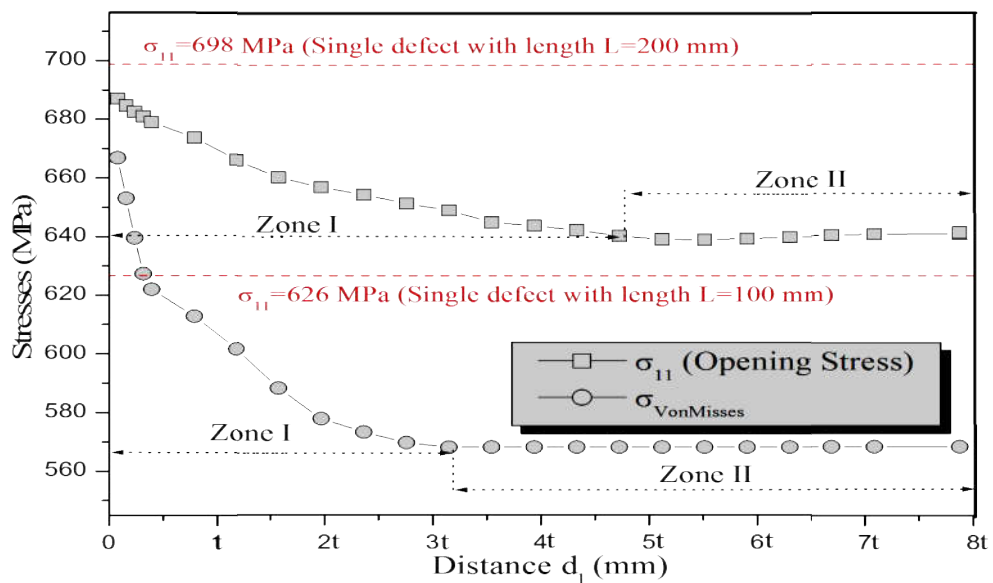
(d)

Figure. IV.28. Exemple de défauts localisés: (a) Pour la distribution à courte, (b) et longue distance, (c) la contrainte principale pour courte distance, et (d) la contrainte principale pour longue distance.

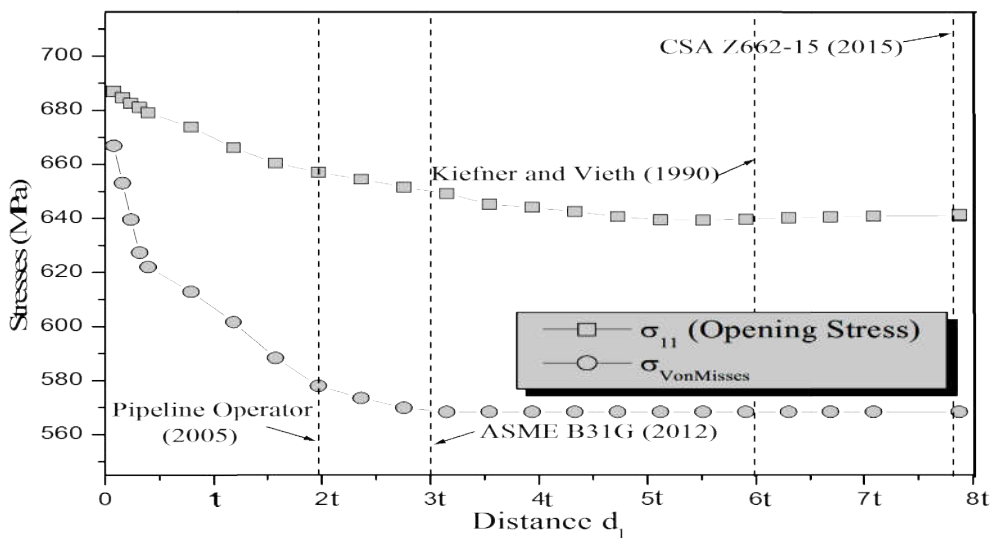
Les distributions des contraintes d'ouverture et de Von-Mises sont calculées en tenant compte de l'effet de la distance longitudinale (d_l) entre les deux défauts sur les valeurs maximales.

La contrainte d'ouverture est dominante le long de la direction longitudinale (Zone I), une distance de $d_l > 3,2 t$ pour la contrainte de Von-Mises et de $d_l > 4,7 t$ pour la contrainte principale (Zone II), une stabilisation de la distribution des contraintes est atteinte et aucune interaction entre les deux défauts n'est envisagée (figure. IV.29).

Selon les codes, ces résultats permettent de conclure que les deux défauts sont séparés.



(a)



(b)

Figure. IV.29. Evolution des contraintes principales et de Von Mises avec distance pour deux défauts adjacents en direction longitudinale, (a) calculer par FRM, (b) calculer selon les codes.

Tableau IV.6. Comparaison entre codes de calcul les résultats numériques.

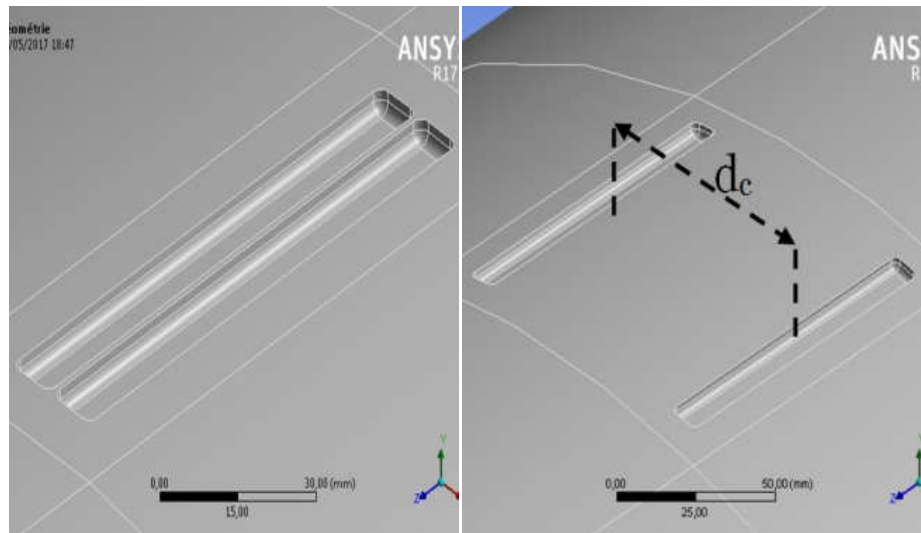
Les codes	Limite de distance longitudinale
DNV RP-F101 (2015)[70]	14t
ASME B31G (2012) [68]	3t
CSA Z662-15 (2015) [69]	8t
Kiefner and Vieth (1990) [73]	6t
Pipeline Operator (2005) [74]	2t
FRM Résultats Von-Mises	3.2t
Contraintes principales	4,7t

Les résultats de Von-Mises sont similaires à ceux du code ASME B31G (2012) [71]. Le code d'opérateur de pipeline (2005) [77] est le plus conservateur. Les distances recommandées par Kiefner et Vieth (1990) [76], les codes CSA Z662-15 (2015) [73] et DNV RP-F101 (2015) [68] ne semblent pas prudentes (Tableau. IV.6). La distance de séparation "dl" a un effet important sur la ré-catégorisation du double défaut. Si $0 < dl < 0,5 t$, elle est assimilée à un défaut unique sans effet d'interaction.

IV.2.2.3.2. Cas II: Deux défauts alignés dans la direction circonférentielle

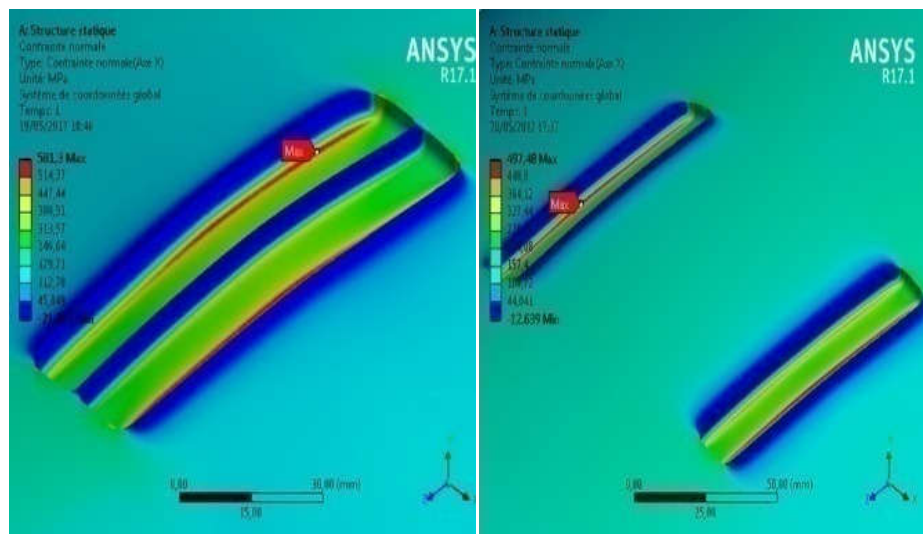
Dans cette partie, l'effet de l'interaction des défauts de corrosion adjacents dans la direction circonférentielle a été étudié. On considère deux défauts de corrosion alignés avec une distance de séparation dc comprise entre 0 et 3 t (mm). La distribution des contraintes devant la pointe du défaut est calculée sur deux défauts de corrosion de surface adjacents; le tuyau est également fabriqué en acier API 5L X60. La figure. IV.30 (a) montre les géométries utilisées pour les espacements de séparation petits et grands, respectivement. La distribution maximale des contraintes principales est présentée à la figure. IV.30. (b), un seul défaut de surface corrosif. On

remarque que les valeurs maximales de contrainte principale augmentent lorsque la densité continue diminue.



(a)

(b)



(c)

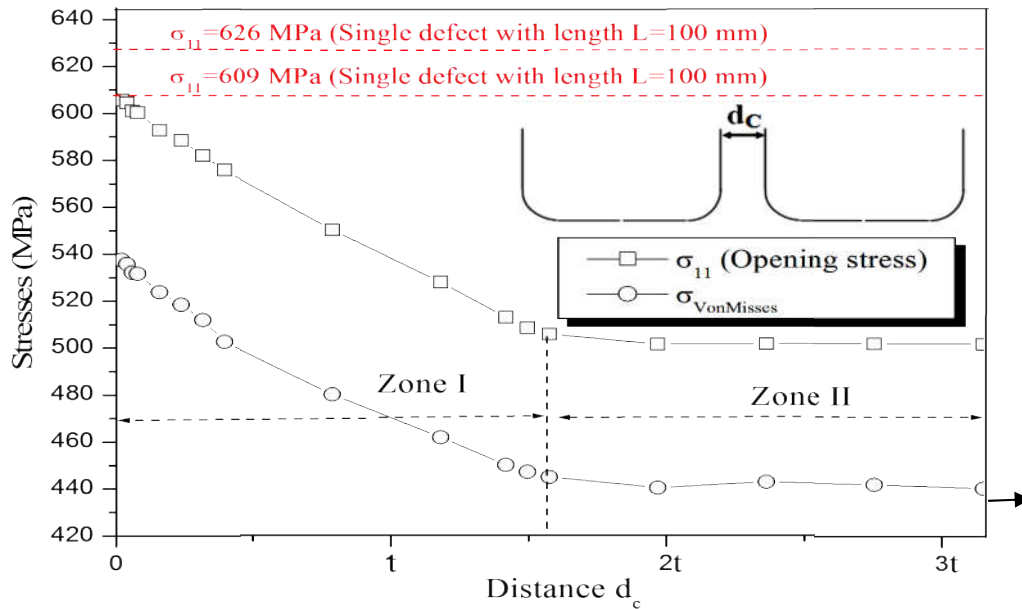
(d)

Figure. IV.30. (a) Géométrie des défauts, (b) Distribution principale du contour des contraintes.

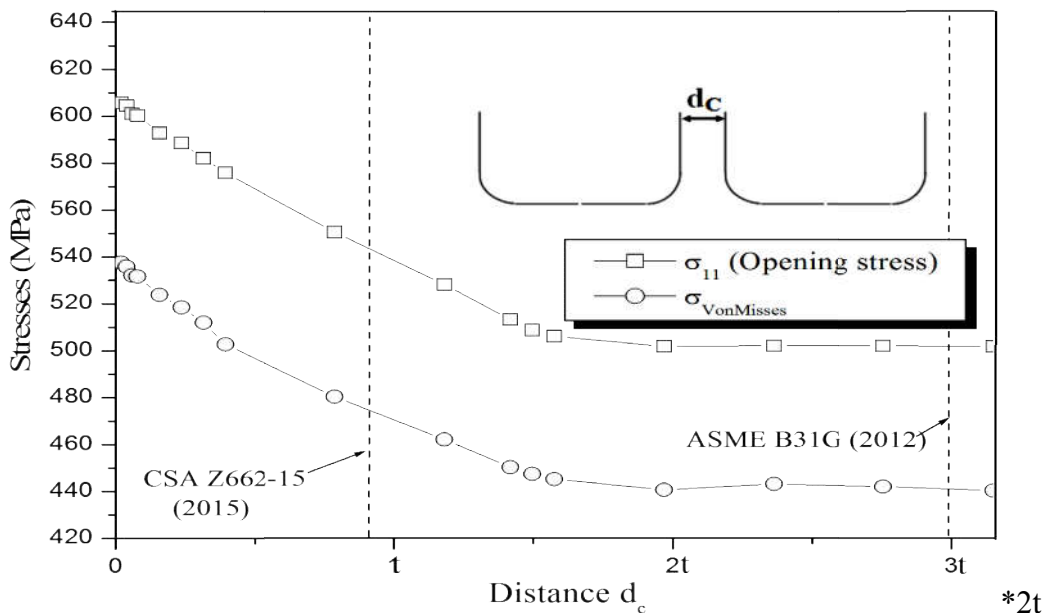
(c) et (d) Contrainte principale maximale pour interaction de deux défauts pour

deux cas $d_c = 0,05t$ et $d_c = 3t$

FEM est également utilisé pour connaître le point chaud où l'on trouve la contrainte maximal. La précision du modèle FEM dépend fortement des hypothèses émises lors de la génération du modèle et de la représentation précise des propriétés du matériau en raison de la complexité du problème. Néanmoins, les résultats obtenus ont pris en compte les deux contours de contraintes.(figure. IV.31)



(a)



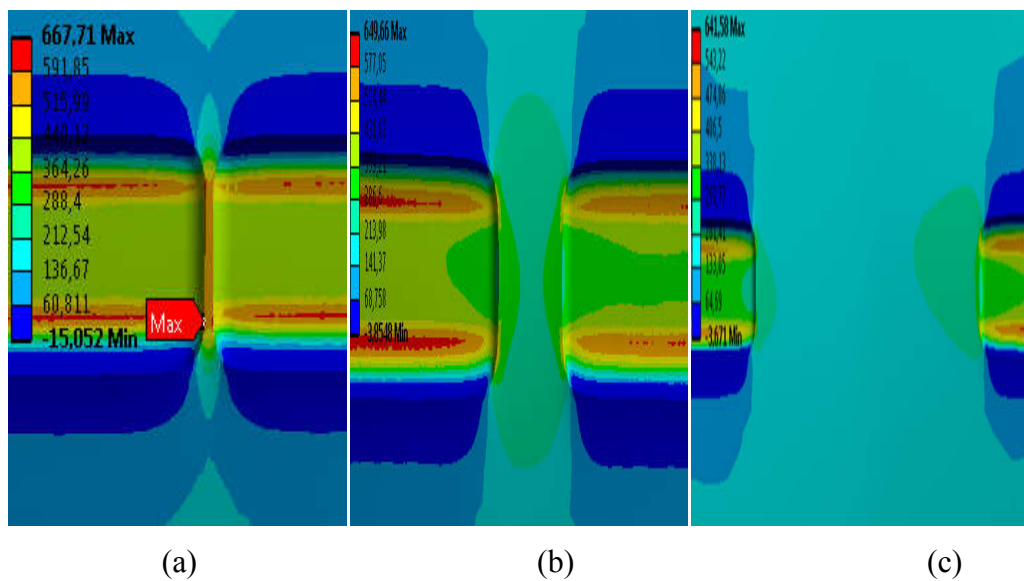
(b)

Figure. IV.31. Evolution des contraintes principales et de Von Mises avec distance pour deux défauts adjacents en direction circonférentielle,(a) calculer par FEM, (b) calculer selon les codes.

Les contraintes maximales d'ouverture diminuent lorsque l'espacement entre les défauts augmente (horizontalement). Par conséquent, il est essentiel de considérer l'interaction des défauts comme un seul défaut de corrosion. Le tableau. IV.7 montre une comparaison des résultats et celle des codes.

Tableau .IV.7. Comparaison les règles de d'interaction et résultats numériques.

		Distance limite longitudinale	Distance Limite Circonférentielle
DNV RP-F101 (2015) [16]		14t	21t
ASME B31G (2012) [14]		3t	3t
CSA Z662-15 (2015) [15]		8t	8t
Kiefner et Vieth (1990) [19]		6t	6t
Pipeline Operator (2005) [20]		2t	6t
Résultats FEM	Von-Mises	3.2t	2t
	Principal stress	4.7t	2t



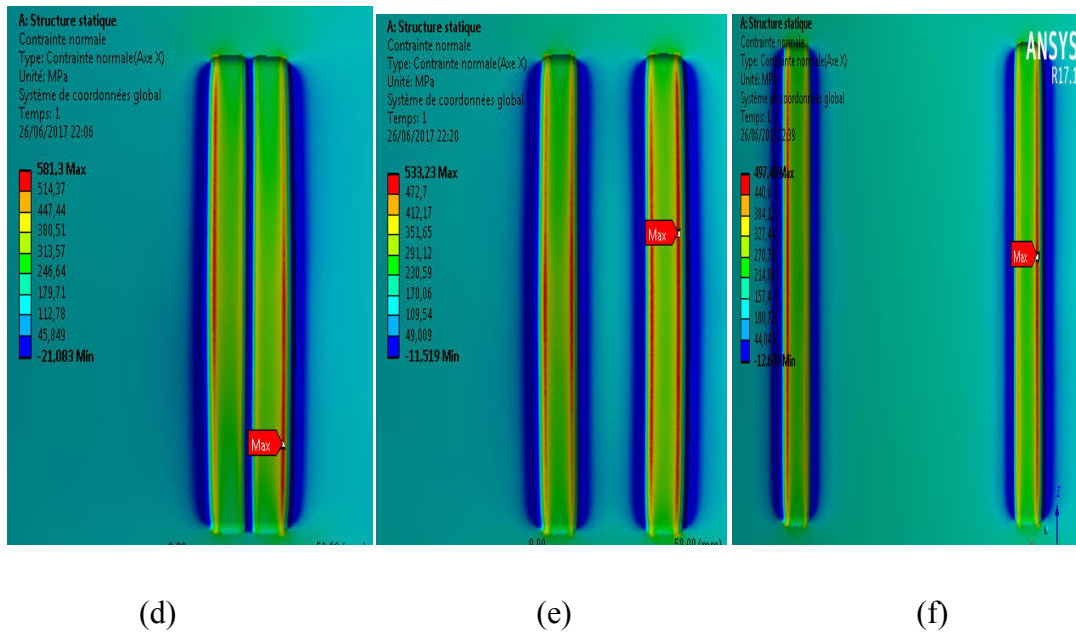


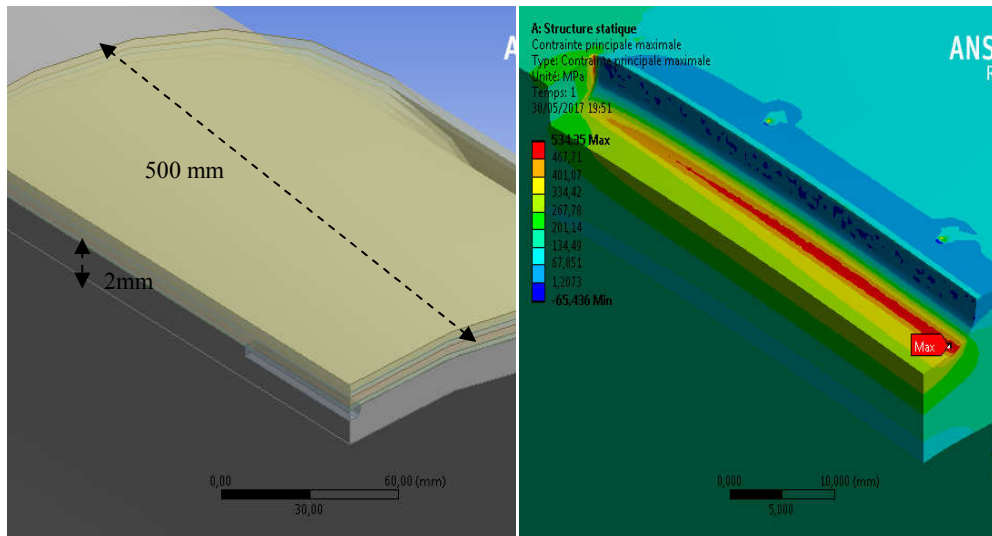
Figure. IV.32. Distributions de la contrainte dans les directions circonférentielle et longitudinale.

(a) $dl = 0,05t$, (b) $dl = t$, (c) $dl = 7t$, (d) $dc = 0,05t$, (e) $dc = t$, (f) $dc = 3t$.

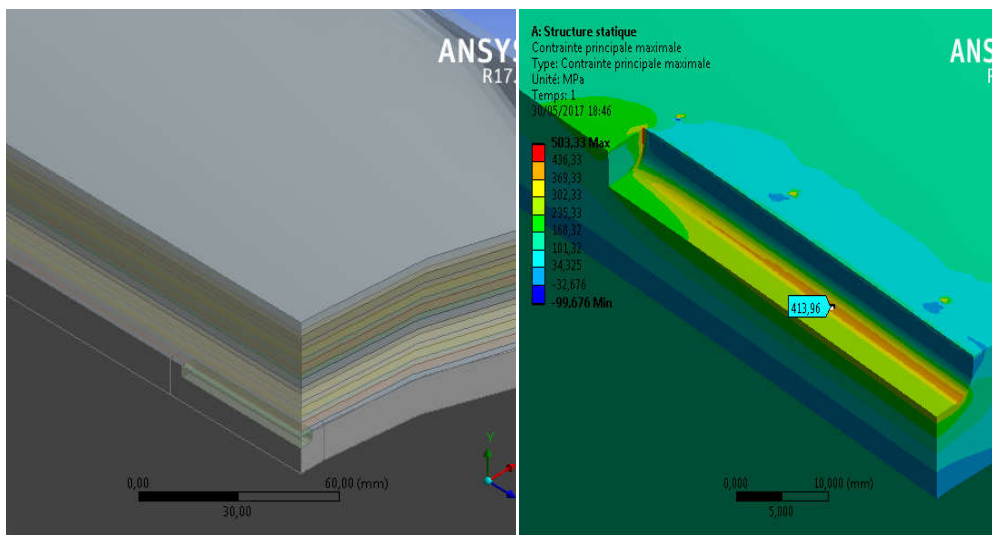
On observe que les concentrations de contraintes sont plus élevées au fond du défaut, là où la fissuration apparaît, les résultats obtenus par FE sont en accord avec l'examen de défaillance des conduites soumises à une pression interne dans les deux cas.

IV.2.2.4. Réparation de tuyaux composites

Dans cette partie; une étude numérique d'un tuyau réparé soumis à une pression interne avec une méthode de réparation par couche de composite. Cette méthode de réparation est actuellement utilisée par Sonatrach Corporation (Algérie). Une couche de composite fabriqué à partir de fibres de verre E et de résine de polyester est utilisé. Les fibres sont orientées afin de circuler dans la direction du cerceau afin de maximiser la résistance dans cette direction. la couche de composite a les dimensions suivantes: largeur 500 mm et épaisseur 2 mm pour chaque couche. Le modèle de tuyau réparé est présenté à la figure. IV.33. pour étudier l'effet du nombre de couche de réparation sur les valeurs de la contrainte .



(a)



(b)

Figure. IV.33. Modèle de couche composite de réparation . (a) Deux couches et (b) Huit couches de composite.

Les contraintes maximales sont localisées à la pointe du défaut et présentées à la figure. IV.33.(b). Nous notons que le nombre des couches ont un effet sur la valeur de contrainte maximale. La figure. IV.34 présente la diminution de la contrainte principale maximale avec le nombre de couche.

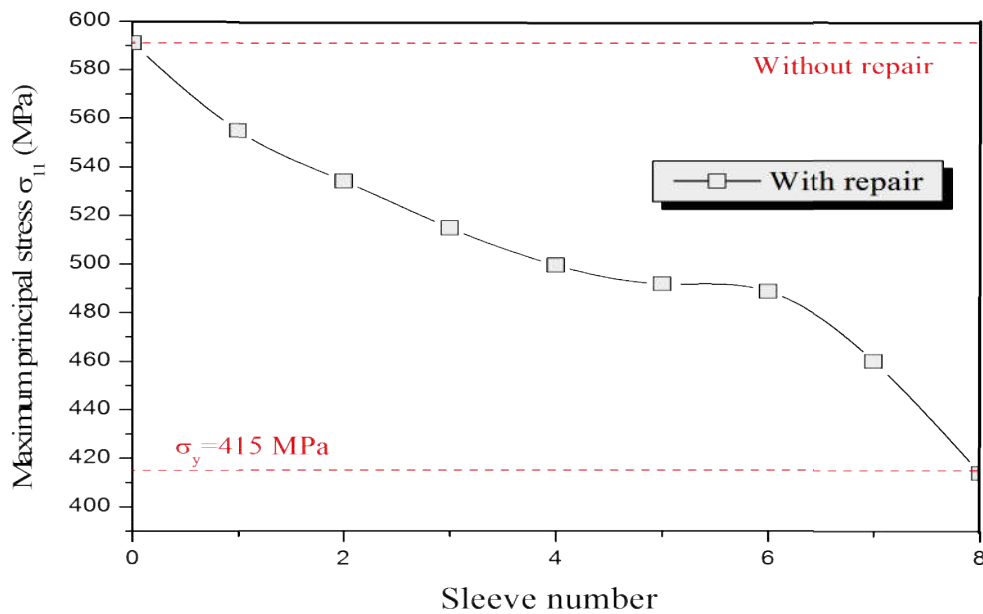


Figure. IV.34. Évolution maximale des contraintes principales avec le nombre de couche.

Ce résultat indique qu'après réparation par composite, la contrainte principale maximale diminue de 1,4 fois avec l'augmentation du nombre de couche. Nous avons montré à partir de 4 couche une distribution de non-linéarité, en ce qui concerne ce dernier point, car il existe une non-linéarité géométrique (figure .IV.34). La contrainte principale minimale a une valeur de 413 MPa pour 8 couche proches de la limite d'élasticité ($\sigma_y = 415$ MPa).

IV.2.2.5. Diagramme d'évaluation

La méthodologie du diagramme d'évaluation de défaillance (FAD) remplace la relation des trois paramètres de la rupture mécanique (résistance à la rupture, taille du défaut et charge) par une relation à deux paramètres afin d'avoir une représentation plane où la force motrice de la fissure non dimensionnelle et la contrainte appliquée non dimensionnelle coordonnées. La force non-dimensionnelle d'entraînement de la fissure est définie comme le rapport entre le facteur d'intensité de contrainte appliqué et la ténacité du matériau

$$K_r = \frac{K_{app}}{K_K} \quad (IV.9)$$

La contrainte non dimensionnelle L_r est décrite comme le rapport de la contrainte globale σ_g sur la contrainte d'écoulement (choisie comme contrainte d'écoulement σ_y , contrainte ultime σ_{ul} ; ou contrainte d'écoulement classique $\sigma_0 = (\sigma_y + \sigma_{ul})/2$).

$$L_r = \frac{\sigma_g}{\sigma_0} \tag{IV.10}$$

La courbe d'évaluation de la défaillance $k_r, c = f(L_r, c)$ définit une courbe de calcul de rupture en fonction des codes disponibles, par exemple SINTAP [78], R6 [79] et RCC-MR [80]. La courbe d'évaluation de défaillance pour le niveau de base de la procédure SINTAP est donnée par l'équation (IV.8) La ténacité, la limite d'élasticité et la résistance maximale du matériau sont requises pour ce niveau.

l'obtention de ce graphe

$$f(L_r) = \sqrt{\left[1 + \frac{L_r^2}{2}\right]} \cdot [0.3 + 0.7 \exp(-\mu L_r^6)] \quad \text{pour } 0 \leq L_r \leq 1 \tag{IV.11}$$

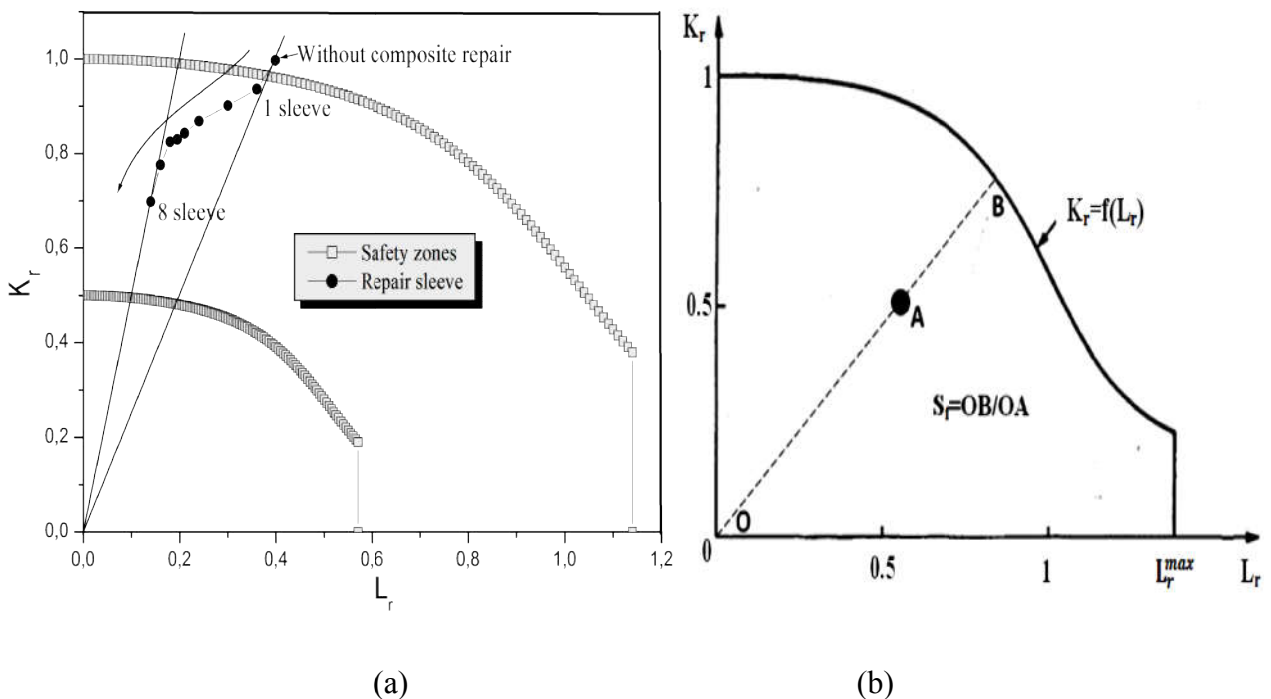


Figure. IV.35. Diagramme d'évaluation des défaillances pour les défauts de corrosion avec et sans réparation: (a) Influence du nombre de couches et (b) méthode de calcul du facteur de sécurité.

Tableau. IV.8. Influence du nombre de couches sur le facteur de sécurité posé sur le tube en acier API X60 avec P = 70 bars

Nombre de couche	0	1	2	3	4	5	6	7	8
Facteur De Sécurité Sf	0,96	1,03	1,08	1,13	1,17	1,19	1,20	1,27	1,41

Le tableau. IV.8 présente les facteurs de sécurité par rapport au nombre de couche de réparation. Le facteur de sécurité Sf est alors calculé par le rapport OB / OA (voir Figure. IV.35. (b)). Nous avons observé que la réparation du défaut en utilisant un nombre différent de couche de composites était un effet important sur les points de fonction, de la zone de défaillance à la zone de sécurité (figure. IV.35.(a)). Le facteur de sécurité augmente avec le nombre de couche de réparation. Cependant, avec 8 couches, le facteur de sécurité est loin de la valeur 2, ce qui garantit la sécurité, Figure. IV.35.(b).

IV.2.2.6. Discussion

Le but de cette étude est d'aider à la décision et au moyen de réparer les tuyaux corrodés afin de prolonger leur durée de vie. Pour cela, il est nécessaire de déterminer la nocivité des défauts en calculant la pression de rupture après corrosion, afin de ré-catégoriser à terme d'interaction de défauts et de déterminer la méthode de réparation principalement en déterminant le nombre de couches de composites. Notre conclusion est divisée en trois parties:

- ✓ Concernant les pressions critiques d'éclatement données par les codes: le code B31G [71] modifié donne une pression limite de 45 bars et le MAOP est d'environ 70 bars, en revanche; la canalisation a fui à une pression d'éclatement de 90 bars. Cela prouve que les normes sont très conservatrices et nécessitent une révision.
- ✓ Test d'éclatement après réparation du défaut N ° 1: Le tuyau a refait sa fuite au défaut N ° 5, deux secondes après et l'échec commence au défaut N ° 7. Ce défaut n'a pas été considéré comme critique avec un rapport de profondeur inférieur à 50% ($a / t = 31,9\%$). Ceci peut être lié par la fiabilité par le contrôle d'inspection par la fuite de flux magnétique (MFL). Une deuxième raison est liée au fait que le défaut N ° 7 est entouré d'une interaction de

défauts et que l'interaction des défauts est suspectée et que l'interaction entre les défauts se produit à une distance inférieure à deux fois l'épaisseur de la paroi. Cette valeur est inférieure à celles données par les codes. La plus petite distance trois fois plus épaisse pour ASME B31G [72] et plus grande pour les autres codes.

- ✓ L'analyse par éléments finis (FEA) est un autre outil permettant d'évaluer l'intégrité et d'évaluer l'effet des géométries de défauts sur la pression limite restante. C'est également un bon outil pour optimiser les méthodes de réparation et le facteur de sécurité attendu.

IV.2.2.7. Conclusion

Dans cette étude, les résultats numériques confirment la forte influence de la géométrie et de la position des défauts sur la durée de vie des conduites sous pression de service. La géométrie des défauts de corrosion simples (longueur, largeur et profondeur) affecte de manière remarquable sur la distribution des contraintes, jouant un rôle essentiel dans la prévision de la pression de rupture du tuyau. La valeur de la profondeur du défaut de corrosion est plus sensible que celle des longueurs.

Les résultats obtenus permettront de discuter de l'interaction de deux défauts dans les directions longitudinale et circonférentielle sous pression de service. Sur la base de la contrainte d'ouverture, en tant que contrainte dominante et responsable de la défaillance probable de la conduite, des distances d'interaction critiques sont données pour deux directions et permettent de ré-catégoriser l'interaction de défauts.

Ces informations essentielles sont nécessaires pour réparer les canalisations présentant des défauts de corrosion affectant la sécurité des canalisations sous pression de service. La réparation à l'aide de couches de composites augmente le facteur de sécurité obtenu avec le diagramme d'évaluation des défaillances. Cependant, avant de réparer, il est nécessaire de s'assurer que le point d'évaluation est dans le domaine de la sécurité, c'est-à-dire que le facteur de sécurité est supérieur à 2. Cela donne une indication de la limite de cette technique de réparation.

IV.2.3. Évaluation de tuyauterie pour le transport de CO₂ à l'aide d'un diagramme d'évaluation de défaillance de CTOD modifié par contrainte

Le diagramme d'évaluation des défaillances (FAD) est modifié par des contraintes en supposant que la contrainte T est proportionnelle au chargement non dimensionnel. Le FAD modifié par contrainte a été utilisé pour calculer les facteurs de sécurité associés aux défauts elliptiques.

IV.2.3.1. Résistance à la fracture et contrainte

Le CTOD critique est une mesure de la ténacité à la rupture [81]. Comme d'autres mesures de la résistance à la rupture, le CTOD critique est sensible à la taille, au mode de chargement et à l'épaisseur du ligament. Han et al. [82] ont montré que le CTOD critique d'un tube en acier API 5L X65 diminue lorsque l'épaisseur augmente et atteint une valeur asymptotique pour un échantillon de 18 mm d'épaisseur.

Dans la littérature, on peut noter les paramètres de contrainte suivants: le facteur de contrainte plastique L, la triaxialité de contrainte β , le paramètre Q, la contrainte T et A₂ [83]. Dans ce cas, les auteurs utilisent la triaxialité des contraintes définie comme le rapport de la contrainte hydrostatique sur la contrainte équivalente de Von Mises.

$$\beta = \frac{\sigma_h}{\sigma_{VM}} \quad (IV.12)$$

$$\sigma_K = \frac{\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz}}{3} \quad (IV.13)$$

$$\sigma_{VM} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2} \quad (IV.14)$$

La distribution de la triaxialité des contraintes critiques au fond de la fissure augmente jusqu'à atteindre un maximum qui, pour l'événement critique, s'appelle B_{max,c} et correspond à la distance X_{βmax,c}. Après cela, il diminue, puis augmente parfois encore, pour finalement tomber à zéro lorsque la distance est loin du fond de fissure.

L'évolution du CTOD critique par rapport à la triaxialité sous contrainte β est présentée à la figure. IV.36 pour l'acier des tubes API 5L X 65. δ_c diminue linéairement avec b et atteint une valeur asymptotique pour $\beta^* = 2.5$.

$$\delta_c = \delta_{c,0} + \alpha\beta \quad (\text{IV.15})$$

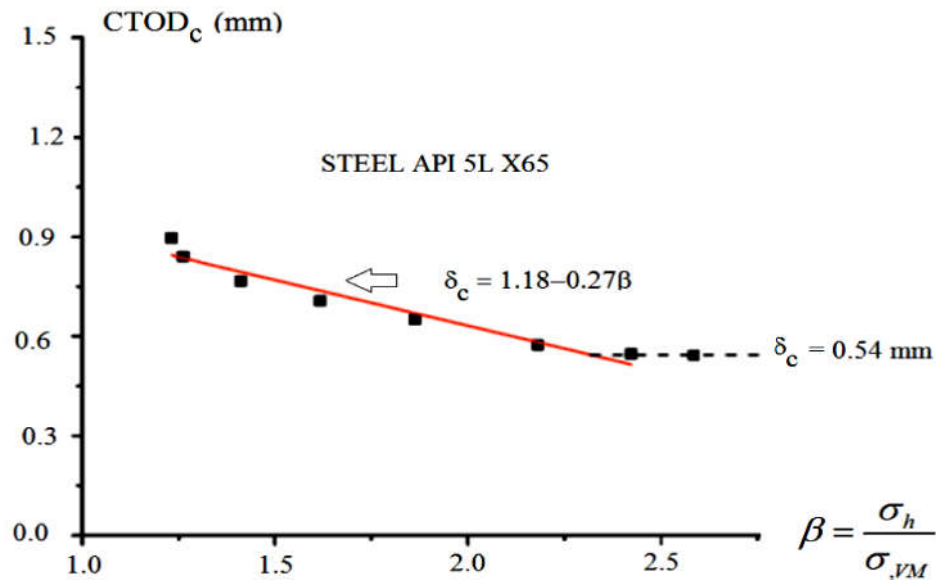


Figure. IV.36. Evolution du CTOD critique en fonction de la triaxialité β pour les tubes en acier API 5L X 65 [82].

IV.2.3.2. Analyse numérique

Un code d'éléments finis appelé Ansys APDL a été utilisé pour modéliser la géométrie de la conduite Figure IV.37 (a), en fonction de la symétrie, nous n'avons étudiés la simulation sur la moitié du tuyau. Un élément SOLID186 utilisant dans cette analyse par éléments finis des éléments quadrilatéraux à 16 nœuds a été adapté au maillage du tuyau, et nous avons affiné le maillage près du fond de fissure qui représente la zone critique du tuyau (Figure IV.37((b), (c))) .

La conduite ayant un diamètre $D = 219 \text{ mm}$ et une épaisseur $t = 6,1 \text{ mm}$, les dimensions des fissures semi-elliptiques présentées dans la fig.37. (a) avec "a" est la profondeur de la fissure et "c" la longueur de la fissure. Un exemple de la distribution des contraintes d'ouverture au fond de fissure semi-elliptique pour un $P = 20,1 \text{ MPa}$ et $a / t = 0,5$ et $a / c = 0,2$.

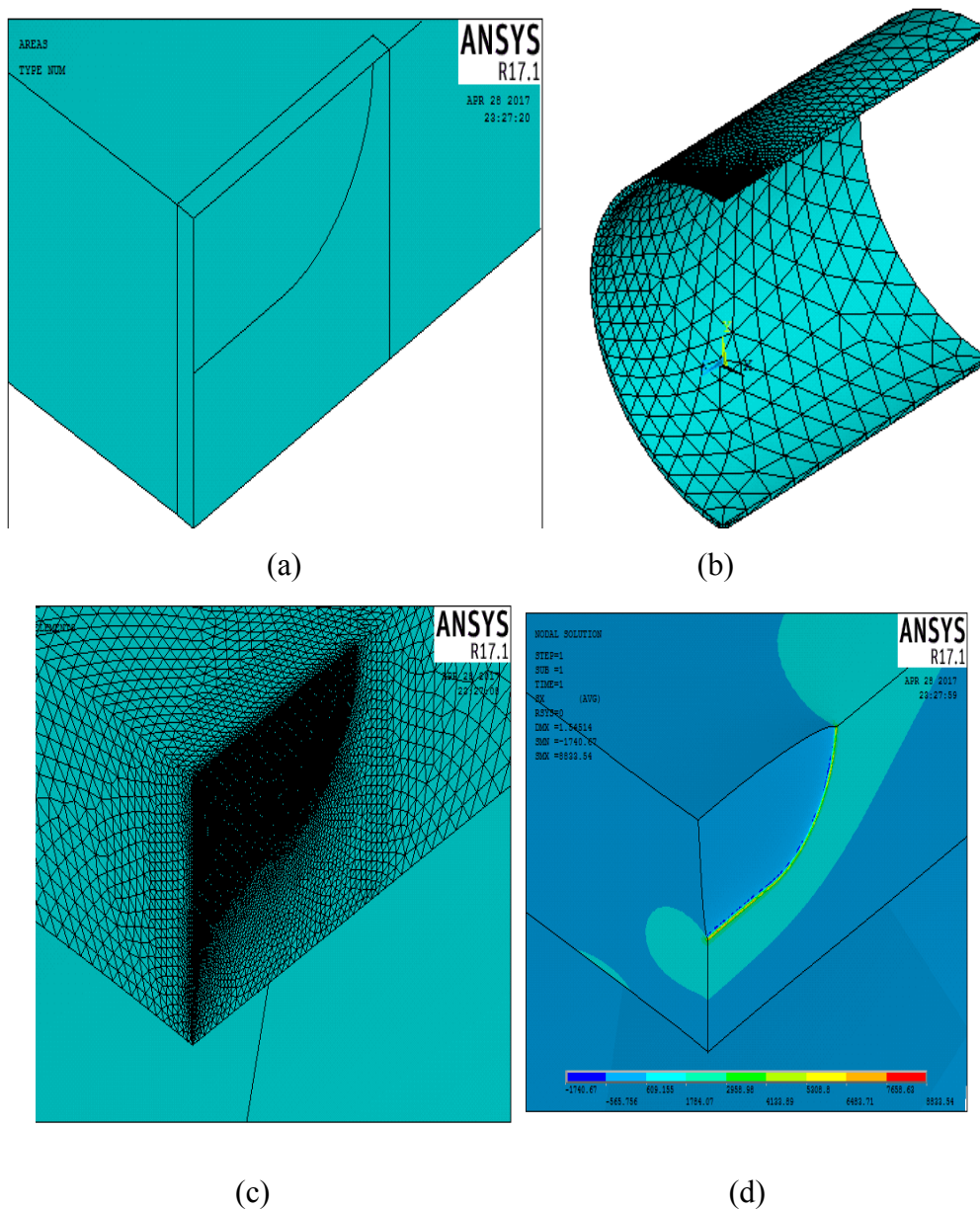


Figure. IV.37. Défaut semi-elliptique au niveau de la canalisation avec $a / t = 0,5$, $a / c = 0,2$ et $\rho = 2,5$ mm: (a) Géométrie du pipeline, (b) Distribution des contraintes d'ouverture à l'extrémité défaut.

Dans la Figure. IV.37.(a) une géométrie de défaut semi-elliptique et le rayon d'entaille, la distribution des contraintes d'opinion présentée dans la Figure. IV.37.(d). La contrainte maximale localisée à la pointe du défaut avec un rapport de contrainte entre fissure et entaille de 3,66.

Le résultat de l'effet de pression de charge présenté sur la figure. IV.38. La pression appliquée n'a aucun effet sur la valeur de triaxialité Elle est soumise à la pression interne p jusqu'à la pression limite PL . La pression limite est donnée par les formules ASME [84]:

$$P_L = \frac{2(1.1\sigma_y)t}{D} * \left[\frac{1^{(2/3)} * (a/t)}{1 + 0.8^{(2/3)} (a/t) M} \right] \quad (\text{IV.16})$$

$$M = \sqrt{1 + 0.8 \left(\frac{2c}{D} \right)^2 \left(\frac{D}{t} \right)} \quad (\text{IV.17})$$

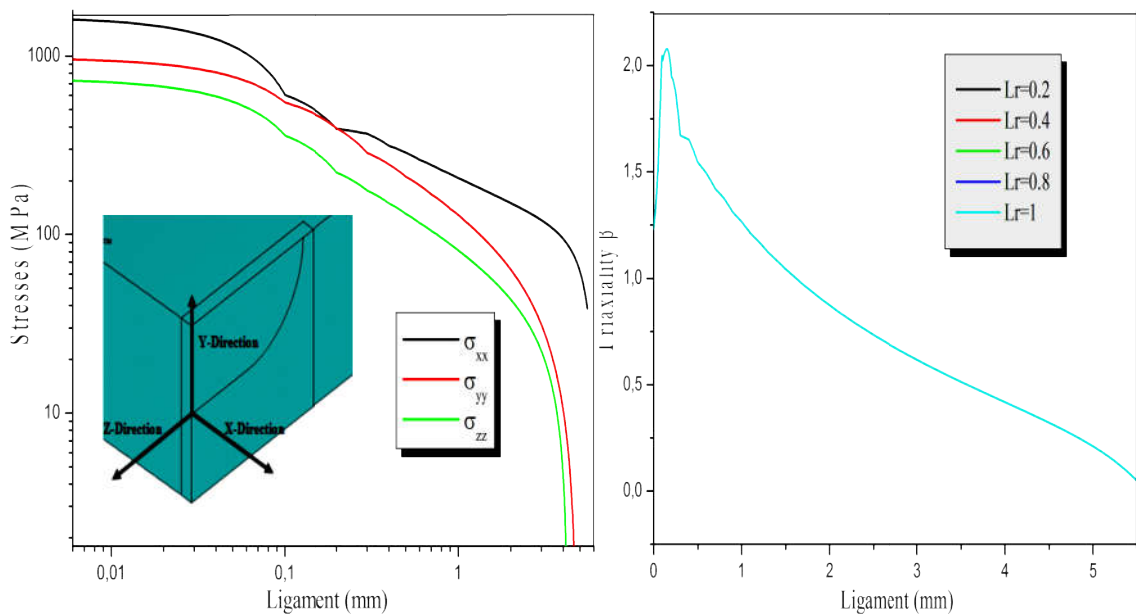


Figure. IV.38. Distribution des contraintes et de la triaxialité au ligament de la canalisation fissurée avec des valeurs de pression différentes.

- Dans la deuxième partie; nous avons étudié l'effet du rayon de fissure sur la triaxialité β , la longueur de la fissure $a/t = 0,5$, la pression $P = 20,1$ MPa et le rayon $\rho = 0$, à 2,5 mm.(figure. IV.39.(b)).

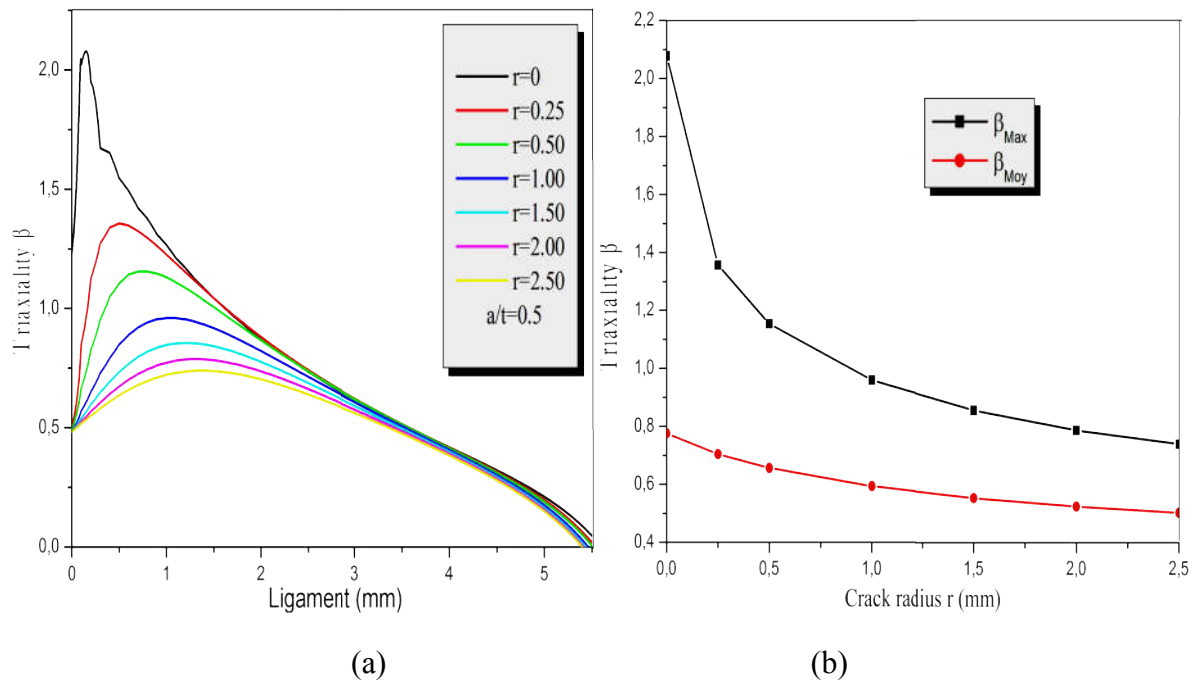


Figure. IV.39. Effet du rayon de fissure sur la valeur de la triaxialité β : (a) Distribution de triaxialité au ligament de la fissure, (b) Variation des valeurs maximale et moyenne pour $\rho = 0$ à 2,5 mm.

L'augmentation du rayon de la fissure a un effet positif sur la triaxialité β du fait de la diminution de la singularité.

IV.2.3.3. Diagramme d'évaluation de défaillance

La méthodologie du diagramme d'évaluation des défaillances (FAD) remplace la relation entre les trois paramètres de la mécanique de la rupture (ténacité à la rupture, taille des défauts et la charge) par un paramètre à deux coordonnées. La force motrice de fissure non dimensionnelle est définie comme la racine carrée du rapport entre le CTOD appliqué et la ténacité à la rupture du matériau.

$$k_r = \sqrt{\frac{\delta_{ap}}{\delta_c}} \quad (\text{IV.18})$$

La contrainte non dimensionnelle est décrite comme le rapport entre la contrainte globale et la contrainte d'écoulement (choisie en tant que la limite d'élasticité, la contrainte ultime ou contrainte d'écoulement classique).

$$L_r = \frac{\sigma_g}{\sigma_0} \quad \text{ou} \quad L_r = \frac{P}{P_L} \quad (\text{IV.19})$$

La courbe d'évaluation de la défaillance est obtenue à partir des données sur la ténacité à la fracture mesurées à partir d'échantillons testés sur des niveaux de contraintes élevés et avec une valeur β inconnue mais probablement proche de 2,5. La contrainte modifiée FAD [85] est obtenue en tenant compte du fait que la ténacité du matériau est sensible à la contrainte et que par conséquent, la courbe d'évaluation de la rupture est modifiée. Ici, on suppose que la triaxialité est proportionnelle à la charge non dimensionnelle:

$$\beta = \beta_\delta L_r \quad (\text{IV.20})$$

Dans la figure 1 et l'équation (IV.20), nous avons $\alpha = -0,27$ et $\beta_\delta = 1$.

Combinant équation.(IV.15) et équation (IV.20)on obtient :

$$\delta_c = \delta_{c,0} (1 + \alpha(\beta_\delta L_{r,c})) \quad (\text{IV.21})$$

La courbe de défaillance pour le niveau de base et pour la ténacité de référence ($\beta = 2,5$) est donnée par l'équation (IV.22)

$$f(L_r) = \frac{1}{\sqrt{\left[1 + \frac{L_r^2}{2}\right]}} \left[0.3 + 0.7 \exp(-\mu.L_r^\delta)\right] \quad \text{pour } 0 \leq L_r \leq L_{r,\max} \quad (\text{IV.22})$$

La courbe d'évaluation des défaillances pour toute valeur de contrainte est donnée comme suit:

$$K_{r,c} = f(L_r) \sqrt{1 + (\beta_{T\alpha'} L_{r,c})} \quad (\text{IV.23})$$

La courbe d'évaluation des défaillances est ensuite modifiée conformément à l'équation (IV.23) et la comparaison avec la courbe d'évaluation des défaillances de référence est appelée. Les deux courbes sont tracées dans la Figure. IV.40. La courbe d'évaluation de défaillance se situe au-dessus de la courbe de référence. La différence maximale est obtenue à partir de $L_r = 0,7$ et est d'environ 21%

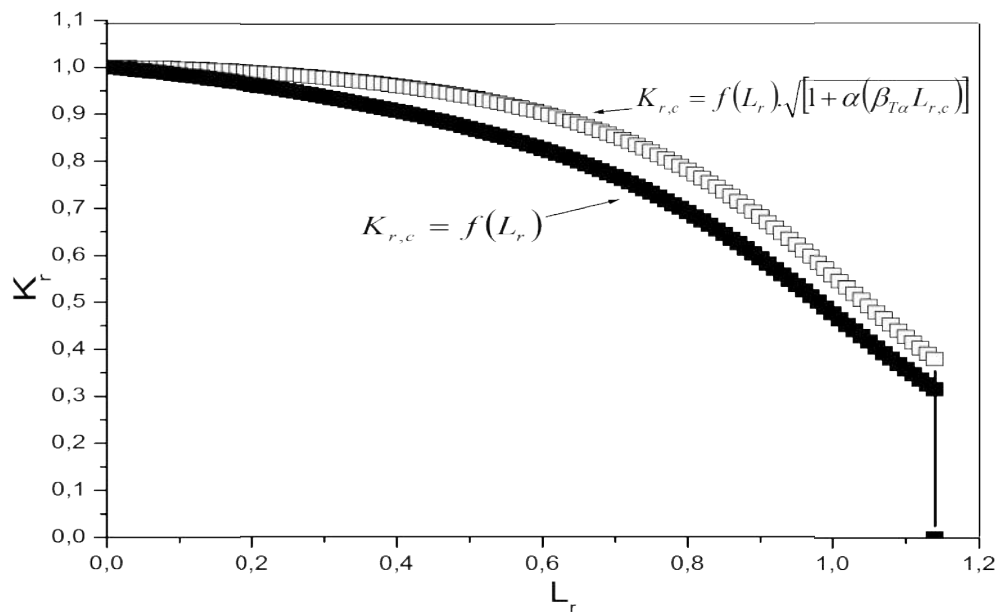


Figure. IV.40. Courbe de défaillance $f(L_r)\beta = 2.5$ et $f(L_r)$ structure.

IV.2.3.4. Facteur de sécurité déterminé par un DCP à modification de contrainte

Le point d'évaluation est défini par les coordonnées suivantes

$$k_r = \sqrt{\frac{\delta_{ap}}{\delta_c}} \quad (\text{IV.24})$$

Où δ_{ap} est le facteur d'intensité de la contrainte de l'entaille appliquée et δ_c est la ténacité à la rupture du matériau.. Dans l'approche traditionnelle, la ténacité du matériau est considérée comme celle déterminée selon la norme avec un spécimen à contrainte élevée. Cette valeur peut être identifiée comme. Par conséquent, une valeur de référence de est donnée par:

$$k_{c,ref}^* = \sqrt{\frac{\delta_{ap}}{\delta_c}} \quad (\text{IV.25})$$

Afin de réduire le conservatisme induit par l'utilisation de l'échantillon à haute contrainte, et compte tenu de l'augmentation de la ténacité due à la perte de contrainte, nous définissons les coordonnées du point d'évaluation consacré à une structure par:

$$k_{c,struct}^* = \sqrt{\frac{\delta_{ap}}{\delta_{c,0}}} \quad (IV.26)$$

Le facteur de sécurité est donc calculé à partir de la distance relative entre le point d'évaluation de la structure et l'origine jusqu'à l'interception avec la courbe d'évaluation de la défaillance modifiée.

Tableau. IV.9. Forces de déformation non dimensionnelles dans la direction longitudinale avec une pression de service de 70 bars.

Orientation du défaut	Type de défaut	$k_{c,ref}^*$	$k_{c,struct}^*$
Direction Longitudinale	Semi-sphérique (ss)	0.16	0.12
	Semi-elliptique (se)	0.18	0.14
	entaille long(ln)	0.25	0.19

Nous considérons ici trois types de défauts, le premier est un défaut central semi-sphérique ressemblant à une fissure avec une profondeur $d = t / 2$; le second un défaut semi-elliptique central de longueur L ($d = t / 2$, $d / L = 0,1$); et le troisième est une entaille centrale longue et arrondie de rayon d'entaille ρ ($d = t / 2$, $d / L = 0,1$, $\rho = 0,15$ mm); figure. IV.41.

La direction du défaut est longitudinale. La pression de service est égale à 70 bars. Le facteur d'intensité de contrainte appliqué a été obtenu en utilisant la méthode volumétrique [86] et est présenté dans le tableau. IV.9. La distribution des contraintes à la pointe de l'entaille a été calculée par la méthode des éléments finis et extraite de [87].

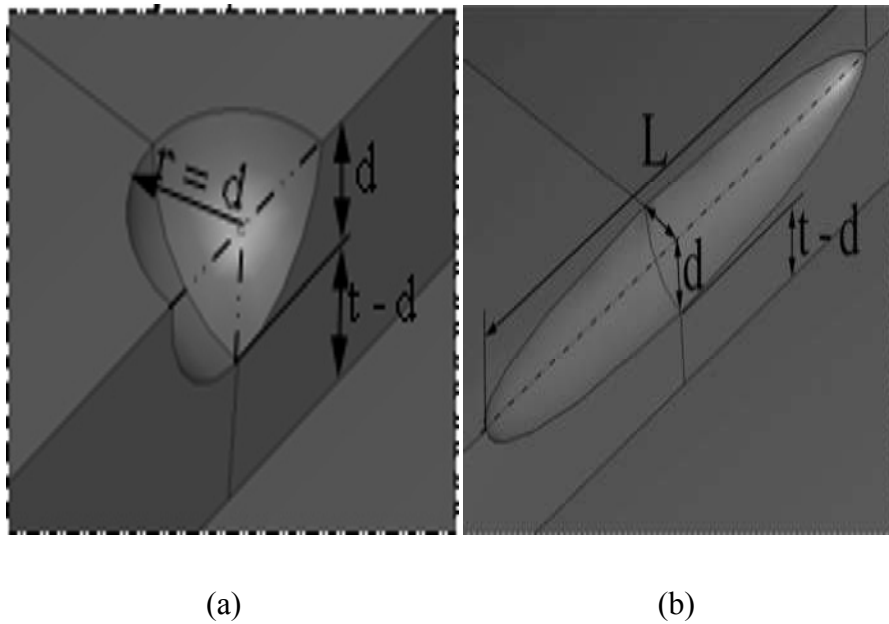


Figure. IV.41. Types de défauts (a) Semi-sphérique central, (b) Semi-elliptique central et (c) Entaille longue longitudinale centrale.

La ténacité de référence est $\delta_{c, 0} = 0,54$ mm et la ténacité de la structure $\delta_{c, 0} = 0,61$ mm correspondant à une contrainte effective critique $\beta, c = 2,1$.

Le facteur de sécurité, défini comme la distance relative entre le point d'évaluation et l'interception du chemin de chargement avec la courbe d'évaluation de la défaillance, a été calculé pour les trois types de défauts. Le facteur de sécurité relatif à la courbe de défaillance de référence est appelé $f_{s,T=0}$, tandis que celui relatif à la courbe de défaillance de la structure est $f_{s,struct}$. Les résultats sont reportés dans le tableau . IV.10.

Tableau. IV 10. Facteurs de sécurité de trois types de défauts (ss), (se), (ln); pression de service 70 bar.

Type de défaut	$f_{s,T=0}$	$f_{s,struct}$	Différence (%)
Semi-sphérique (ss)	3.16	3.36	6.4
Semi-elliptique (se)	3.13	3.29	4.8
longitudinale à bout (ln)	3.04	3.02	2.8

L'utilisation de la courbe d'évaluation des défaillances modifiée par des contraintes induit des facteurs de sécurité plus élevés pour les trois types de défauts et permet de réduire le conservatisme. L'entaille longitudinale à bout émoussé présente les défauts les plus sévères. Dans tous les cas, le facteur de sécurité est supérieur à 2, ce qui est considéré dans l'approche déterministe comme la valeur requise pour une conception sûre.

IV.2.3.5. Conclusion

Afin de tenir compte de l'augmentation de la résistance à la rupture avec la perte de contrainte, le diagramme d'évaluation de la défaillance a été modifié. On suppose que la contrainte effective est proportionnelle au paramètre de chargement non dimensionnel. Cette hypothèse introduite dans la courbe maîtresse de défaillance des matériaux nous permet de connaître la résistance à la rupture pour toute contrainte.

La résistance à la rupture considérée est donc introduite pour modifier la courbe d'évaluation de la défaillance et les coordonnées du point d'évaluation. Ces modifications augmentent légèrement le facteur de sécurité (de moins de 10%); cependant, la ténacité a augmenté de 30% .

Les augmentations mineures du facteur de sécurité obtenues en utilisant une contrainte FAD modifiée ne justifient probablement pas son utilisation.

IV.2.4. Effet de l'hydrogène et de la contrainte sur la courbe de rupture du matériau principal (MMFC) dans les aciers corrodés pour des conduites de gaz

La procédure d'évaluation de la rupture des aciers pour tuyaux de gaz corrodés API 5L a été analysée du point de vue de la mécanique de la rupture par entaille en présence d'hydrogène. La procédure a été déterminée par l'interaction entre la courbe de rupture du matériau et la force d'entraînement de l'entaille. Les courbes de rupture du matériau, basées sur le critère de rupture à trois paramètres de (K-T-A₃) ont été déterminées par des tests expérimentaux pour différents laboratoires.

La force motrice de l'entaille consistait à modéliser un tuyau réel avec une géométrie différente contenant une surface contenant une entaille longitudinale soumise à une pression interne.

La courbe de rupture a montré trois paramètres critiques (K_{Ic} , T_{ef} – A_{3ef} , c) provoquant la résistance à la rupture des aciers pour tuyaux, sa valeur pourrait être appliquée en tant que paramètre d'ingénierie important pour l'évaluation de l'intégrité structurelle des pipelines pendant le fonctionnement à long terme.

IV.2.4.1. Introduction

Des dommages sévères, une faible résistance à la rupture et une pression élevée favorisent une rupture rapide par opposition à défaillance retardé. La mécanique de la rupture est un outil d'évaluation de la nocivité des défauts. Bien que la méthodologie de la mécanique de la rupture a connu des progrès considérables au cours des dernières années, il reste encore un certain nombre de problèmes à résoudre. Un groupe de problèmes tombe principalement sous la rubrique générale si la transférabilité peut être invoquée. Ce concept de la transférabilité des résultats de la mécanique de la rupture est essentielle au succès dans la mécanique de la rupture.

Transférabilité, les résultats d'expériences menées sur de petits échantillons de laboratoire peuvent être utilisés pour prédire le comportement à la rupture d'une grande structure pour laquelle une évaluation est souhaitée. Des tests grandeur nature compliqués, coûteux et parfois impossibles sont ainsi évités. la mécanique classique de la rupture est basée sur une estimation à un paramètre de l'état limite d'un corps fissuré. Récemment des études numériques et expérimentales ont tenté de décrire la rupture en termes de deux ou trois paramètres de rupture [88-90].

La procédure d'essai ASTM E-399 [91] recommande certains types de géométries d'éprouvettes et KIC peut être considéré comme la ténacité à la rupture par déformation plane. Toutes les géométries des échantillons recommandés par ASTM E-399 sont de haute contrainte. l'utilisation de l'échantillon de recommandation d'une géométrie pour les tests crée une «fenêtre ASTM» puisque leurs valeurs T ou A_3 correspondantes sont dans une certaine plage. L' A_3 quantifie le troisième terme de l'expansion du champ de contraintes de Williams [92].

On pense qu'une valeur KIC représente une valeur limite inférieure de la ténacité à la rupture et de l'ASTM E-399 peut ne pas être généralement valide. L'augmentation de la taille d'un échantillon modifie la distribution des contraintes plus proche de la contrainte K . Par conséquent, les spécimens plus gros ont tendance à posséder une meilleure dominance K . Ce peut expliquer pourquoi une grande éprouvette est mieux adaptée aux essais de résistance à la rupture ASTM KIC en plus de la

raison de la taille de la zone en plastique. Ce phénomène limitant la recommandation de l'ASTM et peut être expliqué en utilisant la relation analytique K-T et / ou K-A3 pour l'effets des géométries des échantillons.

Cet article a exploité l'approche de fissure K-T et K-A3 qui a été dérivée d'un rigoureux solution asymptotique et a été développé pour une fracture à deux et trois paramètres. Avec K comme la force motrice et T et A3 un paramètre de contrainte [93-106], cette approche a été utilisé avec succès pour quantifier les contraintes des champs de l'ouverture critique pour diverses géométries proposées et configurations de chargement.

IV.2.4.2. L'approche (k-T-A3) pour les fissures

Il est noté dans [107] qu'il s'agit d'une région ou d'un volume autour du fond de fissure où la déformation plastique se produit. Pour les matériaux fortement sollicités le long du front de fissure, ce volume joue un rôle crucial dans conduire le processus de rupture. Lorsque les régions en plastique avant le front de fissure sont contraintes, distribution en termes de K, se décompose. La manière la plus générale d'étudier les caractéristiques des extrémités proches est probablement pour construire un modèle d'éléments finis complet pour le composant ou l'éprouvette, contenant suffisamment de détails pour permettre la représentation d'événements proches de la pointe.

Le point principal, cependant, est d'établir des tendances et de contribuer ainsi à utiliser des expansions asymptotiques d'ordre inférieur. Sous un tel conditions, et afin de corréliser les effets à plus long terme à un paramètre physique approprié, certains travaux ont simplifié les termes supérieurs et définissent la contrainte T. T_{xx} , ou simplement le T dans la direction xx est définie comme une contrainte constante agissant parallèlement à la fissure et sa magnitude est proportionnelle à la contrainte nominale au voisinage de la fissure.

$$K \approx \sigma_{ij} \sqrt{2\pi r} \cdot f_{ij}(\theta) + T \sqrt{2\pi r} \delta_{1i} \delta_{1j} \quad \text{avec} \quad r \rightarrow \infty \quad (\text{IV.27})$$

La solution de la série élastique linéaire de Williams est utilisée pour décrire les champs de contraintes de fond de fissure.

Trois termes de la solution de Williams, quantifiés par deux paramètres, K pour l'intensité de la champ de contrainte, T et A₃ pour la contrainte de fond de fissure, sont étudiés et jugés suffisants. pour représenter la distribution des contraintes de fond de fissure.

Ayatollahi et al. [108] révèlent que le maximum le long de $\sigma_{\theta\theta}$ n'est pas toujours zéro $\theta = 0$ et la déviation angulaire ne peut se produire que pour des valeurs positives de la contrainte T. Quand La contrainte T est négative le maximum $\sigma_{\theta\theta}$ est toujours le long de la direction de propagation, $\theta = 0$.

En mode I, la rupture se produit lorsque la contrainte tangentielle en un point le long de θ_{max} à un point critique distance r_c du fond de fissure, dépasse la contrainte critique ou maximale σ_c . La contrainte tangentielle $\sigma_{\theta\theta}$ près de la pointe est réécrit comme:

$$\sqrt{2\pi r} \sigma_{\theta\theta} = K_I \cos^3(\theta/2) + T \sqrt{2\pi r} \sin^2\theta + (3/4)A_3 \sqrt{2\pi} r. (5 \cos(\theta/2) - \cos(5\theta/2)) \quad (IV.28)$$

on peut noter $K_{r_{app}} = \sigma_{\theta\theta} 2\pi$, avec K_{app} représente le facteur d'intensité de contrainte appliquée. Au rupture, le facteur d'intensité de contrainte appliqué critique $K_{app,c}$ en utilisant l'équation (IV.28), on a alors:

$$K_{app,c} = (\sigma_{\theta\theta})_{max} = K_c \cos^3(\theta_c/2) + T_c \sqrt{2\pi r_c} \sin^2\theta_c + (3/4)A_{3c} \sqrt{2\pi} r_c. (5 \cos(\theta_c/2) - \cos(5\theta_c/2)) \quad (IV.29)$$

Pour le mode I, en supposant que trois termes suffisant pour caractériser le champ de contraintes au fond de la fissure; nous examinons le cas où la fissure n'est pas courbe, c'est-à-dire le deuxième terme de l'équation (IV.28) ou le T_{stress} disparaît.

L'équation (IV.29) devient:

$$K_{app} = \sigma_{\theta\theta, \theta=0} \sqrt{2\pi r} = K_I + A_3 \cdot r \cdot 3\sqrt{2\pi} \quad (IV.30)$$

Le terme A_3 dans l'expansion de la série Williams a été déterminé en employant une analyse par éléments finis et l'équation (iv.30) peut être réécrite pour un ordre élevé comme:

$$K_{app} = \sigma_{\theta\theta, \theta=0} \sqrt{2\pi r} = K_I + B_3 \cdot r + B_5 \cdot r^2 \quad (IV.31)$$

où

$$B_3 = 3\sqrt{2\pi} A_3 \quad \text{et} \quad B_5 = 5\sqrt{2\pi} A_5$$

Si la distribution du facteur d'intensité de contrainte exprimée par la gauche côté de l'équation (IV.31) est tracé par rapport à la distance du fond de fissure r , un ajustement linéaire aux données donnera la pente m . Ensuite, A_3 peut être obtenu à partir de la pente m , soit $A_3 = m / 3\sqrt{2\pi}$.

Pour le distribution du facteur d'intensité de contrainte dans l'équation IV.31, l'ajustement est une courbe parabolique. Ayant K_{app} et A_3 ont déterminé que les solutions à trois termes de l'équation 5 donnent le fond de fissure proche de contrainte.

IV.2.4.3. Courbe de défaillance matérielle pour l'entraînement

Une procédure de transfert des courbes (K-T) et (K-A3) déterminées à partir d'échantillons non standard ou d'une procédure de structure en flux vers l'ASTM standard est décrite dans cette section. Bien que les pipelines soient fabriqués à partir de matériaux conformes à un certain nombre de spécifications différentes, cette section se concentre sur les tuyaux produits selon la spécification API 5L «Spécification pour les tuyaux de canalisation».

La courbe de rupture de matériau (MFC) est devenue une technologie mature pour caractériser la transition de la ténacité à la rupture.

IV.2.4.4. Examens pour déterminer la contrainte T effective et A_3

Pour déterminer la courbe de rupture du matériau, nous présentons les principes de la mécanique de la rupture par entaille (NFM) appliqués pour étudier la répartition des contraintes à l'extrémité de l'entaille des tuyaux soumis à une pression interne. La Méthode Volumétrique, présentée par Pluvinage [107] est une méthode méso-mécanique appartenant à ce NFM, pour plus de détails voir la Réf. [109]. L'équation de la méthode de différence de contrainte (SDM) est utilisée pour déterminer la contrainte T par rapport aux distances r derrière l'entaille. Il est proposé par Yang et al. [22] en utilisant directement un seul élément fini (FE). Cela correspond aux positions de mode I autour du fond de fissure.

$$T = (\sigma_{xx} - \sigma_{yy})_{r=0, \theta=0} \quad (IV.32)$$

Le facteur d'intensité de contrainte d'entaille, NSIF, est décrit et défini en fonction de la distance effective et de la contrainte effective donnée par la relation:

$$K_{\rho} = \sigma_{eff} \sqrt{2\pi X_{eff}} \quad (IV.33)$$

La contrainte $T_{effective}$, T_{ef} , n'est pas singulière comme $r \rightarrow 0$, mais elle peut se modifier en zone plastique de fond de fissure effective.

T_{ef} peut être réécrite comme:

$$T_{ef} = (1/X_{ef}) \int_0^{X_{ef}} T_{xx}(r) \cdot \phi(r) \cdot dr \quad (IV.34)$$

Contrainte $T_{effective}$ utilisée comme paramètre de contrainte. Cet ajout au paramètre de pointe de l'entaille en plastique classique K_{ρ} fournit une caractérisation efficace à deux paramètres des champs de pointe d'entaille élastiques dans une variété de configurations d'entaille et de conditions de chargement. Avec la méthode volumétrique, nous examinons le cas où la dose de fissure n'est pas courbe, c'est-à-dire le deuxième terme de l'équation IV.34 ou la contrainte T disparaît.

$$K_{eff}^c = \sigma_{\theta\theta, \theta=0} \sqrt{2\pi X_{eff}} = K_{\rho} + 3\sqrt{2\pi} A_{3eff} \cdot r \quad (IV.35)$$

Le terme A_{3eff} dans le développement de la série de Williams a été déterminé sous analyse par éléments finis, définie par la même étape dans la section IV.2.4.6.

IV.2.4.5. Courbe de défaillance du matériau ($K_{\rho,c}$, T_{ef})

L'exploitation de l'approche de la fissure K-T qui a été dérivée d'une solution asymptotique rigoureuse a été développée pour une fracture entaillée à deux paramètres afin de déterminer la courbe de rupture du matériau (MFC). Avec $K_{\rho,c}$ comme force motrice et $T_{ef,c}$, c comme paramètre de contrainte, cette approche a été utilisée avec succès pour quantifier les contraintes des champs de pointe d'entaille pour diverses configurations de géométrie et de chargement proposées.

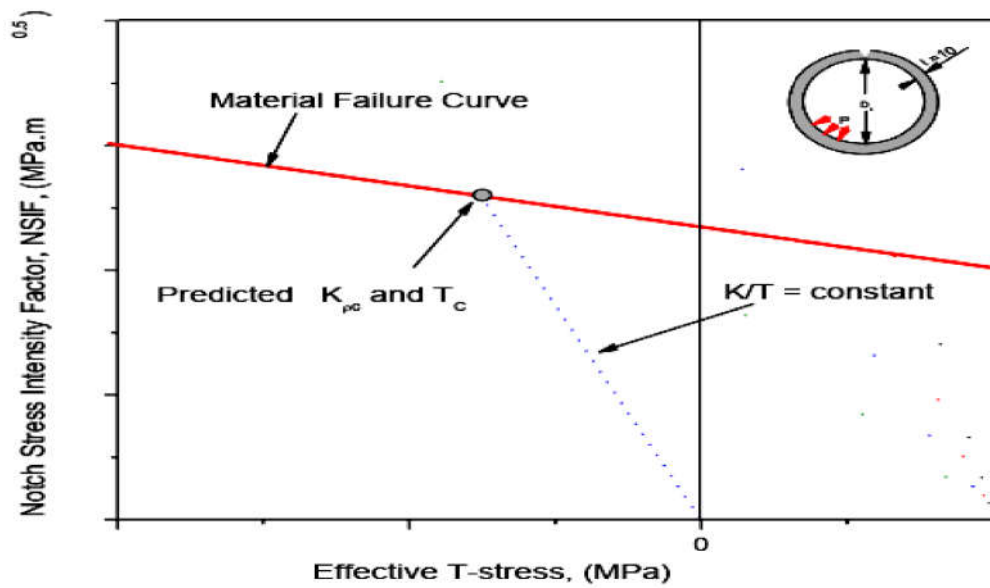


Figure. IV.42. la courbe Prédiction de $K_{\rho,c} = f(T_{ef,c})$

Les points d'évaluation expérimentale ($K_{\rho,c}, T_{ef,c}$) pour quatre géométries d'échantillons (CT, SENT, RT et DCB) avec un rapport d'aspect de l'entaille ($a / t = 0,5$) sont résumés dans la figure. IV.42. Ces points d'évaluation expérimentaux permettent de construire une courbe de rupture de matériau appelée également courbe maîtresse du matériau qui est approchée par l'expression suivant:

$$K_{\rho,c} = a T_{ef,c} + b \quad (\text{IV.36})$$

Où $a = -0,0843$ et $b = 71,6785$

pour le tube d'acier X52 sans hydrogène.

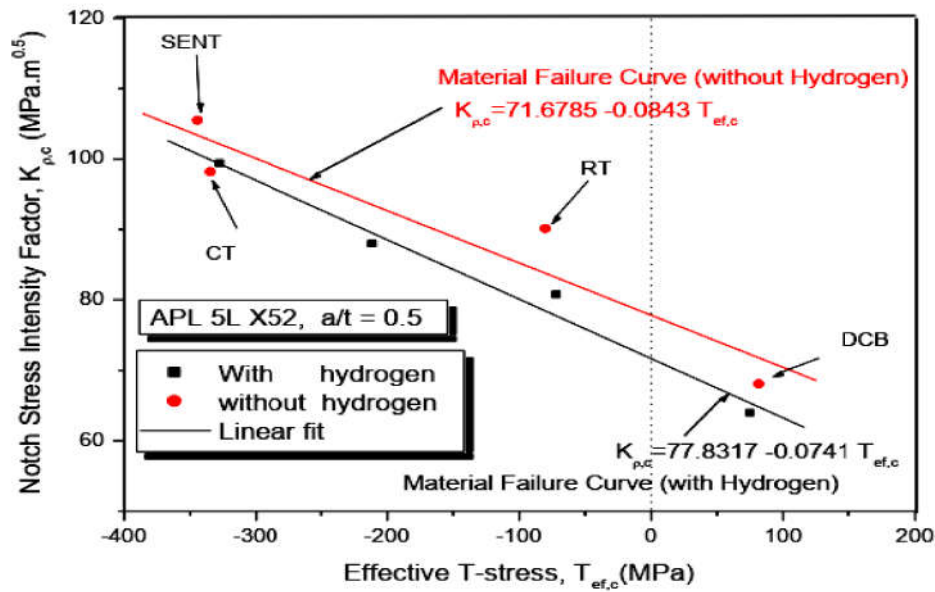


Figure. IV.43. Les points d'évaluation expérimentaux ($K_{p,c}$, $T_{ef,c}$) et la courbe de rupture du matériau $K_{p,c} = f(T_{ef,c})$ pour les tubes en acier X52 avec et sans effet d'hydrogène.

La dégradation du facteur d'intensité de contrainte d'entaille en présence d'une contrainte est comprise entre 5,8 et 9,8% pour les différents échantillons. Le décalage entre le spécimen vierge SENT et le spécimen hydrogéné est faible, cependant une différence concrète notée dans le spécimen DCB (environ 10%).

Cet écart est attribué à l'exploitation des éprouvettes entre l'essai de tension et essai de la flexion. La diminution des valeurs du facteur d'intensité de contrainte d'entaille pour des différentes éprouvettes peuvent s'expliquer par le degré de contrainte. L'augmentation de la limite d'élasticité augmente le paramètre de contrainte.

IV.2.4.6. Courbe de défaillance du matériau ($K_{p,c}$, $A_{3\text{eff}}$)

Pour tout spécimen ou structure défectueuse, une force d'entraînement d'entaille peut être établie en exécutant un FEA élastique linéaire pour la géométrie et toute charge appliquée pour déterminer la paire ($K_{p,c}$, $A_{3\text{eff}}$). Pour une entaille de surface, le front de fissure est une ligne courbe. Une paire ($K_{p,c}$, $A_{3\text{eff}}$) et une force d'entraînement d'entaille à chaque point le long du front d'entaille sont

présentés lorsque la charge de champ lointain est augmentée. En mettant l'ensemble de toutes les forces d'entraînement de l'entaille le long de l'avant de l'entaille, la force d'entraînement de l'entaille pour la surface devient un front incurvé comme illustré sur la figure .IV.44.a.

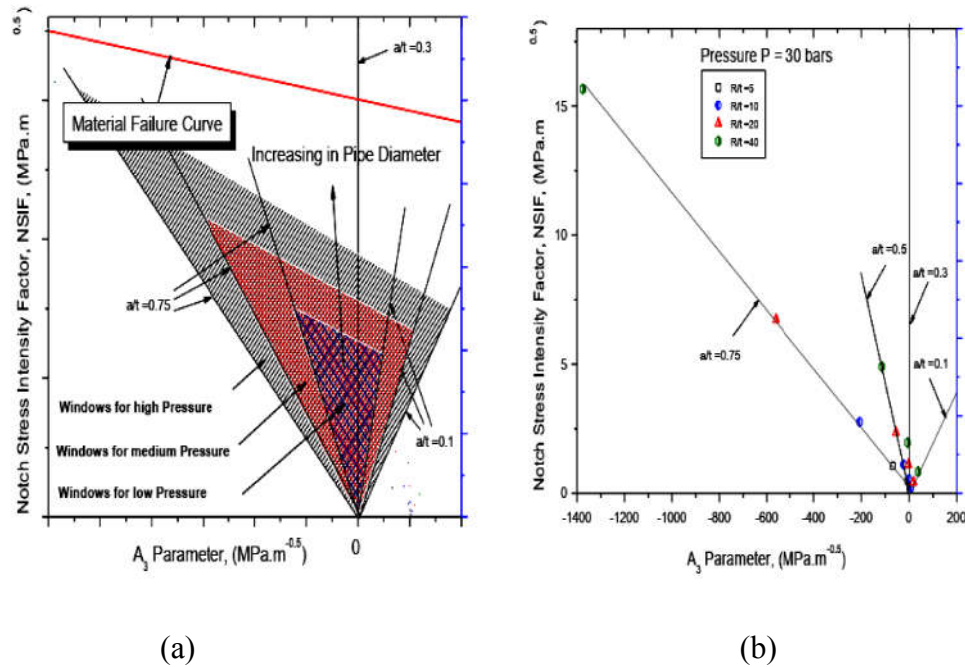


Figure. IV.44. Exemple de la courbe maîtresse dans le plan $(K_{p,c}, A_{3,eff})$ pour différentes pressions et diamètres.

Puisque $(K_{p,c}, A_{3,eff})$ varie d'un point à l'autre le long du front d'entaille pour une charge de champ lointain donnée. Chaque point de la courbe représente la condition de la contrainte d'ouverture en un point particulier du front d'entaille de la fissure de surface. Par exemple, le point gauche de la courbe peut représenter la condition de la contrainte d'ouverture au point le plus profond de l'entaille de surface et le point droit correspondant au point d'intersection du front de fissure avec la surface (Figure. IV.44.b).

Pour les géométries d'éprouvettes communes, la relation entre $K_{p,c}$ et A_3 , est tabulée à partir de calculs numériques pour plus de commodité. Puisque le rapport entre $K_{p,c}$ et $A_{3,eff}$ est une constante pour une géométrie donnée. Sur la figure 44b, le point (0,0) représente la condition d'absence de charge appliquée. Les deux points (0,0) et $(K_{p,c} - A_{3,eff})$ de la force motrice représentée en ligne droite dans le plan $(K_{p,c} - A_{3,eff})$ et l'intersection de la force motrice d'entaille

avec le matériau les rendements des lignes de rupture, déterminés dans [95], ont prédit la structure défectueuse particulière.

IV.2.4.7. Combinaison de MFC ($K_{\rho,c}$, T_{ef} , A_3_{eff})

Récemment, certaines publications ont effectué une analyse complète des champs de fissures d'ordre supérieur dans les matériaux de durcissement à loi de puissance et ont montré qu'une expansion à deux termes n'est pas suffisante pour décrire les champs de pointe proche alors que plus de trois termes sont redondants.

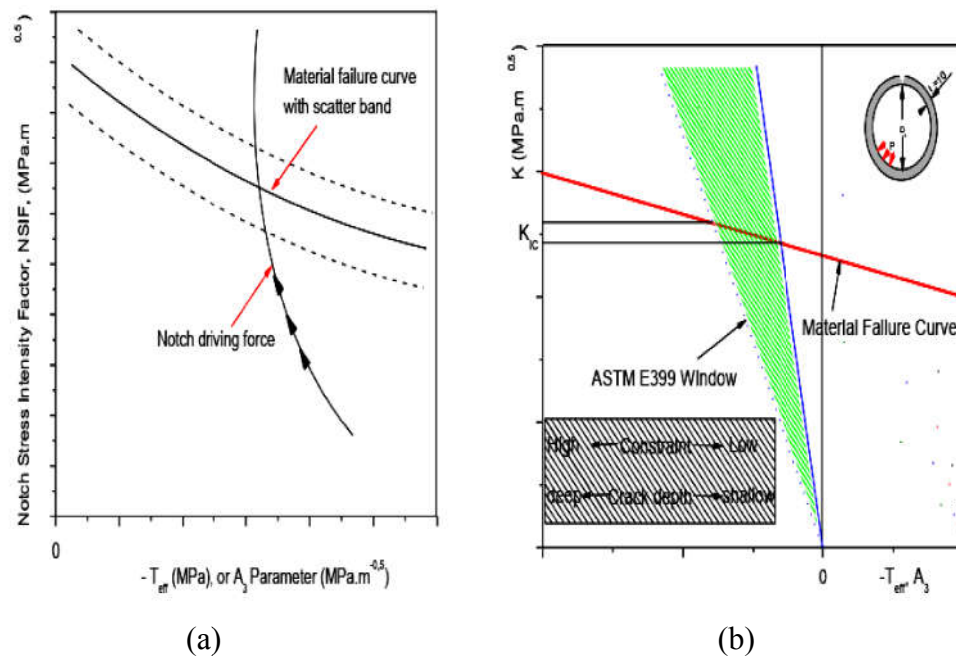


Figure. IV.45. Points de la courbe de rupture du matériau ($K_{\rho,c}$, T_{ef} , A_3_{eff}) et force motrice pour les tubes en acier X52.

A noter que le critère de fracture ($K_{\rho,c}$, T_{ef} , A_3_{eff}) en tout point de l'entaille atteint les valeurs critiques du matériau. Les forces motrices atteignent la courbe intrinsèque de rupture avec une charge croissante. La méthode d'essai ASTM E399 recommande certains types de géométries d'éprouvettes avec une longueur de fissure $\geq 2,5(K_{IC} \sigma_e)^2$, de sorte que K_{IC} puisse être conçu comme la ténacité à la rupture dans la déformation plane du tuyau. Cette situation n'est pas réaliste, car la plupart des pipelines ont une épaisseur ne dépassant pas 25 mm. Toutes géométries d'éprouvettes recommandées par l'ASTM, les confinements ont des contraintes très élevées. La zone

ombrée représente la fenêtre du test ASTM s'il est recommandé d'avoir des profondeurs de $a / t = 0,45$ à $0,55$. (figure .IV.45).

IV.2.4.8. Conclusion

Nous avons adopté les deux termes non évanouissant des solutions en série de Williams ». Les effets des deux termes sur le niveau de contrainte sont étudiés pour des cas extrêmes tels que des entailles très peu profondes ou très profondes.

Nous avons constaté que les termes suivants peuvent ne pas être négligeables pour la longueur de l'entaille. Une approche par méso fracture du problème de transférabilité de la ténacité à la rupture a été proposée. La méthodologie de la fissure (K-T-A3) a été modifiée pour créer le critère de résistance à la rupture à trois paramètres (K_{ρ} - Tef - A3, ef).

Une relation parabolique a été trouvée entre ces trois paramètres et permet de construire une fenêtre de ténacité à la rupture comprenant des données provenant d'une large plage de pression et de géométrie. Des procédures pour déplacer la courbe des propriétés mécaniques entre des pipelines de niveaux de contrainte différents dans le plan sont développées, ce qui permet la détermination de la courbe de transition des structures défectueuses non standard à partir des résultats expérimentaux des échantillons standard d'ou nous avons adopté les deux termes non évanouissant des solutions en série de Williams ».

Les effets des deux termes sur le niveau de contrainte sont étudiés pour des cas extrêmes tels que des entailles très peu profondes ou très profondes. Nous avons constaté que les termes suivants peuvent ne pas être négligeables pour la longueur de l'entaille. Une approche par méso fracture du problème de transférabilité de la ténacité à la rupture a été proposée.

La méthodologie de la fissure (K-T-A3) a été modifiée pour créer le critère de résistance à la rupture à trois paramètres (K_{ρ} - Tef - A3, ef). Une relation parabolique a été trouvée entre ces trois paramètres et permet de construire une fenêtre de ténacité à la rupture comprenant des données provenant d'une large plage de pression et de géométrie. Des procédures pour déplacer la courbe des propriétés mécaniques entre des pipelines de niveaux de contrainte différents dans le plan sont développées, ce qui permet la détermination de la courbe de transition des structures défectueuses non standard à partir des résultats expérimentaux des échantillons standard.



Conclusion Générale

Conclusion Générale

Cette thèse est une avancée scientifique dans le domaine de érosion-corrosion des canalisations et des coudes transportant les matériaux agressives. Elle apporte une bonne analyse d'un problème industriel complexe et multidisciplinaire qui touche la mécanique de la rupture , l'interaction fluide solide en physique et la chimie des matériaux.

Nous avons traité le comportement de structures tubulaire et coudés en service en présence des défauts externe/interne sous des pressions importantes et le concept industriel sur le taux d'érosion-corrosion du surface interne. Les réflexions apportées sont réelles et nous à conclus quelque informations sur plusieurs axe comme par exemple nous nous confirment comme suit:

- ✓ Le taux d'érosion-corrosion peut produire des dommages importants à la surface interne du coude du tuyau. Tandis que les conditions de mise en œuvre contribuent à cette dégradation; plus d'informations nécessaires sur l'influence du flux conditions (sur l'angle d'ouverture de la vanne et la taille de particule la plus dominante, faites un peu plus sur le compréhension du phénomène d'érosion-corrosion des coudes en acier au carbone. Quatre comportements de taux d'érosion se produisent sur le coude du tuyau lorsque l'eau s'écoule par l'ouverture de la vanne qui a été conditionnée par des angles précis (15 °, 30 °, 45 ° et 90 °) et injecté par différentes tailles de particules. Il peut être conclu par le modèle de calcul du taux d'érosion CFD dans les systèmes de tuyauterie qui: (i) Le taux d'érosion diminue lorsque la taille des particules diminue, (ii) Les particules de taille moyenne contribuent à une diminution du taux d'érosion environ 2 fois plus grande que la plus grosse particule et 10 fois plus petite particule et (iii) l'épaisseur de la couche limite est importante pour l'angle de 45 °, 30 ° et le minimum pour le angles [30 ° - 45 °]. Les contraintes ont tendance à augmenter avec la diminution de l'angle d'ouverture de la vanne. nous avons besoin d'un compromis déduit de ces points dessinés avant où l'on estime si la présence de fines particules est le cas le plus probable où cercles dans le circuit du tuyau de dessalement, l'ouverture de la vanne sera ouverte dans des angles de [30°, 45°].
- ✓ Afin de tenir compte de l'augmentation de la résistance à la rupture avec la perte de contrainte, le diagramme d'évaluation de la défaillance a été modifié. On suppose que

la contrainte de contrainte effective est proportionnelle au paramètre de chargement non dimensionnel. Cette hypothèse introduite dans la courbe maîtresse de défaillance des matériaux nous permet de connaître la résistance à la rupture pour toute contrainte. La résistance à la rupture considérée est donc introduite pour modifier la courbe d'évaluation de la défaillance et les coordonnées du point d'évaluation. Ces modifications augmentent légèrement le facteur de sécurité (de moins de 10%); cependant, la ténacité a augmenté de 30% pour le cas spécifique décrit ici. Les augmentations mineures du facteur de sécurité obtenues en utilisant une contrainte FAD modifiée ne justifient probablement pas son utilisation.

- ✓ Dans cette étude, les résultats numériques confirment la forte influence de la géométrie et de la position des défauts sur la durée de vie des conduites sous pression de service. La géométrie des défauts de corrosion simples (longueur, largeur et profondeur) affecte de manière marquée la distribution locale des contraintes et des contraintes, jouant un rôle essentiel dans la prévision de la pression de rupture du tuyau. La valeur de la profondeur du défaut de corrosion est plus sensible que celle des longueurs. Les résultats obtenus permettront de discuter de l'interaction de deux défauts dans les directions longitudinale et circonférentielle sous pression de service. Sur la base de la contrainte d'ouverture, en tant que contrainte dominante et responsable de la défaillance probable de la conduite, des distances d'interaction critiques sont données pour deux directions et permettent de recatégoriser la colonie de défauts en un seul défaut. Ces informations essentielles sont nécessaires pour réparer les canalisations présentant des défauts de corrosion affectant la sécurité des canalisations sous pression de service. La réparation à l'aide de manchons de réparation composites augmente le facteur de sécurité obtenu avec le diagramme d'évaluation des défaillances. Cependant, avant de réparer, il est nécessaire de s'assurer que le point d'évaluation est dans le domaine de la sécurité, c'est-à-dire que le facteur de sécurité est supérieur à 2. Cela donne une indication de la limite de cette technique de réparation.
- ✓ Nous avons adopté les deux termes non évanouissant des solutions en série de Williams ». Les effets des deux termes sur le niveau de contrainte sont étudiés pour des cas extrêmes tels que des entailles très peu profondes ou très profondes. Nous avons constaté que les termes suivants peuvent ne pas être négligeables pour la longueur de l'entaille. Une approche par méso fracture du problème de transférabilité de la ténacité à la rupture a été proposée.

La méthodologie de la fissure (K-T-A3) a été modifiée pour créer le critère de résistance à la rupture à trois paramètres (K_{ρ} - Tef - A3, ef). Une relation parabolique a été trouvée entre ces trois paramètres et permet de construire une fenêtre de ténacité à la rupture comprenant des données provenant d'une large plage de pression et de géométrie. Des procédures pour déplacer la courbe des propriétés mécaniques entre des pipelines de niveaux de contrainte différents dans le plan sont développées, ce qui permet la détermination de la courbe de transition des structures défectueuses non standard à partir des résultats expérimentaux des échantillons standard.



Référence bibliographiques

Référence bibliographiques

- [1] Nekkaa Bahria, Réparation d'un gazoduc corrodé par un système composite stratifié, de Doctorat, université d'Oran-Algrie, 2019.
- [2] Bettayeb Mourad, Contribution à l'étude de la fiabilité en présence de défauts de joints de soudures et de corrosion, dans les canalisations de transport d'hydrocarbures, Thèse de Doctorat, université m'hamed bougara-boumerdes- Algérie, 2016.
- [3] <https://www.energy.gov.dz/?Rubrique=activite-transport-par-canalisation>, consulter le 25/01/2021.
- [4] Transports d'hydrocarbures, les « robinets » de la géopolitique Publié le 29 oct. 2007. <https://www.lesechos.fr/2007/10/transports-dhydrocarbures-les-robinets-de-la-geopolitique-543895>, 29 octobre 2007.
- [5] <https://www.liberte-algerie.com/actualite/fuites-de-petrole-et-incendies-dans-deux-pipelines-a-el-oued-344986/print/1>, consulter le 25/01/2021.
- [6] The Joint Risk Management Standard Team ACPRE, Risk Management Program Standard" (for use in the Pipeline Risk Management Demonstration Program), The Office of Pipeline Safety, American Petroleum Institute, Interstate Natural Gas Association of America, National Association of Pipeline Safety Representatives, Gas Research Institute, 1996.
- [7] Ben Amara Mohamed, Caractérisation mécanique d'un acier destiné au transport du CO₂ Supercritique, thèse de Doctorat de l'université de lorraine 2015.
- [8] Bellahcene tassadit, étude de la nocivité des défauts dans les canalisations sous environnement hydrogène, , thèse de Doctorat de l'Université Mouloud Mammeri de Tizi-Ouzou- Algérie, 2012.

- [9] Mohammed Hadj Meliani, Approche globale a deux paramètres ($k\rho$ - $t\rho$) estimation des contraintes de confinements dans des structures portant des entailles, thèse de Doctorat de l'université Paul Verlaine de Metz 2009.
- [10] B. Fang, R.L. Eadie, M. Elboujdaini, and W. Chen, Transition from Pits to Cracks in Pipeline Steel in Near-Neutral pH Solution, 12th ICF, Canada, July 2009.
- [11] Pauline Huguenin, Amorçage des fissures de corrosion sous contrainte dans les aciers inoxydables austénitiques pré-déformés et exposés au milieu primaire des réacteurs à eau sous pression l'École nationale supérieure des mines de Paris 2013.
- [12] Norme ISO 6520, Classification des défauts dans les soudures par Fusion des Métaux, avec Commentaires Explicatifs, 1982.
- [13] Griffith A.A. The phenomena of ruptures and flow in solids, transactions. Royal soc. London, série A, p.163-198,1920.
- [14] B. Mechab, Analyse numérique de l'endommagement des pipes, Thèse de doctorat de l'université Djillali Liabes de Sidi bel-Abbes -Algérie 2011.
- [15] Westergaad H.M. Bearing pressures and cracks, Trans.ASME,Journal. Appl. Mech, 1939.
- [16] Irwin G.R, Analysis of stress and strains near the end of a crack traversing a plate. Journal of Applied Mechanics, vol.24, pp. 361-364.1957, 2010.
- [17] D. François, A. Pineau, A. Zaoui, Comportement mécanique des matériaux, Ed. Hermes, Paris, 1993.
- [18] D. Miannay, Mécanique de la rupture, Les éditions de Physique, Monographie de Matériologie, Courtaboeuf, 1995.
- [19] N. Recho, Mécanique de la rupture par fissuration : aspects théorique, conceptuel et numérique (Traité MIM, série Matériaux), 2012.
- [20] Tahar Nateche, Réhabilitation et Renforcement des Canalisations sous pression en présence des défauts de surfaces, thèse de doctorat de l'université des sciences et de la technologie Mohamed Boudiaf-Algérie, 2015.

- [21] M. Hadj Meliani^{1,2}, G. Pluvinage², J. Capelle², Gouge Assessment for Pipes and Associated Transferability Problem, Tech Publications, Switzerland, doi:10.4028/www.scientific.net/DDF.294.15, Defect and Diffusion Forum Vol. 294 pp 15-25, 2009.
- [22] G. Pluvinage, Notch effects in fatigue and Fracture, *Editor Kluwer*, ISBN1-4020-1609-3, 2001.
- [23] Fu B., Kirkwood M. K., Predicting failure pressure of internally corroded linepipe using the finite element method, The 14th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE) Vol. 5, 175-184, 1995.
- [24] Bjørnøy O.H., Sigurdsson G., Cramer E.H., Fu B., Ritchie D., Introduction to DNV-RPF101 ''Corroded Pipelines''. Newfoundland, Canada 1999.
- [25] Luc Lam Thanh., Acceptabilité de défauts en rupture fragile dans les soudures d'acier pour tubes : Modeles FAD et Approche locale. Thèse soutenue à l'ensm de Paris, France 2003.
- [26] B. Poulson, advances in understanding hydrodynamic effects on corrosion, Corrosion science, Vol.35 Nos 1-4, pp.655-665, 1993.
- [27] S. Abulnoun Ajeel, Mohammed Abdullateef, Damaging of Steel-Oil Pipes by Erosion and Erosion -Corrosion Phenomena, The Iraqi Journal For Mechanical And Material Engineering, Vol.10, No.1, 2010.
- [28] L. Zeng, G.A. Zhang, X.P. Guo, Erosion–corrosion at different locations of X65 carbon steel elbow, Corrosion Science 85, 318–330, 2104.
- [29] M. Pluviose, Investigation of flow in pipe bends. Design of a special water separator, La Houille Blanche Number 2-3, Mars 1979
- [30] I. Hutchings, Wear by particulates., Chemical Engineering Science, 42(4): p. 869-878, 1987.
- [31] International Standard ISO 7539-9, Corrosion of metals and alloys – Stress corrosion testing, Part 9: Preparation and use of pre-cracked specimens for tests under rising load or rising displacement, 2003.

- [32] Francisco José de Souza, Numerical analysis of the effects brought by a twisted tape insert in elbow erosion" Université fédérale d'Uberlândia - UFU Faculté d'ingénierie mécanique Programme d'études supérieures Superviseur de Souza Uberlândia - MG - Brésil, 2018.
- [33] Akram Alhussein, Transport et stockage des dérives pétrolières problématique d'endommagement des pipes par érosion de sable et par hydrogène, thèse de doctorat de l'université Paul Verlaine de Metz, 2010.
- [34] Shrestha, Suman Kumar, Corrosion and erosion-corrosion of High Velocity Oxy-Fuel (HVOF) sprayed niobium coatings. thèse de PHD de l'université Glasgow Russia 2000.
- [35] G.I. Parslow, D.J. Stephenson, J.E. Strutt, S. Tetlow, Investigation of solid particle erosion in components of complex geometry, *Wear* 233-235, p. 737-745, 1999.
- [36] Research and Reviews, erosion-corrosion in oil and gas production, *Materials Science and Chemistry* Vol. 2, Issue 1, 2013, Pages 19-60 ISSN 2319-6920, <http://jyotiacademicpress.net>, March 30, 2013 .
- [37] G. Stachowiak, Andrew, W. Batchelor, *Engineering tribology*, livre édition 4, 2013.
- [38] Mohamed Shehadeh , Ibrahim Hassan , Hany Mourad , Hassan EL-Gamal, Monitoring, Erosion-Corrosion in Carbon Steel Elbow Using Acoustic Emission Technique, 30th European Conference on Acoustic Emission Testing & 7th International Conference on Acoustic Emission , University of Granada, 12-15 September 2012
- [39] A. Levy and F.Y. Man, Surface degradation of ductile metals in elevated temperature particle gas streams, *Wear* (111), p. 173-186, 1986.
- [40] A M Lospa¹, C Dudu¹, R G Ripeanu¹ and A Dinita, CFD Evaluation of sand erosion wear rate in pipe bends used in technological installations, *IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering* 514 (2019) 012009.
- [41] Chaib Adraa Mohamed Amine/Benali Ali, Inspection d'une corrosion et dégradation d'un coude : Etude de cas d'une station de dessalement, thèse de licence de l'université Hassiba Ben bouali -Chlef- Algérie, 2018.
- [42] <Http://www.sunnysteel.com/din-17175.php>, consulter le 25/01/2021.

- [43] John M. Pietralik, The Role of Flow in Flow-Accelerated Corrosion under Nuclear Power Plant Conditions, E-Journal of Advanced Maintenance Vol.4 No.2 (63-78), 2012.
- [44] M. Shehadeh, Mohammed Anany and Ibrahim Hassan, Investigating the effect of slurry seawater flow in carbon-steel elbows, Journal of Mechanical Engineering and Sciences (JMES), ISSN (Print): 2289-4659; e-ISSN: 2231-8380; Volume 5, pp. 592-601, December 2013.
- [45] D. Ramajoa, M. Raviculéb, R. Beninib, S. Marquez Damiana, M. Stortia and N. Nigroa, diagnose and prediction of erosion-corrosion, Damage in a pipeline transporting reduced crude oil from the heater to the vacuum distillation tower, Mecánica Computacional Vol XXVIII, page. 1621- 1639, 2009.
- [46] Chen, X. H.; mclaury, B. S.; Shirazi, S. A, Application and experimental validation of a computational fluid dynamics. (CFD)-based erosion prediction model in elbows, plugged tees // Computers & Fluids. 33, pp. 1251–1272, 2004.
- [48] Ruben Cuamatzi-Mele´ndez, MA Hernandez Rojo, AO Va´zquez-Herna´ndez and Francisco L Silva-Gonza´lez , Predicting erosion in wet gas pipelines/ elbows by mathematical formulations and computational fluid dynamics modelling, J Engineering Tribology0(0) 1–21, 2017.
- [49] Halima Hadžiahmetović, Nedim Hodžić, Damir Kahrimanović, Ejub Džaferović, computational fluid dynamics (cfD) based erosion prediction model in elbows, Technical, Gazette 21, 275-282, 2014.
- [50] IAIN Finnie, Erosion of surfaces by solid particles // Wear. 3, pp. 87–103, 1960.
- [51] Source pdf sur solidworks version 2015.
- [52] Y. P. Asmara¹, M. F. Ismail, L. Giok Chui, Halimi, Jamiludin, Predicting Effects of Corrosion Erosion of High Strength Steel Pipelines Elbow on CO₂-Acetic Acid (hac) Solution, Materials Science and Engineering 114, 2128, 2016.
- [53] Hadj Meliani, M., Bouledroua, O., Alhussein, A., Matvienko, Y.G., Pluvinage, G, Some aspects sandblasting and hydrogen on the material master failure curve in engineering fracture mechanics, Anales de Mecánica de la Fractura, vol. 32, 2015.

- [54] Hadj Meliani, M., Azari, Z., Matvienko, Yu. G., Pluvinage, G, The effect of hydrogen on the master failure curve of APL 5L gas pipe steels, *Procedia Eng.* 10, 942–947, 2011.
- [55] Hadj Meliani, M., Bouledroua, O., Ould-m'beirick, M., El-miloudi, K., Neggaz, Dj., Nateche, T., El-azzizi, A., Bokort, H., Houari, F., Pluvinage, G, The Two-Parameter Approach for Fracture Mechanics, Some Industrial Applications, *Fracture at all Scales*, Springer, Berlin, pp. 105–134, 2017.
- [56] Roberts, K.A., Pick, R.J., Correction for longitudinal stress in the assessment of corroded line pipe. In: *Proceedings of Second International Pipeline Conference (IPC 1998)*, Calgary, Alberta, Canada, American Society of Mechanical Engineers, pp. 553–561, 1998.
- [57] Ritchie, D., Last, S.: Burst criteria of corroded pipelines, defect acceptance criteria, Paper 32. In: *Proceedings of the EPRG/PRC 10th Biennial Joint Technical Meeting on Line Pipe Research*, Cambridge, UK, pp. 32-1–32-11, 1995.
- [58] Mok, D.R.B., Pick, R.J., Glover, A.G., Hoff, R, Bursting of line pipe with long external corrosion, *Int. J. Press. Vessels Pip.* 46, 195–216, 1991.
- [59] Hadj Meliani, M., Matvienko, Y.G., Pluvinage, G., Corrosion defect assessment on pipes using limit analysis and notch fracture mechanics. *Eng. Fail. Anal.*, 2010.
- [60] Elazzizi, A., Hadj Meliani, M., Khelil, A., Pluvinage, G., Matvienko, Y.G, The master failure curve of pipe steels and crack paths in connection with hydrogen embrittlement, *Int. J Hydrogen Energy*, 40(5), 2295–2302, 2015.
- [61] Hadj Meliani, M., Bouledroua, O., Azari, Z., Sorour, A., Merah, N., Pluvinage, G, The inspections, standards and repairing methods for pipeline with composite: a review and case study. In: Ambriz, R.R. et al. (eds.) *Proceedings of the 17th International Conference on New Trends in Fatigue and Fracture*, Springer International Publishing, AG, (2018).
- [62] Matvienko, Y.G, Local fracture criterion to describe failure assessment diagrams for a body with crack/notch. *Int. J. Fract.* 124, 107–12, 2003.
- [63] Adib-Ramezani, H., Jeong, J., Pluvinage, G, Structural integrity evaluation of X52 gas pipes subjected to the external corrosion defects using the SINTAP procedure, *Int. J. Press Vessels Pip.* 83, 420–432, 2006.

- [64] Adib, H., Jallouf, S., Schmitt, C., Carmasol, A., Pluvinage, G.: Evaluation of the effect of corrosion defects on the structural integrity of X52 gas pipelines using the SINTAP procedure and notch theory. *Int. J. Press Vessels Pip.* 84, 123–131, 2007.
- [65] Hadj Meliani, M., Azari, Z., Pluvinage, G., Capelle, J.: Gouge assessment for pipes and associated transferability problem. *Eng. Fail. Anal.* 17, 1117–26, 2010.
- [66] Bouledroua, O., Elazzizi, A., Hadj Meliani, M., Pluvinage, G., Matvienko, Y.G, T-stress estimation by the two-parameter approach for a specimen with a v-shaped notch. *J, Appl. Mech. Tech. Phys.* 58(3), 546–555, 2017.
- [67] Bouledroua, O., Hadj Meliani, M., Pluvinage, G, Assessment of pipe defects using a constraint-modified failure assessment diagram *J. Fail Anal. Prev*, 2016.
- [68] Meriem-Benziane, M., Abdul-Wahab, S.A., Zahloul, H., Babaziane, B., Hadj-Meliani, M., Pluvinage, G.: Finite element analysis of the integrity of an API X65 pipeline with a longitudinal crack repaired with single-and double-bonded composites. *Compos. Part B Eng.* 77, 431–439, 2015.
- [69] Zelmati, D., Ghalloudj, O., Amirat, A.: Correlation between defect depth and defect length through a reliability index when evaluating of the remaining life of steel pipeline under corrosion and crack defects. *Eng. Fail. Anal.* 79(1), 171–185, 2017.
- [70] American National Standard Institute (ANSI)/American Society of Mechanical Engineers (ASME). *Manual for determining strength of corroded pipelines*, ASME B31G, 1984.
- [71] ASME B31G-2009: *Manual for Determining the Remaining Strength of Corroded Pipelines[S]*. American Society of Mechanical Engineers, New York, 2009.
- [72] ASME B31G: *Manual for Determining the Remaining Strength of Corroded pipelines. Supplement to the ASME B31 Code for Pressure Piping*, 2012.
- [72] Canadian Standard Association: *Oil and gas pipeline systems. CSA standard Z662-15*, Mississauga, Ontario, Canada, 2015.
- [73] DNV-RP-F101: *Corroded Pipelines*. Det Norske Veritas, Norway, 2015.

- [74] ANSYS: <http://www.ansys.com/products/academic>, consulter le 25/01/2021.
- [75] Chandra, B., Mondal, B.C.: Burst Pressure Assessment for Pipelines With Multiple Corrosion Defects. Canadian society for civil engineering, June 1–4, 2016.
- [76] Kiefner, J.F., Vieth, P.H.: Evaluating pipe conclusion: PC program speeds new criterion for evaluating corroded pipe. *Oil Gas J.* 88(34), 91–93, 1990.
- [77] Pipeline Operator Forum Document: Specifications and requirements for intelligent pig inspection of pipelines. Version 3.2, 2005.
- [78]. SINTAP: Structural Integrity Assessment Procedure, Final Report E-U project BE95-1462 Brite Euram Programme Brussels, 1999.
- [79] Harrison R.P., Milne, I., Loos more, K.: Assessment of the integrity of structures containing defects. Central Electricity Generating Board Report R/H R6 Revision 1, Leatherhead, Surrey, UK 1977.
- [80] RCC-mrx 2015—EN Design and Construction Rules for mechanical components of nuclear installations: high-temperature, research and fusion reactors, AFCEN, Paris 2015.
- [81] Pluvinage, G., Ténacité des aciers à basse et moyenne résistance application du critère d'écartement critique de fissuration. thèse de Ph.D Lille, 1973.
- [82] Han, K., et al, The effect of constraint on CTOD fracture toughness of API X65 steel, *Eng. Fract. Mech.*, 124-125: 167-181. 10.1016/j.engfracmech.2014.04.014, 2014.
- [83] Pluvinage, G., Capelle, J., Hadj Meliani, M, A review of fracture toughness transferability with constraint and stress gradient, *Fatig. Fract. Eng. Mater. Struct.*, 37(11): 1165-1185. Doi: 10.1111/ffe.12232, 2014.
- [84] American National Standard Institute (ANSI)/American Society of Mechanical Engineers (ASME). Manual for determining strength of corroded pipelines, ASME B31G, 1984.
- [85] Bouledroua, O., Hadj Meliani, M., Pluvinage, G, Assessment of pipe defects using a constraint-modified failure assessment diagram, *J Fail. Anal. And Preven.*, 17(1): 144-153. Doi: 10.1007/s11668-016-0221-z, 2017.

- [86] Pluvinage, G., Gjonaj, M. (Eds.), Notch Effects in Fatigue and Fracture, Springer Netherlands, 2001.
- [87] Adib-Ramezani, H., Jeong, J., Pluvinage, G, Structural integrity evaluation of X52 gas pipes subjected to external corrosion defects using the SINTAP procedure, *Int. J Press. Ves. Piping*, 83(6): 420-432, 2006.
- [88] Hadj Meliani, M., Benarous, M., Azari, Z. And Pluvinage, G, Constraint parameter for a longitudinal surface notch in a pipe submitted to internal pressure. In *Key Engineering Materials* (Vol. 399, pp. 3-11), 2009.
- [89] Hadj Meliani, M., Matvienko, Y.G. and Pluvinage, G, Two-parameter fracture criterion (K_{Ic} , $c-T_{eff}$, c) based on notch fracture mechanics. *International Journal of Fracture*, 167(2), pp.173-182, 2009.
- [90] Chao, Y.J., Liu, S. And Broviak, B.J, Brittle fracture: variation of fracture toughness with constraint and crack curving under mode I conditions. *Experimental Mechanics*, 41(3), pp.232-241, 2001.
- [91] Norme ASTM E813-89, 'Standard Test Method for J_{Ic} , A measure of fracture toughness', Avril 1991.
- [92] Williams ML. On the stress distribution at the base of stationary crack. *ASME J Appl Mech* 24: 109-14. 1957.
- [93] Bouledroua, O., Hadj Meliani, M. And Pluvinage, G., Assessment of pipe defects using a constraint-modified failure assessment diagram. *Journal of Failure Analysis and Prevention*, 17(1), pp.144-153, 2017.
- [94] Amara, M., Bouledroua, O., Hadj Meliani, M., Muthanna, B.G.N., Tahar Abbes, M., Pluvinage, G, Assessment of pipe for CO₂ transportation using a constraint modified CTOD failure assessment diagram, *Structural integrity and life*, 18(2), pp. 149–153, 2018.
- [95] Hadj Meliani, M., Azari, Z., Al-Qadhi, M., Merah, N. And Pluvinage, G, A two <https://doi.org/10.3221/IGF-ESIS.49.44>; 2015.

- [96] Muthanna, B.G.N., Bouledroua, O., Meriem-Benziane, M., Hadj-Meliani, M., Pluvinage, G. And Suleiman, R.K., Numerical study of semi-elliptical cracks in the critical position <https://doi.org/10.3221/IGF-ESIS.49.44>; 2019.
- [97] Mouwakeh, M., Masri, S., Hadj Meliani, M., Suleiman, R.K., Pluvinage, G. And naitabdelaziz, M, Analytical and numerical investigation using limit analysis on the ductile failure of pipes containing surface cracks. *Engineering Failure Analysis*, 104, pp.480-489, 2019.
- [98] Amara, M., Bouledroua, O., Meliani, M.H., Azari, Z., Abbess, M.T., Pluvinage, G. And Bozic, Z, Effect of corrosion damage on a pipeline burst pressure and repairing methods. *Archive of Applied Mechanics*, 89(5), pp.939-951, 2019.
- [99] Bouledroua, O., Hadj Meliani, M., Azari, Z., Sorour, A., Merah, N. And Pluvinage, G, Effect of sandblasting on tensile properties, hardness and fracture resistance of a line pipe steel used in algeria for oil transport. *Journal of Failure Analysis and Prevention*, 17(5), pp.890-904, 2017.
- [101] Bouledroua, O., Elazzizi, A., Hadj Meliani, M.H., Pluvinage, G. And Matvienko, Y.G, T-stress estimation by the two-parameter approach for a specimen with a V-shaped 8 notch. *Journal of Applied Mechanics and Technical Physics*, 58(3), pp.546-555, 2017.
- [102] Hadj Meliani, M., Bouledroua, O., Ould-m'beirick, M., El-miloudi, K., Neggaz, D., Nateche, T., El-azzizi, A., Bokort, H., Houari, F. And Pluvinage, G, The Two-Parameter Approach for Fracture Mechanics: Some Industrial Applications, *Fracture at all Scales*, 2017.
- [103] Hadj Meliani, M., Bouledroua, O., Ould-m'beirick, M., Elmiloudi, K., Sadou, M. And Pluvinage, G, Crack Path Stabilisation and T-Stress Estimation in Connection with the Global Approach for Inclined Notches. In *Applied Mechanics, Behavior of Materials, and Engineering Systems* (pp. 101-116). Springer, Cham, 2017.
- [104] Bouledroua, O., Hadj Meliani, M. And Pluvinage, G, A review of T-stress calculation methods in fracture mechanics computation. *Nature & Technology*, (15), p.20, 2016.
- [105] Mbereick, M.O., Bouledroua, O., Azari, Z. And Hadj Meliani, M, Proposal Method to calculate T-stress by Modified Stress Difference Method (MSDM) for Specimens with Unotches. *Nature & Technology*, (13), p.27, 2015.

- [106] Hadj Meliani, M., Azari, Z., Al-Qadhi, M., Merah, N. And Pluvinae, G, . A twoparameter approach to assessing notch fracture behaviour in clay/epoxy nanocomposites. *Composites Part B: Engineering*, 80, pp.126-133, <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2015.05.034>, 2015.
- [107] Pluvinae, G, *Fracture and fatigue emanating from stress concentrators*. Springer Science & Business Media, 2007.
- [108] Ayatollahi, M.R., Pavier, M.J. and Smith, D.J, Determination of T-stress from finite element analysis for mode I and mixed mode I/II loading. *International journal of fracture*, 91(3), pp.283-298, 1998.
- [109] Yang, B. And Ravi-Chandar, K, Evaluation of elastic T-stress by the stress difference method. *Engineering Fracture Mechanics*, 64(5), pp.589-605, 1999.
- [110] S. Abulnoun Ajeel , Mohammed Abdullateef Ahmed, Damaging of Steel-Oil Pipes by Erosion and Erosion -Corrosion Phenomena, *The Iraqi Journal For Mechanical And Material Engineering*, Vol.10, No.1, 2010.
- [111] L. Zeng, G.A. Zhang □, X.P. Guo, Erosion–corrosion at different locations of X65 carbon steel elbow. *Corrosion Science* 85, 318–330, 2014.
- [112] M. Pluviose, Investigation of flow in pipe bends. Design of a special water separator, *La Houille Blanche* Number 2-3, Mars 1979.
- [113] B. Poulson, advances in understanding hydrodynamic effects on corrosion, *Corrosion science*, Vol.35 Nos 1-4, pp.655-665, 1993.