

Sommaire

INTRODUCTION GENERALE	19
CHAPITRE I. ANALYSE BIBLIOGRAPHIQUE	24
I.1 INTRODUCTION	24
I.2 PROCESSUS DE FABRICATION DES PIPELINES	25
I.2.1 Les tubes soudés sous forme spirale.....	25
I.2.2 Les tubes soudés sous forme longitudinale	26
I.2.3 Les tubes sans soudure	27
I.3 MATERIAUX POUR TUBES	28
I.3.1 Elaboration des aciers pour tubes.....	28
I.3.2 Caractéristiques métallurgiques.....	29
I.4 LES MODES DE DEGRADATION.....	32
I.4.1 Mécanismes de dégradation et modes de défaillance	32
I.4.1.1 Introduction.....	32
I.4.2 Mécanismes de dégradation en mécanique	33
I.4.3 Résistance à la charge extrême.....	37
I.4.4 Mécanismes de rupture	37
I.4.5 Résistance à la plastification	38
I.4.6 Rupture par fissuration.....	38
I.4.7 Fatigue.....	40
I.4.8 Fluage	41
I.4.9 Corrosion	41
I.5 LES MODELES DE DEGRADATION	43
I.5.1 Corrosion	43
I.5.2 Erosion-corrosion	47
I.5.3 Fatigue-corrosion	48
I.5.4 Usure	50
I.6 Conclusion	51
CHAPITRE II. FIABILITE MECANIQUE DES PIPELINES	53
II.1 Introduction	53
II.2 Analyse de la fiabilité des structures mécaniques.....	54
II.2.1 Problématique.....	54
II.2.2 Variables aléatoires	55

II.3 Description des variabilités.....	56
II.4 Fonction de performance	60
II.5 Indicateurs de fiabilité.....	61
II.6 Simulation de Monte Carlo.....	62
II.7 Méthodes d'approximation FORM/SORM	63
II.8 Analyse de sensibilité fiabiliste	67
II.9 Complexité du couplage mécano-fiabiliste.....	69
II.10 Application aux pipelines	70
II.11 Conclusion	71
CHAPITRE III. DEGRADATION DES PIPELINES	73
III.1 Introduction	73
III.2 Dommages mécaniques	74
III.2.1 Conséquences.....	74
III.2.2 Causes.....	75
III.2.3 Topologie.....	76
III.3 Corrosion externe	80
III.3.1 Conséquences.....	80
III.3.2 Causes.....	80
III.3.3 Topologie.....	80
III.4 Corrosion interne.....	83
III.4.1 Conséquence	83
III.4.2 Causes.....	83
III.4.3 Topologie.....	83
III.5 Percements et fuites.....	85
III.5.1 Conséquences.....	85
III.5.2 Causes.....	85
III.5.3 Topologie.....	86
III.6 Décollement de l'enrobage.....	86
III.6.1 Conséquences.....	86
III.6.2 Causes.....	86
III.6.3 Topologie.....	87
III.7 Dégradation diverses	87
III.8 Evaluation des risques et prévention des pipelines	87
III.8.1 Par le calcul analytique.....	88
III.8.2 Par les modélisations numériques	91

III.8.3 Par les méthodes déterministes.....	92
III.8.4 Par les méthodes probabilistes	93
III.9 Conclusion	95
CHAPITRE IV. ETUDE EXPERIMENTALE	97
IV.1 Introduction.....	97
IV.2 Types d'essais	97
IV.2.1 Essai de traction	100
IV.2.2 Essai de dureté.....	100
IV.2.3 Essai hydrostatique	101
IV.3 Machines utilisées.....	101
IV.3.1 Machine d'essai de traction.....	101
IV.3.2 Banc d'épreuve de l'essai hydrostatique	105
IV.4 Les plans expérimentaux.....	106
IV.4.1 Essai de traction	106
IV.4.2 Eprouvettes.....	106
IV.4.3 Etude des caractéristiques mécaniques.....	107
IV.4.4 Formules.....	107
IV.4.5 Traitement et discussion des résultats	109
IV.5 Essai hydrostatique.....	113
IV.5.1 Discussion des résultats	113
IV.6 Conclusion	114
CHAPITRE V. ETUDE MECANO-FIABILISTE.....	117
V.1 ARBRE DE DEFAILLANCE DU PIPELINE.....	117
V.1.1 Les arbres de défaillances	117
V.1.2 Définition des événements	118
V.2 L'arbre de défaillances probabilisé.....	122
V.3 Etude mécano-fiabiliste	127
V.3.1 Introduction	127
V.3.2 Fiabilité expérimentale	128
V.3.2.1 Définition des classes de valeurs	128
V.3.2.2 Classement des données - lien avec les probabilités.....	129
V.3.2.3 Indicateurs statistiques.....	131
V.4 Modèle et géométrie de Corrosion	133
V.4.1. Géométrie de la corrosion	134
V.4.2 Les contraintes résiduelles.....	135

V.4.3. Modélisation par éléments finis	135
V.4.4. L'analyse de la fiabilité sous l'effet de la corrosion	138
V.4.4.1. Modèle de corrosion	138
V.4.4.2. Pression du défaut	139
V.4.4.3. Etat limite	141
V.4.4.4. Estimation de la fiabilité des pipelines.....	141
V.5. Conclusion.....	150
CONCLUSION GENERALE ET PERSPECTIVES	152
REFERENCES	155
ANNEXES	163

Listes des figures

Figure I. 1 Techniques de fabrication des tubes soudés en spirale.....	25
Figure I. 2 Relation géométrique entre le diamètre (D) du tube, l'angle d'entrée (α) et la largeur de feuillard (B).....	25
Figure I. 3 a) : Croquage b): Formage sous forme "U" c): Formage sous forme "O".....	26
Figure I. 4 Soudage d'un tube.....	27
Figure I. 5 Expansion.....	27
Figure I. 6 Fabrication de pipe sans soudure.....	28
Figure I. 7 Taux de carbone dans les aciers pour tubes	30
Figure I. 8 Taux de carbone équivalent dans les aciers pour tubes	30
Figure I. 9 Taux de manganèse dans les aciers pour tubes	31
Figure I. 10 Teneur en soufre dans les aciers pour tubes	31
Figure I. 11 Amélioration des résiliences des aciers pour tubes dans les trois sens du tube	31
Figure I. 12 Sept causes potentielles de la défaillance.....	35
Figure I. 13 Trou elliptique dans une plaque chargée en traction [9].....	39
Figure I. 14 Les trois modes de rupture	40
Figure I. 15 Données de corrosion pour des échantillons exposés à l'air	44
Figure I. 16 Distribution de la corrosion.....	44
Figure I. 17 Evolution de la corrosion au cours du temps.....	45
Figure I. 18 Sensibilité de la fiabilité par rapport à la distribution de la corrosion.....	49
Figure I. 19 Comparaison du volume de débris mesuré et calculé par le modèle.....	51
Figure II. 1 Interprétation graphique des fonctions de densité et de répartition d'une variable aléatoire X.	58
Figure II. 2 Fonction de densité de probabilité conjointe dans le cas de deux variables aléatoires $\{X\} = \{X_1, X_2\}$: (a) Représentation 3D, (b) Isovaleurs de $f\{X\}$	59
Figure II. 3 Domaines de sûreté et de défaillance dans le cas de deux variables aléatoires $\{X\}=\{X_1, X_2\}$	61
Figure II. 4 Méthode de Monte Carlo directe: tirages aléatoires et évaluation de la fonction de performance G dans le cas de deux variables aléatoires $\{X\}=\{X_1, X_2\}$	63
Figure II. 5 Recherche de l'indice de fiabilité β et du point de conception P^* dans l'espace standard pour deux variables aléatoires $\{U\}=\{U_1,U_2\}$	64
Figure II. 6 Approximation FORM pour deux variables aléatoires $\{U\}=\{U_1,U_2\}$ dans l'espace standard.	65

Figure II. 7 Approximation SORM pour deux variables aléatoires $\{U\} = \{U1, U2\}$ dans l'espace standard.	67
Figure II. 8 Analyse de sensibilité fiabiliste	68
Figure II. 9 Complexité du couplage mécano-fiabiliste	70
Figure III. 1 Pipe de gaz après explosion [34]	75
Figure III. 2 Fissure dans un pipeline	77
Figure III. 3 Eclatement d'un pipeline après défaut de fissure [36]	77
Figure III. 4 Dommages mécaniques (ondulation)	78
Figure III. 5 Dommages mécaniques (Enfoncement)	79
Figure III. 6 Corrosion externe, (Pitting d'un pipe)	81
Figure III. 7 Corrosion externe, (corrosion généralisée d'un pipe)	82
Figure III. 8 Corrosion externe, (perçement d'un pipe, zone chaude)	82
Figure III. 9 Corrosion interne, (corrosion généralisée)	84
Figure III. 10 Corrosion interne, (corrosion Pitting)	84
Figure III. 11 Corrosion interne, (corrosion bactérienne)	85
Figure III. 12 Principe d'évaluation	89
Figure III. 13 Classification d'après les données géométriques mesurées [B31G]	90
Figure III. 14 Exemples de modélisations numériques [43]	92
Figure III. 15 Evaluation déterministe de la vitesse de corrosion sur l'épaisseur	93
Figure III. 16 Evaluation probabiliste de la vitesse de corrosion d'une conduite sur un réseau	94
Figure IV. 1 Vue d'ensemble de la machine de traction Zwick/Roel	103
Figure IV. 2 Plusieurs vues de la machine utilisée	104
Figure IV. 3 Banc d'essai de l'essai hydrostatique	106
Figure IV. 4 Epruvette de traction [48]	106
Figure IV. 5 Déformation élastique et déformation plastique visualisées sur une courbe de traction [48]	107
Figure IV. 6 Courbe contrainte – allongement des éprouvettes des tubes (Nuance X60)	108
Figure IV. 7 Éprouvettes cassées	109
Figure IV. 8 Représentation des $R_{p0,5}$ trouvées pour les tubes étudiés	111
Figure IV. 9 Représentation des R_m trouvées pour les tubes étudiés	111
Figure IV. 10 Représentation de l'allongement A (mm)	112
Figure IV. 11 Courbe de dureté HRC des tubes (Nuance P110)	112
Figure IV. 12 Test de maintien hydrostatique d'un pipe	113

Figure V. 1 Démarche à suivre pour construire un arbre de défaillances.....	119
Figure V. 2 Schéma d'analyse par arbre de défaillance du pipeline.....	121
Figure V. 3 Schéma de fonction d'échelle [64].....	124
Figure V. 4 Histogramme des fréquences relatives pour X=RT.....	130
Figure V. 5 Courbe linéarisée des fréquences cumulées pour X=RT.....	131
Figure V. 6 Géométrie de la corrosion.....	134
Figure V. 7 Modèle EF du pipeline corrodé utilisé pour calculer le SCF.....	137
Figure V. 8 Modèle EF du pipeline corrodé utilisé pour calculer le SCF.....	137
Figure V. 9 Résultats : contraintes résiduelles (a)/ contrainte de Von Mises (b).....	137
Figure V. 10 Le facteur de concentration des contraintes avec et sans contraintes résiduelles.	137
Figure V. 11 Principe d'évaluation de la longueur et de la profondeur de corrosion.....	139
Figure V. 12 Evolution de l'indice de fiabilité.....	143
Figure V. 13 Probabilité de défaillance en fonction de la pression de service pour différentes longueurs du défaut.....	145
Figure V. 14 Probabilité de défaillance en fonction de la pression de service pour différentes longueurs du défaut.....	146
Figure V. 15 Effet de la corrosion active sur l'indice de fiabilité.....	146
Figure V. 16 Variation des facteurs de sensibilité en fonction de la pression de service.....	146
Figure V.17 Variation de l'indice de fiabilité β en fonction de la pression de service.....	147
Figure V.18 Graphes de la variation de l'indice de fiabilité (β) pour différentes valeurs de la durée vie écoulée d'un pipeline (20 ans, 30 ans, 40 ans, 50 ans).....	148
Figure V.19 Comparaison de différents facteurs de Folias selon la méthode d'estimation.....	149
Figure V.20 La variation de l'indice de fiabilité (β) par rapport à la pression pour différents modèles de facteurs de Folias (M).....	149

Liste Des Tableaux :

Tableau I. 1 <i>Catégories des défaillances</i>	36
Tableau I. 2 <i>Exemples des matériaux les plus utilisés</i>	37
Tableau I. 3 <i>Le taux de corrosion de plusieurs échantillons [10]</i>	43
Tableau I. 4 <i>Les taux de corrosion dans les aciers en fonction des variabilités des facteurs actifs.</i>	46
Tableau I. 5 <i>Coefficients de variation des variables</i>	48
Tableau II. 1 <i>Méthode FORM: correspondance entre l'indice de fiabilité β et la probabilité de défaillance P_f</i>	65
Tableau III. 1 <i>Les moyens analytiques de calcul des contraintes</i>	91
Tableau IV. 1 <i>Caractéristiques de la machine</i>	105
Tableau IV. 2 <i>Résultats des caractéristiques mécaniques des tubes traités (unité TSS)</i>	110
Tableau V. 1 <i>Valeurs pondérées [51]</i>	122
Tableau V. 2 <i>Valeurs de pondération des données par des experts</i>	123
Tableau V. 3 <i>Récapitulatif des probabilités de défaillance</i>	126
Tableau V. 4 <i>Caractéristiques générales de l'échantillon pour $X=R_m$</i>	128
Tableau V. 5 <i>Les différentes formules utilisées</i>	129
Tableau V. 6 <i>Caractéristiques de tendance centrale et de dispersion pour $X = R_T$</i>	132
Tableau V. 7 <i>Caractéristiques du pipeline</i>	135
Tableau V. 8 <i>Dimensions de la profondeur de corrosion</i>	136
Tableau V. 9 <i>Dimensions de la longueur de corrosion</i>	136
Tableau V. 10 <i>Les variables d'entrée utilisées pour l'analyse de probabilité</i>	142
Tableau V. 11 <i>Les données pour l'analyse de la fiabilité des pipelines</i>	143

Principales notations

E	Module d'élasticité
σ_y	Résistance à la limite d'élasticité
R_{int}	Rayon interne du tube T
L_e	Épaisseur de la paroi du tube
B	Largeur de la tranchée
A	Coefficient de dilatation thermique (Du matériau)
C_d	Coefficient de la pression du remblai
C_L	Coefficient de charge de la surface
I_c	Facteur d'impact
k	Facteur multiplicateur (corrosion acier)
k_d	Coefficient de flexion du tube
k_m	Coefficient du moment de flexion
γ	Unité du poids du sol
χ	Courbure Longitudinale
μ	Coefficient de Poisson
$\Delta\theta$	Différence de Température
p	Pression Interne
F	Charge due au trafic (roues)
$\sigma_{res_{max}}$	Contraintes résiduelles
σ_{pc}	Contrainte circonférentielle due à la pression interne
r	Rayon du tube interne
d	Epaisseur de la paroi
σ_{sc} , sols	Contrainte de flexion circonférentielle due à la superposition des sols
σ_{tc}	Contrainte circonférentielle due à des charges de trafic
σ_{pl}	Contrainte de traction longitudinale
σ_{sl}	Contrainte thermique longitudinale due à la variation de température
σ_{tl}	Contrainte longitudinale due à une charge de flexion externe
d	Profondeur du défaut

D	Diamètre du tube
L	Longueur du défaut
m_f	Facteur de multiplication
P_f	Probabilité de défaillance
$R(t)$	Fonction de la fiabilité
β	Indice de fiabilité
u_i	Vecteur des variables aléatoires de base dans l'espace standard normal
$\sigma_{resc}(r_t)$	Contraintes résiduelles
$d_c(x,t)$	Profondeur totale de la corrosion à l'emplacement x à l'instant t
$d_{LC}(x,t)$	Profondeur du défaut de corrosion localisée (selon x)
$d_U(t)$	Profondeur de la corrosion uniforme
K,n	Constantes de la corrosion
D_f	Domaine d'intégration
$G(x)$	Etat limite (fonction de performance)
P^*	Evénement de défaillance

INTRODUCTION GENERALE

INTRODUCTION GENERALE

Les tubes utilisés pour le forage et l'exploitation pétrolière (pipelines) sont généralement conçus en aciers à résistance élevée, comme les aciers API 5L grades X52, X60 et X100, par exemple. Les pipelines sont soumis à des contraintes cycliques qui peuvent provoquer leur rupture par fatigue. Outre les aspects financiers, celle-ci peut s'accompagner de graves dommages environnementaux. Pour assurer l'intégrité structurale et prévenir la rupture par fatigue, il est impératif d'adopter un critère de fatigue consistant.

Les possibilités offertes pour améliorer la capacité de transport des hydrocarbures, par l'élévation de la pression de service et des diamètres des tubes de transport des produits pétroliers, ne sont pas encore utilisées de manière suffisante en Algérie, alors que les tendances mondiales dans ce domaine envisagent leur augmentation. Le passage à des pressions de service élevées nécessite l'amélioration des propriétés mécaniques des aciers de ces derniers, de manière à réduire les épaisseurs des parois des tubes. En d'autres termes, la qualité des hydrocarbures de grand débit dépend du choix de la meilleure combinaison entre les propriétés des tubes, à savoir la résistance et la ténacité. La qualité d'un hydrocarbure est une question primordiale pour les projets de transport du gaz et pétrole par canalisation. L'objectif, dans ce cas, est de réduire les ruptures imprévues dont les conséquences sont souvent néfastes.

Les charges extérieures ou intérieures sollicitant la conduite et sa capacité portante, ont une propriété aléatoire qu'on exprime par certaines fonctions de distribution. En effet, la canalisation est conçue d'un nombre fini de tubes, dont les caractéristiques géométriques diffèrent de manière aléatoire suite aux anomalies produites par des processus technologiques de fabrication des tubes. Les paramètres qui influent de façon prépondérante sur le comportement des tubes dans une canalisation sont les attaques externes et les contraintes internes liées aux conditions d'exploitation.

Les tubes peuvent aussi être attaqués par un phénomène de corrosion interne et externe, de fissuration ou bien de faille de fabrication. La corrosion interne et externe peut générer d'énormes fuites et de ruptures des canalisations, se traduisant parfois par des dégâts catastrophiques (dégâts humains, pollution du milieu naturel, frais supplémentaires de réparation, arrêt prolongé du pompage, etc.). Si un pipeline porteur d'eau est affecté d'un éclatement de fuite, au moins cela ne nuit pas à l'environnement. Cependant, si c'est la fuite de pipeline est du pétrole, cela peut être un désastre environnemental [1]. Les méthodes de

calcul mécano-fiabiliste sont désormais largement connues et maîtrisées dans quelques laboratoires de recherche intégrant le calcul scientifique et l'optimisation pour la conception des structures. La prise en compte de l'incertain dans les analyses mécaniques est en effet une condition indispensable pour un dimensionnement optimal et robuste. Coupler les modèles mécaniques et les données incertaines permet d'étudier d'une part la fiabilité de composants ou de systèmes et, d'autre part, l'influence de la variabilité des paramètres sur leur comportement. Cependant, les modèles mécaniques sont de plus en plus complexes suivant en cela l'approfondissement des connaissances (comportement non-linéaire, dynamique, fatigue, mécanique de la rupture, etc). Ils nécessitent, pour leur étude, l'utilisation d'outils numériques très souvent construits sur la méthode des éléments finis (MEF). Les méthodes de couplage mécano-fiabiliste se doivent alors d'intégrer de telles modélisations pour les rendre efficace et exploitable [2].

Le but de nos travaux est de faire passer de telles études du stade académique au stade industriel en couplant les modèles stochastiques aux modèles mécaniques les plus avancés. Pour atteindre cet objectif, il est nécessaire de créer des procédures robustes et efficaces démontrant leur validité et tout leur intérêt dans une approche probabiliste. En effet, la conception mécano-fiabiliste tente de maîtriser un risque qu'elle explicite, et donc induit l'impossibilité d'un risque zéro. Cette vision probabiliste n'est pas toujours appréciée des concepteurs déterministes qu'elle peut déranger dans leurs certitudes. Elle présente pourtant un avantage certain, celui d'associer à un dimensionnement donné une probabilité de défaillance et, souvent, sa sensibilité par rapport aux paramètres de conception.

La problématique à résoudre est le passage de la théorie probabiliste en fiabilité mécanique à une pratique qui la rend accessible à des problèmes industriels, caractérisés par leur dimension et leur complexité. Ce stade est partiellement acquis mais quelques verrous subsistent pour les problèmes de dimension importante (de 20 à 50 variables) et également pour des cas complexes en termes d'état-limite non régulier [3].

Lorsque le calcul est rapide, il est facile de s'appuyer sur des résultats de simulation. Mais pour des calculs mettant en jeu d'importantes ressources numériques, il faut économiser impérativement le temps de calcul.

L'enjeu est donc de proposer une méthode efficace et souple. Efficace pour économiser le temps de calcul et souple pour permettre son utilisation dans la majorité des problèmes de la

mécanique, sans restreindre le domaine de validité à telle ou telle approche, tout en le maîtrisant. Il s'agit d'organiser la démarche fiabiliste et de proposer de nouvelles approches afin de garantir l'obtention de résultats validés avec le minimum d'expériences numériques. L'aspect non intrusif de la méthode proposée est également primordial de notre point de vue. Cette caractéristique est une des contraintes d'adaptabilité importante pour une intégration aisée avec les modèles numériques ou analytiques actuellement utilisés par les concepteurs.

Le présent travail est composé de cinq chapitres :

Le premier chapitre est consacré à une recherche bibliographique sur les tubes en acier. Nous présentons les différents processus de fabrication des pipelines en acier, l'élaboration de ce dernier pour les tubes, ainsi qu'une synthèse détaillée des modes et modèles de dégradation.

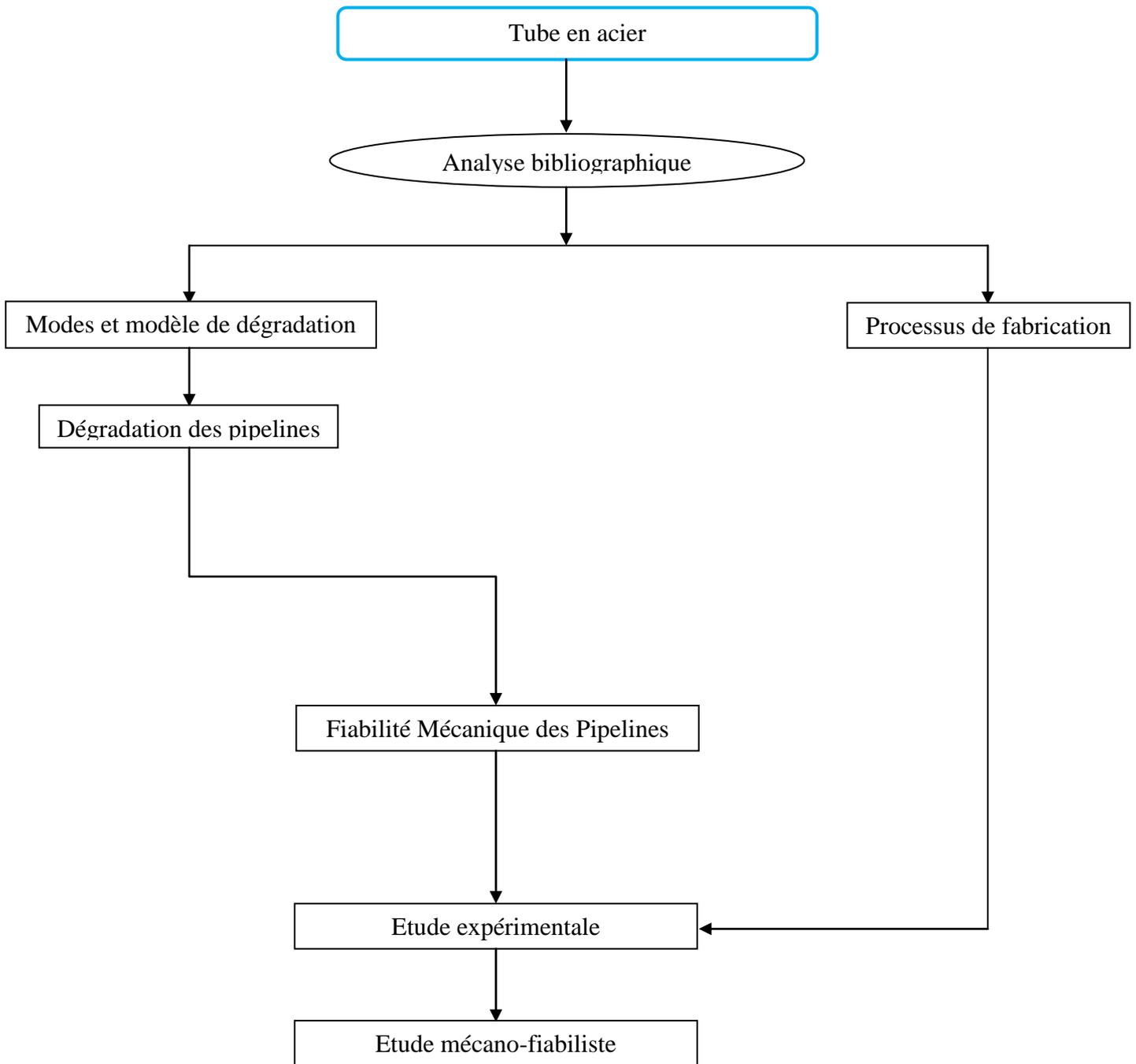
Dans le deuxième chapitre, la démarche fiabiliste pour l'étude de problèmes mécaniques : ses objectifs, ses produits et les différentes étapes de sa mise en place, est présentée. Nous allons illustrer également l'explication détaillée des méthodes de calcul, ses enjeux ainsi que les grands principes et les différentes étapes qu'une telle analyse nécessite dans le cas de phénomènes aléatoires indépendant du temps.

Les phénomènes de dégradation des pipelines sont détaillés, dans le troisième chapitre, où on met l'accent sur l'évaluation des risques et la prévention des pipelines par le calcul analytique, les méthodes probabilistes, les méthodes déterministes, et par les modélisations numériques.

Une quatrième partie est consacrée à l'étude expérimentale. Des essais de traction, de dureté, et des tests hydrostatiques sont aussi réalisés et présentés avec une discussion des différents résultats trouvés.

Le cinquième chapitre porte sur l'étude mécano-fiabiliste des tubes destinés au transport des hydrocarbures. Des modèles mécaniques et probabilistes sont utilisés afin d'estimer l'indice de fiabilité et la probabilité de défaillance. L'objectif est d'arriver à une meilleure gestion des pipelines affectés par les différentes contraintes, notamment le phénomène de corrosion.

Ci-dessous, nous présentons un organigramme expliquant le déroulement de la thèse.



CHAPITRE I
ANALYSE BIBLIOGRAPHIQUE
SUR LES PIPELINES

I. ANALYSE BIBLIOGRAPHIQUE

I.1 INTRODUCTION

Les tubes fabriqués avec des aciers faiblement alliés de haute résistance, conçus pour le transport et la distribution des hydrocarbures, sont soumis aux efforts élevés dus à la pression interne du fluide, au sol du recouvrement, au trafic extérieur et aux attaques environnementales qui peuvent mener à leur dommage, particulièrement sous le revêtement passif. Les causes principales de ces dommages sont les problèmes de corrosion sous tension, la réduction d'épaisseur de paroi, et les différentes contraintes menant à la fatigue d'un pipe [4].

De nombreux industriels travaillent pour l'évaluation et l'amélioration de la fiabilité des produits au cours de leur cycle de développement, de la conception à la mise en service (conception, fabrication et exploitation) et ainsi développer leurs connaissances sur le rapport Coût/Fiabilité et maîtriser les sources de défaillance.

L'analyse de la fiabilité dans le domaine de la mécanique est un outil très important pour caractériser le comportement du produit dans les différentes phases de vie, mesurer l'impact des modifications de conception sur son intégrité, qualifier un nouveau produit et améliorer ses performances tout au long de sa mission [5].

Si les performances mécaniques des tubes en acier offrent de nouvelles perspectives pour le transport des hydrocarbures, la variabilité de leur comportement constitue néanmoins un frein encore important à leur développement. Cet aspect amène en effet à l'introduction de coefficients de sécurité très sévères pour leur durée de vie, ce qui engendre des surcoûts élevés. Dans ce contexte, les méthodes de fiabilité ont conduit à d'importantes avancées basées sur une évaluation plus rationnelle des risques encourus. Elles permettent ainsi d'évaluer quantitativement le risque de défaillance d'un tube donné compte tenu des incertitudes mises en jeu (chargement, propriétés des matériaux, température,..) et également d'optimiser sa conception pour un risque considéré [3].

I.2 PROCESSUS DE FABRICATION DES PIPELINES

La multiplicité des diamètres et des épaisseurs des pipelines et l'évolution avec le temps de leurs techniques de fabrication, constituent les raisons de la diversité des réseaux de transport des hydrocarbures en Algérie. On retrouve :

- les tubes soudés sous la forme en spirale ;
- Les tubes soudés sous forme longitudinale ;
- Les tubes formés sans soudure.

I.2.1 Les tubes soudés sous forme spirale

Des installations modernes sont utilisées pour la fabrication des tubes, de grande qualité, notamment pour le secteur de haute pression.

Les procédures de production des pipes soudés en spirale sont faites par cintrage de bande de feuilles d'acier de la forme d'un tube et les souder ensemble. Cette technique de fabrication passe par des étapes, comme l'indiquent les figures I.1 et I.2. Le soudage se fait ici sur la production de tubes en spirale avec des tôles (feuilles d'acier) qui sont généralement fournis [6].

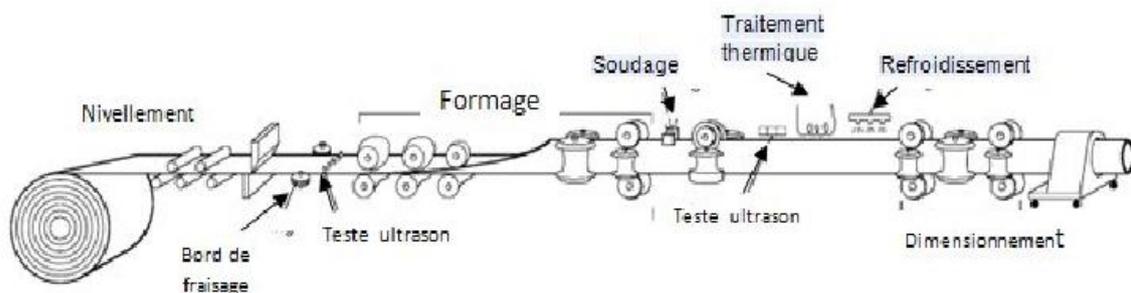


Figure I. 1 Technique de fabrication des tubes soudés en spirale.

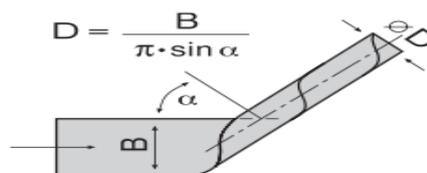


Figure I. 2 Relation géométrique entre le diamètre (D) du tube ,l'angle d'entrée (α) et la largeur de feuillard (B).

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

$$D = \frac{B}{\pi \cdot \sin \alpha} \quad (1)$$

Où :

D : le diamètre du tube ;

B : la largeur de feuillard ;

α : l'angle d'entrée.

I.2.2 Les tubes soudés sous forme longitudinale

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

- a) **Croquage et formage:** La plaque va être pliée au niveau de l'extrémité, l'objectif de cette opération est de faciliter le processus de pliage par les étapes suivantes, à partir de cela, la tôle ou la plaque unitaire est pliée en deux types de presses : la première confère la plaque sous forme "U" et la seconde lui donne une forme "O" (voir la figure suivante).



Figure I. 3 a) : Croquage b): Formage sous forme "U" c): Formage sous forme "O".

b) **Le soudage du tube :** Il s'agit du soudage à l'air submergé sous flux (SAW). Deux tâches de soudage sont effectuées, une à l'extérieur et l'autre à une demi- spire en avant à l'intérieur des tubes à l'accostage des vires.



Figure I. 4 Soudage d'un tube.

c) **Expansion et calibrage** : l'objectif essentiel à atteindre par cette opération est d'avoir des tubes de section parfaitement circulaire, qui subit une augmentation de diamètre de 1 à 1.5% (figure I.5).

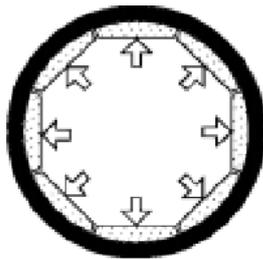


Figure I. 5 Expansion.

I.2.3 Les tubes sans soudure

Les tubes sans soudure qui, sont des produits tubulaires en acier forgés sans ligne de soudure, seront obtenus à partir d'une ébauche cylindrique par un travail du métal à chaud (laminage) en vue de produire la forme, les dimensions et les propriétés requises. Ils sont généralement de petits diamètres (moins de 450 mm). Le principe de fabrication de ce type de tube se base sur la présentation du métal d'une manière qu'il soit contenu entre la filière et l'aiguille. On obtient ainsi un tube monobloc sans soudure. Il existe une variante dite filage sur nez d'aiguille où l'aiguille est fixe.

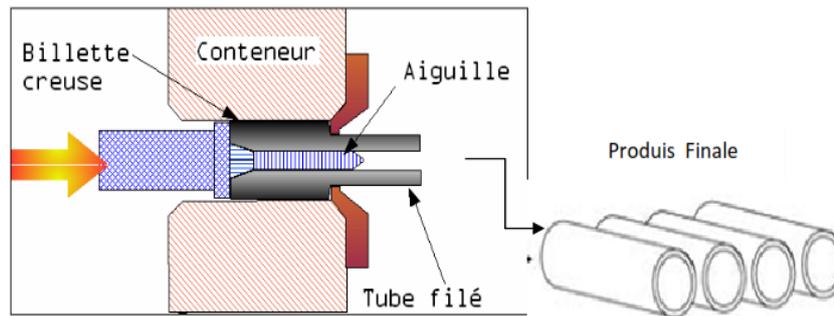


Figure I. 6 Fabrication de pipeline sans soudure.

I.3 MATERIAUX POUR TUBES

I.3.1 Elaboration des aciers pour tubes

Les tubes modernes de transport des produits pétroliers sont fabriqués à partir de tôles obtenues par le procédé de laminage, qui consiste à améliorer les exigences du laminage, tout en optimisant quelques paramètres du procédé de mise en forme et de traitement thermique.

Les propriétés des aciers de structure ferrite-perlite obtenus par laminage dépendent essentiellement [6] :

- ✓ De la taille du grain ferritique ;
- ✓ Du durcissement par précipitation sous forme de nitrures, carbures ou carbonitrures formés par réaction du carbone et d'azote avec certains éléments de microalliage (V, Nb etc...) ;
- ✓ Du durcissement de solution solide.
 - **La taille du grain ferritique**

L'affinement du grain est doublement bénéfique. Il améliore à la fois les caractéristiques de traction et de résilience. La structure cristalline de l'acier est affinée et orientée lors du laminage. Pour limiter le grossissement du grain austénitique après les passes de laminage, la température est abaissée assez rapidement. Cette dernière est contrôlée de façon à ce que les éléments micro-alliés donnent lieu à la précipitation des carbonitrures. Les éléments micro-alliés comme le vanadium, le niobium et le titane forment facilement des carbures, des nitrures ou des carbonitrures stables et finement répartis. Ils augmentent la température de recristallisation de l'austénite en constituant des entraves au grossissement du grain.

- **Durcissement par précipitation**

Des éléments d'alliage comme le niobium, le vanadium ou le titane, présents dans l'acier en faibles teneurs, forment des précipités extrêmement fins et très dispersés qui améliorent les caractéristiques de l'acier. En plus de leur effet sur l'affinement du grain, la présence de ces précipités provoque un durcissement de l'acier en limitant le mouvement des dislocations.

- **Durcissement de solution solide**

Les éléments d'alliage comme dans le fer forment des solutions solides d'insertion comme le carbone ou de substitution comme le manganèse. Les aciers pour tubes doivent être aisément soudables, les constructeurs sont contraints de maintenir un taux de carbone assez bas. Le manganèse, en formant une solution de substitution améliore les caractéristiques de traction en durcissant l'acier. Par ailleurs, son effet sur la trempabilité de l'acier est bien connu. Pour des faibles teneurs (< 0.2 %), il abaisse la température de transition ductile-fragile des aciers à faible taux de carbone.

I.3.2 Caractéristiques métallurgiques

Les producteurs des aciers pour tubes ont sans cesse doublé leurs efforts pour améliorer les caractéristiques mécaniques de ces matériaux. Ils sont souvent contraints de rechercher un compromis entre des propriétés antagonistes. Parmi celles-ci, on peut citer [6] :

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

La soudabilité est l'une des contraintes imposées qui limite le taux de carbone dans l'acier et, à un degré moindre, le taux de carbone équivalent lié à la présence d'éléments d'addition. L'analyse chimique réalisée sur les aciers pour tubes constituant le réseau pétrolier montre que, dans l'ensemble et plus particulièrement pour les aciers récents, le taux de carbone est inférieur à la limite pour mener une bonne soudabilité des aciers (figure I.7). Ce taux de carbone faible dans les aciers récents est compensé par l'augmentation des teneurs en éléments d'addition. L'évolution du taux de carbone équivalent et du manganèse des aciers pour tubes est tracée en fonction du temps sur les figures (I.8) et (I.9).

Le taux fictif de carbone équivalent est calculé par la formule suivante :

$$C_{\text{éq}} = C + \text{Mn} / 6 + (\text{Cr} + \text{Mo} + \text{V}) / 5 + (\text{Ni} + \text{Cu}) / 15. \quad (2)$$

Par ailleurs, l'analyse des impuretés telles le soufre montre l'évolution continue de la propreté des aciers (figure I.10). La présence de cet élément est très néfaste pour les caractéristiques mécaniques de l'acier. En se combinant avec d'autres éléments d'addition, essentiellement le manganèse, il forme des sulfures qui abaissent considérablement la ténacité du matériau. La figure (I.11) illustre l'amélioration de la résilience des tubes mesurée dans les trois sens du tube au cours du temps.

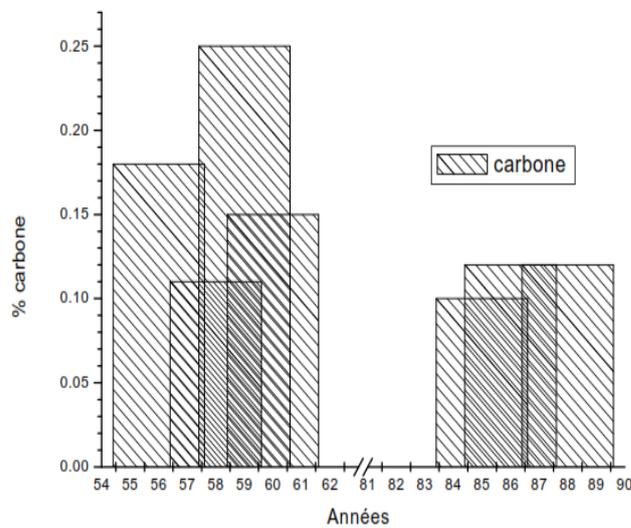


Figure I. 7 Taux de carbone dans les aciers pour tubes [6].

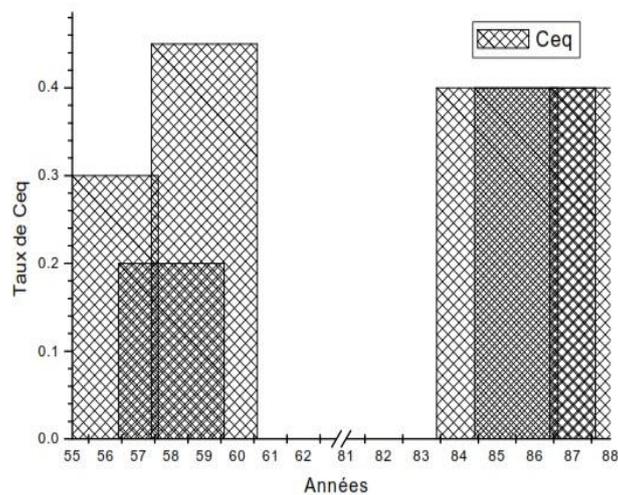


Figure I. 8 Taux de carbone équivalent dans les aciers pour tubes [6].

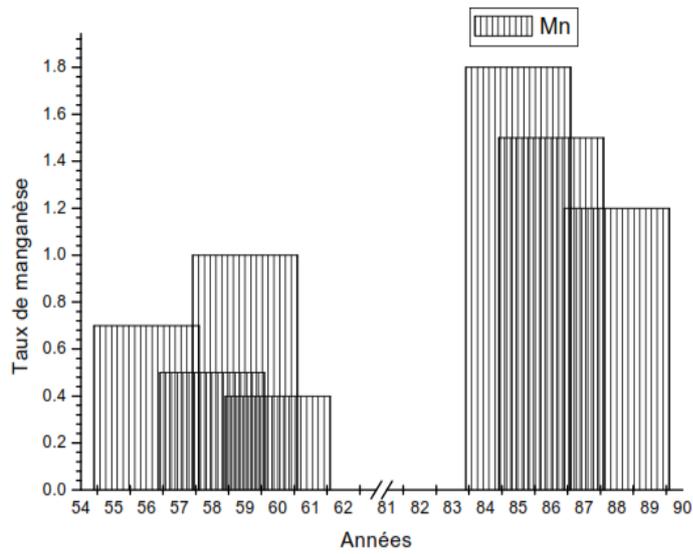


Figure I. 9 Taux de manganèse dans les aciers pour tubes [9].

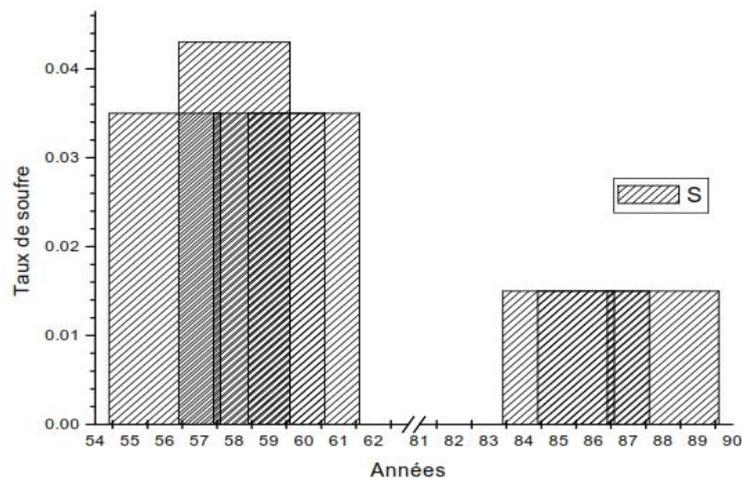


Figure I. 10 Teneur en soufre dans les aciers pour tubes [6].

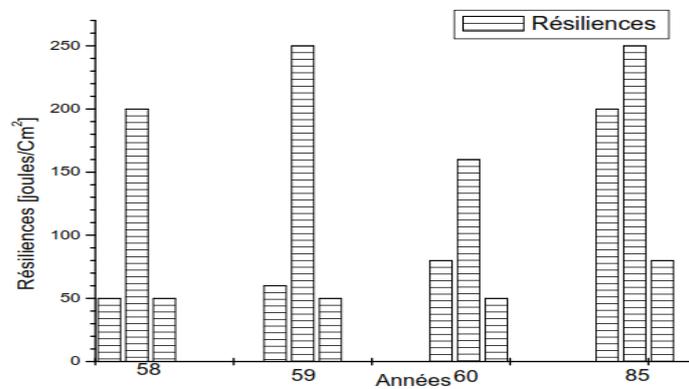


Figure I. 11 Amélioration des résiliences des aciers pour tubes dans les trois sens du tube [9].

I.4 LES MODES DE DEGRADATION

Bien que le transport des hydrocarbures par les pipelines soit considéré comme un moyen de transport garanti en dépit de la gestion sévère du réseau de pipelines, des défaillances sont identifiées principalement dans la veille des travaux effectués dans ce domaine. La sécurité du réseau de transport et la disponibilité, exempte de perturbations de produits pétroliers sont inéluctables si l'on veut assurer la prospérité économique.

La multiplication des accidents plus ou moins graves, notamment dus à la corrosion, ainsi que leur incidence sur l'économie mondiale et leur impact sur l'environnement rendent le transport des hydrocarbures de plus en plus préoccupant. Les cas les plus fréquents sont relatifs à des incidents amorcés à partir de défauts issus soit de l'élaboration du matériau, soit de la fabrication, de l'assemblage, de la réparation ou des conditions d'exploitations des tubes et qui ont conduit à la naissance et à la propagation des fissures superficielles où traversantes suivies de fuites. On trouve six catégories principales de causes des ennuis :

- Défaut de construction ou défaillance de matériels ou défaut mécanique;
- Mouvement de terrain ou risques naturels en général;
- Corrosion interne ou externe ;
- Agression externe ou activité tierce;
- Erreurs opérationnelles;
- Autres et causes inconnues.

I.4.1 Mécanismes de dégradation et modes de défaillance

I.4.1.1 Introduction

Dans la pratique, on trouve deux catégories essentielles des modes de défaillance des différents composants et structures: la première dépend de la tenue instantanée (charge extrême) et la deuxième résulte de l'effet du temps (dégradation).

La résistance d'une structure ou d'un composant, à l'action environnementale à un moment donné représente la première catégorie des défaillances suscitées (La tenue instantanée). Où, on peut signaler la fissuration sous charge statique non alternée, la plastification, le dépassement de la contrainte ultime, etc.

Concernant la deuxième catégorie des défaillances, l'effet du temps, peut se diviser en deux sous-groupes, selon la cause de la dégradation, qui peut être externe (i.e. mécanique, thermique, électrique,...), telles que la fatigue, le cyclage thermique, l'ionisation, etc., ou interne (i.e. physico-chimique), telles que la corrosion, l'oxydation, etc.

I.4.2 Mécanismes de dégradation en mécanique

De façon générale il existe plusieurs types de modes de défaillances affectant les structures ou leurs composants d'une manière directe ou indirecte selon l'impact de la sollicitation mécanique. Ces modes peuvent être classés comme suit :

- *Défaillance métallurgique* : elle résulte de l'oxydation ou de la corrosion extrême. Les conditions environnementales telles que la chaleur, les radiations, l'érosion et la nature corrosive du milieu accélèrent l'occurrence de ce type de défaillance.
- *Défaillance par plastification* : sous l'effort axial pur, la plastification a lieu lorsque la limite d'élasticité du matériau est atteinte. Il en résulte des déformations permanentes dans le composant.
- *Défaillance par contrainte ultime* : elle a lieu pour les éléments tendus ou comprimés lorsque la contrainte à la rupture est atteinte par le chargement.
- *Défaillance par flexion* : ce mode est souvent conditionné par la rupture des fibres tendues, surtout pour les matériaux fragiles.
- *Instabilité* : ce type de défaillance concerne les éléments comprimés, tels que les bielles et les poteaux, surtout en présence d'un élancement important. L'instabilité peut être également due à la torsion ou à la flexion combinée. Ce type de défaillance est souvent catastrophique.

- *Défaillance par cisaillement* : dans ce cas, la défaillance par contrainte ultime ou par plastification se manifeste lorsque la contrainte de cisaillement dépasse la résistance du matériau, sous l'action des efforts tranchants ou de torsion. Généralement, ces défaillances sont orientées avec un angle de 45° par rapport aux axes principaux des contraintes.
- *Concentration de contrainte* : en présence de singularités de la géométrie, du chargement ou des conditions aux limites, des concentrations de contraintes sont générées ; ce qui favorise la défaillance du système (plastification, fissuration, fatigue,...).
- *Fissuration du matériau* : cette défaillance est souvent initiée par les défauts dans le matériau, dans la soudure (ou dans la brasure), par la fatigue, ou par les microfissures et les inclusions.
- *Fatigue* : les charges répétées engendrent la défaillance par fatigue à un nombre de cycles plus ou moins important.
- *Fluage* : les charges permanentes provoquent des déformations différées dans les matériaux ductiles, même pour de faibles niveaux de sollicitations. En développant le fluage, le matériau atteint la déformation ultime dans la courbe de comportement et donc la rupture devient inévitable. Il est à noter que le fluage est un phénomène très sensible à l'augmentation de la température.
- *Surface de contact* : c'est l'effet de la défaillance par compression et /ou frottement qui dégrade les surfaces d'appui (ou de contact). Si le chargement est répété, il y a une possibilité de fissuration par fatigue dans les zones de contact.
- La dégradation des matériaux est la perte de leurs propriétés, au cours du temps, elle est essentiellement due à l'action de l'environnement. Tous les matériaux se dégradent à une vitesse plus ou moins importante. Les réactions qui se produisent entre un matériau et son milieu sont principalement de trois types :
 - a) la corrosion des métaux en milieux aqueux ;
 - b) l'oxydation des métaux en milieux gazeux secs, souvent à haute température ;
 - c) les réactions chimiques qui entraînent parfois la dégradation des matériaux.

Les types a et b sont de nature électrochimique.

Contrairement à des phénomènes tels que la corrosion, l'endommagement est une forme de dégradation qui s'explique par la création de nouvelles surfaces. On peut distinguer les différents types ci-dessous :

- Endommagement par clivage ;
- Endommagement ductile par cavitation ;

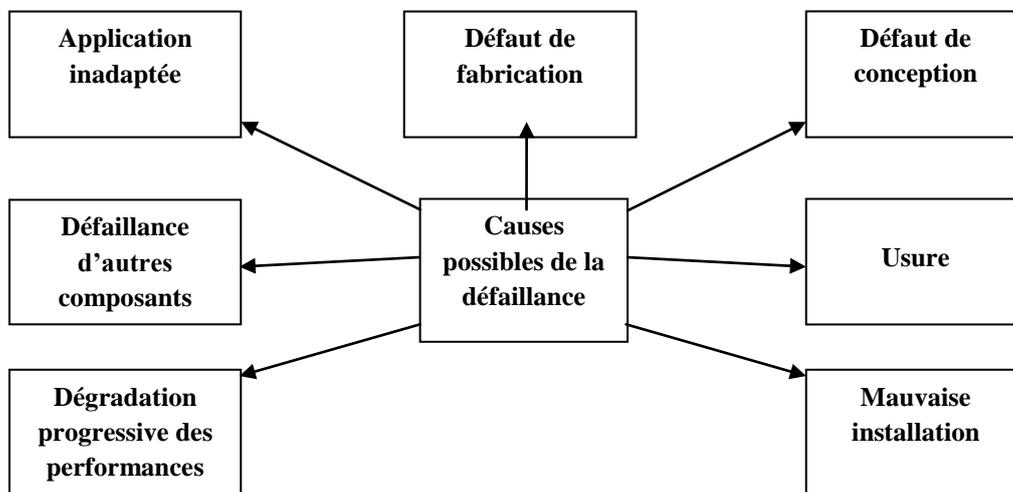


Figure I. 12 Sept causes potentielles de la défaillance.

- Endommagement par fatigue ;
 - Fatigue des monocristaux ;
 - Fatigue des polycristaux ;
 - Fatigue thermique ;
 - Fatigue de roulement.
- Endommagement de corrosion sous contrainte ;
- Endommagement de fluage ;

Une étude qu'a été menée aux Etats-Unis [7], où les chercheurs ont trouvé sur 931 cas de défaillances dans différentes structures et ouvrages examinées, sur une période de 35 ans, les résultats statistiques suivants :

- Rupture : 61,2%
- Fatigue en surface : 20,3%
- Usure : 13,2%
- Plastification : 5,3%

Cinq catégories essentielles montrant l'origine et les causes des défaillances sont présentées dans le tableau suivant :

Tableau I. 1 *Catégories des défaillances.*

Service (74,7%)	Surcharge : 25% Assemblage inadapté : 21,2% Impact : 13,9% Lubrification insuffisante : 11% Matériau étranger : 1,4% Manipulation abusive : 1,2% Contact : 0,7% Erreur de l'opérateur : 0,3
Traitement thermique (16,2%)	Durcissement incorrect : 5,9% Profondeur inadéquate : 4,8% Durcissement en cœur inadéquat : 2% Excès de profondeur : 1,8% Revenu impropre : 1% Excès de durcissement en cœur : 0,5% Distorsion : 0,2%
Conception (6,9%)	Erreur de conception : 2,8% Spécification du traitement thermique : 2,5% Mauvaise sélection du matériau : 1,6%
Fabrication (1,4%)	Surchauffe : 0,7% Marques et traces d'outillage : 0,7%
Matériau (0,8%)	Défaut d'acier : 0,5% Composition incorrecte : 0,2% Défauts de forge : 0,1%

I.4.3 Résistance à la charge extrême

La résistance d'un matériau est caractérisée par la contrainte maximale que peut se dernier supporter avant qu'il se rompe. La résistance d'un matériau est fonction de l'intensité de ses liaisons atomiques ou moléculaires [7,8], mais elle peut également dépendre de l'influence de certains paramètres extérieurs, comme la forme de la pièce ou les défauts qui y sont présents (fissures et dislocations). Le tableau ci-dessous donne quelques exemples des matériaux courants.

Tableau I. 2 Exemples des matériaux les plus utilisés.

Matériau	Module de Young E en Gpa	Résistance à la traction R_m en MPa
Aluminium	70	90-150
Acier doux	210	180-500
Acier haute résistance	210	1000-3000
Cuivre	112	120-400
Verre ordinaire	71	30-90
Fibres de carbone	450	1500-2500

I.4.4 Mécanismes de rupture

On va se limité ici qu'aux mécanismes de rupture brutale où le facteur température dans les conditions environnementales considéré assez faible afin d'éviter le phénomène de fluage. Les mécanismes de rupture brutale à froid appartiennent à trois catégories : les ruptures par clivage, les ruptures ductiles et les ruptures intergranulaires [8].

a) Rupture par clivage

Certains polycristaux sont susceptibles de se cliver, c'est le cas du zinc et du fer ou de l'acier ferritique. Les plans cristallographiques de clivage sont les faces des cristaux. Le clivage est un mode de rupture qui se propage le long des plans cristallographiques (plans de clivage) de bas indices de Miller. Macroscopiquement, la cassure présente un aspect brillant, à facettes correspondant à chaque grain du matériau ; cet aspect est dit *crystallin*. A l'échelle microscopique, l'aspect est très lisse, les plans cristallographiques ne présentant que peu

d'accidents : ce sont, en général, des marches correspondant au rattrapage, par déchirure, de légère désorientation du plan de clivage par rapport à l'orientation cristallographique idéale.

b) Rupture intergranulaire

Elle survient si les joints des grains sont fragilisés par accumulation d'impuretés ou d'inclusions. Les critères de rupture se rattachent aux : contraintes critiques ou allongements critiques.

c) Rupture à faciès ductile

Ce mode de rupture résulte de la naissance des cavités, puis de leur croissance et de leur coalescence sous l'effet de la déformation plastique. L'apparition des cavités a lieu surtout sur des inclusions, par rupture de ces dernières ou par décohésion de leur interface avec la matrice.

I.4.5 Résistance à la plastification

C'est une propriété qui concerne particulièrement les matériaux ductiles. Et la ductilité peut être définie comme la propriété grâce à laquelle un matériau peut se déformer de manière permanente avant de se rompre. La ductilité facilite la mise en forme du matériau à l'état solide. Pour définir le domaine d'élasticité initial, on introduit une fonction scalaire $f(\sigma_{ij})$, appelée fonction de charge, telle que :

$$f(\sigma_{ij}) < 0 \text{ définit le domaine élastique.} \quad (1)$$

$$f(\sigma_{ij}) = 0 \text{ est vérifiée sur la frontière du domaine.} \quad (2)$$

I.4.6 Rupture par fissuration

La complexité du phénomène de la propagation des fissures, altère généralement la durée de vie des ouvrages. La propagation d'une fissure suit un processus aléatoire qui résulte de l'incertitude de plusieurs paramètres affectant essentiellement les structures: propriétés du matériau, conditions d'amorçage, longueur initiale, géométrie de la structure, intensité et nature du chargement au cours du temps, ...

La théorie de la mécanique de la rupture est considérée comme un moyen puissant afin de juger la stabilité des fissures qui peuvent apparaître à cause des imperfections. Elle permet de prévoir l'évolution de la fissure jusqu'à la ruine de la structure.

Plusieurs approches ont été proposées :

La première approche était par Inglis en 1913. Il a montré, en analysant le cas d'un trou elliptique (Figure I.13) dans une plaque chargée uniformément en traction (contrainte σ), que la contrainte maximale se développe dans la direction du grand axe, où le rayon de courbure est minimum, et est donnée par :

$$\sigma_{y \max} = \sigma(1 + 2a / b) \quad (3)$$

Soit, si b tend vers 0, alors :

$$\sigma_{y \max} = 2\sigma(a / \rho) \quad (4)$$

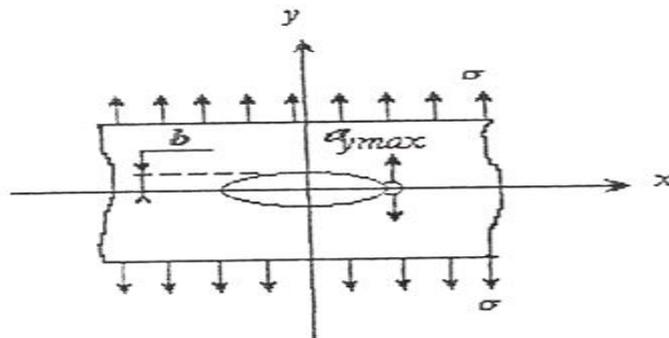


Figure I. 13 Trou elliptique dans une plaque chargée en traction [9].

Dès 1920, Griffith a montré que la rupture d'un milieu élastique, due à l'extension de la fissure, dépasse le taux de croissance de l'énergie de surface associé avec les surfaces de fissures formées, c'était la première approche énergétique.

L'approche de Griffith ne tient pas compte de la distribution des contraintes dans la zone contournant le bout de la fissure et que cette approche n'est applicable qu'aux matériaux fragiles. Ainsi dans une approche locale, Irwin, a développé une théorie, en tenant compte du champ de contraintes autour du bout de la fissure en introduisant un facteur appelé « facteur d'intensité de contrainte » désigné par K et sur celui-ci, il a énoncé le critère de la valeur critique K_C . Irwin et Orwan ont développé, en utilisant les expressions de Griffith, une théorie qui tient compte de la déformation plastique limitée au voisinage de la pointe d'une fissure.

En 1970, les études de N.Q.SON, LE MAITRE et CHABOCHE, ont montré que les phénomènes essentiels de la rupture se situent au voisinage de la fissure (au bout de la fissure) et qu'il est possible d'étudier le milieu fissuré à l'aide des variables intrinsèques.

L'étude dans le domaine non linéaire est entamée la première fois et développée par Rice, où il a introduit une intégrale de contour appelée « Intégral J » pour représenter la singularité des contraintes à la pointe de la fissure.

La mécanique linéaire de la rupture est basée sur l'analyse élastique du champ de contrainte en présence de petite zone de déformation ; ainsi, elle est applicable surtout aux matériaux élastiques fragiles : acier à haute résistance, les verres et quelques matériaux hétérogènes tels que le béton et le bois.

Avec la présence de la plasticité ou viscoplasticité, on entre dans le domaine non linéaire de la rupture qui est applicable surtout aux matériaux ductiles comme les aciers à bas carbone, les aciers inoxydables et certains alliages d'aluminium et les polymères [9].

Toute fissuration peut être ramenée à l'une des trois modes simples ou à leur superposition. Il existe donc trois modes de fissuration élémentaires :

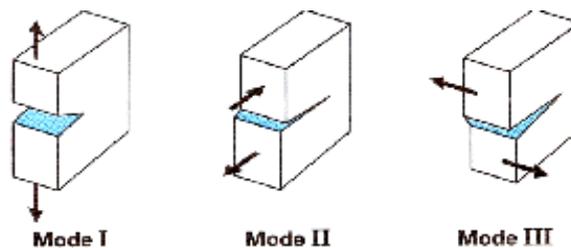


Figure I. 14 Les trois modes de rupture [6].

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

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

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

I.4.7 Fatigue

Le domaine expérimental a montré dans temps qu'afin de prédire le comportement de la fatigue, nous devons certainement contrôler l'amplitude et le nombre de sollicitations périodiques qui sont les principales causes d'une fissuration puis une rupture par fatigue.

Généralement, celle-ci se produit brutalement, et la rupture présente deux zones lisses, qui est la cassure de fatigue proprement dite, sur laquelle nous constatons des lignes d'arrêt successives, et une zone d'arrachement à grain, qui correspond à la rupture finale instantanée. La fatigue correspond donc à une succession de phénomènes complexes : écrouissage, détérioration locale du matériau, et entraîne l'apparition des premières microfissures (phase d'amorçage) ; la propagation lente ou rapide de ces microfissures aboutit à la rupture finale de la structure.

I.4.8 Fluage

L'effet permanent d'un chargement constant, dans une structure génère inévitablement des déformations différées dans le temps (bien sûr, en plus de la déformation instantanée lors de l'application de la charge). Donc, le fluage ce n'est qu'une variation de déformation qui se manifeste en fonction du temps et du niveau de chargement, lorsqu'une contrainte constante aura lieu. (Dans le cas des thermoplastiques, la température joue également un rôle très important). En pratique, on enregistre la déformation, en fonction du temps, en traction ou compression pour différents niveaux de contrainte. Si le matériau est plastifié de manière importante par le fluage et/ou par la fatigue, la propagation des fissures est ralentie, voire temporairement arrêtée. La présence d'une densité importante de dislocations favorise la diffusion des atomes de l'atmosphère oxydante vers les zones sous contraintes du matériau.

I.4.9 Corrosion

La corrosion désigne l'altération d'un matériau par réaction chimique avec un oxydant (le dioxygène et le cation H^+ en majorité). Il faut en exclure les effets purement mécaniques (cela ne concerne pas, par exemple, la rupture sous l'effet de chocs), mais la corrosion peut se combiner avec les effets mécaniques et donner de la corrosion sous contrainte et de la fatigue-corrosion ; de même, elle intervient dans certaines formes d'usure des surfaces dont les causes sont à la fois physicochimiques et mécaniques. Les exemples les plus connus sont les altérations chimiques des métaux à l'air ou dans l'eau, telles la rouille du fer et de l'acier ou la formation de vert-de-gris sur le cuivre et ses alliages (bronze, laiton). Cependant, la corrosion est un domaine bien plus vaste qui touche toutes sortes de matériaux (métaux, céramiques, polymères) dans des environnements variables (milieu aqueux, atmosphère, hautes températures). L'étude fondamentale des phénomènes de corrosion relève essentiellement de l'électrochimie[99].

L'étude appliquée des phénomènes de corrosion est un domaine de la science des matériaux, qui comporte à la fois des notions de chimie et de physique (physico-chimie).

La corrosion est un problème industriel important : le coût de la corrosion, qui recouvre l'ensemble des moyens de lutte contre la corrosion, le remplacement des pièces ou ouvrages corrodés et les conséquences directes et indirectes des accidents dus à la corrosion, est estimé à 2 % du produit brut mondial [99].

Dans la pratique, il existe une diversité des méthodes de protection contre la corrosion, dont on peut citer :

- Protection électrochimique :
 - Protection cathodique ;
 - Protection par anode sacrificielle ;
 - Protection par courant extérieur imposé ;
 - Protection anodique.
- Revêtement et traitement de surface :
 - Revêtement non métallique ;
 - Revêtement métallique ;
 - Traitement chimique.
- Action sur le milieu de corrosion :
 - Diminution du pouvoir oxydant ;
 - Addition d'inhibiteurs ;
 - Addition de passivateurs.

I.5 LES MODELES DE DEGRADATION

I.5.1 Corrosion

Melchers [10] a développé une étude sur la mesure de corrosion, le tableau suivant montre les paramètres trouvés :

Tableau I. 3 *Le taux de corrosion de plusieurs échantillons [10].*

Configuration	Taux de corrosion (mm /an)
Echantillon immergé en acier	0,05-0,20
Plaque d'acier immergée	0,08
Acier en zone de marée (alternance air-eau)	0,10-0,25
Acier dans l'atmosphère marin	0,05-0,10
Plaque de bateau	0,10-0,50

La figure I.15 montre les dispersions des résultats de la corrosion en fonction de la durée d'exposition. Les paramètres statistiques peuvent être représentés par les modèles simplifiés :

$$m_d(t) = 0,076 + 0,038 t \quad (5)$$

$$\sigma_d(t) = 0,051 + 0,025 t \quad (6)$$

où m_d et σ_d sont respectivement la moyenne et l'écart-type de la perte d'épaisseur et t est la durée d'exposition en nombre d'années. L'application de ces expressions montre que le coefficient de variation diminue avec le temps. Pour ces mêmes données, un modèle non linéaire peut être adopté :

$$m_d(t) = 0,084 t^{0,823} \quad (7)$$

$$\sigma_d(t) = 0,056 t^{0,823} \quad (8)$$

Dans ce cas, le coefficient de variation est constant, égal à 0,67.

La figure I.16 illustre la distribution de probabilité de la perte de matière dans un container exposé au milieu marin. Sur la base des données japonaises, les taux de corrosion sont bien décrits par une loi de Weibull. Sans surprise, les taux de corrosion relevés présentent de très

grandes dispersions. Certains auteurs ont observé des taux de corrosion avec un coefficient de variation allant de 0,5 à 1.

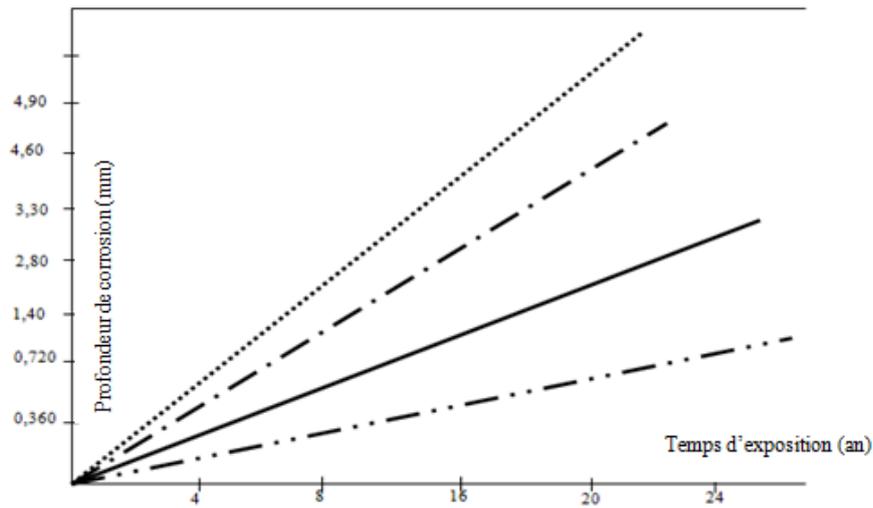


Figure I. 15 Donnée de corrosion pour des échantillons exposés à l'air [10].

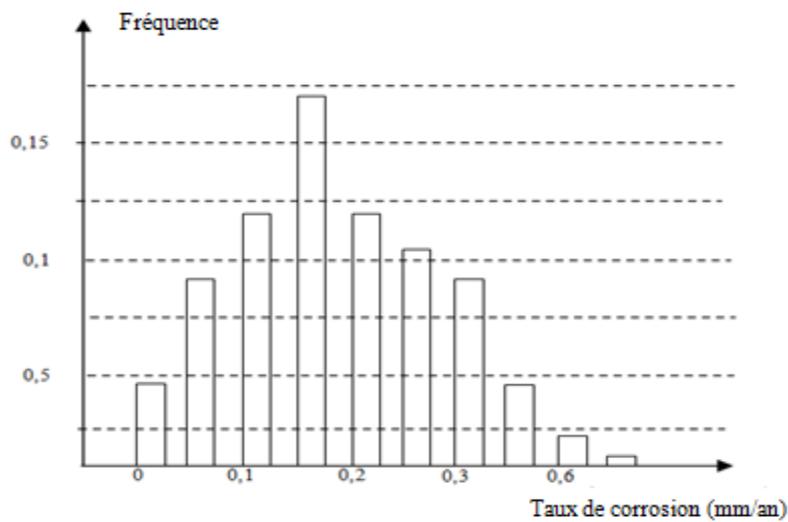


Figure I. 16 Distribution de la corrosion [10].

Au cours du temps, l'écart-type augmente de façon considérable. Les effets de la corrosion sont plus marqués dans les soudures et les régions affectées par des champs thermiques. Pour les aciers doux et faiblement alliés dans l'eau de mer, des corrosions non uniformes sont observées dues aux variations de température. Une correction thermique doit donc être appliquée. Les données recueillies permettent l'établissement d'un modèle empirique de corrosion ; la profondeur moyenne de corrosion est calibrée pour aboutir à :

$$m_d = 50,084 t^{0,823} \quad (9)$$

Et l'écart-type s'écrit :

$$\sigma_d = 50,056 t^{0,823} \quad (10)$$

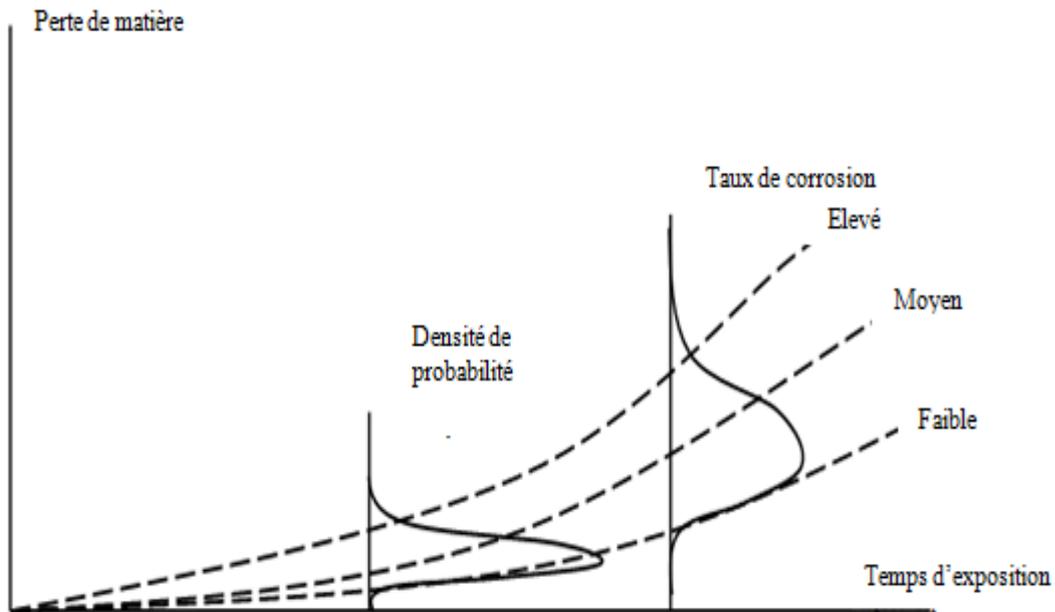


Figure I. 17 Evolution de la corrosion au cours du temps.

Une distribution lognormale est attribuée à la profondeur de corrosion, en conformité avec les données expérimentales. Néanmoins, les exposants de ces équations sont extrêmement sensibles à la position des points expérimentaux pour les longues durées d'exposition. Le modèle n'est donc pas suffisamment robuste.

Nesic et al. [11] ont étudié la corrosion en combinant les résultats expérimentaux et les simulations numériques pour déterminer les distributions statistiques. En utilisant les réseaux de neurone, ils ont abouti au tableau ci-dessous, décrivant les taux de corrosion dans les aciers en fonction des variabilités des facteurs actifs.

Tableau I. 4 Les taux de corrosion dans les aciers en fonction des variabilités des facteurs actifs [11].

Valeurs moyennes : $m_{Vitesse} = 8m/s$, $m_{pH} = 4$, $m_T = 50^\circ C$, $p_{CO_2} = 1,4bars$		
Ecart-type : $\sigma_{Vitesse} = 0,4m/s$, $\sigma_{pH} = 0,1$, $\sigma_T = 5^\circ C$		
Variabilité des phénomènes	Moyenne (mm/an)	Ecart-type (mm/an)
Vitesse seule	15,85	0,16
pH seul	15,89	0,73
Température seule	15,77	1,18
Vitesse et pH	15,85	0,74
Vitesse et température	15,75	1,20
pH et température	15,79	1,36
Vitesse, pH et température	15,85	1,39

Sadiq et al. [12] ont mené une étude intéressante sur l'analyse du risque pour les tuyaux soumis à la corrosion. Pour les 28 facteurs étudiés, les lois considérées sont uniformes, normales ou lognormales. Les figures ci-dessus illustrent le facteur de garantie et la probabilité de défaillance en fonction de l'âge de la tuyauterie. La comparaison entre les différents types de distributions, justifie l'utilisation de la loi lognormale.

Caleyo et al. [13] ont utilisé des lois normales et lognormales pour les variables intervenant dans le modèle de corrosion des pipelines. Les coefficients de variation sont pris égaux à 0,02 pour les propriétés géométriques, 0,1 pour le chargement et 0,07 pour la résistance de l'acier (limite élastique et contrainte à la rupture).

Paik et al. [14] ont formulé la corrosion en deux composantes : initiation et propagation. La première partie correspond au temps nécessaire pour que la couche de protection (appelée revêtement) soit attaquée. La durée de vie de cette couche est supposée normale, de moyenne m_{tc} (entre 5 et 10 ans) et un coefficient de variation de 0,4. La propagation de la corrosion suit une loi de puissance :

$$d_c = k t^n \quad (11)$$

où d_c est l'épaisseur de la couche corrodée, t est le temps d'exposition et k et n sont des constantes définissant la cinématique de corrosion. D'après les auteurs, n peut être pris égal à 0,33, alors que k est modélisé par une loi de Weibull à deux paramètres.

I.5.2 Erosion-corrosion

Vinod et al. [15] ont proposé un modèle consistant pour la prévision de l'érosion-corrosion dans les tuyauteries en acier au carbone. Le phénomène d'érosion-corrosion est activé par le flux de l'eau à faible contenu d'oxygène dissous. Pour la circulation de l'eau, le taux dépend de deux facteurs principaux :

- 1- Dissolution d'oxygène ;
- 2- Transfert de masse associé.

La cinématique de l'érosion-corrosion dépend ainsi de deux phénomènes en série.

Dans ce modèle, le taux total R d'érosion-corrosion s'écrit par :

$$R = \frac{1}{\frac{1}{Rk} + \frac{1}{RMT}} \quad (12)$$

Où Rk est le taux de dissolution d'oxyde, déterminé par la loi d'Arrhenius :

$$Rk = R_0 \exp(-E_K/RT) \quad (13)$$

Avec: $E_K = 31,580$ cal/mol, $R_0 = 9,55 \times 10^{32}$ atoms/cm², T la température en Kelvin et $R = 2$ cal/mol/K (constante du gaz) ; RMT est le taux de transfert de masse, défini par :

$$RMT = K(C_s - C_b) \quad (14)$$

Avec : C_s la concentration à la surface, C_b la concentration seuil ;

$$K = (D_{O_2}/d) 0,0791 (U_d/\nu)^x (\nu/D_{O_2})^{0,335} \quad (15)$$

Où:

d étant le diamètre du tuyau, U la vitesse du flux, ν la viscosité du fluide, $x = 0,86$ pour les tuyaux droits et $0,54$ pour les flux turbulents et $D_{O_2} = 7,4 \times 10^{-8} T(2,6 \times 18)^{0,5} / 290^{0,6}$.

La fonction d'état limite G s'écrit :

$$G = e_c - (e_d + Rt) \quad (16)$$

Où e_c est l'épaisseur critique du tuyau (généralement prise entre 20% et 45% de l'épaisseur initiale), e_d est la profondeur non détectable des fissures et inclusions en surface (prise égale à 12,5% de l'épaisseur initiale), R est le taux d'érosion-corrosion et t l'âge du tuyau.

Un deuxième état limite est défini en fonction de la pression de service (qui ne doit pas dépasser la résistance du tuyau corrodé). Dans leur modèle, les variables ont été considérées normales avec les coefficients de variation suivants :

Tableau I. 5 Coefficients de variation des variables.

Variable	C.V	Variable	C.V
Température (K°)	1%	Limite élastique	1,5%
pH	7%	Pression	11%
Vitesse du fluide		Diamètre	1,8%
Taux d'érosion-corrosion		Epaisseur du tuyau	5,5%

I.5.3 Fatigue-corrosion

Shi et Mahadevan [16,17] ont proposé un modèle probabiliste de corrosion par pitting couplée à la fatigue. Le modèle probabiliste est basé sur la relation entre la corrosion et l'action cathodique des particules, en utilisant la loi de Faraday :

$$\frac{dV}{dt} = (MI_{p(0)}(K) / nF_p) \exp\left(-\frac{\Delta H}{RT}\right) \quad (17)$$

Où M est le poids moléculaire du matériau, n est la valence, F est la constante de Faraday, I est la densité, ΔH est l'énergie d'activation, R est la constante du gaz, K est le nombre de particules concernées, T est la température absolue et $I_{p(0)}$ est le courant de corrosion. Ce modèle est intéressant pour la prévision du temps nécessaire pour la nucléation des fissures.

La durée totale de fatigue est modélisée par la somme de quatre phases :

$$t_f = t_{pn} + t_{pg} + t_{sc} + t_{lc} \quad (18)$$

Où t_{pn} est le temps de nucléation par pitting, t_{pg} est le temps d'expansion des pits, t_{sc} est le temps pour une faible propagation d'une fissure et t_{lc} est la période de grande longueur de propagation. La probabilité de défaillance à un instant donné s'écrit :

$$P_f = \Pr(t_f \leq t) = \Pr[t_f - t \leq 0] \quad (19)$$

L'étude est effectuée avec les données disponibles dans la littérature sur la taille moyenne des pits, les constantes du matériau et les durées des processus. Les lois adoptées sont lognormales pour la contrainte appliquée et la constante de propagation du matériau, et Weibull pour le temps de nucléation des pits et le courant de corrosion. Pour toutes ces variables, un coefficient de variation de 0,10 a été adopté. Les méthodes de simulation de Monte Carlo sont utilisées pour la résolution du système.

Dans une autre étude, Harllow et Wei [18] ont établi des modèles pour la distribution du dommage de corrosion fatigue, à partir des données expérimentales. D'après les résultats de laboratoire sur l'acier inoxydable, la relation entre le temps à la défaillance (par fissuration) et la contrainte appliquée s'écrit :

$$t = 8,42 \times 10^{-18} \sigma^{-10,5}. \quad (20)$$

Akpan et al. [19] ont développé un modèle couplé corrosion-fatigue, avec un calcul de la probabilité de défaillance instantanée et dépendante du temps. Les lois utilisées sont normales pour les erreurs de modélisation, lognormales pour les propriétés du matériau et extrêmes pour les actions de l'environnement. Les paramètres de la corrosion sont de type Weibull. Ils ont étudié la sensibilité de la fiabilité au cours du temps, en fonction de la distribution choisie pour le modèle de corrosion (voir la figure I.18).

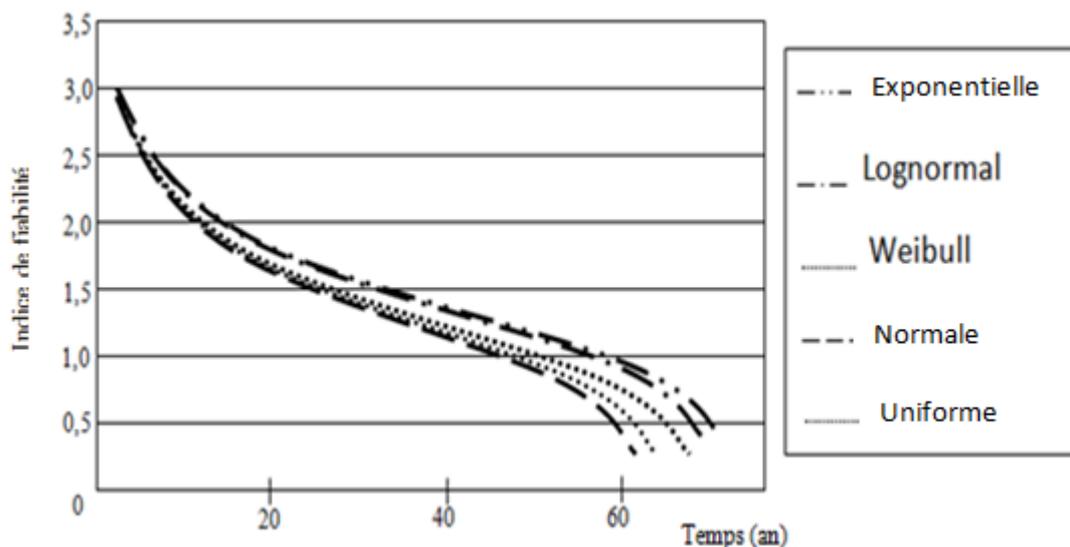


Figure I. 18 Sensibilité de la fiabilité par rapport à la distribution de la corrosion [19].

I.5.4 Usure

La réduction de l'usure, dégradation surfacique souvent associée à une perte de matière non contrôlée, est un enjeu clé dans le contexte actuel où la réduction des pertes énergétiques est une préoccupation majeure. Augmenter la fiabilité, donc la durée de vie des mécanismes, permet alors de limiter ces remplacements et aussi de garantir la sécurité des systèmes en réduisant les risques de rupture catastrophiques par exemple. Une description empirique de l'usure peut être donnée sous la forme :

$$W = \frac{Ka dP}{Hb} \quad (21)$$

Où W est le volume perdu exprimé en m^3 , Ka une constante mesurée expérimentalement, d la distance parcourue pendant le glissement (m), P est la charge appliquée (N) et Hb est la dureté du matériau (N/m^2). Le rapport P/Hb introduit une grandeur qui fait intervenir les effets de structure.

Une approche analytique est développée pour traiter les mécanismes de transition entre l'usure douce et sévère pendant le frottement sec des métaux à différentes températures de 20° à $600^\circ C$ et sous des conditions de chargement et de vitesse faibles (les augmentations de température de surface sont faibles et les effets du dégagement de chaleur dus au frottement sont minimes). Partant du principe que les particules d'usure peuvent être soit écartées soit piégées dans le contact, le modèle permet l'établissement d'une couche protectrice (faite des débris agglomérés). On note $N(t)$ le nombre de particules d'usure produites par unité de temps sur une unité de surface à l'instant t , $f(D)$ la fonction de distribution des tailles de ces débris, $C_e(t)$ la part de la surface apparente de contact, $A_a(t)$ recouverte par la couche protectrice, $Pr[D]$ la probabilité qu'une particule d'usure de diamètre D soit écartée du contact.

Sur l'aire apparente de contact $A_a(t)$, de nouveaux débris sont uniquement de la fraction d'aire non recouverte, $[1 - C_e(t)]$; le nombre total de débris générés sur un intervalle de temps dt , est égal à $A_a(t) N(t) [1 - C_e(t)] dt$. Parmi les nouvelles particules formées, seule une fraction $f(D)$ des particules a un diamètre D , chacune ayant un volume de $\pi D^3/6$. Ces particules seront éjectées du contact, créant une perte de diamètre, si $Pr [D]=1$, il devient ainsi possible d'écrire le volume usé $W(t)$ des échantillons après un temps de glissement t par :

$$W(t) = \frac{\pi}{6} \int_0^t [A_a(t) N(t) (1 - C_e(t)) \times \int_0^\infty D^3 f(D) Pr [D] dD] dt \quad (22)$$

La figure I.19 montre la comparaison du volume de débris issu des mesures expérimentales et du modèle prévisionnel, en intégrant l'effet de la pression partielle d'oxygène sur la taille débris et les cinétiques de générations de débris.

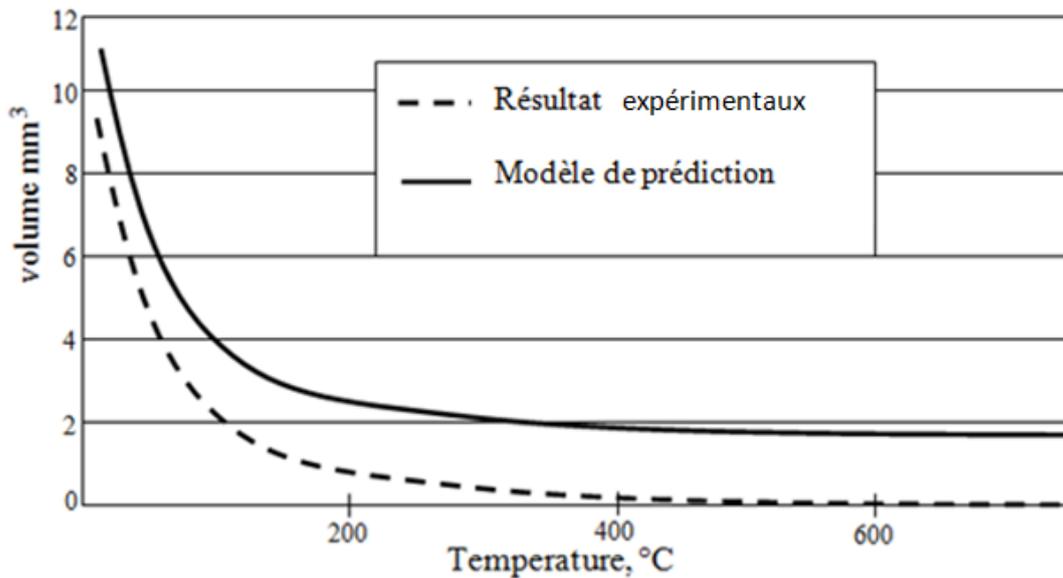


Figure I. 19 Comparaison du volume de débris mesuré et calculé par le modèle [19].

I.6 Conclusion

Les pipelines sont considérés comme des structures soumises à des risques majeurs. Veiller à la sécurité de ces ouvrages est devenu une tâche aussi complexe irritant les responsables de maintenance. Dans ce chapitre, nous avons essayé de présenter les différents processus de fabrication des pipelines de façon générale. Ensuite, les différents modes de défaillance que peut subir une telle structure son abordés, tout en présentant leurs modèles de dégradation.

CHAPITRE II
FIABILITE MECANIQUE DES
PIPELINES

II FIABILITE MECANIQUE DES PIPELINES

II.1 Introduction

Il faut s'assurer que la maîtrise de l'incertain est suffisante pour que les risques soient bien évalués et restent acceptables. C'est l'objet des théories de la fiabilité.

Une définition technique de la fiabilité est donnée par l'AFNOR [20] : « *aptitude d'un dispositif à accomplir une fonction requise dans des conditions données, pendant une durée donnée...le terme est aussi utilisé comme caractéristique désignant une probabilité de succès ou un pourcentage de succès* ».

Cette distinction montre l'intérêt d'une définition qualitative (aptitude) et d'une définition quantitative (probabilité) étroitement associées. Une telle définition tranche immédiatement un débat possible en associant la maîtrise de l'incertain à une modélisation probabiliste. De plus, elle privilégie l'approche par l'utilisation des variables aléatoires et des processus stochastiques, qui n'est pas la seule: les méthodes et outils de la logique floue, des ensembles convexes, de la robustesse peuvent également apporter leur contribution [20].

La fiabilité peut être considérée comme un élément d'un ensemble plus vaste constituant la sûreté de fonctionnement qui se décline elle-même en fiabilité, en maintenabilité (aptitude d'un dispositif ou d'un bien à être maintenu ou rétabli en vue d'accomplir une mission requise), en disponibilité (aptitude d'un dispositif ou d'un bien à accomplir une mission requise à un instant donné) et, enfin, en sécurité (relative aux risques de dommages corporels, matériels et environnementaux liés au dispositif ou au bien considéré).

Bien que rares, les événements tels que rupture de pipelines, d'enceintes sous pression peuvent conduire à des conséquences extrêmement graves. Jusqu'à un passé récent, on se protégeait de ces événements en prenant des marges, des facteurs de sécurité, que l'on cumulait sur l'ensemble de paramètres influents, à l'aide d'une méthode uniquement déterministe. Cette démarche ne permet pas néanmoins, de bien connaître les risques pris. Dans l'analyse de la fiabilité des structures, les paramètres influents sont considérés comme des variables probabilisées et l'on calcule la probabilité de défaillance et des inspections, la durée de vie résiduelle, etc ...Le retour d'expérience et la connaissance des cinétiques de dégradation sont deux des conditions essentielles d'application de l'analyse de fiabilité des structures.

Le dimensionnement des structures est fondé sur une démarche réglementaire dans les calculs afin de respecter des marges importantes pour garantir leur intégrité. Ce dimensionnement ne permet pas d'évaluer le risque lié à la défaillance d'une structure, sa fiabilité, il donne généralement une marge volontairement pessimiste vis-à-vis des différents modes de ruine possible et conduit le plus souvent à des surdimensionnements injustifiés, donc à des surcoûts. En outre, certains chargements peuvent être ignorés au moment de la conception et découverts seulement à l'exploitation. Les structures vieillissent, les propriétés des matériaux peuvent se trouver altérées, les modes d'exploitation ne sont plus les mêmes.

La démarche probabiliste de fiabilité des structures, s'avère alors essentielle, le risque est évalué sous la forme d'une probabilité et non plus sous la forme d'un jugement binaire (le dimensionnement est acceptable ou non, l'exploitation peut être poursuivie ou non).

Le calcul de cette probabilité permet de réduire le risque de défaillance par l'organisation des programmes de maintenance et d'inspection, de prolonger la durée d'exploitation en optimisant leur utilisation.

II.2 Analyse de la fiabilité des structures mécaniques

Une étude détaillée sur les méthodes de fiabilité a été développée par Lemaire [20]. Nous trouverons aussi un important rappel historique de la fiabilité mécanique dans une synthèse approfondie décrite par Richard [21], la philosophie associée à cette démarche, ses enjeux ainsi que l'explication détaillée des méthodes de calcul. Nous nous proposons ici d'en rappeler brièvement les grands principes et les différentes étapes d'une telle analyse nécessaire dans le cas des phénomènes aléatoires indépendants du temps.

II.2.1 Problématique

Un nombre important des industriels considèrent que la sécurité offerte par une structure est jugée comme suffisante, jusqu'une soudaine anomalie exposerait les personnes, les biens et l'environnement à un danger néfaste. La fiabilité d'une structure se caractérise quant à elle par la performance de celle-ci à remplir une fonction définie sous des conditions données, pendant une durée fixée et en respectant le niveau de sécurité exigé.

La difficulté rencontrée afin d'évaluer la fiabilité d'une structure, provient essentiellement de l'incertitude des phénomènes mis en jeu sur la structure considérée (aléas des chargements appliqués, variabilités des propriétés des matériaux, imprécisions géométriques,..), qui vont

avoir une influence directe sur les performances du système. Aussi, il est nécessaire d'intégrer ces incertitudes de manière à travailler sur des modélisations réalistes.

Traditionnellement, la démarche déterministe prend l'ensemble des paramètres précités avec une valeur fixe, pour concevoir le dimensionnement des structures. Particulièrement, les paramètres incertains sont donnés par des valeurs caractéristiques défavorables, liées à des coefficients de sécurité ; on se retrouve alors avec un résultat binaire ("sûreté" ou "défaillance") vis-à-vis d'un critère donné, traduisant la confiance que l'on peut allouer à ce dimensionnement précis. Inévitablement, un surdimensionnement injustifié sera obtenu, via l'approche déterministe qui utilise une marge volontairement pessimiste.

Bien que, dans la démarche probabiliste, on utilise une modélisation stochastique dans laquelle les données incertaines sont représentées par des variables aléatoires, nous pouvons ensuite évaluer la probabilité de défaillance de la structure, tout en mesurant sa sensibilité par rapport à chacune des variables aléatoires introduites.

Dans la littérature, deux applications sont possibles : soit on connaît les caractéristiques de la structure, en vérifiant sa fiabilité qu'elle soit satisfaisante; soit on optimise le dimensionnement de celle-ci de manière à respecter un niveau de fiabilité donné. Donc l'approche fiabiliste permet une meilleure appréciation des marges de sécurité à l'aide d'indicateurs de confiance objectifs, et constitue en ce sens un outil adéquat pour l'aide à la décision en phases de conception et de maintenance, à travers un traitement plus rationnel des incertitudes.

On focalise par la suite sur la fiabilité d'un système mécanique (appelé aussi structure). Dans ce contexte, l'analyse fiabiliste se décline en trois étapes :

- la sélection des variables aléatoires de base, qui intègrent les incertitudes mises en jeu via leurs lois de distribution ;
- le choix d'une fonction de performance qui définit la défaillance de la structure ;
- le calcul des indicateurs de fiabilité, qui fournissent une évaluation quantitative et qualitative de la fiabilité de la structure.

II.2.2 Variables aléatoires

Dans l'analyse mécano-fiabiliste, il est très utile de connaître la nature des paramètres incertains, leurs interactions ainsi que leurs effets sur l'état de la structure. Les variables de conception (appelée aussi variables de base) permettent de définir les variables de sollicitation utilisées dans la déclaration du modèle fiabiliste. Les fonctions de transformation

(mécaniques et probabilistes) jouent un rôle amplificateur ou réducteur des effets des variabilités des données. Les variables de base sont généralement divisées en deux catégories selon leur rapport avec l'état de la structure :

- Variabilités externes, qui n'affectent pas l'état interne de la structure. Nous pouvons citer : les actions naturelles (température, séisme, vent,...) ;
- Variabilités internes dont les variables dépendent et/ou modifient l'état de la structure. Dans cette catégorie, les paramètres intervenants sont : les propriétés des matériaux (module d'élasticité, coefficient de poisson, coefficient de dilatation thermique,...), les paramètres géométriques (les dimensions), et les conditions aux limites et les liaisons internes.

Les variabilités liées au processus de fabrication, sont l'origine principale des incertitudes, il est à noter que les imperfections des conditions d'essais de caractérisation (non reproductibilité des résultats, base de données limitée, effets d'échelle entre éprouvettes d'expérimentation et structure réelle,..), et les facteurs incontrôlés tels que les fluctuations du chargement ou simplement de la difficulté d'accéder à certaines données ou informations, peuvent être aussi source des incertitudes [21-22].

Le choix des variables aléatoires est effectué par plusieurs facteurs :

- l'objectif de l'étude fiabiliste : est-il suffisant d'utiliser des propriétés mécaniques pour évaluer la probabilité de défaillance de la structure ;
- les résultats des expériences : les variables aléatoires et leurs modèles probabilistes associés doivent être justifiés physiquement, pour aboutir à une représentation réaliste ;
- l'explication physique des allures du comportement mécanique d'une structure, notamment les principes de sa mise en place et les modes de défaillance.

II.3 Description des variabilités

Quand le contrôle des propriétés physiques conduit à l'acquisition de mesures non strictement imitables, il est nécessaire de définir un dispositif représentatif des variabilités inscrites pour le calcul des structures et dont la formulation ajustée à l'intégration dans les codes de simulation doit être appelée à travers les modèles répandus. Alors, une modélisation de ces diverses informations via les lois mathématiques qui offriront les fréquences d'occurrences de

chaque résultat, leur valeur moyenne et les balancements autour de cette moyenne, s'aperçoit à ce stade très nécessaire.

La modélisation des distributions doit avoir un nombre suffisant de données, pour pouvoir travailler sur un ensemble significatif d'informations. Admettant qu'une variable aléatoire réelle et continue X dont on connaît par expérimentation un certain nombre N de valeurs (ou réalisations) indépendantes $\{x_i\}_{i \in [1..N]}$ de X constituant un échantillon. Un traitement statistique de ce faisceau d'informations permet en premier lieu d'analyser la variabilité de cette donnée : la répartition des valeurs (à l'aide des fréquences relatives et cumulées,..) ainsi que les caractéristiques de tendance centrale (moyenne,..) et de dispersion (écart type,..) [3].

Donc, l'apport de la modélisation de l'incertitude observée via les fonctions mathématiques qui distribueront les issues pour X et joindront à chacune d'elles ses chances de réalisation, s'aperçoit à ce stade très utile. Dans ce cas, on peut recourir soit à la fonction de densité de probabilité $f_X : \mathbb{R} \rightarrow \mathbb{R}$, soit à la fonction de répartition $F_X : \mathbb{R} \rightarrow [0, 1]$ associées à X telles que (P la probabilité) :

$$f_X(x)dx = P(x \leq X < x + dx) \quad (23)$$

$$F_X(x) = P(X < x)$$

Avec les liens :

$$\forall x, \quad F_X(x) = \int_{-\infty}^x f_X(u)du \quad \text{et} \quad \frac{dF_X}{dx}(x) = f_X(x) \quad (24)$$

Et vérifiant :

$$\forall x, \quad f_X(x) \geq 0$$

$$F_X(x) \text{ est non décroissante} \quad (25)$$

$$F_X(-\infty) = 0, \quad F_X(+\infty) = \int_{-\infty}^{+\infty} f_X(u)du = 1$$

Ressemble graphiquement au domaine sous la courbe de f_X entre $x = -\infty$ et $x = a$, alors la probabilité pour que X soit comprise entre deux valeurs données a et b , est donnée comme suit :

$$P(a \leq X < b) = F_X(b) - F_X(a) = \int_a^b f_X(u)du \quad (26)$$

Indiquant la partie sous la courbe f_X comprise entre $x = a$ et $x = b$ (figure II.1). La probabilité d'un évènement étant naturellement liée à la notion de fréquence statistique pour des échantillons de grande taille, on détermine donc par une procédure d'ajustement les fonctions f_X et F qui représentent au mieux les variabilités expérimentales.

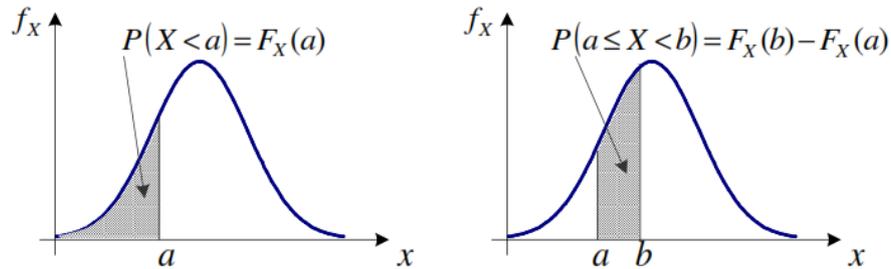


Figure II. 1 *Interprétation graphique des fonctions de densité et de répartition d'une variable aléatoire X [23].*

Dans le cas des analyses fiabilistes, on prend généralement plus d'un paramètre aléatoire. L'ensemble des k variables X_i du problème forme dans ce cas un vecteur $\{X\} = \{X_i\}_{i=1..k}$ de \mathbb{R}^k dont les probabilités d'apparition sont décrites par une densité de probabilité conjointe $f_{\{X\}}: \mathbb{R}^k \rightarrow \mathbb{R}$ et une fonction de répartition conjointe $F_{\{X\}}: \mathbb{R}^k \rightarrow [0, 1]$ telles que :

$$f_{\{X\}}(\{x\}) \prod_{i=1}^k dx_i = P(x_i \leq X_i < x_i + dx_i), \forall i = 1..k \quad (27)$$

où $\{x\} = \{x_i\}_{i=1..k}$ est un vecteur de \mathbb{R}^k , avec :

$$\int_{\mathbb{R}^k} f_{\{X\}}(\{x\}) \prod_{i=1}^k dx_i = 1 \quad (28)$$

La figure II.2 illustre l'allure d'une fonction $f_{\{X\}}$ dans le cas de deux variables aléatoires.

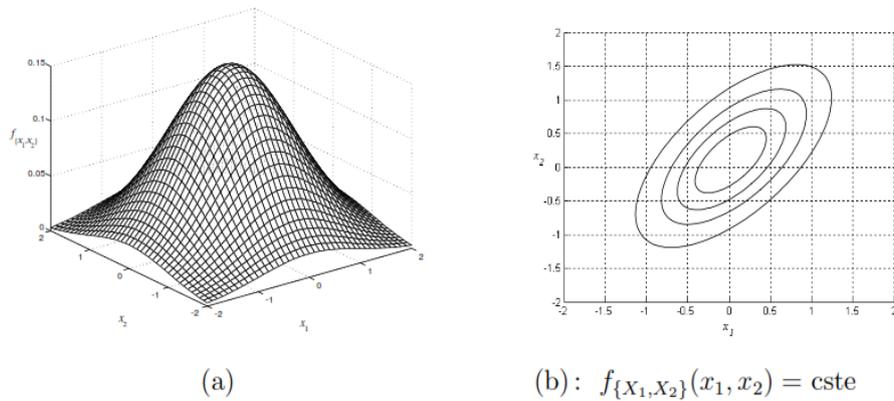


Figure II. 2 Fonction de densité de probabilité conjointe dans le cas de deux variables aléatoires $\{X\} = \{X_1, X_2\}$: (a) représentation 3D, (b) isovaleurs de $f_{\{X\}}$ [29].

Lorsque les k variables aléatoires X_i sont indépendantes, l'expression de la densité conjointe se ramène au produit des densités marginales f_{X_i} de chaque variable :

$$f_{\{X\}}(\{x\}) = \prod_{i=1}^k f_{X_i}(x_i), \forall \{x_i\}_{i=1..k} = 1 \tag{29}$$

Dans le cas contraire, il y a lieu de préciser absolument la nature de leur dépendance pour le calcul des indicateurs de fiabilité. C'est pourquoi est introduite une matrice de corrélation $[\rho] = [\rho_{ij}]_{(i,j)=[1..k]}^2$ dont les composantes ρ_{ij} mesurent la dépendance linéaire entre chaque couple de variables aléatoires X_i et X_j de la façon suivante:

$$\rho_{ij} = \rho(X_i, X_j) = \frac{\text{Cov}(X_i, X_j)}{S_{X_i} S_{X_j}}, \forall (i, j) \in [1..K]^2 \tag{30}$$

où $\text{Cov}(X_i, X_j)$ représente la covariance de ces deux variables, S_{X_i} et S_{X_j} désignant leurs écarts-types respectifs (voir par exemple Jolion [23]). Chaque composante ρ_{ij} est un nombre appartenant à l'intervalle $[-1, +1]$:

- si $\rho_{ij} = 0$, les variables X_i et X_j ne sont pas reliées linéairement entre elles (mais peuvent l'être d'une autre manière);
- si $\rho_{ij} > 0$, X_i et X_j ont tendance à varier dans le même sens;
- lorsque $|\rho_{ij}| > 0.9$, la liaison linéaire est considérée comme forte.

Précisons, enfin, que pour des variables $\{X_i\}_{i=1..k}$ indépendantes, la matrice de corrélation se réduit à la matrice identité d'ordre k .

II.4 Fonction de performance

Il s'agit dans cette partie de construire le scénario de défaillance de la structure, i.e. de préciser l'état limite au-delà duquel celle-ci n'est plus considérée comme fiable. Ces états limites correspondent principalement à des exigences en termes de tenue mécanique (la défaillance est associée à la rupture du matériau ou la ruine de la structure) ou d'aptitude au service (la défaillance est associée à des déformations ou un endommagement excessif). Une étude AMDEC (Analyse des Modes de Défaillances, des Effets et des Criticités) peut permettre d'identifier les modes de défaillance possibles, leurs causes ainsi que leurs conséquences sur le fonctionnement de la structure [24].

La notion de fiabilité étant posée, un critère de défaillance est défini à l'aide d'une fonction dite de performance (ou d'état limite), notée G , et qui dépend des variables aléatoires du modèle. Par convention, on définit le domaine de sûreté D_s et le domaine de défaillance D_f de R^k comme suit [3]:

$$D_s = \{\{X\} \in R^k, G(\{X\}) > 0\} \quad (31)$$

$$D_f = \{\{X\} \in R^k, G(\{X\}) \leq 0\}$$

La frontière $\{\{X\} \in R^k, G(\{X\}) = 0\}$ est la surface d'état limite. La figure II.3 illustre cette définition sur le cas de deux variables aléatoires de base.

Les points importants concernant le critère de défaillance sont les suivants:

- le choix de la fonction de performance se doit d'être dicté par la cause physique de la défaillance de façon à en obtenir une représentation réaliste; son expression peut alors porter sur des données microscopiques (dans le cas par exemple d'une défaillance par rupture locale) ou macroscopique (dans le cas par exemple d'une défaillance par instabilité structurale);

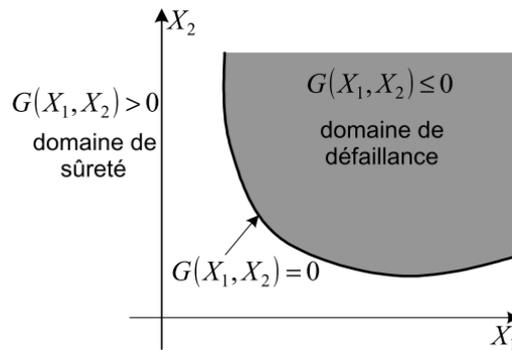


Figure II. 3 Domaines de sûreté et de défaillance dans le cas de deux variables aléatoires $\{X\}=\{X_1, X_2\}$ [24].

- si la forme du critère est généralement du type $G = R - S$ avec R une caractéristique de résistance et S une donnée relative à la sollicitation appliquée, la fonction G n'est pas forcément une fonction explicite des variables de base $\{X\}$, elle peut dépendre en effet de la réponse de la structure (par exemple contraintes ou déformations) et son évaluation nécessite alors un calcul mécanique préalable (le plus souvent par éléments finis) faisant intervenir une loi de comportement (couplage mécano-fiabiliste);
- certaines considérations d'ordre pratique peuvent influencer sur son choix: la complexité du couplage précité ou encore les propriétés mathématiques de la fonction G qui vont conditionner les calculs de probabilité de défaillance exposés par la suite.

II.5 Indicateurs de fiabilité

La fiabilité R (en anglais, reliability) d'une structure est conventionnellement définie de la façon suivante [3,23]:

$$R = 1 - P_f \quad (32)$$

Où la probabilité de défaillance P_f (en anglais, probability of failure) correspond à la probabilité d'occurrence de l'évènement $G(\{X\}) \leq 0$:

$$P_f = P(G(\{X\}) \leq 0) \quad (33)$$

Cet indicateur de confiance constitue le résultat essentiel d'un calcul fiabiliste. Si l'on introduit la densité de probabilité conjointe $f_{\{X\}}$ des variables aléatoires $\{X\}$ du modèle, la probabilité de défaillance s'écrit alors comme suit:

$$P_f = \int_{R^k} f_{\{X\}}(\{x\}) \prod_{i=1}^k dx_i \quad (34)$$

Il est très rare que cette intégrale puisse être étudiée analytiquement voire numériquement. Dans la pratique, on ne dispose pas en général de la densité de probabilité conjointe du vecteur $\{X\}$, on doit se contenter le plus souvent des lois marginales relatives à chaque variable X_i et à certaines informations sur leur corrélation. De plus, le domaine d'intégration D_f peut être défini de façon implicite et complexe selon le modèle mécanique retenu.

Diverses méthodes de résolution ont ainsi été développées pour pallier ces difficultés [25-26]. Classiquement, on distingue deux grandes familles: les méthodes basées sur des simulations et celles recourant à une approximation.

II.6 Simulation de Monte Carlo

La méthode de Monte Carlo ne permet pas d'obtenir les sensibilités des variables aléatoires mais elle permet en revanche d'estimer l'erreur faite sur le calcul de la probabilité de défaillance. La simulation de Monte Carlo servira donc de référence par rapport aux résultats obtenus par les méthodes FORM / SORM.

La méthode consiste à générer un jeu de réalisations des variables aléatoires (figure II.4) suivant leurs lois de distribution, à compter le nombre de défaillances et à le comparer au nombre de tirages total. La probabilité de défaillance P_f se calcule donc selon l'équation suivante :

$$P_f = \lim_{N_{\text{tirage}} \rightarrow \infty} \left[\frac{N_{\text{défaillances}}}{N_{\text{tirages}}} \right] \approx \frac{N_{\text{défaillances}}}{N_{\text{tirages}}} \text{ avec } \% \text{ erreur} = 200 \sqrt{\frac{1-P_f}{N_{\text{tirages}} \cdot P_f}} \quad (35)$$

Pour atteindre une probabilité de défaillance de 10^{-n} , il faut effectuer entre 10^{n+2} et 10^{n+3} tirages pour une erreur de 10% sur P_f . Cela peut conduire à des temps de calcul très importants d'où l'intérêt de la méthode FORM / SORM [27].

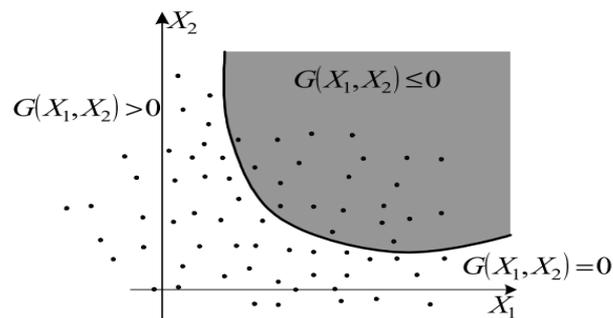


Figure II. 4 Méthode de Monte Carlo directe: tirages aléatoires et évaluation de la fonction de performance G dans le cas de deux variables aléatoires $\{X\} = \{X_1, X_2\}$ [3].

II.7 Méthodes d'approximation FORM/SORM

La base de ces méthodes se résume essentiellement en la détermination de l'indice de fiabilité β , permettant par la suite d'accéder à une valeur approchée de P_f . Diverses définitions sont envisageables pour β mais celle recommandée par Hasofer et Lind [28] est actuellement la plus largement utilisée vu son invariance vis-à-vis de la représentation de la fonction de performance.

Précisément, ces auteurs proposent d'effectuer un changement de repère transformant l'espace dit physique des variables de base $\{X\}$ en l'espace dit standard de variables $\{U\}$ normales (i.e. suivant une loi de distribution normale), centrées réduites (i.e. de moyenne nulle et d'écart type unitaire) et indépendantes. La fonction de performance G est elle aussi exprimée dans l'espace standard et devient H . Différentes transformations isoprobabilistes (Rosenblatt, Nataf, ..) permettent ainsi de faire ce passage [25,29]. D'un point de vue pratique, le choix de la procédure est lié aux données dont on dispose (densité conjointe $f_{\{X\}}$ ou lois marginales f_{X_i} et matrice de corrélation $[\rho]$), aux propriétés des variables aléatoires de base (normale, lognormale,..) ainsi qu'aux résultats auxquels elles conduisent (unicité de la transformation par exemple).

Dans l'espace standard, l'indice β est défini comme la distance la plus courte entre le domaine de défaillance D_f , $\{U\} = \{\{U\} \in R^k, H\{U\} \leq 0\}$ et l'origine $0_{\{U\}}$ du repère (figure II.5). Le point P^* de la surface d'état limite correspondant à cette distance minimale, appelé point de conception ou β -point, est le point de la zone de défaillance qui a la plus grande probabilité

d'occurrence. La recherche du point P^* (et donc le calcul de β) constitue un problème d'optimisation sous contrainte ($\|\cdot\|$ désignant la norme):

La résolution peut s'avérer très complexe dans le cas de fonctions H définies implicitement, possédant des défauts de convexité (amenant notamment à des difficultés de convergence voire à la non-unicité de P^*) ou non différentiables en certains points

Comme précédemment, divers algorithmes ont été développés pour répondre à cette question de « descente vers P^* », qui font appel à des évaluations de H , à son gradient et/ou à son Hessien suivant leur formulation [26]. Le recours à l'une ou l'autre de ces techniques doit alors se faire selon son efficacité (nombre d'appels à la fonction d'état limite), sa robustesse (aptitude à trouver le bon point de conception) et sa capacité à traiter un problème de taille éventuellement importante [3]. La convergence vers P^* est enfin conditionnée par la tolérance t fixée sur le critère d'arrêt tel que désignant la p^{eme} itération du vecteur $\{U\}$.

$$\text{minimiser } \|\{U\}\| \text{ tel que } H\{U\} \leq 0 \tag{36}$$

$$\|\{U\}_{p+1} - \{U\}_p\| \leq t(\{U\})_p \tag{37}$$

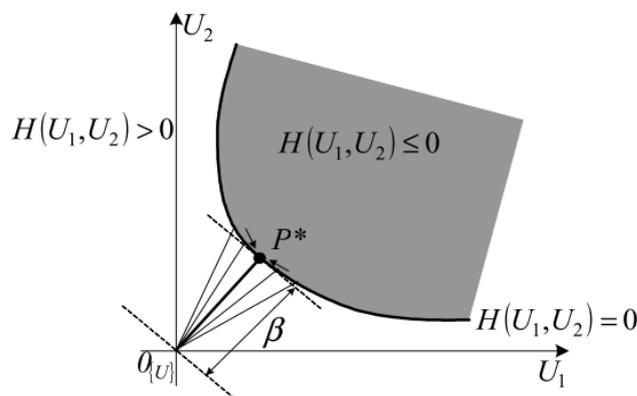


Figure II. 5 Recherche de l'indice de fiabilité β et du point de conception P^* dans l'espace standard pour deux variables aléatoires $\{U\} = \{U_1, U_2\}$ [3].

Une fois P^* et β obtenus, il reste à déterminer le domaine de défaillance. Les méthodes FORM (en anglais, First Order Reliability Method) et SORM (Second Order Reliability Method) sont basées sur des approximations de ce domaine permettant un calcul analytique de l'intégrale. Dans le cas de FORM, la surface limite $H\{U\} = 0$ est ainsi approchée par l'hyperplan tangent

à D_f , $\{U\}$ en P^* (figure II.6). On démontre alors que la probabilité de défaillance peut être estimée simplement par:

$$P_f \approx F(-\beta) \tag{38}$$

Avec F la fonction de répartition de la loi normale centrée réduite. Le tableau II.1 montre ainsi que plus la valeur de β est grande, plus la fiabilité de la structure est importante (étant admis que l'origine de l'espace standard appartient au domaine de sûreté, $H\{0_{\{U\}}\} > 0$).

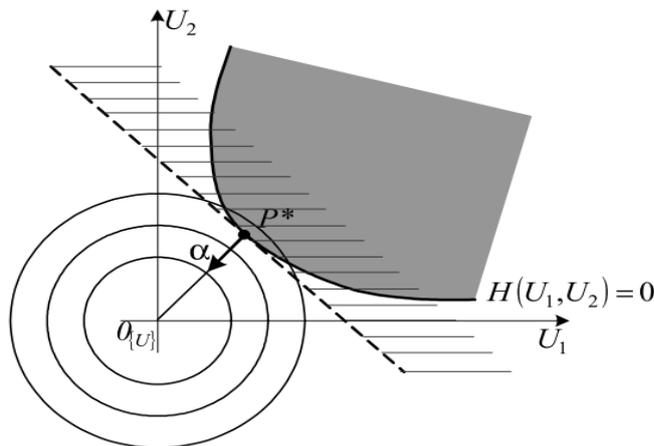


Figure II. 6 Approximation FORM pour deux variables aléatoires $\{U\}=\{U_1,U_2\}$ dans l'espace standard[29].

Tableau II. 1 Méthode FORM: correspondance entre l'indice de fiabilité β et la probabilité de défaillance P_f .

B	P_f
0	0.5
1	0.16
2	2.28×10^{-2}
3	1.35×10^{-3}
4	3.17×10^{-5}
5	2.87×10^{-7}
6	9.87×10^{-10}

Un des intérêts de FORM réside par ailleurs dans la possibilité d'accéder à des informations complémentaires sur la fiabilité de la structure. On peut effectivement accéder aux cosinus directeurs α_i qui nous renseignent sur la sensibilité, au point de conception P^* , de l'indice de fiabilité β par rapport à chaque variable aléatoire normée U_i :

$$\alpha_i = \frac{\partial \beta}{\partial U_i}(P^*), \forall i = 1..k \quad (39)$$

Ils représentent les composantes du vecteur α normal à l'hyperplan tangent en P^* (figure II .6). Plus le cosinus directeur est grand en valeur absolue, plus la variable aléatoire associée joue un rôle stochastiquement important. Dans le cas des variables X_i indépendantes, le signe de α_i caractérise la nature de la variable considérée : pour une valeur positive (respectivement négative) de α_i , la variable u_i est dite de type sollicitation (resp. résistance), i.e. que son augmentation entraîne une diminution (resp. augmentation) de la fiabilité. Pour compléter cette analyse, il est également intéressant d'établir les élasticités e_r par rapport aux paramètres r de la distribution des variables, définies par:

$$e_r = \frac{r}{\beta} \frac{\partial \beta}{\partial r} \quad (40)$$

Ces quantités permettent de préciser l'ampleur de la modification de l'indice de fiabilité lorsque le paramètre associé varie. Comme précédemment, une valeur positive (ou négative) de e_r correspond ainsi à un impact bénéfique du paramètre r pour la fiabilité de la structure. Du point de vue de la conception, certains indicateurs sont couramment calculés: l'élasticité à la moyenne renseigne sur le dimensionnement à retenir ou sur la gamme préférentielle d'utilisation de la structure, l'élasticité à l'écart type oriente quant à elle le contrôle qualité pour éviter les dispersions.

De façon évidente, la précision de la méthode FORM vis-à-vis de la valeur de P_f est liée à la linéarité de la surface d'état limite $H(U)=0$. Dans le cas d'une courbure notable de $D_{f,\{U\}}$ au voisinage de P^* , elle peut effectivement conduire à un résultat erroné de la probabilité de défaillance réelle, sous-estimé ou surestimé suivant la courbure de H . Aussi, dans ce cas, il est plus pertinent de recourir à l'approximation SORM dans laquelle on approche localement la fonction d'état limite en P^* par une forme quadratique (figure II.7). Il existe plusieurs formulations de la probabilité de défaillance suivant la nature de la surface quadratique retenue et le mode de calcul de l'intégrale (34). Dans notre cas, nous allons travailler avec une approximation parabolique de $H(U) = 0$ et avec des estimations de P_f par intégration directe (formule de Tvedt) et dans un cadre asymptotique $\beta \rightarrow \infty$ (formules de Breitung et de Hohenbichler - Rackwitz), dont les expressions sont détaillées dans l'ouvrage de Lemaire [25].

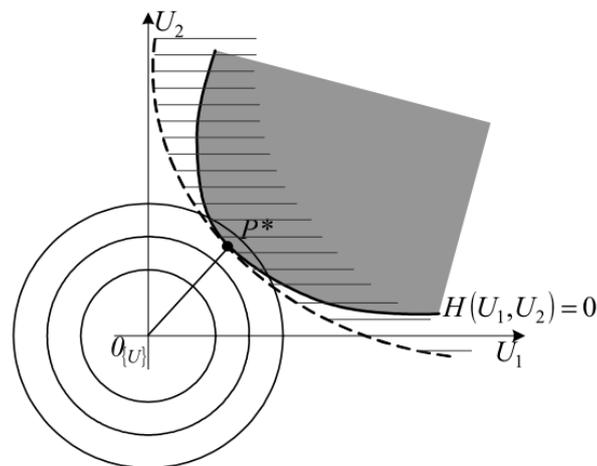


Figure II. 7 Approximation SORM pour deux variables aléatoires $\{U\} = \{U_1, U_2\}$ dans l'espace standard [29].

Ces méthodes approchées sont nettement moins onéreuses en temps de calcul que l'estimation de Monte Carlo, FORM étant évidemment la plus économique des deux. Par ailleurs, elles sont d'autant plus précises que le point de conception est éloigné de l'origine dans l'espace normé, i.e. dans le domaine des petites probabilités de défaillance ($P_f \leq 10^{-2}$), et fournissent en plus de P_f des renseignements sur la sensibilité de la fiabilité. Notons qu'une vérification de leur résultat à l'aide de quelques simulations de type Monte Carlo est recommandée pour valider l'approximation sur laquelle elles reposent.

II.8 Analyse de sensibilité fiabiliste

Le modèle mécanique assure le passage entre des données d'entrée (variables de base) et des variables de sortie (figure II.8). Le problème est alors de calculer les paramètres statistiques des variables de sortie en fonction des paramètres statistiques des données d'entrée. Une telle analyse constitue une analyse de sensibilité fiabiliste, caractérisant la sensibilité de la réponse à la variabilité de l'entrée. Au premier ordre, une analyse de sensibilité déterministe consiste en un calcul du gradient autour d'un point alors qu'une analyse de sensibilité aléatoire recherche le rapport entre les coefficients de variation respectifs d'une variable de sortie et d'une variable d'entrée. Deux méthodes principales sont utilisées [30] : la méthode de Monte-Carlo, qui procède par simulation, et la méthode des perturbations qui demande le calcul des dérivées de la matrice de rigidité et du vecteur des actions extérieures par rapport aux données

aléatoires. La méthode de Monte-Carlo construit un échantillon dont on peut déduire les moments statistiques sans limitation d'ordre a priori.

La méthode des perturbations est généralement limitée aux deux premiers moments. La solution est relativement simple lorsque l'aléa (externe) ne porte que sur les actions et que le modèle est linéaire, elle devient beaucoup plus délicate à construire en cas d'aléa interne sur les paramètres d'état du système mécanique et de comportements non linéaires. Une analyse de sensibilité est en général conduite autour du point moyen de fonctionnement, et non autour d'un point particulièrement intéressant. Elle détermine si la variabilité d'une donnée est amortie ou au contraire amplifiée par le modèle mécanique, avec les risques d'instabilité que cela entraîne. En contexte dynamique, les méthodes de la dynamique stochastique sont maintenant bien adaptées à l'étude du processus réponse d'un système déterminé excité par un processus d'entrée, au moins s'il est Gaussien et stationnaire. Dans l'application de la simulation, l'analyse de sensibilité repose sur la capacité de construire des échantillons statistiques synthétiques des données (qualité du générateur de nombres aléatoires, générateur de processus stochastiques) et sur la capacité d'identifier les échantillons des variables ou des processus de sortie.

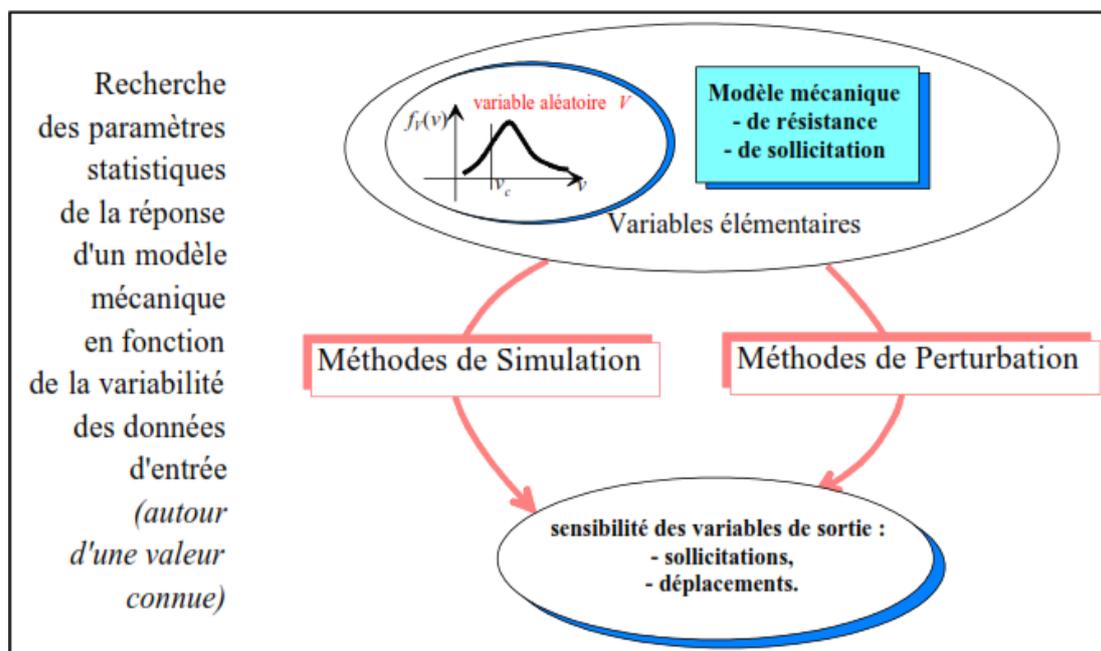


Figure II. 8 Analyse de sensibilité fiabiliste.

II.9 Complexité du couplage mécano-fiabiliste

Le modèle qui associe une procédure de calcul mécanique et une procédure de calcul fiabiliste constitue un modèle mécano-fiabiliste. Quatre critères permettent, selon les modalités qu'ils prennent, de définir la complexité du couplage d'un modèle mécanique et d'un modèle fiabiliste (figure II.9), ils sont relatifs :

- **A la nature des aléas**
 - externes (actions et résistances) ;
 - internes (états) ;
 - indépendance ou non des aléas.
- **A l'effet du temps**
 - contexte statique ;
 - cyclique ou dynamique ;
 - vieillissant (dégradation mécanique et physico-chimique).
- **Au modèle mécanique**
 - calcul élastique linéaire ;
 - calcul élastoplastique par séquences linéaires ou linéarisées ;
 - calcul élastoplastique par les théorèmes aux états-limites ;
 - calcul élastoplastique par formulation non linéaire explicite ou implicite ;
 - calcul non linéaire géométrique et matériel ;
 - calcul dynamique linéaire ;
 - calcul dynamique non linéaire.
- **A la forme de la fonction de performance**
 - à séparation des variables de sollicitations et de résistances ;
 - explicite et linéaire des variables aléatoires ;
 - régulière ou non ;
 - à fortes courbures ;
 - à points singuliers ;
 - explicite, implicite.

Des problèmes simples incluant aléas externes, statique linéaire, fonction explicite résistance-sollicitation sont d'une résolution très aisée alors que ceux conduisant à des fonctions implicites dans des modèles non linéaires vont requérir des moyens de calcul très importants. C'est l'enjeu du risque encouru qui décidera de la précision de la modélisation et des moyens à mettre en œuvre.

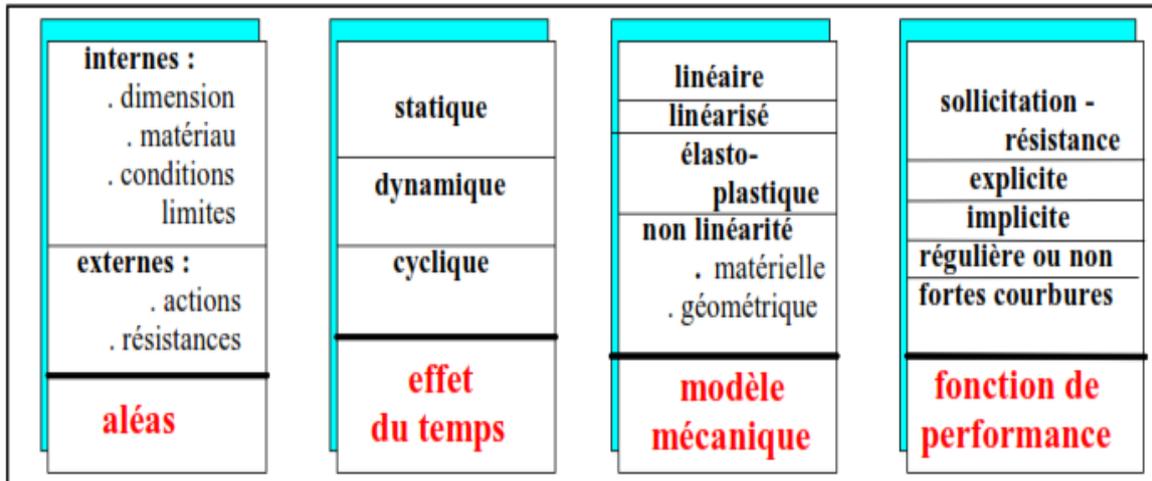


Figure II. 9 Complexité du couplage mécano-fiabiliste.

Remarque

Même si nous n'y aurons pas recours dans la suite de ce travail, signalons néanmoins qu'il existe également des méthodes de simulation (ou de tirages) d'importance qui consistent à effectuer un nombre réduit de tirages mais ciblés, en l'occurrence autour du point de conception [30]. Cette méthode requiert donc de réaliser préalablement des simulations de la transformation isoprobabiliste puis le processus d'optimisation pour l'accès à β .

II.10 Application aux pipelines

La mise en évidence de l'importance d'étudier les tubes en acier a naturellement incité nombre d'auteurs à se tourner vers les méthodes de fiabilité pour leur analyse. Ces dernières années surtout, les travaux en ce sens se sont en effet multipliés permettant une meilleure gestion des risques ainsi qu'une optimisation de ces structures (voir par exemple G. Zhang et al. [31]).

Dans tous les cas, l'objectif est d'accéder principalement à la probabilité de défaillance du matériau ou de la structure en fonction du chargement appliqué. Si classiquement, des

approches sont menées dans une optique de compréhension et de modélisation, d'autres visent quant à elles davantage la conception et l'optimisation de structures (à l'aide notamment des élasticités). Notons, qu'outre la variabilité précitée sur les paramètres limites du critère de défaillance (micro ou macro), les incertitudes introduites dans ces études portent sur le chargement, les dimensions des structures ainsi que sur les propriétés mécaniques (élastiques, plastiques, d'endommagement,...).

L.Y. Xu, Y.F. Chong [32] ont aussi travaillé, sur l'évaluation de la fiabilité de diverses grades d'acier pour les pipelines intégrant le phénomène de corrosion, où ils ont utilisé le modèle d'analyse (FEA) i.e éléments finis. La pression de défaillance des pipes a été également évaluée pour trois cas industriels pour la comparaison. Les résultats démontrent que la pression de défaillance est réduite par la profondeur croissante de corrosion et la diminution du grade d'acier.

Une autre étude a été menée par G. Zhang et al. [31]. L'objectif était l'évaluation de la fiabilité des pipelines sous l'effet de la corrosion, utilisant des approches déterministes conventionnelles, quoiqu'ils aient pris en considération la notion d'incertitude au sujet des paramètres dans l'évaluation. Dans cette étude, une méthode d'évaluation probabiliste est donnée afin d'estimer la probabilité de défaillance des tubes corrodés dus aux incertitudes des chargements, de la propriété matérielle et de l'exactitude de mesure, mais en utilisant la technique de Monte-Carlo.

II.11 Conclusion

Le développement numérique a connu une large utilisation dans ces dernières décennies. Plusieurs laboratoires de recherche focalisent leurs travaux sur le traitement numérique sans oublier l'importance du volet expérimental. Différentes méthodes de calcul de fiabilité ont été présentées dans ce chapitre (FORM et SORM), ainsi que les étapes du couplage mécano-fiabiliste avec la complexité qu'on peut retrouver afin d'aboutir à des meilleurs résultats. Le lecteur peut trouver aussi une récente recherche sur les différents travaux utilisant ces méthodes avec leurs sensibilités qu'on peut appliquer sur les structures des pipelines.

CHAPITRE III

DEGRADATION DES PIPELINES

III DEGRADATION DES PIPELINES

III.1 Introduction

Les pipelines sont considérés comme des structures exposées à des risques majeurs pouvant leur occasionner des dommages plus ou moins importants et très souvent irréversibles. Ces ouvrages sont caractérisés par :

- une très grande longueur (parfois plusieurs centaines de Kilomètres);
- la traversée de zones et d'environnements hostiles, (terrains géologiquement instables, zone de marnage...);
- des conditions d'exploitation difficiles ;
- des interventions humaines fréquentes volontaires.

L'effet néfaste de ces aléas sur l'état de ces structures, oblige généralement les exploitants à veiller à la surveillance continue, et faire des réparations en cas d'anomalies. En règle générale, l'origine des accidents graves dépend de trois facteurs principaux : les qualités intrinsèques des tubes (métallurgiques notamment), les contraintes d'exploitation et de production (fluides, pressions, températures) et enfin l'environnement externe (agressivité des terrains, sismicité, accident dus à la présence humaine) [98].

Plusieurs travaux et statistiques ont montré une prédominance des accidents lors des diverses opérations pendant l'exploitation de ces structures (les pipelines), ensuite ceux dus à la corrosion et à des dommages mécaniques [33].

Pour la première catégorie d'incidents provoqués par des tiers, la solution ne peut être apportée que par l'application de législations strictes définissant un périmètre de protection des ouvrages suivie par une surveillance externe et l'application de procédures opérationnelles strictes.

Pour les autres causes, des réponses ont été apportées. Les progrès importants faits ces dernières années, dans le domaine du contrôle et de la surveillance automatique, ont amené les opérateurs et les exploitants à proposer des systèmes de management permettant une

gestion plus appropriée des risques et surtout plus exhaustive avec comme principal objectif la prévention classée ainsi dans des groupes de dégradations impliquant [33, 98]:

- les dommages mécaniques (50%) ;
- la corrosion externe (25%) ;
- la corrosion interne (15%) ;
- les dégradations diverses.

Ceux-ci ont pour conséquences d'affecter directement la paroi de la canalisation dans sa forme (déformation) ou dans son épaisseur (corrosion) voire les deux.

Les dommages mécaniques, la corrosion externe et interne ont essentiellement pour origines l'agressivité du milieu et de l'environnement immédiat (contraintes, physicochimies des terrains encaissants et des fluides transportés).

III.2 Dommage mécanique

Les dommages mécaniques sont considérés les plus importants des dommages que peut subir les pipelines. Ils sont fréquemment le résultat des actions liées à la construction de la ligne et à la maintenance ainsi qu'aux actions de la pesanteur sous toutes ses formes. Ils peuvent être définis comme toute modification de la structure ayant lieu après fabrication et/ou construction et qui peuvent mettre en cause l'intégrité de la structure [98]. Les dommages mécaniques peuvent être directement imputables à des causes mécaniques (chocs, chutes, déplacement, etc.) ou aux résultats d'agressions différentes et indirectes prenant en compte, par exemple, des phénomènes électrochimiques fragilisant ainsi la structure.

III.2.1 Conséquences

Les conséquences mécaniques et environnementales peuvent aller du simple incident comme par exemple l'enfoncement ou l'éraflure n'ayant aucune incidence immédiate sur l'environnement, au plus grave comme la rupture de la conduite entraînant la pollution de larges zones.



Figure III. 1 *Pipe de gaz après explosion [34].*

Mais quelle que soit leur importance, ces incidents peuvent tous avoir à terme des conséquences dramatiques.

III.2.2 Causes

Ces dernières peuvent être la conséquence de conditions externes ou internes défavorables très diverses. Les causes externes correspondent à des défauts de manipulation lors des opérations de pose ou de maintenance et à l'environnement immédiat. Elles ont pour origines [35, 98]:

- les chocs par des outils de levage et de manutention (chutes) ;
- la présence de matériaux mettant la conduite sous contrainte ou tension (rocher, pierre) ;
- les glissements de terrain, tremblement de terre ;
- les mauvais encrages de la conduite ;
- le gel des terrains environnant (permafrost) ;
- les alternances de périodes chaudes/froides ;

- l'absence de moyens de compensation thermique (lires) ;
- la corrosion externe ;
- les erreurs opérationnelles pendant des opérations de réparation ou de modification de la ligne entraînant une fragilisation de la structure ou des équipements ;
- la malveillance.

Les causes internes correspondent à des mauvaises conditions de transit des effluents et en particulier à :

- la corrosion interne ;
- l'abrasion interne ;
- aux surpressions incontrôlées de la montée en pression des effluents, ou à des actions incontrôlées de manutention (fermeture brutale de vanne) ;

III.2.3 Topologie

Les dommages mécaniques présentent des topologies facilement identifiables qui permettent assez souvent de remonter à l'origine du défaut ou aux causes de l'accident. Ces derniers sont, en général, catalogués comme des déformations de la structure originelle.

Les fissures (cracks) : Elles sont présentes au sein de l'acier et dans les soudures. Elles peuvent être débouchantes ou non et, par conséquent dans ce dernier cas, difficiles à détecter. Elles peuvent être par ailleurs évolutives. Le point d'équilibre et l'évolution de la propagation de ces dernières en fonction des conditions d'exploitation peuvent être depuis quelques années prédites grâce à des simulations numériques.

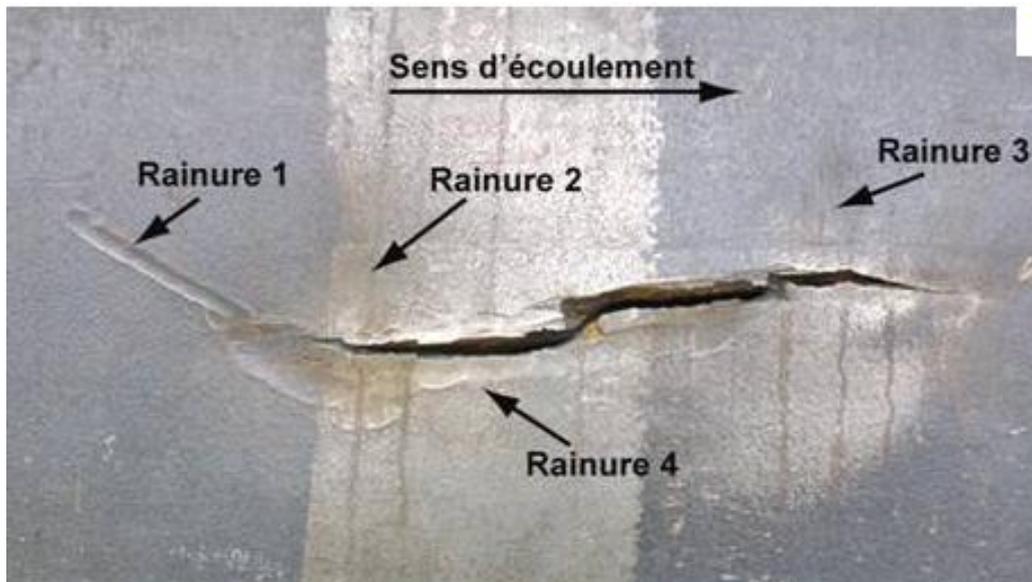


Figure III. 2 Fissure dans un pipeline [36].



Figure III. 3 Eclatement d'un pipeline après défaut de fissure [36].

Les enfoncements (dents) : ils se caractérisent par des déformations plus ou moins importantes dirigées vers l'intérieur du pipe et dues en général à des chocs ou à des contraintes externes. Les enfoncements sont des cas typiques des difficultés dans une ligne. Ils peuvent par ailleurs induire d'autres types de corrosion (découlements de revêtement, corrosion sous contraintes, etc.).

Les arrachements (gouges) : Ils se caractérisent par des manques de matière non imputables à des phénomènes électrochimiques (corrosion). Ils sont la conséquence d'accident de manutention.

Les ondulations (buckles) : Pendant la construction, une des conséquences de cintraments trop excessifs est la formation d'ondulation qui se traduit par une modification structurelle et locale de la paroi du pipe, sur son pourtour (anomalie plus ou moins circonférentielle). Les buckles sont assez fréquentes en offshore pendant la pose.

L'ovalisation : c'est le résultat de diverses actions ou sollicitations mécaniques (écrasement par exemple) conduisant à la modification différentielle du diamètre du pipeline (anomalie circonférentielle) [98].



Figure III. 4 *Dommages mécanique (ondulation) [34].*

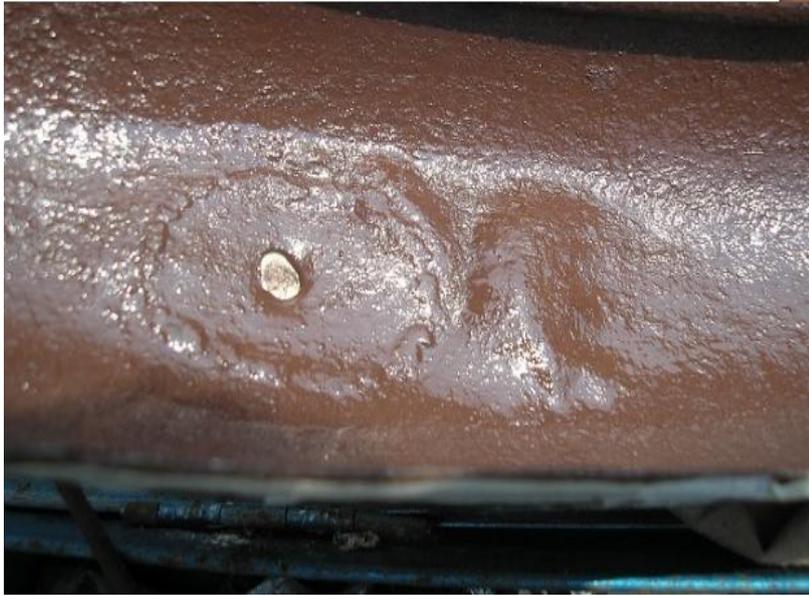


Figure III. 5 *Domage mécanique (Enfoncement) [36].*

Les portées libres (free-span) : elles se rencontrent surtout en offshore mais peuvent être aussi le résultat d'affaissements terrestres plus ou moins soudains provoqués par la formation de dolines (phénomènes karstiques). Le pipe, par son propre poids, se met dès lors sous contrainte en se cintrant sous des rayons de courbure allant de quelques dizaines à plusieurs centaines de mètres.

Les déplacements : Ils peuvent être source de dégradations graves pouvant entraîner des ruptures brutales. On peut signaler en particulier :

- les déplacements latéraux occasionnés par des mouvements hydrodynamiques météo-océaniques (vagues, tempêtes), des extensions elles-mêmes induites par des variations de pression ou de température importantes, des accrochages d'ancres ou de chaluts, ou bien encore des déplacements de sables (estuariers) ;
- des déplacements longitudinaux provoqués plus spécifiquement par les mouvements en surface de la plate-forme, en fond par les manifolds et les mouvements de terrains.

III.3 Corrosion externe

La corrosion externe est en partie due à des actions de dégradation électrochimique du milieu environnant sur l'acier de la conduite. Les causes sont multiples et les mécanismes de détérioration sont décrits dans de nombreux ouvrages consacrés à la corrosion. Elle peut être définie comme le résultat d'actions physicochimiques voire biochimiques sur le pipeline entraînant des pertes de matières aussi bien locales que générales affectant l'extérieur de la canalisation.

III.3.1 Conséquences

Elles sont multiples et peuvent aller jusqu'au percement en très peu de temps (quelques mois) et avoir des conséquences dramatiques pour l'environnement.

III.3.2 Causes

Mis à part les causes exogènes (acidité des terrains, courants vagabonds, etc.), elles sont imputables à des défauts de revêtement (protection passive) et/ou à une protection cathodique (protection active) défailante ainsi qu'à des états de stress mécanique de la conduite (corrosion sous contraintes).

III.3.3 Topologie

Contrairement aux dommages mécaniques, les informations topologiques sont plus difficiles à identifier et à interpréter. Cela vient du fait, entre autres, de la multiplicité des facteurs intervenant dans les processus de dégradation et de leur évolution dans le temps.

La notion de perte de métal regroupe un grand nombre de formes différentes imputables à des phénomènes également très variés. On peut citer à titre d'exemple :

- en zone aérienne :
 - la corrosion atmosphérique plus ou moins généralisée due à l'humidité relative à l'air, à des agents contaminants naturels (Cl⁻) ou industriels (SO₂) ;
 - la corrosion due aux zones de marnage ou de variations de conditions d'oxydoréduction au cours de temps ;

- à l'arrachement de partie métallique.
- en zone enterrée :
- la corrosion électronique ou électrolytique par courants vagabonds, telluriques ou industriels (corrosion très rapide et très localisée pouvant entraîner des percements) ;
 - la corrosion galvanique, plus rare et localisée à des endroits très précis facilement identifiables (brides, connections, jonctions, réparations, soudures, etc.) ;
 - la corrosion bactérienne (milieu anaérobie, chaud et en présence de soufre dans le calorifuge).
- en zone émergée :
- la corrosion par la salinité de l'eau ;
 - la corrosion par un taux d'oxygène dissous important ;
 - la corrosion par la présence d'une activité bactérienne.



Figure III. 6 *Corrosion externe (Pitting d'un pipe).*



Figure III. 7 *Corrosion externe (corrosion généralisée d'un pipe).*



Figure III. 8 *Corrosion externe (perçement d'un pipe, zone chaude) [37].*

Les figures ci-dessus illustrent les trois grands types de corrosion externes rencontrés à terre, la corrosion par Pitting pouvant par exemple être imputée à des sorties de courants liées à un défaut d'isolation électrique, la corrosion généralisée résultant de l'immersion de la conduite dans une zone de marnage, et enfin le percement lié au cordon de soudure [37].

III.4 Corrosion interne

Cette corrosion est essentiellement due aux actions des effluents transportés par la canalisation (milieu anaérobie) ou plus rarement à l'abandon momentané de l'exploitation de cette dernière (milieu aérobie). Elle peut être définie comme le résultat d'actions physiques, chimiques ou bio-physicochimiques internes dues essentiellement à la présence et au transport des effluents (hydrocarbures) entraînant des pertes de métal aussi bien locales que générales.

III.4.1 Conséquence

Plus difficile à détecter par l'extérieur que les autres types de défauts, et à résoudre, la corrosion interne peut avoir des conséquences graves. Elle peut être extrêmement rapide comme par exemple dans le cas d'attaque par des bactéries sulfurogènes.

III.4.2 Causes

Les causes en sont surtout la présence de CO_2 , d'acides organiques, parfois d' H_2S et des bactéries. L'utilisation des alliages résistants à ce type de corrosion est généralement réservée aux tubings de puits.

III.4.3 Topologie

Comme pour la corrosion externe, les topologies correspondantes peuvent revêtir des aspects très différents.

La corrosion généralisée : Elle concerne de très larges superficies et peut être plus ou moins profonde. Elle est, en général, due à des effluents corrosifs ou infectés par des micro-organismes dont l'agressivité affecte l'ensemble des surfaces mises en contact avec le fluide. On la combat souvent par l'injection d'inhibiteurs.

La corrosion par piqûre : c'est une corrosion très localisée, très difficile à localiser sans des moyens d'auscultation interne appropriés car souvent elle est accompagnée de produits de corrosion masquant l'ampleur et l'étendue des dégâts.

La corrosion par érosion : c'est une corrosion localisée dans des zones précises où une attaque mécanique est possible comme par exemple dans les coudes et les changements de direction

brutaux. Les actions répétées au cours du temps amènent le métal à s'éroder. La présence de sable ou d'hydrates accélère en général le processus.

La corrosion bimétallique : c'est une corrosion localisée au niveau du contact entre au moins deux matériels ou équipements de nature électronique différenciée (métaux différents). Plongés dans un milieu électrolytique (conducteur de l'électricité), ils forment alors une pile de corrosion (migration des électrons du métal le plus électronégatif vers celui qui est le moins).

La corrosion bactérienne : cette corrosion est due à l'action pathogène de bactéries sulfurogènes présentes dans l'effluent entraînant des corrosions plus ou moins localisées. Ce type de corrosion peut, par ailleurs, être de type foudroyant et entraîner rapidement des percements.



Figure III. 9 *Corrosion interne (corrosion généralisée).*



Figure III. 10 *Corrosion interne (corrosion Pitting) [98].*



Figure III. 11 *Corrosion interne (corrosion Bactérienne) [98].*

III.5 Percements et fuites

Les percements et fuites représentent quelques pour cent des dégradations mais pratiquement 100% des incidents ou accidents graves. Ils sont souvent le résultat de processus antérieurs non détectés induits par d'autres types de corrosion.

Le percement est une communication physique entre l'intérieur et l'extérieur de la conduite pouvant entraîner une fuite i.e. une allée et venue de fluide si un différentiel de pression existe. Dans la plupart des cas, la pression régnant à l'intérieur de la canalisation étant supérieure à la pression externe, il y a par conséquent écoulement de fluide vers l'extérieur de la conduite [38].

III.5.1 Conséquences

Elles vont du simple suintement sous faible pression à la fuite pouvant entraîner une explosion.

III.5.2 Causes

Le percement correspond à une phase extrême de corrosion (perte totale de matière) due à des défauts d'isolant. Il peut être imputé à différentes causes. Très localisé, sa formation est souvent très rapide et est en général le résultat de modifications locales des conditions électrochimiques du pipe et du milieu. L'origine peut en être proche (au niveau des soudures) ou lointaine (sortie de courant vagabond). Dans les deux cas, la quantité du métal perdu suit la loi de FARADAY ($1\text{Kg}/\text{A}/\text{an}$).

III.5.3 Topologie

Les percements sont caractérisés par une absence totale de matière mettant en communication la partie interne et externe de la conduite. Si celle-ci est remplie, le percement occasionne une fuite du produit.

III.6 Décollement de l'enrobage

Le décollement de l'enrobage est un phénomène extrêmement difficile voire impossible à détecter en l'état des techniques actuelles. Il peut exposer le pipeline à des dégradations sévères dès sa mise en place au moment de la pose, là où ce dernier n'est pas encore couvert par la protection cathodique.

Les conduites de transport d'hydrocarbures sont protégées de la corrosion externe par une enveloppe isolante (protection passive) lui permettant de se prémunir des agents agressifs extérieurs aussi bien chimiques (acidité des sols), mécaniques, qu'électrique (courant vagabond). Le décollement correspond à une non-adhérence ou à la disjonction de cette enveloppe sur la paroi externe de la canalisation [39].

III.6.1 Conséquences

Les décollements ou l'arrachement de l'enrobage peuvent avoir des conséquences graves puisqu'ils permettent aux agents corrosifs physiques ou chimiques ainsi que biologiques de s'infiltrer directement au niveau de l'acier entre la couche protectrice et le pipe.

III.6.2 Causes

Les décollements d'enrobage externe peuvent avoir des origines multiples :

- Une mauvaise adhérence dès la pose du matériel de revêtement sur la paroi du pipe ;
- Une déformation du pipe lui-même entraînant un déplacement différentiel par rapport au revêtement ;
- Un vieillissement prématuré de la matière ;

- Des vibrations ou des forces hydrodynamiques ;
- Des impacts sur la conduite ;
- Une défaillance des protections, etc.

III.6.3 Topologie

La plupart des décollements de l'enrobage ne se voient pas, sauf dans le cas extrême de l'arrachement qui est détecté par le balai électrique avant l'ensouillage. Ils ne peuvent être détectés que par des moyens indirects. Ces décollements peuvent intéresser aussi bien de faibles que de larges surfaces.

III.7 Dégradation diverses

Les dégradations diverses concernent des éléments de structures ou d'équipements positionnés singulièrement le long de la conduite et qui peuvent être inspectés en ligne. Ce sont par exemple :

- Les soudures ;
- Les divers joints présents sur la ligne ;
- Les anodes sacrificielles ;
- Les renforts mécaniques (surépaisseurs, extenseurs, etc.).

Chacun de ces éléments présente des dégradations qui leur sont propres occasionnées très souvent par des conditions d'exploitation sévères.

III.8 Evaluation des risques et prévention des pipelines

Très généralement, des bureaux de certification ou des organismes émettent des préconisations pour la prévention des risques [40]. Celle-ci s'appliquent de la conception jusqu'à la maintenance en passant par la surveillance.

Plus spécifiquement à partir [98] :

- Des données topologiques recueillies par l'inspection en ligne ;

- Des caractéristiques physiques sur le pipe ;
- Des éléments de la production.

Il est possible d'évaluer mathématiquement la dangerosité d'un dommage ou d'une attaque de corrosion sur la paroi d'une conduite. Cette recherche peut être menée rapidement par des calculs analytiques ne prenant en compte que certains paramètres et moyennant quelques simplifications. Dans une grande partie des cas, cette formulation peut suffire.

Depuis le développement des méthodes de calculs numériques dans les dernières décennies, un grand nombre de paramètres peuvent être insérés dans des méthodes plus complexes autorisant ainsi des simulations beaucoup plus fines.

III.8.1 Par le calcul analytique

La connaissance de la topologie des anomalies et plus particulièrement leur forme et leur étendue permet dans un certain nombre de cas d'évaluer en fonction des conditions d'exploitation le risque encouru. La technique qui permet d'obtenir la contrainte résiduelle (residuel stress) a été mise au point, il y a maintenant une vingtaine d'années. L'exploitant peut utiliser les programmes de calculs automatiques ANSI/ASME B31G (standards internationaux, 2004) [41], SHELL [42] ou DNV RP-F 101 pour déterminer la pression de calcul sur tube corrodé (perte d'épaisseur) et les codes ASME B 31.4 ou API 1160 pour évaluer l'acceptabilité d'un défaut d'enfoncement. L'application des codes précités doit conduire soit au remplacement par un tube neuf, soit au renforcement du tube, soit à laisser le défaut en l'état sous réserve que le transporteur mette en œuvre un dispositif de surveillance de son évolution. Dans le cadre de la réparation du tube, l'exploitant peut appliquer les méthodes suivantes :

➤ *Détermination de l'étendue de la corrosion*

La profondeur d'une perte de métal due à la corrosion peut être exprimée en pourcentage de l'épaisseur nominale t de la paroi du pipe telle que :

$$\% \text{prof.} = 100 d/t$$

Où d est la profondeur maxima de la zone corrodée.

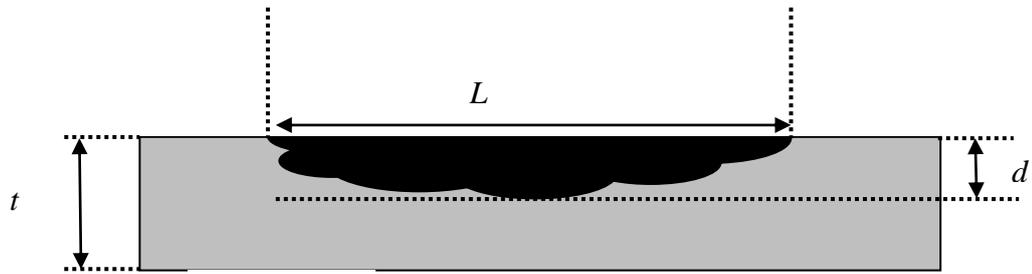


Figure III. 12 Principe d'évaluation.

On admet ensuite qu'une zone corrodée continue, ayant une profondeur maximale de plus de 10% mais inférieure à 80% de l'épaisseur nominale du pipe, a une longueur L équivalente à :

$$L = 1.12 B \sqrt{Dt} \quad (41)$$

Où D est le diamètre extérieur nominal du pipe et B une valeur déterminée par l'équation :

$$B = \sqrt{\frac{\left(\frac{d}{t}\right)^2}{\left(\frac{1.1d}{t-0.15}\right)^2} - 1} \quad (42)$$

➤ **Evaluation de la pression admissible**

La pression admissible doit être inférieure à la pression de sécurité P' sur une anomalie. Elle est donnée dans la norme 31G en fonction de la pression de conception P par l'expression :

$$P' = 1,1 P \left[\frac{1 - \frac{2d}{3t}}{1 - \frac{2}{3} \left(\frac{d}{t} \sqrt{A^2 + 1} \right)} \right] \quad (43)$$

Avec :

$$A = 0,893 \left(\frac{L}{\sqrt{Dt}} \right) \quad (44)$$

Pour une valeur de $A > 4$, l'expression ci-dessus pour une zone corrodée se réduit à :

$$P' = 1,1 P \left[1 - \frac{d}{t} \right] \quad (45)$$

➤ **Evaluation de la longueur critique de la zone corrodée**

La formulation précédente peut être réarrangée pour obtenir cette fois-ci des dimensions critiques de défauts en termes de rapport d/t . Si on considère maintenant que la pression de

sécurité est égale à la pression de conception ($P'=P$) et en insérant cette condition dans l'équation (43), on obtient :

$$A^2 + 1 = \frac{d/t}{1,1d/t - 0,1} \quad (46)$$

Et en substituant A dans l'équation (44), il en résulte :

$$L = 1,12 \sqrt{\left[\frac{0,15 - 0,1d/t}{1,1d/t - 0,15} \right] \sqrt{d/t}} \quad (47)$$

La longueur critique d'une zone corrodée peut alors être calculée en valeur du rapport d/t et être représentée graphiquement en fonction de L ou du rapport L/\sqrt{dt} . Plusieurs auteurs proposent des codes de calcul permettant d'estimer analytiquement ces différents paramètres.

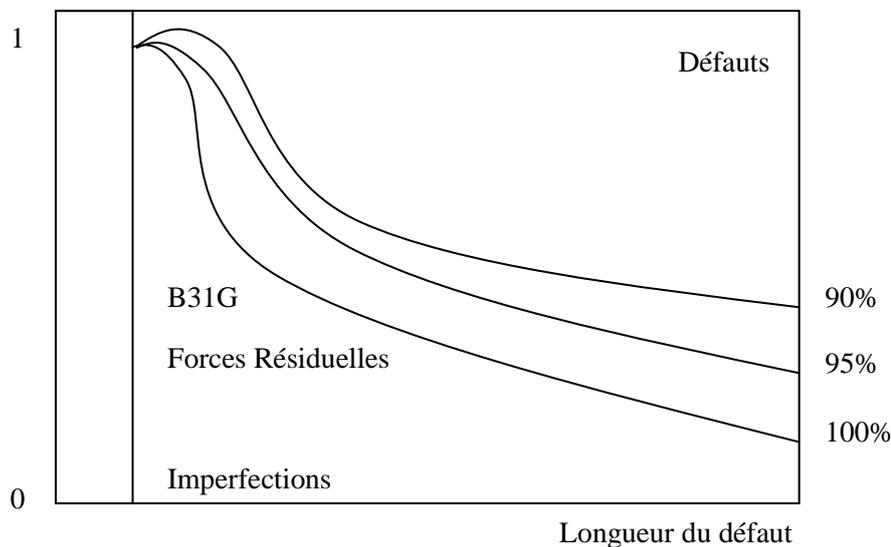


Figure III. 13 Classification d'après les données géométriques mesurées [B31G].

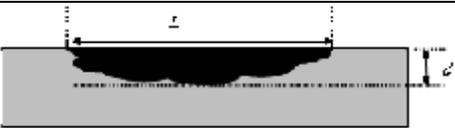
Cette technique qui est largement utilisée en faisant ses preuves, est remplacée maintenant petit à petit par des nouveaux codes plus précis (depuis 2005).

Le tableau ci-dessous résume les trois méthodes actuellement utilisées pour estimer les surfaces de perte de métal associées à la corrosion.

- Le modèle B31G correspond à une simulation de forme parabolique établie pour des corrosions de faible ampleur ;

- Le modèle B31G modifié ou RSTRENG simplifié restitue une profondeur de 0,85 maximale ;
- Le dernier modèle RESTRENG détaillé prend en revanche la topologie entière et est par conséquent le plus réaliste. Il demande par contre des moyens de mesure et d'évaluation très précis.

Tableau III. 1 Les moyens analytiques de calcul des contraintes.

ANSI/ASME B31G		2/3 dL (approximation parabolique). Approximation très pessimiste
RSTRENG simplifié		0,85 dL (approximation parabipédique). Approximation pessimiste
RSTRENG détaillé		Surface réelle. Nécessité d'un dispositif de mesure précis.

Ces trois manières fournissent des profondeurs maximales de défaut de 80% de l'épaisseur nominale.

III.8.2 Par les modélisations numériques

Les déformations, lorsqu'elles sont bien identifiées, peuvent être insérées dans des modèles numériques intégrant les éléments finis où des conditions limites peuvent être imposées. On peut alors simuler des comportements extrêmes (contraintes/déformations) en fonction du temps et des sollicitations externes (vieillessement) tant au point de vue statique que dynamique.

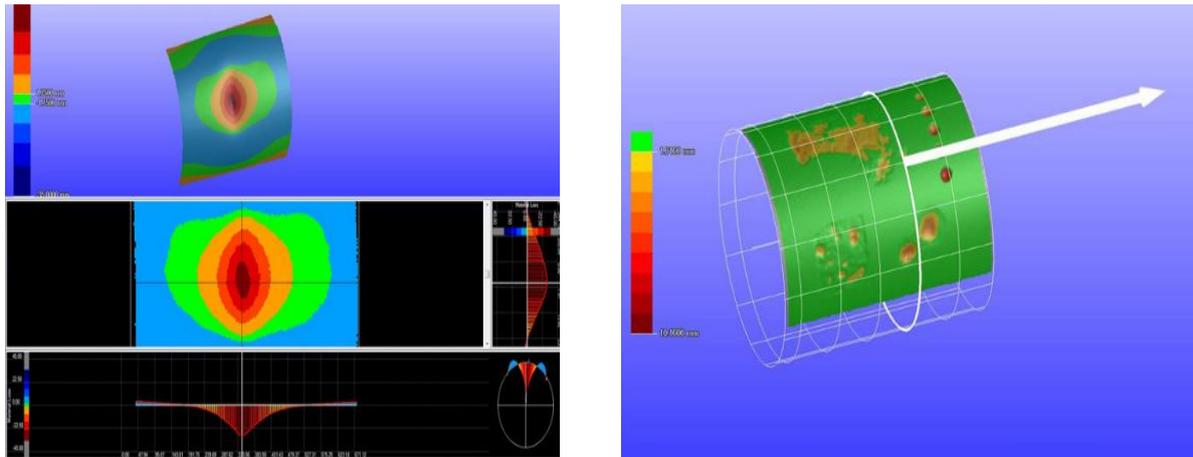


Figure III. 14 Exemples de modélisations numériques [43].

Ces codes de calculs sont des moyens directs de modélisation, i.e. qu'il est nécessaire d'entrer des topologies très précises du défaut.

III.8.3 Par les méthodes déterministes

Cette méthode instrumentale consiste à comparer dans le temps et après normalisation au moins deux enregistrements de la même portion du pipe, effectués si possible dans les mêmes conditions opérationnelles. On obtient alors des variations de la « constante mesurée » C qui peuvent se traduire en déplacement relatif ou en perte de métal relative entre deux moments distincts t . Celle-ci peut être éventuellement extrapolée à des vitesses de déplacements ou de corrosion telle que [98] :

$$v = (C_2 - C_1) / (t_2 - t_1) = \Delta C / \Delta t \quad (48)$$

Où v représente le déplacement de la corrosion.

Ce qui graphiquement, pour une évolution linéaire de l'épaisseur de paroi par exemple, donne la courbe ci-dessous :

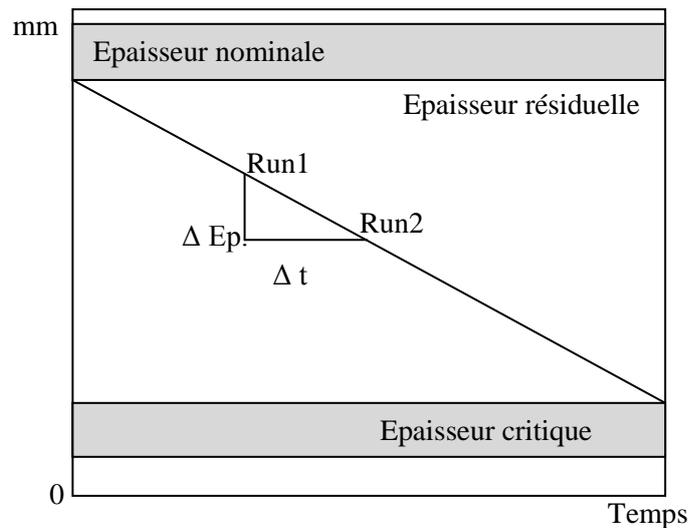


Figure III. 15 *Evaluation déterministe de la vitesse de corrosion sur l'épaisseur.*

Si l'opérateur possède un enregistrement à l'état zéro, i.e. immédiatement dès la mise en production du pipeline, avant apparition des phénomènes de corrosion par exemple, les valeurs relatives peuvent être traduites en valeurs absolues. Des tentatives de modélisation déterministe fondées sur une seule inspection ont été faites en considérant par exemple que la corrosion a commencé dès la mise en service de la conduite et en la comparant à des données issues d'autres pipelines présentant les mêmes caractéristiques [44] ; ces estimations ont souvent mené à des erreurs d'appréciation notables.

III.8.4 Par les méthodes probabilistes

Si on part du postulat que la canalisation au cours de son existence suit une distribution statistique des caractéristiques de corrosion (vitesse, topologie, etc.), il est alors possible d'en proposer une estimation à partir des mesures issues d'une seule inspection et de données sur d'autres pipelines. L'approche Bayésienne par exemple, proposée par certains auteurs [45] repose sur une modélisation [46] de l'incertitude de l'occurrence d'un événement, en partant d'une valeur de probabilité subjective, évaluée a priori, et en déduisant une probabilité a posteriori corrigée par des informations nouvellement acquises.

L'évaluation de la vitesse de corrosion a priori correspond à une modélisation issue d'informations d'autres pipelines. La densité de probabilité de la vitesse de corrosion v suit une loi normale tronquée qui peut se mettre sous la forme :

$$F_I(v, \beta_0, \theta_0) = (\theta_0^{\beta_0} / \Gamma(\beta_0)) (v^{\beta_0-1} e^{-v \theta_0}) \quad (49)$$

Où θ_0, β_0 sont respectivement les paramètres d'échelle et de forme.

L'évaluation de la vitesse de corrosion a posteriori correspond aux données acquises par l'inspection en ligne en fonction de la profondeur de corrosion d_i pour chaque point ξ_p et dont l'estimation s'exprime par la loi de distribution suivante :

$$F_2(v) = ((\theta_0 + \xi_p)^{\beta_0 + d_i} / \Gamma(\beta_0 + E_p)) (v^{\beta_0 + d_i - 1} e^{-v(\theta_0 + \xi_p)}) \quad (50)$$

La prédiction pour le pipeline B se fait par l'introduction dans le modèle des résultats de l'inspection du pipeline A dont les caractéristiques sont similaires (a priori), des résultats de l'auscultation du pipe B (a posteriori) et enfin par le calcul d'une estimation (figure III.16).

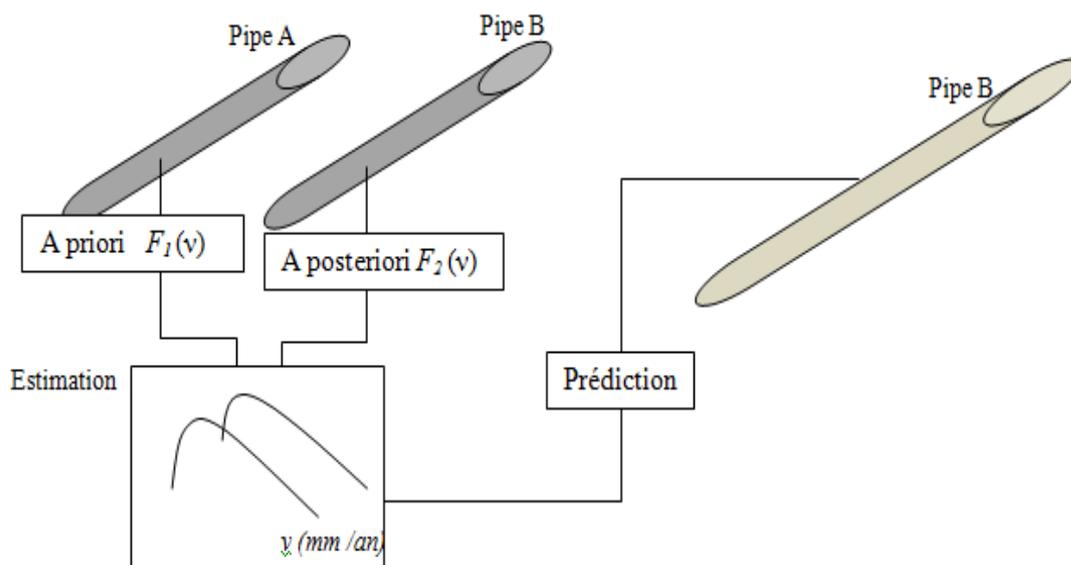


Figure III. 16 Evaluation probabiliste de la vitesse de corrosion d'une conduite sur un réseau.

Cette approche permet de prévoir l'évaluation des pertes de métal dans le temps, d'optimiser les programmes d'inspection et d'organiser les opérations de maintenance.

III.9 Conclusion

La corrosion dans la majorité des cas est un phénomène physiquement discernable à l'œil ou par des moyens d'auscultation appropriés. Les moyens de calcul qui suivent les inspections suffisent en général à limiter les risques immédiats.

Depuis peu sont apparus des systèmes plus élaborés : PIMS (pipeline integrity management system) permettant de mettre en relation beaucoup plus de paramètres avec pour ultime objectif une prédiction plus fiable de l'occurrence des sinistres. Toutefois, il existe des attaques insidieuses d'autant plus dangereuses qu'elles ne se manifestent par aucun signe externe ; c'est le cas par exemple de la corrosion sous contrainte (stress corrosion) qui est pour le moment impossible à détecter et qui est la cause d'accidents majeurs.

Nous avons expliqué les différentes modes et modèles de corrosion existant dans la littérature, avec leurs causes, conséquences et topologies. Aussi, une synthèse sur les méthodes d'évaluation des risques qui peuvent arrivés aux pipelines (méthodes déterministes, analytiques et probabilistes) est présentée.

CHAPITRE IV
ETUDE EXPERIMENTALE

IV ETUDE EXPERIMENTALE

IV.1 Introduction

Au cours du développement d'un produit, il est nécessaire de vérifier la fiabilité aux différents stades du projet. En général, on part d'un objectif assez élevé pour arriver à un niveau de fiabilité opérationnelle qui soit accepté par les clients. Pour cela, une série d'essais doit être mise en place en fonction de l'environnement, du fonctionnement et des exigences de fiabilité.

IV.2 Types d'essais

Pour garantir la fiabilité d'un produit, il existe différents types d'essais [47] :

- Essais de maturation des performances ;
- Essais accélérés : l'accélération vise à réduire la durée des essais.
 - Accélération des mécanismes de défaillance.
 - Nécessité de la connaissance des modèles.
- Essais aggravés : on cherche à obtenir un produit stabilisé dans des délais réduits.
 - Précipitation des défauts par des contraintes échelonnées.
 - Amélioration du produit par itérations successives.
- Essais spécifiques de croissance de fiabilité : il s'agit de favoriser la maturation d'un produit.
 - Exposition du produit à des sollicitations reproduisant le profil de mission.
 - Actions correctives.
 - Mesures effectives de la fiabilité opérationnelle.

- Essais mécaniques :
 - Essais de rupture : Approche locale.

L'approche locale consiste à confronter l'état des contraintes et déformations locales dans une pièce, en particulier à l'extrémité d'une fissure, avec un critère local qui diffère selon le mécanisme de rupture : clivage ou rupture à faciès ductile par amorçage, croissance et coalescences de cavités. Elle procure un moyen de relier la ténacité aux paramètres microstructuraux comme la taille de grain, la fraction volumique d'inclusion, la taille de celles-ci.

Comme les ruptures par clivage se produisent brutalement dès qu'un grain se rompt, la distribution statique des charges de rupture suit bien une loi de Weibull, pour laquelle la probabilité P_f de rupture est donnée par :

$$P_f = 1 - \exp(-V/V_0 (\sigma_l/\sigma_u)^m) \quad (51)$$

Où V_0 est un volume de référence, V le volume plastifié soumis à une contrainte principale maximale homogène, σ_l , σ_u et m sont les paramètres de Weibull qui dépendent du matériau.

- Essais de fatigue :

L'objet des essais de fatigue est de déterminer le comportement d'éprouvettes, de pièces ou d'ensembles mécaniques, sous des sollicitations de contraintes périodiques, analogues à celles qui se produisent dans la pratique lors des sollicitations de service. Les essais sur pièces ou structures mécaniques correspondent généralement à l'un des trois objectifs :

- Vérifier la conformité d'un produit à une norme ou à un cahier des charges ;
- Valider ou optimiser un nouveau produit ;

- Rechercher des solutions constructives à la suite de l'avarie d'un composant en service.

Dans les trois cas, il s'agit le plus souvent, de contrôler que la pièce ou la structure peut subir sans fissuration ni rupture un nombre de cycles fixé, d'amplitude de contraintes donnée.

➤ Fluage : essais sévérés

La procédure d'essais consiste à imposer une charge constante sur la structure, dans des conditions contrôlées de température et d'humidité. Pour le dimensionnement de certaines pièces devant fonctionner de nombreuses années, il est nécessaire d'extrapoler les résultats de fluage obtenus à partir d'essais courts et/ou à des températures plus élevées que la température de service pour accélérer la déformation.

➤ Essais divers :

Il existe plusieurs types d'essais qui méritent d'être consultés dans les ouvrages spécialisés. A titre d'exemple, on peut citer :

- Dureté : il s'agit d'étudier les déformations de la surface du métal sous l'effet d'un impact exercé par une bille de dureté élevée.
- Corrosion : le matériau est exposé aux éléments corrosifs dans des conditions d'environnement contrôlées.
- Usure : le protocole de l'essai dépend étroitement de l'application industrielle envisagée.

Dans notre cas, on a procédé à quelques essais très utilisés afin de savoir le comportement de notre structure. Trois essais essentiels ont été élaborés, de façon successive (l'atelier Tss dans lequel a été faite l'étude, procède à un nombre et types d'essais bien déterminés pour le contrôle de la production fabriquée).

IV.2.1 Essai de traction

Un essai de traction est une expérience de physique qui permet de mesurer le degré de résistance à la rupture d'un matériau quelconque.

Certains objets fabriqués, doivent avoir un minimum de solidité pour pouvoir supporter les charges, le poids et bien d'autres efforts. L'essai de traction permet de caractériser les matériaux, indépendamment de la forme de l'objet sollicité, ou la performance d'un assemblage mécanique. Comme tout essai mécanique, l'essai de traction reproduit une sollicitation simple, donc éloignée des sollicitations réelles, mais facilement maîtrisables et reproductibles.

Cet essai ou expérience consiste à placer une petite barre du matériau à étudier entre les mâchoires d'une machine de traction qui tire sur la barre jusqu'à sa rupture. On enregistre l'allongement et la force appliquée, que l'on convertit ensuite en déformation et contrainte.

L'essai de traction donne plusieurs valeurs importantes :

- le module de Young, E , ou module d'élasticité longitudinale, exprimé en mégapascals (MPa) ou en gigapascals (GPa) ;
- la limite d'élasticité (lorsqu'elle existe), R_e , σ_e ou σ_y (*yield stress*), qui sert à caractériser un domaine conventionnel de réversibilité ;
- la résistance à la traction R_m ou σ_m , qui définit la limite à la rupture ;
- l'allongement à la rupture A , qui mesure la capacité d'un matériau à s'allonger sous charge avant sa rupture, propriété intéressante dans certaines applications ;
- le coefficient de Poisson, qui chiffre la variation du volume induit par la déformation des matériaux dans le domaine élastique.

IV.2.2 Essai de dureté

L'essai de dureté a pour but de déterminer la dureté superficielle des métaux. Il consiste à enfoncer un pénétrateur, dont les formes et les dimensions varient en fonction du type d'essai, dans le métal à tester. La charge est constante et on mesure la surface ou la profondeur de l'empreinte laissée dans le matériau. L'empreinte sera d'autant plus importante que le matériau sera mou.

IV.2.3 Essai hydrostatique

Conformément aux règlements de sécurité des gazoducs et oléoducs (pipelines destinés aux transports des hydrocarbures) actuellement en vigueur, chaque tube produit est éprouvé à une pression correspondant à un taux de travail d'environ 90% de sa limite élastique.

Cette épreuve a pour objectif de faire apparaître éventuellement les fissures de cordons des soudures qui n'auraient pas été détectées par ultrason.

Elle a d'autre part, comme conséquences favorables, de normaliser les tensions internes du métal du tube et de relever légèrement les valeurs de la limite élastique.

IV.3 Machines utilisées

IV.3.1 Machine d'essai de traction

Lors de la conception ou de la fabrication d'un nouveau produit, il est bien souvent nécessaire d'en contrôler les caractéristiques mécaniques : sa résistance à la rupture, sa réponse à une sollicitation statique ou dynamique, ses caractéristiques d'élasticité, ou encore ses limites en compression. Pour cela, on utilise des machines d'essais mécaniques. Employées en laboratoires ou en production, elles permettent, suivant les accessoires utilisés, de réaliser des essais de traction, de compression ou de flexion. Pour choisir la machine d'essais la mieux adaptée à l'application, il faut prendre en compte de nombreux critères. Parmi eux, la nature du matériau à contrôler et le type de sollicitation que l'on souhaite appliquer sont déterminants...

A ce stade, les essais mécaniques sont exécutés sur une machine conçue pour tester les aciers. « *Zwick/Roell* » est une machine spéciale qui se compose d'un bâti rigide, constitué de deux colonnes de guidage et de deux traverses horizontales (l'une fixe et l'autre mobile) ; la traverse mobile et le plateau de base sont dotés de mâchoires entre lesquelles on attache la pièce à tester.

Cette machine de traction est équipée d'un entraînement hybride breveté et de deux vérins hydrauliques placés de chaque côté de l'axe d'essais :

- Version 600- 2000 kN (60 - 200 tonnes).
- La technologie de mesure haute-résolution canaux synchrones permet une détermination extrêmement précise des données mesurées. Il n'y a pas nécessairement de changement de gamme, car la résolution du signal de force est disponible sur l'ensemble de la plage.
- Entraînement hybride Zwick breveté pour grandes forces d'essais couvrant la gamme d'éprouvettes la plus large possible.
- L'entraînement hybride allie les avantages de l'application hydraulique de la charge (simplicité, robustesse, faible usure) avec la précision mécanique (précision de positionnement élevée de $\pm 1 \mu\text{m}$ sous charge).
- Le concept de l'entraînement hybride sépare l'application des forces de la régulation entraînement, permettant de reproduire les conditions d'essais avec un degré de précision très élevé.
- Large plage de mesure permettant une détermination précise y compris dans la gamme des petites charges - sans nécessiter de transformation.
- Grande course traverse et faible encombrement pour une fixation aisée des éprouvettes et un confort d'utilisation accru sur une large gamme d'éprouvettes.
- Essais Standard avec le logiciel d'essais *testXpert*[®]
- Fixation rapide des accessoires (blocs étalon de dureté) par rainures en T sur les profils latéraux.

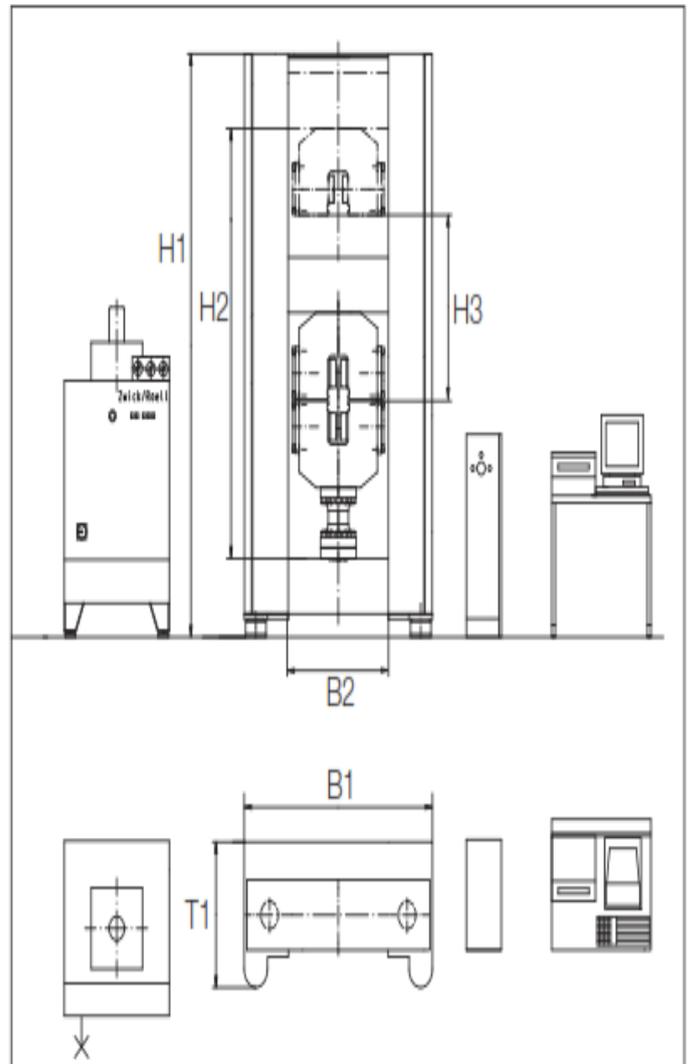


Figure IV. 1 Vue d'ensemble de la machine de traction Zwick/Roel.



Figure IV. 2 Plusieurs vues de la machine utilisée.

Tableau IV. 1 Caractéristiques de la machine.

Model	Z1200Y
Fmax [kN]	1200
[lb]	270000
Number of drive columns	2
Stiffness of load frame	
crosshead deflection and elongation of columns [kN/mm]	1400
including load cell, hydraulic grips and drive [kN/mm]	770
Dimensions of load frame	
H1 – Height [mm]	3166
B1 – Width [mm]	1614
T1 – Depth [mm]	790
Dimensions of test area	
H2 – Height [mm]	2330
B2 – Width [mm]	860
Test stroke max.	
H3 – with hydraulic grips (including load cell) [mm]	1000
Test speed [mm/min]	0.001 – 250
Weight	
without tools / specimen grips (with electronics) [kg]	5000
including pair of specimen grips [kg]	6300
Specific floor loading [kg/cm ²]	9
Accuracy grade of load cell	
0,5 from ... on [kN]	12
1 from ... on [kN]	2.4
Resolution of crosshead travel [μ m/Impuls]	0.05

IV.3.2 Banc d'épreuve de l'essai hydrostatique

L'unité TSS, procède à l'essai hydrostatique via un banc d'essai hydrostatique « entièrement hydraulique » pour tubes en acier. Il est utilisé pour l'essai de pression des tubes en acier et l'élimination de la contrainte interne des tubes. Le banc d'essai hydrostatique communément utilisé est un équipement de test à pression d'eau utilisé pour les équipements de forage et équipements d'inspection de tubes.

- Caractéristiques de l'installation d'essai hydraulique

- Pression d'épreuve maximale : jusqu'à 12000 bars ;
- Pompe basse pression de 6000 m³/h ;
- Longueur des tubes pouvant être éprouvés : 7 à 15 m ;
- Diamètre des tubes : jusqu'à 32 " ;

- Effort de serrage des plateaux sur tube contrôlé par balance hydraulique ;
- Enregistrement graphique des épreuves.



Figure IV. 3 Banc d'épreuve de l'essai hydrostatique.

IV.4 Les plans expérimentaux

IV.4.1 Essai de traction

L'essai consiste à soumettre une éprouvette à un effort de traction, et cela généralement jusqu'à rupture en vue de déterminer une ou plusieurs caractéristiques mécaniques.

IV.4.2 Epreuves

Les éprouvettes doivent avoir une longueur calibrée L_c qui est raccordée par un congé aux têtes d'amarrages (dans le cas d'éprouvettes usinées, c'est le cas étudié).

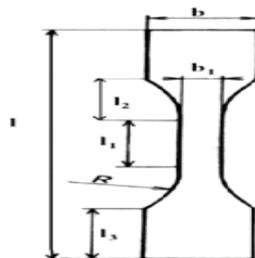


Figure IV. 4 Epreuve de traction [48].

Généralement, pendant un essai, on enregistre l'effort de traction F en fonction de l'allongement entre repère $\Delta l = L - L_0$.

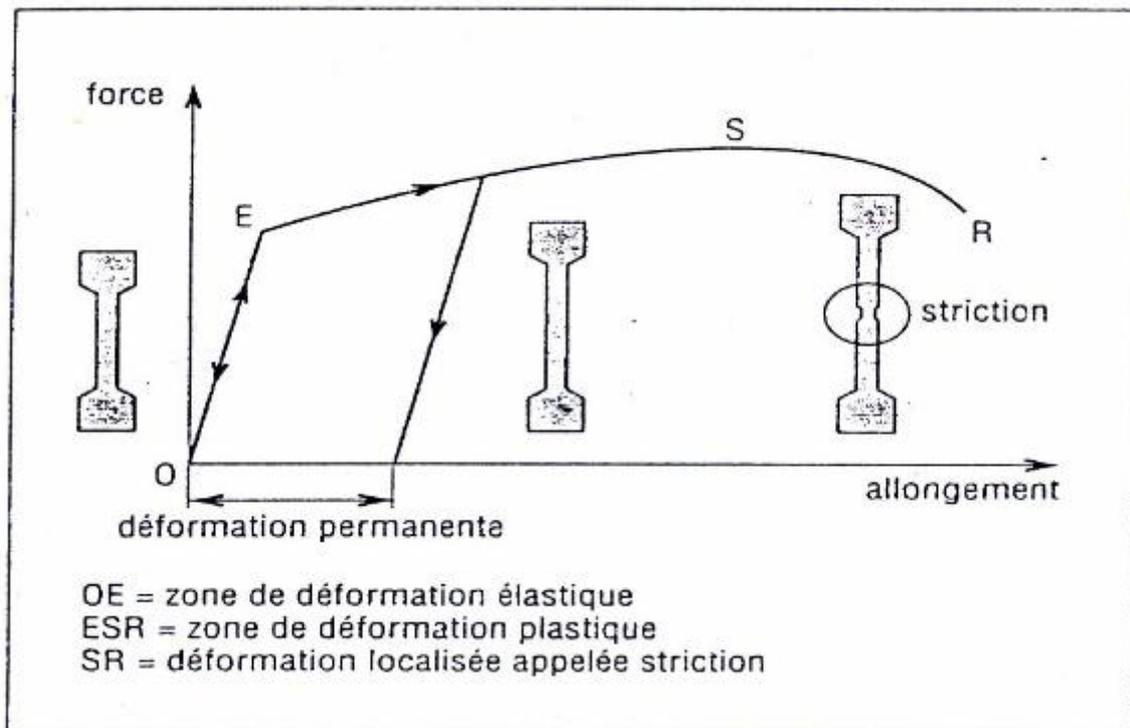


Figure IV. 5 Déformation élastique et déformation plastique visualisées sur une courbe de traction [48].

IV.4.3 Etude des caractéristiques mécaniques

Cet essai nous permet de déterminer plusieurs caractéristiques mécaniques du matériau testé, notamment l'allongement (en %), la résistance à la rupture par traction (en MPa), la limite apparente d'élasticité (en MPa), le coefficient de striction (en %).

IV.4.4 Formules

Détermination de l'allongement : $A\% = (L_u - L_0) \times 100 / L_0$

L_0 : longueur initiale en mm

L_u : longueur ultime en mm

A% : allongement en pourcent

Détermination de la résistance à la traction : $R_m = F_m / S_0$

R_m : résistance à la rupture en MPa

F_m : charge maximale en N

S_0 : aire de la section initiale en mm^2

Détermination de la limite apparente d'élasticité : $R_e = F_e / S_0$

R_e : limite apparente d'élasticité en MPa

F_e charge à la limite apparente d'élasticité en N

S_0 : aire de la section initiale en mm^2

Détermination du coefficient de striction : $Z = (S_0 - S_u) \times 100 / S_0$

Z : coefficient de striction x100

S_0 : aire de la section initiale en mm^2

S_u : aire de la section minimale ultime après rupture en mm^2

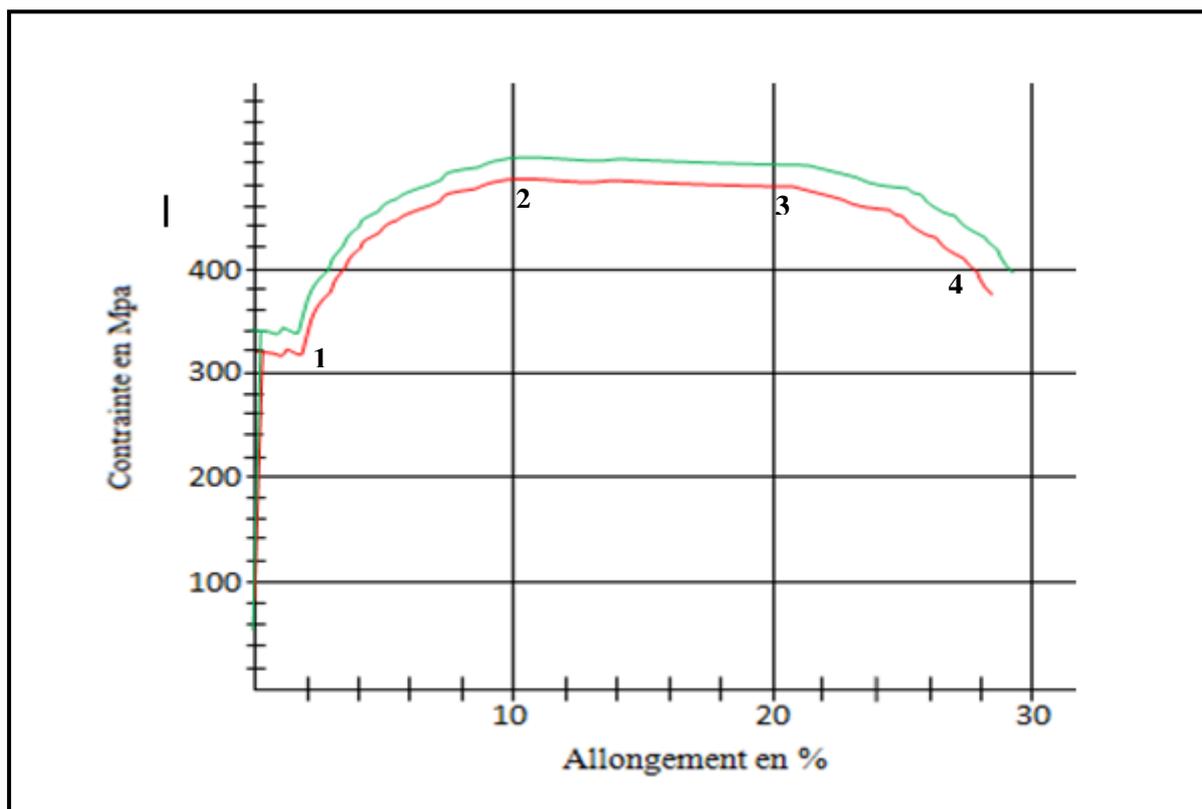


Figure IV. 6 Courbe contrainte – allongement des éprouvettes des tubes (Nuance X60).



Figure IV. 7 *Eprouvettes rompues.*

IV.4.5 Traitement et discussion des résultats

Les figures ci-dessus représentent les courbes contraintes allongements pendant l'essai de traction sur des éprouvettes de forme haltère à une vitesse de déformation constante (60MPa/s).

On observe quatre zones distinctes :

1) Zone 1 :

Une augmentation de la contrainte avec l'accroissement de l'allongement quasi linéaire jusqu'à une déformation de l'ordre de 10% (Point 1 figure IV.5).

Dans cette zone, la déformation au 1^{er} stade est élastique c'est à-dire que l'éprouvette revient à sa géométrie initiale après suppression de la charge ou on enregistre uniquement un changement réversible du volume de l'éprouvette sans changement de la forme globale et toute les contraintes sont des contraintes normales (absence de cisaillement) et le comportement suit la loi de Hooke.

Au niveau moléculaire, l'élasticité instantanée peut s'expliquer par une légère déformation des liaisons de valence par étirement ou distorsion ou par des changements de distance entre chaînes voisines.

2) Zone 2 :

L'augmentation de la contrainte se poursuit avec l'augmentation de la déformation au-delà de la limite d'écoulement ou toute la déformation est localisée dans une partie

restreinte de l'éprouvette et ce n'est plus la déformation globale généralisée (Point 1 à 2 de courbe IV.5).

3) Zone 3 :

La déformation plastique se poursuit sans augmentation notable de la contrainte. La striction commence à apparaître à ce stade de déformation (Point 2 à 3 de courbe IV.5).

4) Zone 4 :

Domaine de striction ou de déformation plastique localisée, le point 4: point de rupture de l'éprouvette.

Tableau IV. 2 Résultats des caractéristiques mécaniques des tubes traités (unité TSS).

N° Essai	N° Coulée	N° tube	Long	Sens	Rp0.5 (MPa)	Rm (MPa)	A (%)	Dureté (HRC)
1	17934	160 - 1	11.76	Av	415.5	520.4	20.93	26
		153 - 2	11.74	Ar	417.4	519.4	19.10	24
		155 - 3	12.02	Av	418.7	523.1	18.82	25
2	17934	159 - 4	11.98	Av	415.00	519.4	17.26	27
		199 - 5	12.05	Av	412.3	521.3	18.55	24
3	17936	178 - 6	11.49	Ar	417.7	520.5	16.12	26
		367 - 7	11.72	Av	419.2	520.4	19.47	27
4	17916	349 - 8	12.11	Ar	416.1	518.9	20.19	26
		350 - 9	12.19	Av	413.3	517.4	20.32	26

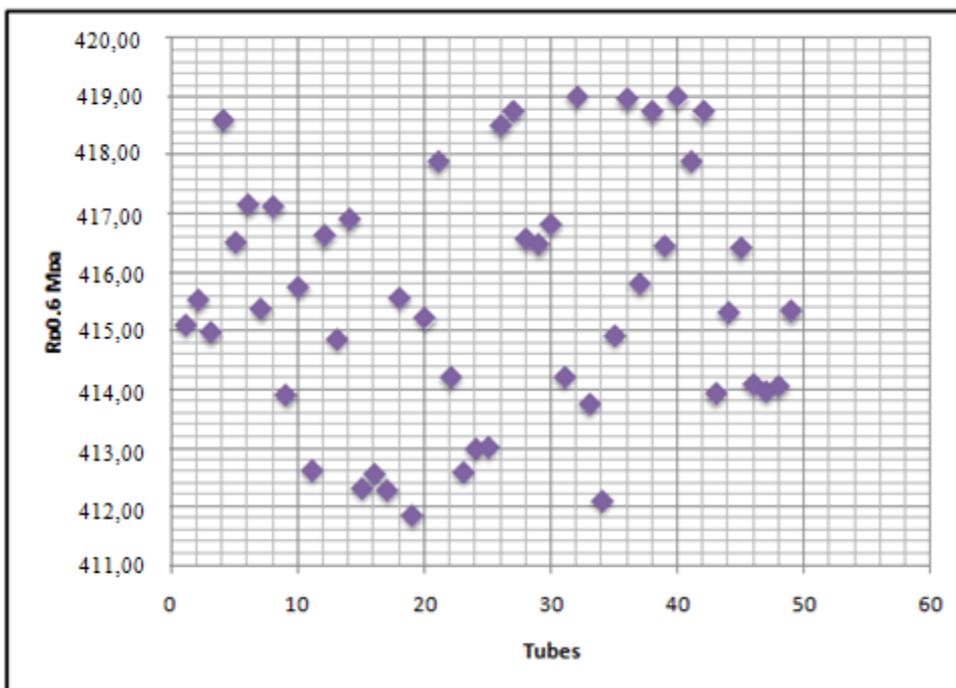


Figure IV. 8 Représentation des $R_{p0.5}$ trouvées pour les tubes étudiés.

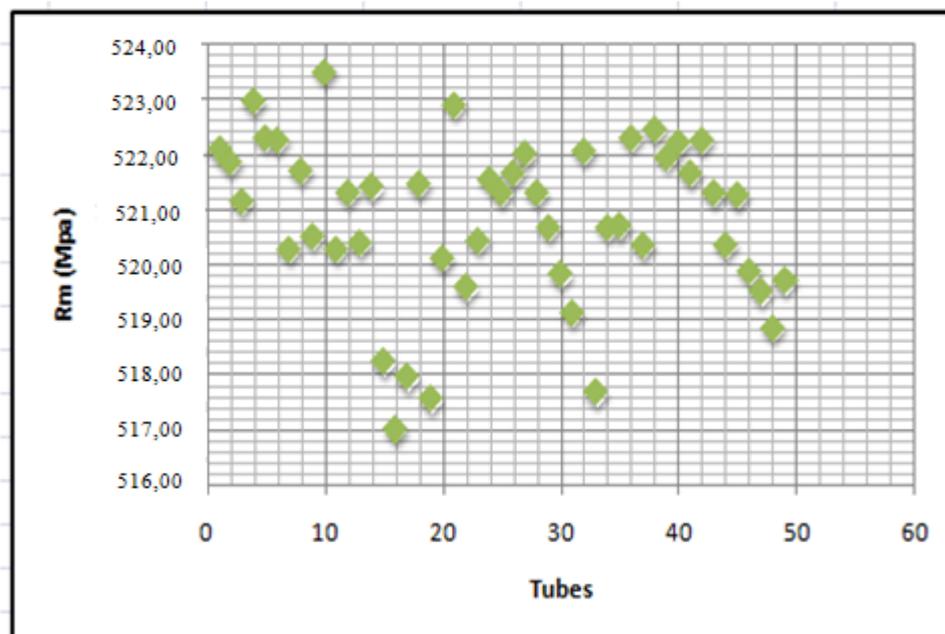


Figure IV. 9 Représentation des R_m trouvées pour les tubes étudiés.

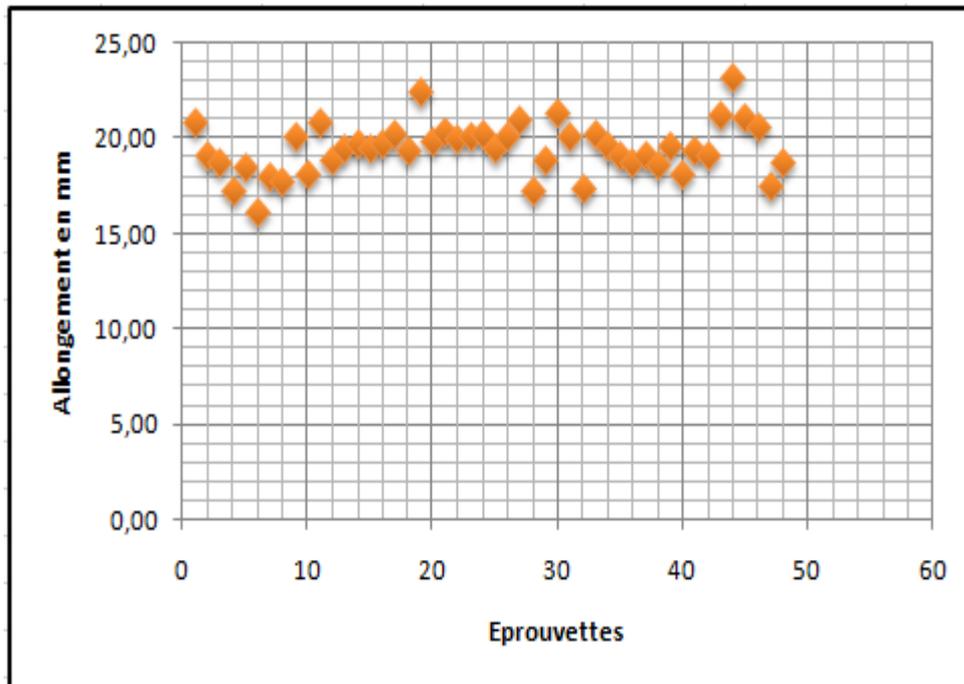


Figure IV. 10 Représentation de l'allongement A (mm).

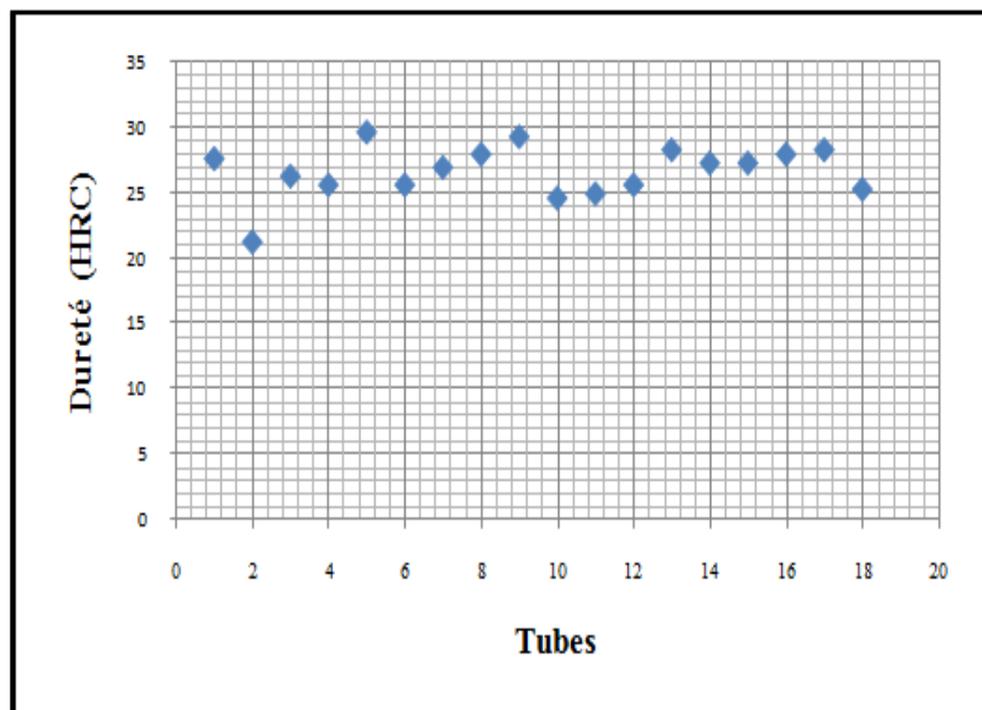


Figure IV. 11 Courbe de dureté HRC des tubes (X60).

IV.5 Essai hydrostatique

Le banc d'essai hydrostatique entièrement hydraulique, à travers lequel l'unité TSS teste ces tubes, est utilisé pour l'essai de pression des tubes en acier et l'élimination de la contrainte interne des tubes.

Dans le cas étudié, les tubes doivent résister à une pression très élevée de 600 bars, et la courbe suivante montre un tube sous l'essai :

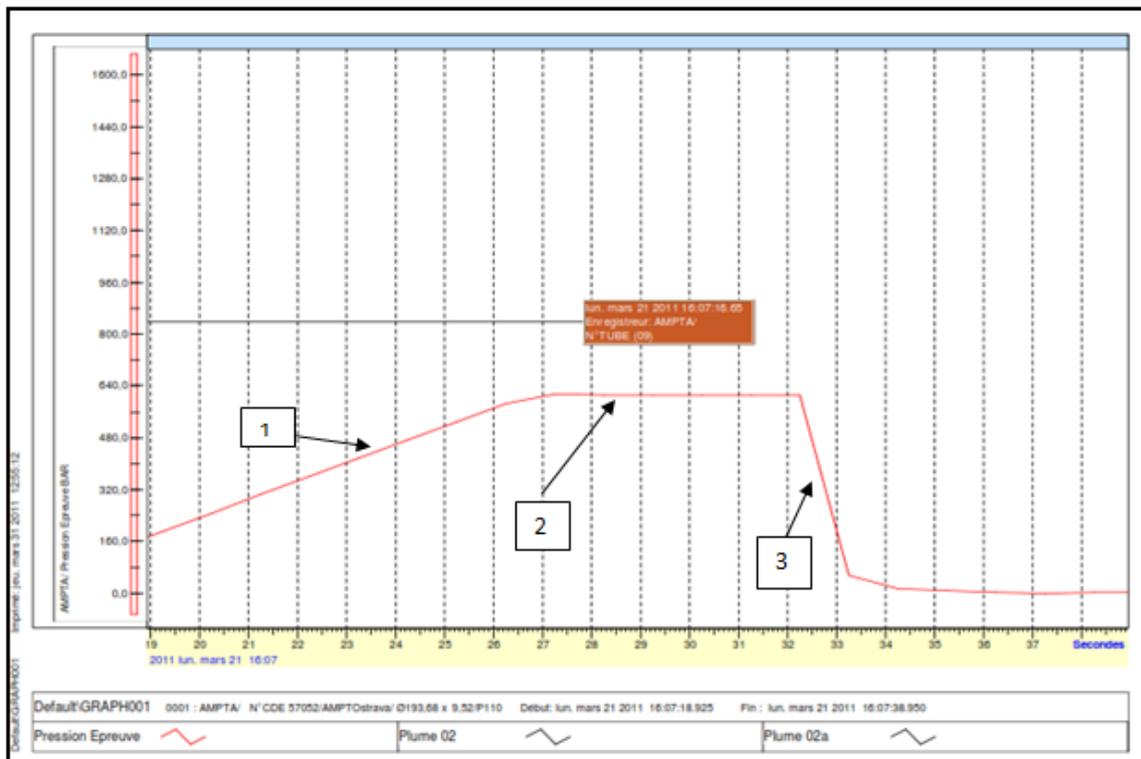


Figure IV. 12 Test de maintien hydrostatique d'un pipe.

IV.5.1 Discussion des résultats

L'objectif essentiel à atteindre, dans un essai hydrostatique, est l'élimination de toute fuite qui peut survenir lors de la mise en service d'un tube. La présence des fuites a comme origine, les microfissures engendrées pendant la fabrication des pipes, quel que soit le procédé à suivre (laminage, soudure, ...). C'est dans ce sens que l'unité TSS teste toute sa production via l'essai hydrostatique.

L'essai en pression hydraulique consiste à appliquer une pression à l'intérieur d'un tube et à mesurer la durée écoulée, tout en surveillant la résistance du tube. Ici, le tube doit résister à une pression allant jusqu'à 600 bars. Et la courbe représentée sur la figure IV.12, montre trois étapes, par lesquelles passe un tube testé.

- 1- Etape une : après avoir préparé le tube à l'essai, où on le met dans le banc d'essai, tout en bouchant une extrémité, et par l'autre extrémité on injecte l'eau sous pression. L'augmentation de la pression se fait à travers une pompe centrifuge pour donner une pression très importante (1000 bars). Le tube subit en premier lieu la pression dite, de démarrage d'essai qui commence de 0 bar jusqu'à 600bars (Zone 1 sur la courbe IV.12).
- 2- Etape deux : appelée phase de maintien, où le tube doit maintenir la pression de 600bars (la zone 2 sur la figure IV.12), pendant un temps bien déterminé (à l'unité TSS ce temps est de quelque secondes). Si le tube présente une chute de pression pendant le temps d'essai, il en résulte qu'il présente une défaillance, généralement de type de fissure. Donc, il doit passer à la réparation (le meulage). Une fois il est réparé, il reprend le même essai pour une autre vérification, (remarquant que parfois des tubes seront déclassés directement car la réparation diminue de façon grave l'épaisseur du tube). Par contre, si le tube résiste parfaitement à la pression de l'essai, il est donc considéré comme bon.
- 3- Etape trois : la chute de pression, à la fin de l'essai, qui diminue de la valeur maximale de la pression 600 bars jusqu'à la valeur 0 bar.

IV.6 Conclusion

L'Atelier TSS (tube sans soudure), dans lequel a été effectuée l'étude, réalise un certain nombre de tests qualité sur sa production. Dans le cas des tubes destinés aux transports des hydrocarbures, l'objectif était d'accéder aux résistances $R_{p0,6}$, R_m , à l'allongement A et à la dureté HRC, lors des essais de traction, d'allongement et de dureté.

- 1- L'essai de traction pour déterminer la résistance maximale et la contrainte conventionnelle, et nous avons obtenu les résultats suivants : $R_{p0,5} = 415,7\text{Mpa}$ et $R_m = 520,5\text{Mpa}$.

- 2- L'essai de dureté (HRC) pour préciser la dureté de quelques points sur tube, et une moyenne a été trouvée de l'ordre de 26,33 HRC.
- 3- L'essai hydrostatique dont l'objectif est l'élimination des fuites que peut avoir un tube après la fabrication, il doit résister à une pression importante de l'ordre de 600 bars.

CHAPITRE V

ETUDE MECANO-FIABILISTE

V. ETUDE MECANO-FIABILISTE

V.1 ARBRE DE DEFAILLANCE DU PIPELINE

Parfois, la classification des défaillances d'une structure s'aperçoit une phase cruciale, afin de focaliser l'étude sur celles qui ont un impact grave sur la fiabilité de l'ouvrage étudié. Et pour ce faire, nous avons choisi d'utiliser l'arbre de défaillance qu'est un outil très répandu afin d'aboutir à ce genre d'objectif. Dans ce qui suit, une brève explication de la démarche de l'outil est présentée. Le lecteur pourra y trouver un rappel historique important dans une synthèse détaillée décrite par (L.Nicolaos [49]) sur les arbres de défaillances.

V.1.1 Les arbres de défaillances

Souvent appelé arbre des causes ou arbre des défauts, l'arbre de défaillance est une représentation graphique de type arbre généalogique d'une démarche analytique événementielle. Elle suit une logique déductive en partant d'un événement redouté (ER) pour repérer, séquence par séquence, l'ensemble de ses causes jusqu'aux plus élémentaires. C'est une méthode inductive comme l'AMDEC.

Lors des études de sécurité ou de fiabilité, une première phase préliminaire permet de détecter les événements non souhaités pour le système. Ils peuvent être également connus a priori ou par un retour d'expérience.

L'objectif principal de cet outil est de faciliter la recherche de l'ensemble des événements élémentaires, ou combinaisons d'événements, qui conduisent à cet événement redouté.

Un second objectif consiste à représenter graphiquement les liaisons entre ces événements pour aboutir à l'événement non souhaité. Cette représentation reflète donc la logique de défaillance du système pour l'événement redouté retenu. A partir de la connaissance des scénarios qui mènent à cet événement redouté, il sera possible alors de disposer de «barrières de sécurité» pour éviter les incidents fâcheux. Enfin, à partir de la possession de ces scénarios, il sera possible d'évaluer la probabilité d'apparition de l'événement le plus élémentaire.

V.1.2 Définition des événements

- **Événement redouté** : On parle d'un événement indésirable unique et bien défini. Dans le cas de l'étude du non fonctionnement, ou du moins, du mauvais fonctionnement d'un système, il sera exprimé en termes de fiabilité ou de disponibilité. Par contre, si les effets sont catastrophiques avec, par exemple, un réel danger pour les personnes, c'est alors la sécurité qui interviendra dans l'étude et on parle de l'événement «sommets» de l'arbre. Habituellement, il est représenté par un rectangle.
- **Événements élémentaires** : Ce sont des événements qui correspondent au niveau le plus détaillé de l'analyse du système pour la maintenance, ils coïncident souvent avec la défaillance des composants réparables ou interchangeables. Ils sont généralement représentés par des cercles.

Lorsque leur importance est moins prépondérante dans l'étude réalisée, on les représente par un simple losange s'il n'est pas nécessaire de poursuivre le développement ou par un double losange lorsqu'une décomposition est possible.

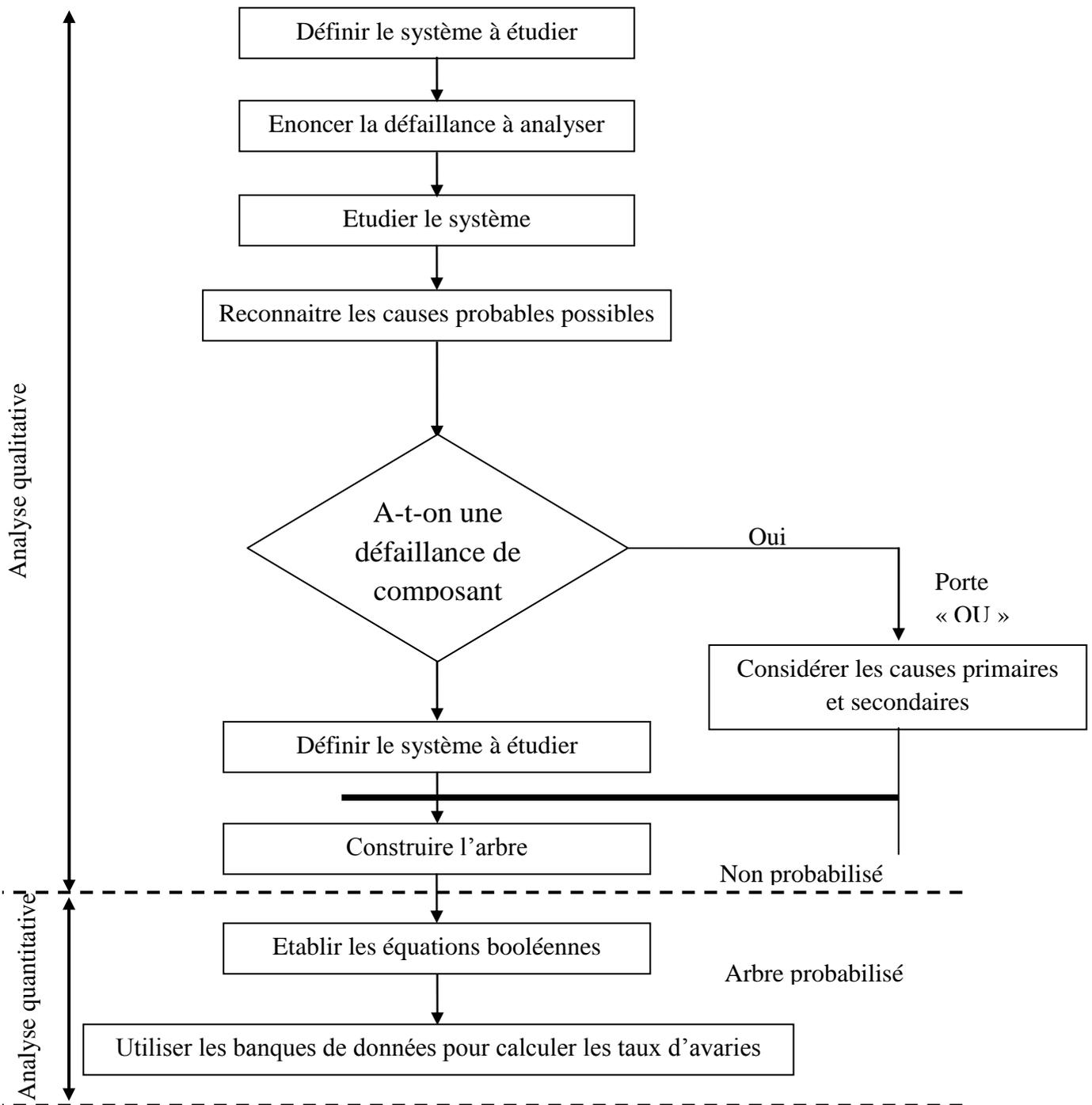
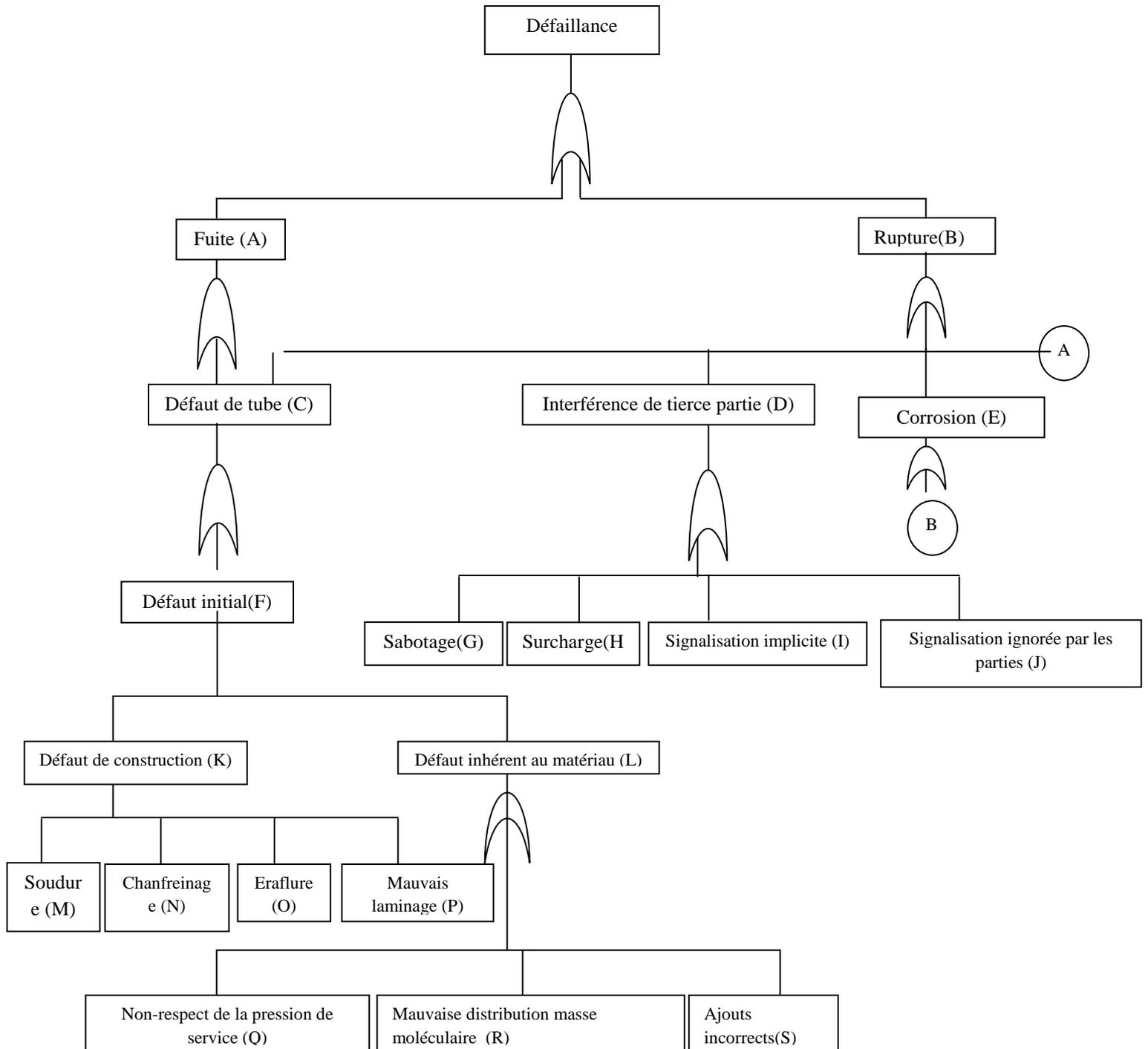


Figure V.1 Démarche à suivre pour construire un arbre de défaillance.

Donc, l’élaboration d’un arbre de défaillance comporte deux volets essentiels, le premier est qualitatif et un deuxième qu’est quantitatif. Effectivement, nous avons analysé les différentes défaillances qui ont pratiquement une influence directe sur la fiabilité des pipelines. Et sur ce,

un arbre de défaillance de ces derniers a été construit, tout en commençant par l'analyse qualitative (Figure V.2).



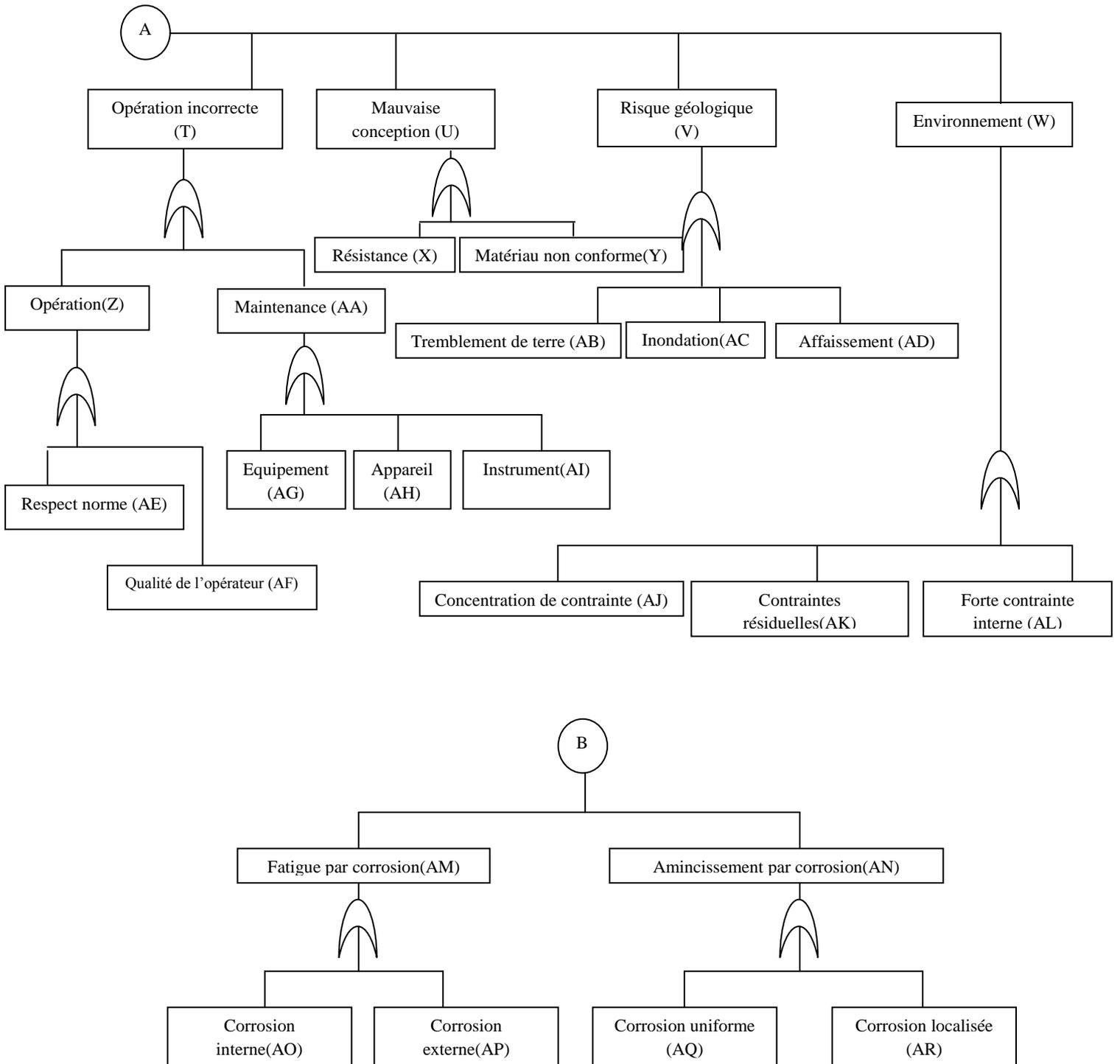


Figure V.2 Schéma d'analyse par arbre de défaillance du pipeline.

Cette analyse qualitative a été suivie par une autre analyse quantitative, appelée aussi arbre de défaillance probabilisé.

V.2 L'arbre de défaillances probabilisé

Les probabilités des événements de base doivent être connues à l'avance, afin d'évaluer la probabilité de défaillance de l'événement indésirable. Dans cette étude, des opinions d'experts et de la théorie des ensembles flous seront utilisés pour obtenir les probabilités des événements de base [50]. Dans le tableau suivant, on trouve les valeurs de pondération donnée par des experts.

Tableau V.1 Des valeurs pondérées [51].

Constitution	Classification	Valeur
Titre	Directeur	5
	Vice-directeur	4
	Chef de service	3
	Contre maitre	2
	Ouvrier	1
Temps de service	>30 ans	5
	20-30ans	4
	10-20 ans	3
	5-10 ans	2
	<5ans	1
Niveau d'éducation	Bac+5	5
	Bac	4
	Lycée	3
	Moyen	2
	Primaire	1
Age	>50ans	4
	40-49ans	3
	30-39ans	2
	<30ans	1

Dans notre cas, on a pris l'avis d'un ensemble de personnes qui travaillent dans le secteur des pipelines (conception, installation, exploitation).

Les résultats trouvés sont fournis dans le tableau suivant :

Tableau V.2 Valeurs de pondération des données par des experts.

N°	Titre	Temps de service (an)	Niveau	Age (an)	Valeur pondérée
1	Directeur	>30	Bac +5	>50	19
2	Chef de département	25	Bac+3	>50	16
3	Chef de service	16	Bac+5	42	14
4	Contre maitre	23	Lycée (TS)	46	12
5	Contre maitre	13	Lycée (TS)	37	10
6	Ouvrier	18	Moyen	39	08
7	Ouvrier	07	Lycée	32	08
8	Contre maitre	10	Lycée	36	09

Remarque :

Les valeurs présentées dans le tableau ci-dessus correspondent à un seul défaut (la corrosion uniforme) ; pour les autres défauts, nous présentons directement la probabilité de défaillance.

La valeur pondérée est calculée comme suit [51] :

Pour l'expert (i),

Valeur pondérée = Valeur du titre + Valeur du temps de service + Valeur du niveau + Valeur attribué à l'âge.

Exemple, pour l'expert N°1 : la valeur du titre = 5, la valeur de l'expérience=5, la valeur du niveau=5, la valeur attribuée à l'âge = 4.

Donc la valeur de pondération de cet expert est de 19.

Dans l'étape suivante, nous devons convertir les termes linguistiques en nombres flous (fuzzy numders), selon la fonction d'échelle présentée sur la figure V.3 :

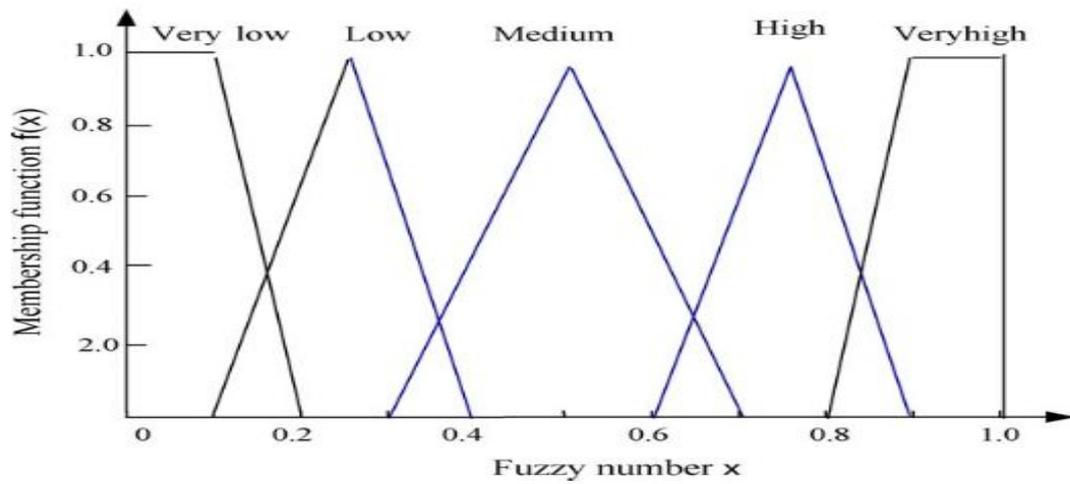


Figure V.3 Schéma de fonction d'échelle [64].

$$f_{VH}(x) = \begin{cases} 0 & x < 0.8 \\ \frac{x-0.8}{0.1} & 0.8 < x < 0.9 \\ 1 & 0.9 < x < 1 \end{cases}$$

$$f_H(x) = \begin{cases} \frac{x-0.6}{0.15} & 0.6 < x < 0.75 \\ \frac{0.9-x}{0.15} & 0.75 < x < 0.9 \\ 0 & \text{Ailleurs} \end{cases}$$

$$f_M(x) = \begin{cases} \frac{x-0.3}{0.2} & 0.3 < x < 0.5 \\ \frac{0.7-x}{0.2} & 0.5 < x < 0.7 \\ 0 & \text{Ailleurs} \end{cases}$$

$$f_L(x) = \begin{cases} \frac{x-0.1}{0.2} & 0.1 < x < 0.25 \\ \frac{0.4-x}{0.15} & 0.25 < x < 0.4 \\ 0 & \text{Ailleurs} \end{cases}$$

Où, VH, H, M, L, sont respectivement, très haut (very high), haut (high), moyen (mean), bas (low).

Sur la figure V.3, la valeur maximale pondérée correspond à 1 et, par la règle de trois, on trouve les différents nombres flous.

De là, nous pouvons trouver la probabilité floue des valeurs (FPS), en appliquant l'équation suivante :

$$FPS = (0.4+1)/2 = 0.7.$$

Ensuite, nous cherchons la probabilité de défaillance de chaque événement dans l'arbre de défaillance par l'application de la formule :

$$FFP = \begin{cases} \frac{1}{10^k} & FPS \neq 0 \\ 0 & FPS = 0 \end{cases}$$

où FFP (failure fuzzy probability) est la probabilité de défaillance floue d'un événement, k c'est un facteur calculé par la formule :

$$k = \left[\frac{1 - FPS}{FPS} \right]^{\left(\frac{1}{3}\right)} \cdot (2,301)$$

Tableau V.3 Récapitulatif des probabilités de défaillance.

L'événement	Probabilité de défaillance	L'événement	Probabilité de défaillance
A	$0,043. 10^{-4}$	W	$0,073. 10^{-4}$
B	$0,59. 10^{-4}$	X	$0,67. 10^{-4}$
C	$0,054. 10^{-5}$	Y	$0,094. 10^{-5}$
D	$0,52. 10^{-6}$	Z	$0,532. 10^{-6}$
E	$0,96. 10^{-5}$	AA	$0,36. 10^{-5}$
F	$0,11. 10^{-4}$	AB	$0,011. 10^{-4}$
G	$0,062. 10^{-5}$	AD	$0,072. 10^{-5}$
H	$0,09. 10^{-6}$	AC	$0,039. 10^{-6}$
I	$0,027. 10^{-5}$	AE	$0,017. 10^{-5}$
J	$0,031. 10^{-6}$	AF	$0,061. 10^{-6}$
K	$0,201. 10^{-5}$	AG	$0,29. 10^{-5}$
L	$0,721. 10^{-4}$	AH	$0,55. 10^{-4}$
M	$0,708. 10^{-6}$	AI	$0,78. 10^{-6}$
N	$0,065. 10^{-4}$	AJ	$0,065. 10^{-4}$
O	$0,75. 10^{-5}$	AK	$0,45. 10^{-4}$
P	$0,386. 10^{-6}$	AL	$0,38. 10^{-5}$
Q	$0,0265. 10^{-4}$	AM	$0,025. 10^{-4}$
R	$0,413. 10^{-5}$	AN	$0,013. 10^{-5}$
S	$0,102. 10^{-4}$	AO	$0,012. 10^{-4}$
T	$0,331. 10^{-4}$	AP	$0,023. 10^{-4}$
U	$0,108. 10^{-5}$	AQ	$0,18. 10^{-3}$
V	$0,029. 10^{-4}$	AR	$0,12. 10^{-3}$

On se basant sur les résultats de cette étude, nous pouvons distinguer que la probabilité de défaillance la plus importante c'est celle qui concerne l'événement « corrosion uniforme », suivie par l'événement « corrosion localisée ». Ces résultats nous incitent à développer le couplage mécano-fiabiliste tout en prenant en considération le modèle de la corrosion uniforme.

V.3 Etude mécano-fiabiliste

V.3.1 Introduction

L'assurance de la fiabilité des structures est un critère fondamental quand il s'agit de faire des choix au niveau de la conception et de la maintenance. Au cours de la dernière décennie, les méthodes fiabilistes ont montré leur capacité à pouvoir analyser des systèmes mécaniques de plus en plus complexe. Cette efficacité s'appuie sur la mise en place de méthodes de « couplage mécano-fiabiliste » permettant de traiter les modèles numériques des structures réelles. Dans le schéma du couplage, le modèle numérique, tel que la méthode des éléments finis, fournit la réponse mécanique permettant de vérifier l'état limite de défaillance. Dans le cadre d'une procédure itérative, le module de fiabilité pilote le calcul mécanique en vue de la recherche du point de défaillance le plus probable. Un protocole de dialogue se met en place entre les deux modules : mécanique et fiabilité.

Traditionnellement, on cherche à optimiser les systèmes mécaniques sur la base du coût des installations, en ignorant complètement la diminution éventuelle de leur fiabilité. En réalité, cette façon d'optimiser ne s'avère pas économique, car l'augmentation du taux de défaillance introduit un coût supérieur aux économies escomptées. Une approche rationnelle consiste donc à trouver le meilleur compromis entre le coût et la fiabilité ; il s'agit de « l'optimisation mécano-fiabiliste ». Nous pouvons citer trois variantes de ce type d'optimisation :

- Minimiser le coût pour satisfaire un niveau de fiabilité cible ;
- Maximiser la fiabilité en respectant un coût cible,
- Minimiser le ratio coût /fiabilité.

Dans ces trois cas, on cherche à mieux répartir la matière dans la structure en tenant compte des incertitudes et des aléas affectant l'état de la structure. En général, le résultat de cette optimisation est assez différent de celui de l'optimisation classique (i.e déterministe) [54].

L'optimisation des structures est indispensable pour concevoir des systèmes de plus en plus performants. Or, l'optimisation a une influence certaine sur la confiance que l'on peut accorder à la structure. L'objet d'une étude mécano-fiabiliste est de rechercher un meilleur compromis entre la réduction du coût et l'assurance de la fiabilité.

V.3.2 Fiabilité expérimentale

Comme il a été précisé au chapitre précédent, l'unité TSS (tube sans soudure) réalise un certain nombre de tests qualité sur sa production. Dans le cas des tubes destinés au transport des hydrocarbures, l'objectif était d'accéder aux résistances $R_{p0,5}$, R_m , à l'allongement A et à la dureté HRC, lors des essais de traction, d'allongement et de dureté. La machine utilisée pour ces tests est une machine de traction Zwick/Roell équipée d'un capteur et de mâchoires hydrauliques auto-serrantes venant maintenir l'éprouvette via des talons collés à ses deux extrémités.

Zwick/Roell a ainsi testé chaque lot de tubes en début et en fin de production et réalisé pour chacun de ces niveaux un ensemble d'essais dont les résultats sont indiqués à l'annexe. Afin d'analyser l'ensemble des informations fournies par cet échantillon de N valeurs (ou réalisations) indépendantes $\{x_i\}_{i \in [1..N]}$ de la variable aléatoire $X = R_m$, il est indispensable de mettre en œuvre un traitement statistique de ces données. Notons que l'on s'appuiera ici sur les méthodes statistiques classiques [23,50] pour caractériser les variabilités dans la mesure où l'on ne cherche pas particulièrement à obtenir une représentation fine des valeurs extrêmes rarement observées.

Il a été décidé de travailler avec l'ensemble des résultats, indépendamment de leur période de production (début ou fin), de façon à obtenir un échantillon représentatif des tubes fabriqués. Les caractéristiques générales de l'échantillon sont désignées au tableau V.4 :

Tableau V.4 *Caractéristiques générales de l'échantillon pour $X = R_m$*

Effectif total (éprouvettes)	Valeur minimale	Valeur maximale
18	470,2	590

V.3.2.1 Définition des classes de valeurs

Le traitement statistique des données peut être facilité par le regroupement des différentes valeurs de la variable aléatoire au sein d'un nombre m de classes, i.e. des intervalles $[X_{i-1}, X_i[$ avec $i \in [1..m]$. On conseille généralement de prendre un entier m compris entre 5 et 20 pour faciliter l'identification aux modèles de distribution. Dans la pratique, certaines formules empiriques simples permettent d'affiner la valeur de m suivant l'effectif total N , les bornes x_{\min} et x_{\max} des données ainsi éventuellement que d'autres paramètres tels que l'écart-type $S(x)$ (défini par la suite). Les lois les plus utilisées sont récapitulées dans le

tableau V.5 et évaluées sur notre cas d'étude. Ainsi, ces formules nous incitent ici à considérer une valeur de m comprise entre 5 et 7 classes.

Tableau V.5 Les différentes formules utilisées.

Auteurs	Expression de m	Application pour $X = R_m$
Brooks-Carruthers	$5\log N$	6,27
Huntsberger	$1+3.332\log N$	5,18
Sturges	$1+ 10/3 (\log N)$	5,1

Il s'agit ensuite de préciser les bornes de chacune des classes. Afin d'éviter toute ambiguïté, les bornes extrêmes X_0 et X_m ne doivent pas coïncider avec les valeurs x_{\min} et x_{\max} . Pour faire leur choix, on utilise des données arrondies strictement inférieures à x_{\min} (pour X_0) et strictement supérieures à x_{\max} (pour X_m), la notion d'arrondi étant liée à l'ordre de grandeur des différences entre les données (dans notre cas, de l'ordre du kN). Considérons donc en première approche $X_0 = 470,2\text{Mpa}$ et $X_m = 590\text{Mpa}$. Nous les avons choisies ici constantes pour simplifier, soit $X_i - X_{i-1} = a, \forall i$. D'où, connaissant m , on a :

$$a \approx X_m - X_0 / m \quad (52)$$

Dans notre cas, si m nombre entier est compris entre 5 et 7, a est compris entre 17,11Mpa et 23,96Mpa, ce qui nous amène à faire le choix pratique d'une amplitude finie $a = 18\text{Mpa}$ pour $m=7$ classes de valeurs, avec finalement $X_0 = 470,2\text{Mpa}$ et $X_m = X_0 + m \times a = 596,2\text{Mpa}$. Pour la suite, on notera $[X_{i-1}, X_i[$ la $i^{\text{ème}}$ classe, avec $X_i = X_{0+i} \times a, \forall i \in [0, m]$.

V.3.2.2 Classement des données - lien avec les probabilités

La dernière étape consiste à ranger les N valeurs de X au sein des classes. L'effectif n_i de la classe i est le nombre de valeurs de X telles que $X_{i-1} \leq X < X_i$. Si l'on se place dans le contexte de notre étude, l'effectif de la classe de résistance i correspond au nombre de tubes pour lesquels $X_{i-1} \leq R_T < X_i$. Connaissant l'effectif n_i de chaque classe, on peut définir la fréquence relative f_i de cette classe telle que :

$f_i = n_i / N, \forall i \in [1, m]$. Comme pour chaque classe $0 \leq n_i \leq N$, on a $0 \leq f_i \leq 1$, sous l'hypothèse d'un grand nombre d'expériences (loi des grands nombres), cette donnée est par conséquent

directement liée à la probabilité que la variable X appartienne à l'intervalle $[X_{i-1}, X_i[$:

$$P(X_{i-1} \leq X < X_i) = n_i/N = f_i \tag{53}$$

Cela signifie que l'on a $f_i \times 100\%$ de chances qu'un tube tiré au hasard ait une résistance comprise entre X_{i-1} et X_i . Les fréquences relatives permettent également d'introduire la fréquence cumulée F_i de la classe i représentant la proportion par rapport à N des valeurs de X telles $X < X_i$. Pour le cas d'étude, il s'agit du nombre de tubes ayant une résistance $R_T < X_i$. La fréquence cumulée d'une classe i s'écrit alors:

$$F_i = \sum_{j=1}^i f_j \tag{54}$$

avec $0 \leq F_i \leq 1$, $F_1 = f_1$ et $F_m = 1$. De nouveau, on peut faire le lien avec une caractéristique probabiliste:

$$\forall i \in [1..m], P(X < X_i) = \sum_{j=1}^i P(X_j - 1 \leq X < X_j) = \sum_{j=1}^i f_j = F_i \tag{55}$$

Dans l'exemple traité, on a ainsi $F_i \times 100\%$ de chances qu'un tube tiré au hasard ait une résistance strictement inférieure à X_i . Les figures V.4 et V.5 représentent graphiquement ces informations. A noter sur la figure V.5 que la valeur de la fréquence cumulée de chaque classe i est appliquée en l'abscisse X_i de la fin de chaque classe. La courbe est ensuite obtenue par interpolation linéaire entre les différents points.

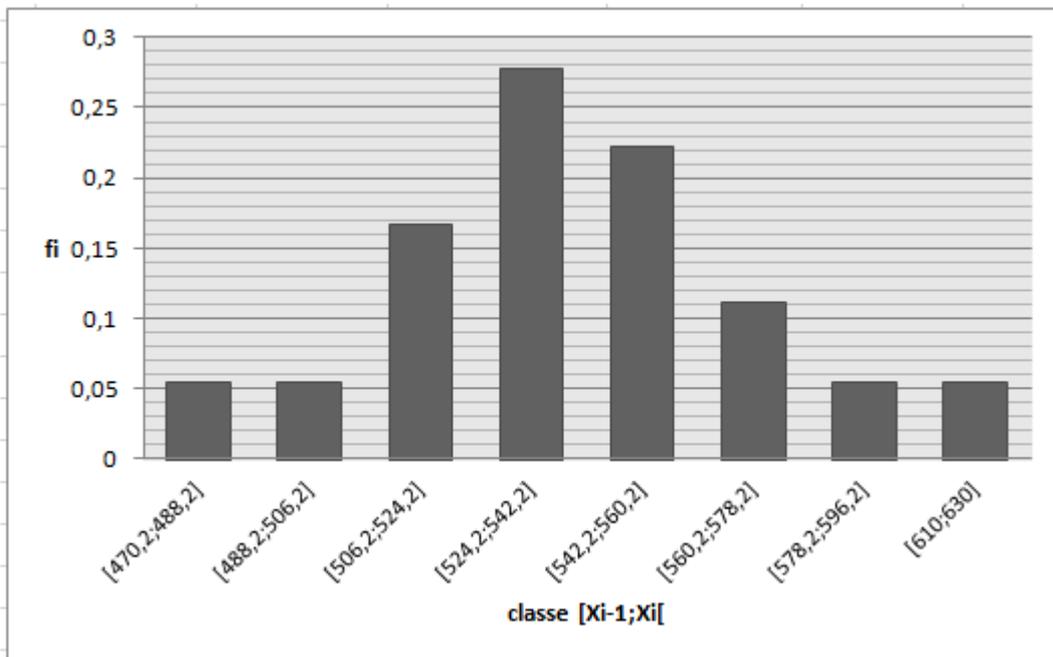


Figure V.4 Histogramme des fréquences relatives pour $X=R_T$

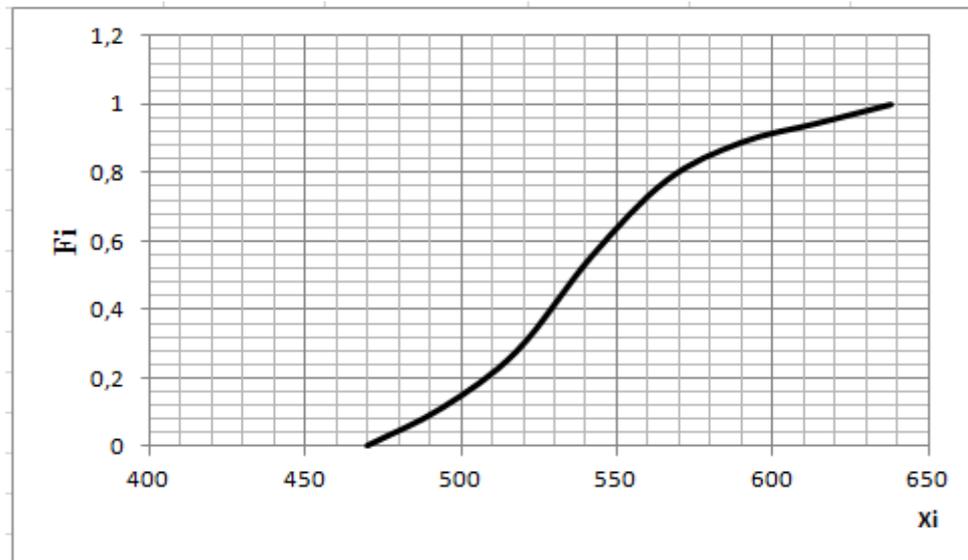


Figure V.5 Courbe linéarisée des fréquences cumulées pour $X=R_T$

V.3.2.3 Indicateurs statistiques

Il est enfin intéressant de calculer un certain nombre d'indicateurs permettant d'apprécier la tendance centrale et la dispersion de cette variable aléatoire. On se limitera ici aux caractéristiques les plus couramment utilisées en fiabilité mécanique, i.e. implicitement considérées comme suffisamment représentatives du problème posé. La caractéristique centrale essentielle est la moyenne \bar{X} des valeurs de l'échantillon. La séparation en classes de données conduit le plus souvent à l'utilisation de la moyenne arithmétique définie comme suit:

$$\bar{X} = 1/N \sum_{i=1}^m n_i C_i \quad (56)$$

Avec c_i le centre des classes:

$$C_i = (X_{i-1} + X_i) / 2 \quad (57)$$

On notera que plus le nombre m de classes est élevé, et donc plus on se rapproche d'une représentation en classes ponctuelles, plus la moyenne \bar{X} se rapproche de la moyenne arithmétique classique $\bar{X} = 1/N \sum_{i=1}^m x_i$ (ici égale à 520,05 Mpa) sur les valeurs discrètes x_i prises par la variable aléatoire X . En ce qui concerne l'aspect dispersion, une première estimation peut être donnée par l'étendue de l'échantillon, soit la différence entre les valeurs

extrêmes de celui-ci:

$$e = X_{\max} - X_{\min} \quad (58)$$

La variance $\text{Var}(X)$ permet d'affiner un peu ce résultat en mesurant l'éloignement des différentes valeurs de X par rapport à leur moyenne, i.e. dans le cas d'une définition par classes:

$$\text{Var}(X) = \frac{1}{N-1} \sum_{i=1}^m n_i (c_i - \bar{X})^2 \quad (59)$$

A noter que l'on a considéré ici une définition de la variance de sorte qu'elle constitue un estimateur convergent sans biais de la variance vraie de la population. L'écart type S_X n'est autre que la racine carrée de la variance et caractérise par conséquent aussi l'écart à la moyenne:

$$S_X = \sqrt{\text{Var}(X)} \quad (60)$$

Ainsi, plus S_X est petit, plus la moyenne \bar{X} est représentative de l'échantillon de façon significative. On notera que si l'écart type d'une variable aléatoire est l'indicateur de dispersion le plus utilisé, sa valeur peut être fortement influencée par quelques valeurs x_i extrêmes. Le tableau suivant indique les valeurs de l'ensemble de ces caractéristiques pour le cas où $X = R_T$.

Tableau V.6 Caractéristiques de tendance centrale et de dispersion pour $X = R_T$.

Moyenne (x)	Etendue (e)	Variance $\text{Var}(x)$	Ecart type $S(x)$
520,05	119,8	1388,20	37,26

Remarque :

Cette étude ne dispose que d'une série de mesures sur un seul paramètre, en l'occurrence la résistance R_T des tubes en traction. Les autres données du problème (par exemple les propriétés mécaniques des constituants) sont fournies directement sous forme de moyennes. Aussi, les analyses statistiques de corrélation entre les variables aléatoires visant notamment à établir la matrice de corrélation n'ont pu être effectuées ici.

V.4 Modèle et géométrie de Corrosion

La corrosion dans les canalisations souterraines a une influence directe sur la perte d'épaisseur de la paroi d'un pipe. Toutefois, cela ne se produit pas à une vitesse constante pendant toute la durée de vie de la conduite, le taux de départ est élevé et diminue progressivement avec le temps. Le taux de perte initial est élevé à cause de la formation de corrosion, produite sur la surface de l'ouvrage, à cause des mauvaises propriétés des couches protectrices. Cependant, ces dernières sont améliorées de façon progressive avec le temps.

En conséquence, la vitesse de corrosion diminue généralement assez progressivement et peut même se stabiliser par la suite. Delà, la perte d'épaisseur de la paroi a été modélisée de façon empirique par une loi de puissance postulée pour la première fois il y a plus de 50 ans [55]. Des recherches intensives ont été menées au cours de ces trente dernières années sur le mécanisme de rupture et l'évaluation de la défaillance des pipelines corrodés, voir par exemple [72,73]. Plusieurs codes ont été mis en place pour évaluer la résistance résiduelle de canalisations corrodées. Parmi les codes existants, l'ASME B31G [74] est toujours le plus largement utilisé. En se basant sur la méthode ASME B31G, Kiefner et Vieth [75] ont modifié ASME B31G en introduisant des nouveaux facteurs [76]. DNV et BG ont par la suite développé une ligne directrice uniforme DNV RP F101 [77] pour évaluer les pipelines corrodés, tout en se fondant sur les analyses par les éléments finis et les études expérimentales.

Plusieurs études significatives des travaux expérimentaux et numériques ont été réalisées récemment par Cronin [78], Choi et al. [79], Netto et al. [80], Cosham et al. [81], Chiodo et Ruggieri [82], Majid et al. [83], Huang et Zhou [84], Zhu et Leis [85], Ma et al. [86], Fekete et Varga [87], Alamilla et al. [88], Abdalla Filho et al. [89]. Bien que leurs contributions soient importantes, mais la plupart des chercheurs ne se sont focalisés que sur la corrosion simple des pipelines.

V.4.1. Géométrie de la corrosion

Nous avons pris un tube (Figure V.6) qui a travaillé pendant des années sous plusieurs contraintes, subissant ainsi le phénomène de corrosion externe (par piqures).

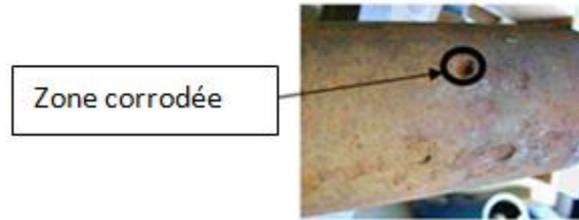
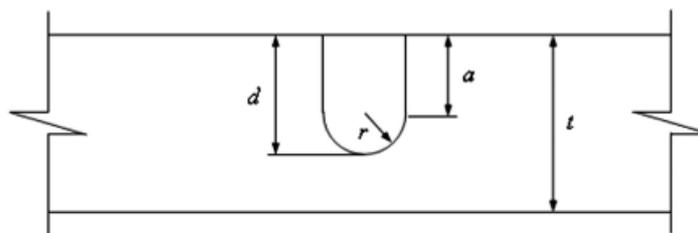
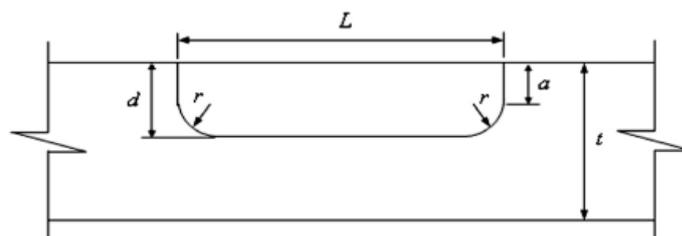


Figure V.6 Pipeline corrodé (pique externe).

On a décidé de simuler la corrosion comme étant un corps cylindrique, avec un rayon r , une profondeur d et on a considéré la partie rectangulaire de dimension a (voir figure V.7).



(a)



(b)

Figure V.7 Géométrie de la corrosion.

Il est à noter que, dans cette étude, la corrosion par pique est prise en considération, à deux dimensions i.e profondeur et longueur.

Les différentes caractéristiques du pipeline sont mentionnées dans le tableau V.7.

Tableau V.7 Caractéristiques du pipeline.

Paramètres	-
Pipeline	API 5L X60
Allongement	0.23
Contrainte conventionnelle	415 Mpa
Résistance maximale	520 Mpa
Coefficient de Poisson	0.3
Module de Young	206 GPa
Diamètre extérieur D du pipe	508
Epaisseur du pipe t	9.5
Pression de service	20 Bar
Température de service	80°C
Profondeur d'enterrage du pipe	1m

V.4.2 Les contraintes résiduelles

Dans la littérature, plusieurs auteurs ont travaillé sur la mesure des contraintes résiduelles. Ainsi, le lecteur est appelé à se référer par exemple à [55-57] pour comprendre les détails de calcul des contraintes résiduelles, car dans cette partie de l'étude nous nous sommes limités au modèle. D'après [57,93], les contraintes résiduelles peuvent être déterminées comme suit :

$$\sigma_{y(x)} = \sigma_m [1 - (x/b)^2] \exp [-1/2 (x/b)^2] \quad (61)$$

Où, $0 < x < t$, t l'épaisseur du pipe.

Avec b la demi-largeur de la zone de traction du champ de contraintes résiduelles, σ_m est la limite d'élasticité du métal, pour les métaux en acier.

V.4.3. Modélisation par éléments finis

Dans cette partie de l'étude, deux modèles sont pris en compte, un pour un pipe sein (sans corrosion), et le deuxième avec corrosion via le code Ansys car il présente l'option de travailler en similitude. L'objectif est de calculer le facteur de concentration de contraintes [58]. Ce dernier est déterminé par le rapport entre la composante de contrainte maximale dans la zone corrodée du pipeline et la contrainte nominale pour un pipeline sein. Le pipeline

sein est modélisé par un solide plan maillé avec 8 éléments, bien que la zone corrodée soit maillée par 12 éléments.

Il est supposé que le pipeline a subi le phénomène de corrosion graduellement selon six étapes, les données sont mentionnées sur les tableaux V.8 et V.9 :

Tableau V.8 *Dimensions de la profondeur de corrosion.*

Défaut	d (mm)	r(mm)	a(mm)	L(mm)	w(mm)	d/t
Cor1	0.950	0.425	0.425	0.950	0.950	0.10
Cor2	1.900	0.950	0.950	1.900	1.900	0.20
Cor3	2.850	1.375	1.375	2.850	2.850	0.30
Cor4	3.800	1.900	1.900	3.800	3.800	0.40
Cor5	4.750	2.850	2.850	4.750	4.750	0.50
Cor6	5.700	3.800	3.800	5.700	5.700	0.60

Tableau V.9 *Dimensions de la longueur de corrosion.*

Défaut	d (mm)	r(mm)	a(mm)	L(mm)	w(mm)	d/t
Cor1	0.950	0.425	0.425	0.950	0.950	0.10
Cor2	1.900	0.950	0.950	1.900	1.900	0.20
Cor3	2.850	1.375	1.375	2.850	2.850	0.30
Cor4	3.800	1.900	1.900	3.800	3.800	0.40
Cor5	4.750	2.850	2.850	4.750	4.750	0.50
Cor6	5.700	3.800	3.800	5.700	5.700	0.60

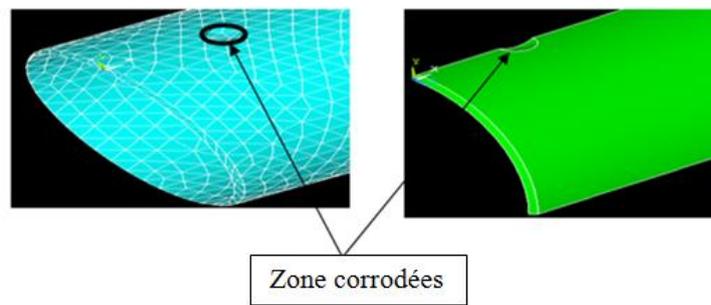


Figure V.8 Modèle EF du pipeline corrodé utilisé pour calculer le SCF.

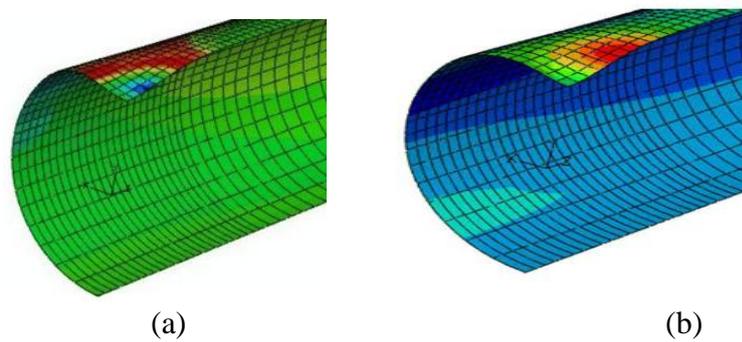


Figure V.9 Résultats : contraintes résiduelles (a)/ contrainte de Von Mises (b).

Dans cette étude, on n'a pris en considération que le module de Young et le coefficient de Poisson pour établir les différentes simulations.

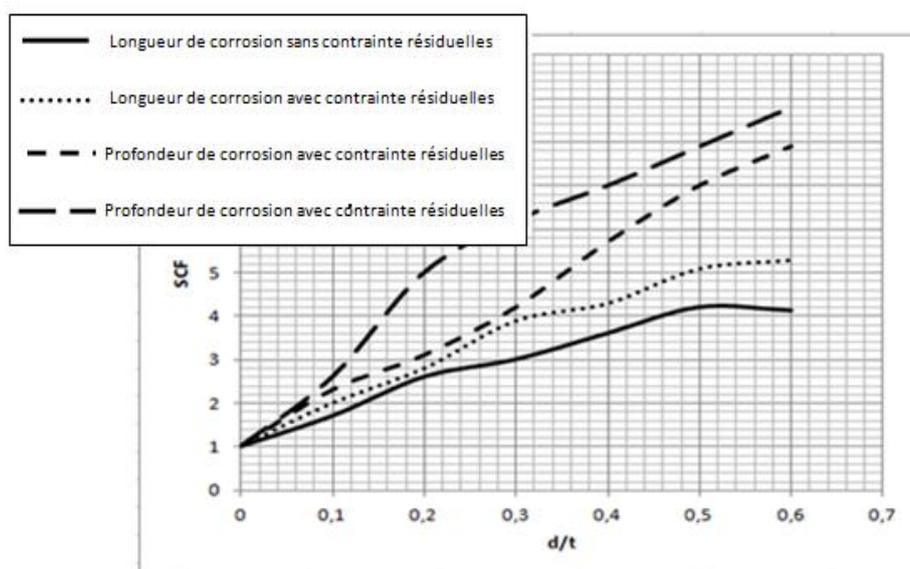


Figure V.10 Le facteur de concentration des contraintes avec et sans contraintes résiduelles.

La figure V.10 montre clairement l'influence des contraintes résiduelles sur l'impact de la corrosion quel que soit sa nature (profondeur ou longueur de corrosion). Il est à noter qu'en présence des contraintes résiduelles, l'effet de la corrosion est important. En outre, l'influence de la profondeur de corrosion sur la rupture de la structure est beaucoup plus grande que la longueur de la corrosion.

En plus, on remarque que le facteur de concentration des contraintes est affecté par le phénomène de corrosion. La figure V.10 montre une augmentation rapide du facteur de concentration des contraintes en présence de la corrosion qui va se répercuter négativement sur la fiabilité de la structure, engendrant une rupture inévitable.

V.4.4. L'analyse de la fiabilité sous l'effet de la corrosion

V.4.4.1. Modèle de corrosion

La connaissance de la topologie des anomalies et plus particulièrement leur forme et leur étendue permet dans un certain nombre de cas d'évaluer en fonction des conditions d'exploitation le risque encouru [59, 91, 94]. La technique qui permet d'obtenir la contrainte résiduelle (residuel stress) a été mise au point il y a maintenant une vingtaine d'années. L'exploitant peut utiliser les programmes de calculs automatiques ANSI/ASME B31G (standards internationaux, 2004) [60], SHELL [61] ou DNV RP-F 101 pour déterminer la pression de calcul sur un tube corrodé (perte d'épaisseur) et les codes ASME B 31.4 [62] ou API 1160 pour évaluer l'acceptabilité d'un défaut d'enfoncement. L'application des codes précités doit conduire soit au remplacement par un tube neuf, soit au renforcement du tube, soit à laisser le défaut en l'état sous réserve que le transporteur mette en œuvre un dispositif de surveillance de son évolution. Dans le cadre de la réparation du tube, l'exploitant peut appliquer les méthodes suivantes [62, 63]:

La profondeur d'une perte de métal due à la corrosion peut être exprimée en pourcentage de l'épaisseur nominale t de la paroi du pipe telle que :

$$\% \text{prof.} = 100 d/t \quad (62)$$

Où d est la profondeur maximale de la zone corrodée, t l'épaisseur nominale du pipeline et L la longueur de la corrosion.

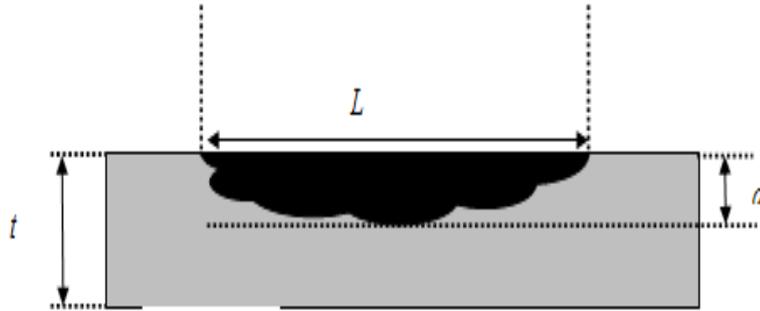


Figure V.11 Principe d'évaluation de la longueur et de la profondeur de corrosion.

On admet ensuite qu'une zone corrodée continue, ayant une profondeur maximale de plus de 10% mais inférieure à 80% de l'épaisseur nominale du pipe, a une longueur L équivalente à :

$$L = 1.12 B \sqrt{Dt} \quad (63)$$

Où D est le diamètre extérieur nominal du pipe et B une valeur déterminée par l'équation :

$$B = \sqrt{\frac{\left(\frac{d}{t}\right)^2}{\left(\frac{1,1 d}{t-0,15}\right)^2} - 1} \quad (64)$$

La pression admissible doit être inférieure à la pression de sécurité P' sur une anomalie. Elle est donnée dans la norme 31G en fonction de la pression de conception P par l'expression :

$$P' = 1,1 P \left[\frac{1 - \frac{2d}{3t}}{1 - \frac{2}{3} \left(\frac{d}{t} \sqrt{A^2 + 1} \right)} \right] \quad (65)$$

Où A est donné sous la forme suivante:

$$A = 0,893 \left(\frac{L}{\sqrt{Dt}} \right) \quad (66)$$

Et pour une valeur de $A > 4$, cette expression devient:

$$P' = 1,1 P \left[1 - \frac{d}{t} \right] \quad (67)$$

V.4.4.2. Pression du défaut

Les défauts forment une région de concentration des contraintes. Ceci interrompt la trajectoire normale de la force de Hoop sur la longueur et la profondeur de cette région, en plus contraint la force de tension à se redistribuer autour d'elle, comme il est montré sur la

figure V.11. Le mécanisme d'échec est généralement considéré comme la prolongation du défaut par la partie restante de la paroi du pipeline, générant inévitablement une fuite ou une rupture de la structure. Le type d'échec dépend de la taille du défaut résultant sur la paroi du pipeline. Une expression, largement utilisée afin d'estimer la contrainte du défaut, est donnée sous la forme suivante :

$$\sigma_p = \sigma_f \frac{1-A/A_0}{1-A/A_0 M} \quad (68)$$

Où σ_p est le niveau de la contrainte prévu au défaut, σ_f est l'effort d'écoulement du matériel défini par la multiplication de la limite d'élasticité par un facteur m_f : $\sigma_f = m_f f_y$. Melchers [64] propose un modèle pour le coefficient m_f par une distribution log-normale avec une valeur moyenne égale à 1,1 et un coefficient de variation de 0,05, et f_y est la limite d'élasticité. A est la section du défaut dans le plan longitudinal de l'épaisseur du tube, A_o est l'aire de la section initiale de la conduite au niveau du défaut et M le facteur de Folias.

Le facteur de Folias M (aussi connu comme facteur de renflement) est donné sous la forme [65,92]:

$$M = 1 - \exp\left(-0.157 \frac{L}{\sqrt{\frac{D}{2}(t-d)}}\right) \quad (69)$$

On obtient:

$$\sigma_p = m_f f_y \frac{1-A/A_0}{1-A/A_0 \left(1 - \exp\left(-0.157 \frac{L}{\sqrt{\frac{D}{2}(t-d)}}\right)\right)} \quad (70)$$

Une expression largement utilisée pour estimer la contrainte de défaillance d'un défaut est:

$$P = \sigma_p \frac{2t}{D} \quad (71)$$

$$P = m_f f_y \frac{1-A/A_0}{1-A/A_0 \left(1 - \exp\left(-0.157 \frac{L}{\sqrt{\frac{D}{2}(t-d)}}\right)\right)} \frac{2t}{D} \quad (72)$$

On trouve: $P' = 1,1 m_f f_y \frac{1-A/A_0}{1-A/A_0 \left(1 - \exp\left(-0.157 \frac{L}{\sqrt{\frac{D}{2}(t-d)}}\right)\right)} \left[\frac{1-\frac{2d}{3t}}{1-\frac{2}{3}(d/t\sqrt{A^2+1})} \right] \frac{2t}{D}$ (73)

V.4.4.3. Etat limite

La fonction de l'état limite $G(x_i)$ correspond à la limite de sécurité [66, 67], qui est classiquement définie par la différence entre la résistance à la pression dans la conduite P_r et la pression appliquée P :

$$G(x_i) = P_r - P \tag{74}$$

Où les x_i sont les réalisations des variables aléatoires de la conduite X_i . $G(x_i) > 0$ indique l'état de sécurité de la structure bien que $G(x_i) \leq 0$ correspond à l'état de défaillance. En remplaçant P_r par P' , nous obtenons:

$$G(x_i) = (1,1 m_f f_y \frac{1 - A/A_0}{1 - A / (A_0 (1 - \exp(-0.157 \frac{L}{\sqrt{\frac{D}{2}(t-d)}}))})} [\frac{1 - \frac{2d}{3t}}{1 - \frac{2}{3}(d/t\sqrt{A^2+1})}] \frac{2t}{D}) - P \tag{75}$$

$P[]$ est l'opérateur de probabilité et $f_{x_i}(x_i, t)$ est la fonction de densité de probabilité conjointe des variables aléatoires à l'opérateur de probabilité du temps t . Comme la fonction d'état limite est non linéaire en termes de variables aléatoires d'entrée, des algorithmes itératifs [54, 68, 95] sont commodément appliqués afin de réduire le temps de calcul. Dans ce travail, la méthode FORM [67-69, 96] est appliquée pour calculer l'indice de fiabilité β , qui est donné sous la forme:

$$\beta(t) = \text{minimize} \sqrt{\sum_i [T_i(x_j)]^2}$$

La solution de ce problème d'optimisation peut être obtenue par des algorithmes de fiabilité [70, 71, 97]. La probabilité de défaillance peut donc être évaluée par l'approximation du premier ordre:

$$P_f(t) = P[G(X_i, t) \leq 0] = \Phi(-\beta(t)) \tag{76}$$

Où $\Phi()$ est la probabilité cumulée de la distribution gaussienne.

V.4.4.4. Estimation de la fiabilité des pipelines

Pour évaluer la fiabilité ou la probabilité de défaillance, nous avons utilisé un logiciel de simulation (Phimeca). Un résumé des données utilisées pour l'évaluation probabiliste prenant

en considération la corrosion est donné dans le tableau V.10. De plus, la taille du défaut acceptable peut être estimée sur la base de la probabilité de défaillance. Afin d'illustrer les concepts ci-dessus, un pipeline avec des défauts de corrosion connus a été analysé. Les variables aléatoires prises en considération dans cette étude sont présentées dans le tableau V.11, en même temps que les valeurs statistiques typiques et des fonctions de distribution des variables.

Tableau V.10 *Les variables d'entrée utilisées pour l'analyse de probabilité.*

Variabes	Distribution	Valeur moyenne	Ecart type
Pression de service (MPa)	Normale	60	2
Limite élastique (MPa)	Normale	415	24
Résistance à la traction (MPa)	Normale	520	30
Profondeur du défaut (mm)	Normale	7	1.0
Longueur du défaut (mm)	Normale	250	20.0
Epaisseur du tube (mm)	–	9.5	–
Diamètre du tube (mm)	–	508	–

Tableau V.11 Les données pour l'analyse de la fiabilité des pipelines.

Symbole	Description	Distribution	Valeur moyenne	Coefficient de variation
d	Profondeur du défaut	Normale	7mm	0,1
D	Diamètre du pipe	Normale	508 mm	–
L	Longueur du défaut	Normale	250mm	0,05
m_f	Facteur de multiplication	Log normale	1.1	0,05
P	Pression du défaut	Normale	60 Mpa	0,054
S_y	Contrainte maximale	Log normale	415Mpa	0,056
T	Epaisseur du pipe	Log normale	9.5mm	–

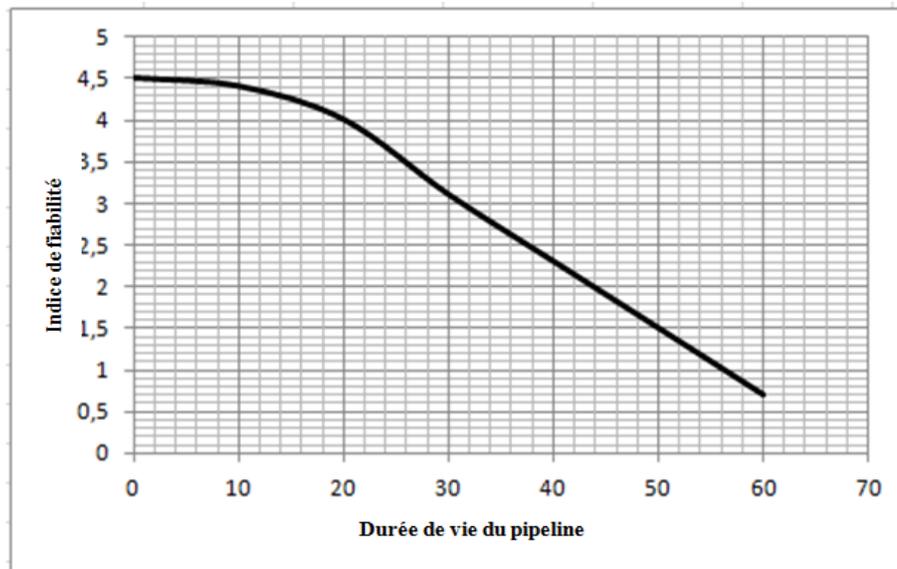


Figure V.12 Evolution de l'indice de fiabilité.

La figure V.12 montre l'évolution de l'indice de fiabilité de la structure en fonction de la durée de vie. L'impact du phénomène de corrosion est très remarquable car la diminution de l'indice de fiabilité dans le temps n'est affectée que par la corrosion de la structure selon le modèle utilisé.

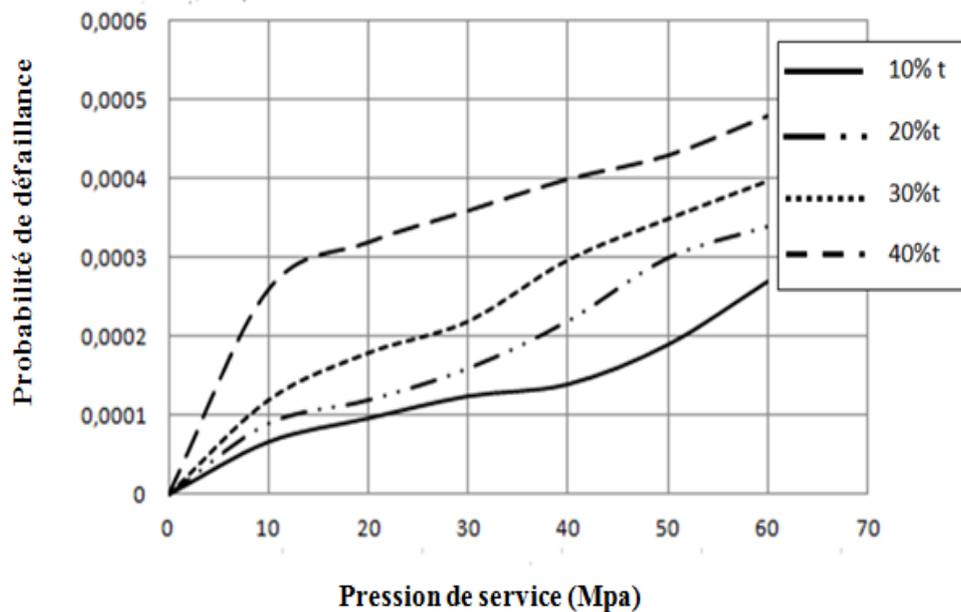


Figure V.13 Probabilité de défaillance en fonction de la pression de service pour différentes profondeurs du défaut.

La figure V.13 montre la variation de la probabilité de défaillance de la structure étudiée en fonction de la pression de service, tout en tenant compte de la profondeur de la corrosion. L'idée est de diviser l'épaisseur du pipe à des pourcentages d'épaisseur (10%t, 20%t, 30%t, et 40%t). Nous constatons qu'à chaque fois que la profondeur de corrosion est importante, la probabilité de rupture de la structure est aussi importante. En plus, le double effet de la corrosion et de la pression de service sur les ouvrages génère une importante augmentation de la probabilité de défaillance de la structure, selon le modèle étudié. A partir de ces résultats, nous pouvons par la suite faire des optimisations de la conception de notre structure, par exemple, l'épaisseur du pipeline en fonction de la pression de service demandé ainsi que l'âge ou la durée de vie du pipeline [100].

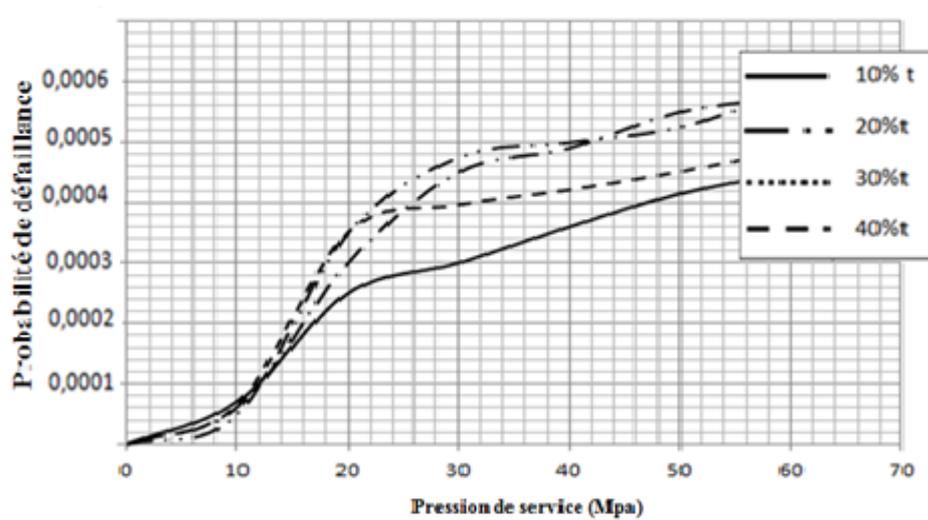


Figure V.14 Probabilité de défaillance en fonction de la pression de service pour différentes longueurs du défaut.

Ensuite, on a conservé le même principe de travail (figure V.14), i.e. on a pris des pourcentages de 10% jusqu'à 40% mais cette fois-ci on les a considérés comme des longueurs de corrosion. Nous avons tracé la variation de la probabilité de défaillance de la structure en fonction de la longueur de corrosion. On a constaté que les quatre états pris ont presque la même allure avec une différence remarquable entre le premier état 10% par rapport aux autres états (20%, 30% et 40%). La rupture de la structure est très influencée par l'effet de la corrosion. Donc, nous pouvons dire que, quel que soit la géométrie de la corrosion (profondeur ou longueur), son impact est très nocif, et augmente directement la probabilité de défaillance de la structure.

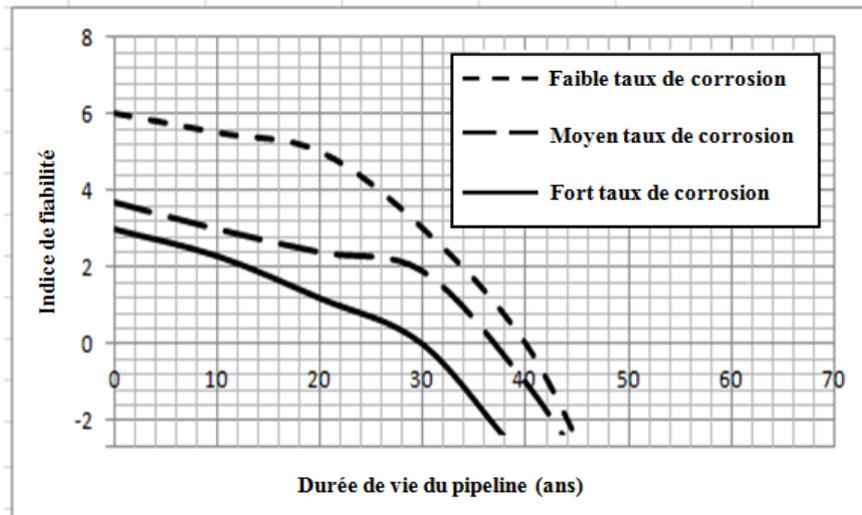


Figure V.15 Effet de la corrosion active sur l'indice de fiabilité.

L'indice de fiabilité a été calculé pour trois cas de corrosion (faible taux de corrosion, taux moyen de corrosion et un taux élevé de corrosion). L'évolution de cet indice est représentée sur la figure V.15 pour les trois cas sus-cités. Nous avons constaté que pour un faible taux de corrosion, l'indice de fiabilité de la structure nous indique que le pipe peut résister au phénomène de corrosion au-delà de quarante ans. Pour un taux moyen de corrosion, la structure ne peut résister au phénomène qu'à quarante ans, bien que pour un taux aussi élevé de corrosion, la durée de vie du pipe est assez faible (figure V.15).

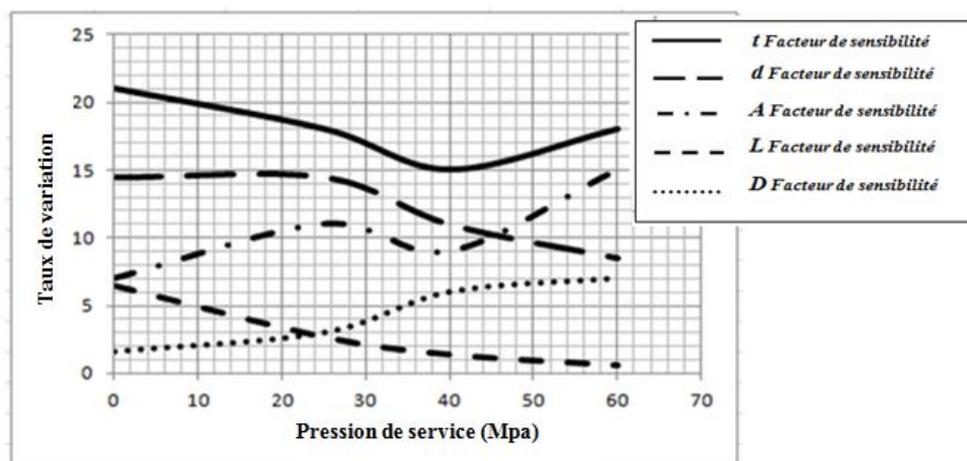


Figure V.16 Variation des facteurs de sensibilité en fonction de la pression de service.

La figure V.16 montre la variation des facteurs de sensibilité en fonction de la profondeur de corrosion. L'idée est de diviser la profondeur de corrosion en différents pourcentages

d'épaisseurs du pipe, ensuite nous traçons l'évolution des facteurs de sensibilité. Le résultat trouvé donne une domination de deux facteurs essentiels, à savoir la pression de fonctionnement et la résistance maximale de la matière. Compte tenu de l'influence de la corrosion, cette résistance est fragilisée et l'effet de la pression de fonctionnement augmente ce qui génère une contrainte plus au moins significative sur les parois internes du pipe.

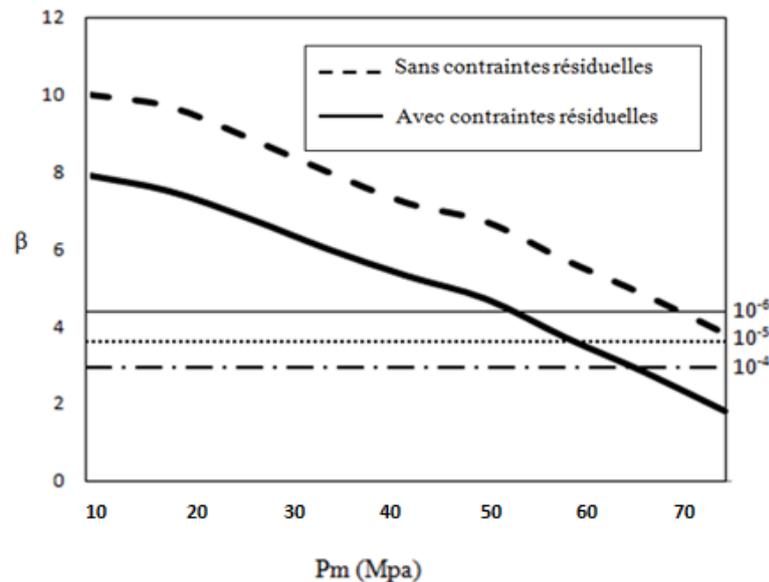


Figure V.17 Variation de l'indice de fiabilité β en fonction de la pression de service.

La figure V.17 compare l'évolution de l'indice de fiabilité en fonction de la pression, pour les cas avec et sans contraintes résiduelles. Nous pouvons voir, que lorsque la pression allant jusqu'à 70Mpa, l'indice de fiabilité diminue considérablement dans les deux cas. Les deux courbes suivent des tendances similaires. Même si une diminution significative de fiabilité en raison de la contrainte résiduelle est observée pour des pressions inférieures, l'influence des contraintes résiduelles diminue lorsque la pression interne est augmentée. La courbe donne trois niveaux de probabilité de défaillance $P_f = 10^{-4}, 10^{-5}$ et 10^{-6} (correspondant à $\beta = 3, 3,87$ et 4,7, respectivement).

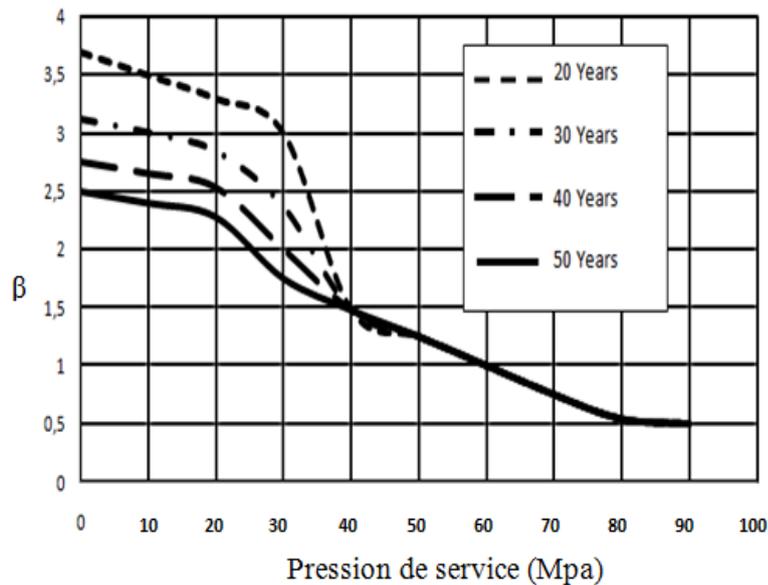


Figure V.18 Graphes de la variation de l'indice de fiabilité (β) pour différentes valeurs de la durée vie écoulée d'un pipeline (20 ans, 30 ans, 40 ans, 50 ans)

Sur la figure V.18, nous remarquons que les quatre courbes ont une forme presque similaire, une diminution non linéaire de l'indice de fiabilité avec l'augmentation de la durée de vie écoulée du pipeline, jusqu'à une valeur bien déterminée où toutes les courbes auront la même allure. Cela veut dire qu'après une certaine durée de vie d'un tube, la variation de l'indice de fiabilité a une forme presque constante.

A ce stade de l'étude, nous avons décidé d'analyser la fiabilité des pipelines pour différents facteurs de Folias. Effectivement, une étude comparative de ces facteurs a été développée dans la littérature [30], où la corrélation entre le facteur de Folias M et $L^2 / (Dt)$ est tracée qui est donnée par la figure V.19. M_1 , M_2 , M_3 et M_4 représentent les expressions du facteur Folias à NG-18, B31G et PCORRC respectivement. Le K dans la figure V.19 représente la valeur de $L^2 / (Dt)$. On peut voir à partir de la figure V.19 que le facteur de Folias dans le B31G est plus grand que celui dans la NG-18, ils ont la même forme sur le critère d'évaluation d'une conduite corrodée. La forme de PCORRC est différente de NG-18 et B31G son facteur de Folias ne peut pas être directement comparé à ces deux [30].

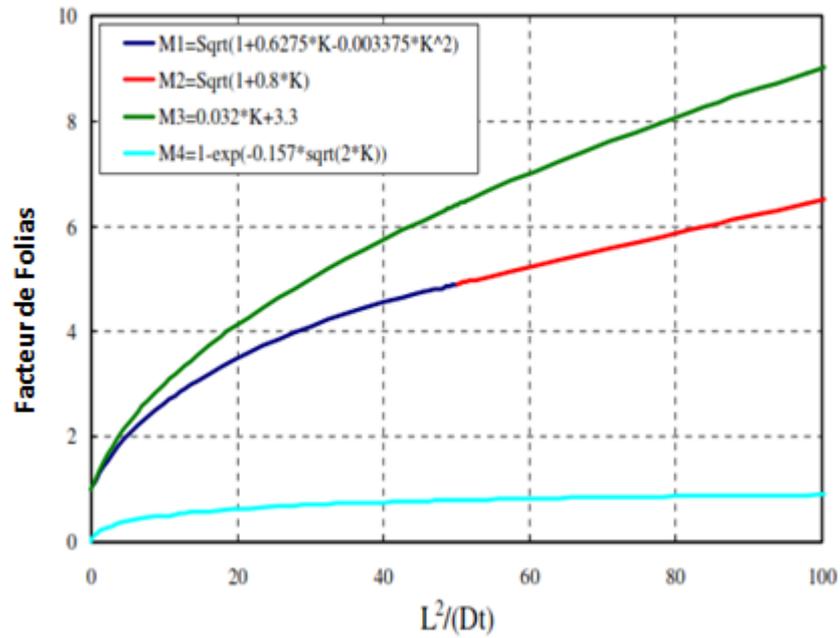


Figure V.19 Comparaison de différents facteurs de Folias selon la méthode d'estimation

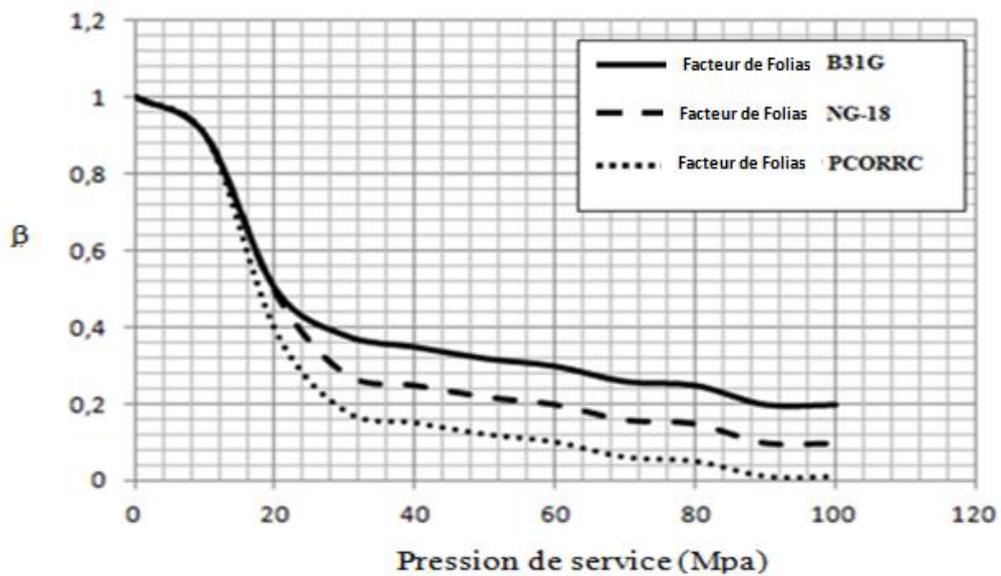


Figure V.20 La variation de l'indice de fiabilité (β) par rapport à la pression pour différentes modèles de facteurs de Folias (M).

La courbe de la figure V.20 représente la variation de l'indice de fiabilité mais cette fois ci, en utilisant différents facteurs de Folias qui sont donnés respectivement par, NG-18, B31G et PCORRC. Nous pouvons constater que la variation n'est pas linéaire pour les différents cas étudiée, bien que cette variation ait presque la même allure avec une légère différence. Donc on peut dire que quelque soit le modèle du facteur de Folias utilisé l'erreur dans le calcul de la probabilité de défaillance où l'indice de fiabilité de la structure (pipelines) sera assez faible.

V.5. Conclusion

La corrosion est considérée comme un phénomène majeur qui cause la rupture des structures métalliques. Dans ce travail, on a montré l'influence de ce phénomène sur la durée de vie et la fiabilité des pipelines destinés au transport des hydrocarbures. L'étude a commencé par le choix de la nuance la plus utilisée (X60), ensuite une caractérisation du matériau i.e. une détermination expérimentale de la dureté, la résistance à la rupture et la résistance maximale, a été faite. Puis, un modèle éléments finis a été proposé avec des simulations de la corrosion. La probabilité de défaillance de la structure ainsi que l'indice de fiabilité ont été déterminés pour plusieurs états de corrosion. La sensibilité des facteurs du modèle proposé a été aussi étudiée, où on a trouvé une dominance de la pression de service et la résistance maximale du matériau. Nous avons aussi recalculé l'indice de fiabilité et la probabilité de défaillance pour différents facteurs de Folias (modèles), et on a noté qu'il existe une légère erreur entre ces différents modèles.

CONCLUSION GENERALE

Conclusion

L'analyse de la fiabilité constitue une phase essentielle dans toute étude de fiabilité. De nombreux industriels font des recherches sur l'évaluation et l'amélioration de la fiabilité de leurs produits au cours de leur cycle de développement, depuis la conception jusqu'à la mise en service (conception, fabrication et l'exploitation) afin de développer leurs connaissances sur le rapport coût / fiabilité et de contrôler les différentes sources de défaillance. Dans ce travail, nous avons obtenu les résultats des essais de dureté, de traction et d'hydrostatique effectués sur les tubes en acier destinés au transport des hydrocarbures, suivis d'une analyse statistique. Les résultats trouvés nous permettent de faire une étude de fiabilité mécanique, en prenant en considération les différentes sollicitations ayant un impact soit direct ou indirect et qui affectent d'une manière ou d'une autre la fiabilité d'une structure.

Devant la variabilité du comportement des pipelines, la prise en compte des différentes variables dès la phase de conception s'avère aujourd'hui indispensable pour une meilleure gestion des risques envisagés. Par ailleurs, le développement des réseaux destinés au transport des hydrocarbures ne peut se faire qu'à l'aide de modèles mécaniques déductifs, i.e. établis à partir de la connaissance des mécanismes qui y sont attachés.

Alors, des modèles mécaniques pour les tubes ont été proposés, où deux cas ont été pris en compte, avec et sans le phénomène de la corrosion. En intégrant les contraintes résiduelles, un modèle mécano-fiabiliste a été ensuite couplé dont l'objectif est d'évaluer les indices de fiabilité des pipelines ainsi que la probabilité de défaillance via les méthodes fiabilistes, FORM et SORM.

Donc, à l'issue de cette étude, une méthodologie a été présentée pour l'analyse de la fiabilité des pipelines soumis à l'effet de la corrosion. Les variables qui influent sur la fiabilité sont traitées comme des variables aléatoires et représentées par des distributions statistiques. Une fonction d'état limite approximative a été développée. On a pu estimer la probabilité de défaillance d'un pipeline. Une investigation numérique a été faite, et il a été constaté que la profondeur du défaut et la pression du fluide ont une influence significative sur la fiabilité des pipelines. Par contre, les défauts de longueur n'ont pas beaucoup d'influence sur la fiabilité.

La probabilité de défaillance devient moins sensible lorsque les contraintes résiduelles sont considérées. En fait, en négligeant les contraintes résiduelles, la fiabilité sera affectée par les

autres variables (en particulier la pression de service), ce qui rend l'évaluation probabiliste plus sensible. Cela signifie que la prise en compte des contraintes résiduelles implique une meilleure redistribution des facteurs d'importance sur la fiabilité, conduisant à une probabilité de défaillance moins sensible.

L'effet de la variation de la profondeur du défaut sur l'indice de fiabilité a été étudié, et on a trouvé que la fiabilité diminue sensiblement quand la profondeur du défaut accroît. Nous avons examiné également l'impact de la variation de la longueur du défaut sur la fiabilité de la structure étudiée. Les résultats trouvés montrent une affection assez importante de la probabilité de défaillance, et on a trouvé que cette dernière varie de manière proportionnelle avec la longueur du défaut bien que l'influence de la longueur du défaut soit trouvée presque constante au-delà d'une valeur considérée longue.

Enfin, une conclusion pratique peut être faite en dirigeant le rapport coût / sécurité sur les conditions de service et d'installation, plutôt que de procéder à des contrôles excessifs sur l'épaisseur du tube.

Perspectives

De nombreuses perspectives sont offertes par ce travail de thèse, car le couplage mécano-fiabiliste porte sur la recherche de réponses à des questionnements de fond relatifs à la sûreté des structures en service. Dans le cas des pipelines destinés aux transports des hydrocarbures, l'essentiel du dimensionnement repose sur des approches déterministes et probabilistes qui emploient plusieurs facteurs de sécurité et des appréciations de spécialistes. Il devient impératif de voir quelle est la probabilité de défaillance dans ces modèles, tout en posant ces deux questions majeures:

- « Quels sont les risques associés aux pipelines (structures) en service ? » et,
- « Quelles sont les actions à planifier pour maîtriser ces risques ? »

Dans cette optique, il est possible de traiter les thèmes suivants :

- a) Contrôler l'impact du phénomène de corrosion sur la sûreté de fonctionnement de ces ouvrages, en utilisant le traitement numérique par les éléments finis qui se voit un outil très puissant à utiliser afin de simuler ce genre de phénomènes.
- b) Sur le plan de la gestion des réseaux en pipelines, les plans de maintenance et d'inspection peuvent être l'objet d'une autre étude importante. En effet, cette étude utilisera les données fournies dans cette thèse pour rechercher comment mettre au point une optimisation des remplacements des pipelines corrodés, les moyens de détection, les techniques d'inspection et les risques mis en jeu.
- c) L'étude des zones singulières (Coudes, brides, les zones de soudures...) dans les réseaux des pipelines, et leurs impact sur la fiabilité de ces structures peut être une importante étude.

REFERENCES

- [1] F. Aggoune, Evaluation de l'endommagement des tubes dans leurs conditions d'exploitation. Mémoire de magister, Université de Batna 2010.
- [2] F. Deheeger, Couplage mécano-fiabiliste : SMART - méthodologie d'apprentissage stochastique en fiabilité. Thèse de doctorat, Université Blaise Pascal 2010, France 2008.
- [3] H. Dahmouche, Fiabilité et micromécanique des matériaux composites Application à la passerelle de Laroin. Thèse de doctorat, Institut polytechnique de Toulouse, France 2007.
- [4] A. Amirat et al, Reliability assessment of underground pipelines under the combined effect of active corrosion and residual stress. *Int J Press Vessels Piping* 2006;83(2):107–117.
- [5] W. Tebbi, Estimation des lois de fiabilité en mécanique par les essais accélérés. Thèse de doctorat, l'Institut des Sciences et Techniques de l'Ingénieur d'Angers, France 2005.
- [6] A. Bouziane, contribution à la détermination des critères de qualité des tubes soudés soumis à une pression intérieure. Thèse de doctorat, Université de Boumerdes, 2008.
- [7] F. Kheit, Edition, Mechanical Engineering Handbook. CRC Press LLC, 1999.
- [8] Technique de l'ingénieur. Traité génie mécanique. Rapport technique.
- [9] O. El –Hadj, Amorçage des fissures dans les aciers XC sous chargement dynamique en mode mixte, Thèse de Magister, Université de Chelef, 1995.
- [10] R.Melchers, structural reliability analysis and prediction. John Wiley and sons, Ltd, Uk,1999.
- [11] S. Nestic et al, probabilistic modeling of CO₂ corrosion laboratory data using neural networks. *Corrosion science*, volume 43(1373-1393), 2001.
- [12] Y. Kleiner & R. sadiq, Probabilistic risk analysis of corrosion associated failures cast iron water mains. *Reliability engineering and system safety*, volume 86 (1-10), 2004.
- [13] F. Caleyó et al, A study in the reliability assesement methodologie for pipelines with active corrosion defect. *Pressure Vessels and piping*, volume 79 (77-86), 2002.
- [14] J.K.Paik et al, Probabilistic corrosion rate estimation model for longitudinal strength of bulk carries. *Ocean engineering*, volume 25(837-860), 1998.
- [15] H.S. Kushwaha et A. k. Verma, A comprehensive framework for evaluation of piping reliability due to erosion-corrosion for risk informed in service inspection. *Reliability engineering and safety*, volume 82 (187-193), 2003.
- [16] S. Mahadevan et P. Shi, Damage tolerance approach for probabilistic pitting corrosion fatigue life prediction. *Engineering fracture mechanic*, volume 68 (1493-1507), 2001.

- [17] S. Mahadevan et P. Shi, Corrosion fatigue and multiple site damage reliability analysis. International journal of fatigue, volume 25 (457-469), 2003.
- [18] D.G. Harlow et R.P. Wei, Probability approach for corrosion and corrosion fatigue life. AIAA Journal, volume 32 (2073-2079), 1994.
- [19] B. Ayyub et al, Risk assesement of aging ship hull structures in the presence of corrosion and fatigue. Marine structure, volume 15 (211-231), 2003.
- [20] M. Lemaire, Fiabilité des structures : couplage mécano-fiabiliste statique. Edition, Hermès-Lavoisier, Paris, 2005.
- [21] F. Richard, Approche fiabiliste de la défaillance des composants en matériaux composites, cours de master mécanique, Université de Franche-Comté, 2004.
- [22] Z. Guédé, Approche probabiliste de la durée de vie des structures sollicitées en fatigue thermique, thèse de doctorat, Université de Clermont II, 2005.
- [23] J.M. Jolion, Probabilités et statistiques, cours de l'INSA Lyon, 2006.
- [24] P. Lyonnet, Ingénierie de la fiabilité, Edition. Tec & Doc, Lavoisier, Paris, 2006.
- [25] Boyer et al, Design of a composite structure to achieve a specified reliability level. Reliability Engineering System Safety, volume 56, (273-283), 1997.
- [26] J. Maynadier, "Approches statistiques et fiabilistes en dynamique des structures", thèse de doctorat, Institut National des Sciences Appliquées de Toulouse, 2003.
- [27] A. Hasofer et M. Lind, "Exact and invariant second moment code format", Journal of Engineering Mechanical, volume 100, (111-121), 1974.
- [28] O. Ditlevsen et H.Madsen, Structural reliability analyses, Edition. J. Wiley & Sons, Chichester, 1996.
- [29] M. Lemaire, Fiabilité des Structures Mécaniques — Couplage mécano-fiabiliste statique. Cours de l'Institut Français de Mécanique Avancée, 2000.
- [30] R. Melchers, Radial importance sampling for structural reliability, Journal of Engineering Mechanical, volume 116 (189-203) 1990.
- [31] G. Zhang et al. Research on probabilistic assessment method based on the corroded pipeline assessment criteria. International Journal of Pressure Vessels and Piping. (1- 6) 2012

- [32] L.Y. Xu et Y.F. Chong, Reliability and failure pressure prediction of various grades of pipeline steel in the presence of corrosion defects and pre-strain. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. volume 89 (75–84) 2012.
- [33] M. Baker, Integrity management program stress corrosion cracking study. Office of pipeline safety OPS TT08, 2004.
- [34] Pipeline Safety, <http://www.pstrust.org/about-pipelines/TranscoVirginiaAccident.htm>
- [35] G. Desjardin, Optimized pipeline repair and inspection planning using in-line inspection data. Pipeline pigging integrity assesement and repair conference. Houston, 2002.
- [36] Rapport d'enquête de pipeline (Canada 20 février 2009).
- [37] MSL. Engineering limited. Appraisal and development of pipeline defect assesement methodologies. Final report Phase I&II. Washington, 2000.
- [38] Kl. Heskested, Deposit detection using pressure pulse technology. NTNU Faculty of engineering science and technology norwegian university, 2004
- [39] M. Copilet, A new approach to buckling detection in offshore pipeline laying. Pigging products and services association paper. 2004
- [40] D. Martin, Method of prevention detection and control of spillage in European oil pipelines Concawe. Brussels, 1998.
- [41] Ellenberger, Piping systems and pipeline ASME B31 code, 2006.
- [42] Shell, International exploration and product. Specification and requirements for intelligent pig inspection of pipeline. Version 2.1 The Hague, 1998.
- [43] Pipecheck – module logiciel pour l'évaluation de corrosion.
- [44] H. Plummer et A. Clyne, Corrosion control of offshore pipeline 24th annual offshore pipeline technology conference. Amsterdam, 2001
- [45] K. Younsi, Modèle bayésien d'estimation du risque de défaillance sur un pipeline coordé. Thèse de doctorat. Université de Boumerdes, Algerie, 2005.
- [46] A. Smati, modélisation de la disponibilité d'une chaine GNL sur la base d'une approche bayésienne d'estimation des indices de fiabilité. *Oil & gas Science and technology. Revue de L'IFP*, volume 58 n° 5, 2003.
- [47] H. Grzeskowiad et C. Lalanne, Modèles de défaillance pour essais accélérés. journée d'étude SIA- Fiabilité Expérimentale : Essais accélérés et autres techniques pour démontrer un niveau de fiabilité au moindre coût.SIA, 16 mai 2000.
- [48] Document AMPTA (Arcelor Mittal Piping and tubes Annaba).

- [49] A. Mohamed et L. Favre, Optimisation mécano-fiabiliste des structures. Fiabilité des matériaux et des structures. 2^e conférence nationale JN-FIAB 1998.
- [50] J. K. Taylor et C. Cihon, Statistical techniques for data analysis, Edition Chapman & Hall - CRC, New-York, 2004.
- [51] M. Ahammed et R. E. Melchers, Reliability estimation of pressurised pipelines subject to localised corrosion defects. International Journal of Pressure Vessels and Piping. Volume 69 (261-272) 1996.
- [52] V. Kucera et E. Mattsson, 'Atmospheric corrosion', in Corrosion Mechanics, edition, Marcel Dekker, New York, 1987.
- [53] D. Straub et MH. Faber, Risk based inspection planning for structural systems. Structural Safety. Volume 27 (335–355) 2005.
- [54] M, Ahammed et RE, Melchers. Probabilistic analysis of underground pipelines subject to combined stresses and corrosion. Engineering Structures. Volume 19 (988–994). 1997
- [55] E. Castillo et al, Uncertainty analyses in fault trees and Bayesian networks using FORM/SORM methods. Reliability Engineering and System Safety. Volume 65(29–40) 1999
- [56] R.E. Melchers et R.J. Jeffrey. Probabilistic models for steel corrosion loss and pitting of marine infrastructure. Reliability Engineering and System Safety. Volume 93 (423-432) 2008
- [57] PHIMECA Engineering. PHIMECA—reliability-based design and analysis. User's manual, version 1.6, Aubière, France; 2002.
- [58] A. Mohamed et M. Lemaire, The use of sensitivity operators in the reliability analysis of structures. 3rd international conference on computational stochastic mechanics, Greece, 14-17 June, 1998
- [59] V. Kucera et E. Mattsson, Atmospheric corrosion. In: Mansfeld F, editor. Corrosion mechanics. New York: Marcel Dekker; 1989.
- [60] G. Qian et al, Probabilistic analysis of pipelines with corrosion defects by using FITNET FFS procedure, Corrosion Science. Volume 53 (855–861) 2011.
- [61] Z. Yan-Gang et O. Tetsuro, A general procedure for first/second-order reliability method (FORM/SORM). Structure Safety. Volume 21 (95–112) 1999.
- [62] R. Clemen et al, Combining probability distribution from experts in risk analysis. Risk Analysis, Volume 19 (187–203) 1999.
- [63] Y. Dong et D. Yu, Estimation of failure probability of oil and gas transmission pipelines by fuzzy fault tree analysis. Journal of Loss Prevention in the Process Industries. Volume 18 (83–88) 2005.

- [64] Sh.Chen et J.Hwang, Fuzzy multiple attribute decision making methods and applications. Berlin: Springer (138–150). 1990.
- [65] L.Nicolaos. Arbres de défaillances 2^o édition revue et augmentée, Lavoisier, Herme Science, 2004.
- [66] W. Xinhua. et al. Corrosion Behavior of X80 Pipeline Steel under Coupling Effect of Stress and Stray Current. International Journal of Electrochemical Science. Volume 9 (4574 – 4588) 2014.
- [67] PH. Han, Inspection and maintenance planning of pipeline under external corrosion considering generation of new defects. Structure Safety, Volume 21 (203–222) 1999.
- [68] R, Laggoune. et al. Opportunistic policy for optimal preventive maintenance of a multi-component system in continuous operating units, Computers and Chemical Engineering. Volume 33 (1499–1510) 2009.
- [69] R, Laggoune, et al. Impact of few failure data on the opportunistic replacement policy for multi-component systems, Reliability Engineering and System Safety, Volume 95 (108–119) 2010.
- [70] H. Procaccia et P.Morilhat, « Fiabilité des structures des installations industrielles »- théorie et application de la mécanique probabiliste. Eyrolles, (1996).
- [71] M. Ahammed, Probabilistic estimation of remaining life of a pipeline in the presence of active corrosion defects, International Journal of Pressure Vessels and Piping. Volume 75 (321–329) 1998.
- [72] E. A. Noor , A. H. Al-Moubaraki, Influence of Soil Moisture Content on the Corrosion Behavior of X60 Steel in Different Soils. Arabian Journal for Science and Engineering Volume 39 (5421–5435) 2014.
- [73] R. Ponnamma et al., Numerical Simulation of Turbulent Flow in Carbon Steel Pipes Leading to Flow Accelerated Corrosion. Arabian Journal for Science and Engineering , Volume 39 (6435–6450) 2014.
- [74] DS. Cronin. Assessment of corrosion damage in pipeline. PhD. Thesis, Department of Mechanic Engineering, University of Waterloo, Canada; 2000.
- [75] JB. Choi et al. Development of limit load solutions for corroded gas pipelines. International Journal of Pressure Vessels and Piping Volume 80 (121–128) 2003.

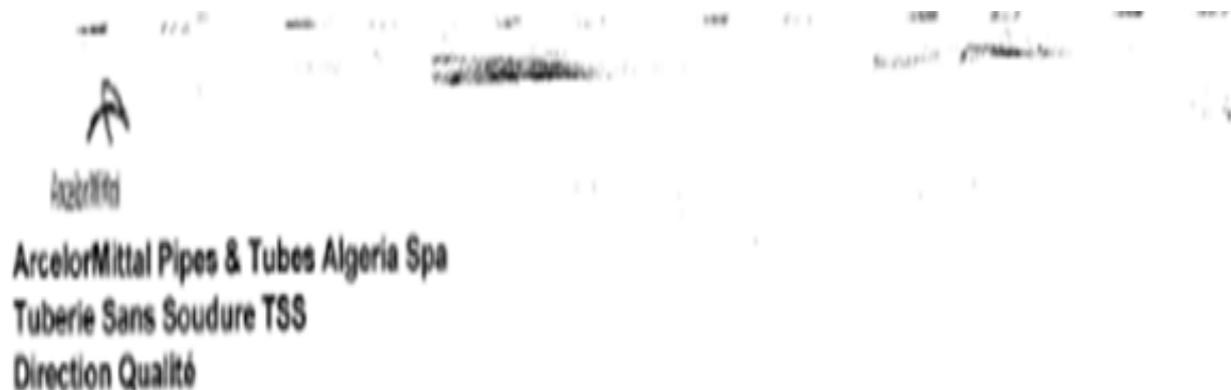
- [76] TA. Netto et al. The effect of corrosion defects on the burst pressure of pipelines. *Journal of Construction Steel*, Volume 6 (1185–1205) 2005.
- [77] A, Cosham et al. Best practice for the assessment of defects in pipelines-corrosion. *Engineering Failure Analysis*, Volume 14 (1245–1265) 2006.
- [78] M,Chiodo et al. Failure assessments of corroded pipelines with axial defects using stress-based criteria: numerical studies and verification analyses. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, volume 86(164–176) 2009.
- [79] ZA, Majid et al. Failure analysis of natural gas pipes. *Engineering Failure Analysis* Volume 17 (818–837) 2010.
- [80] ZA, Majid et al. Experimental and computational failure analysis of natural gas pipe. *Engineering Failure Analysis* Volume 19 (32–42) 2012.
- [81] W,Zhou et al. Model error assessments of burst capacity models for corroded pipelines. *International Journal of Pressure Vessels and Piping* Volume 89 (1–8) 2012.
- [82] XK, Zhu et al. Evaluation of burst pressure prediction models for line pipes. *International Journal of Pressure Vessels and Piping* Volume 89 (85–97) 2012.
- [83] B, Ma et al. Assessment on failure pressure of high strength pipeline with corrosion defects. *Engineering Failure Analysis*, Volume 32 (209–219) 2013.
- [84] G,Fekete et LVarga. The effect of the width to length ratios of corrosion defects on the burst pressures of transmission pipelines. *Engineering Failure Analysis*, Volume 21(21–30) 2012.
- [85] JL, Alamilla et al. Failure analysis and mechanical performance of an oil pipeline. *Mater Design*, Volume 50 (766–773) 2013.
- [86] JE, AbdallaFilho et al. On the failure pressure of pipelines containing wall reduction and isolated pit corrosion defects. *Computing Structures* Volume 132 (22–33) 2014.
- [87] A. Okhovat et al. Modeling and simulation of erosion–corrosion in disturbed two-phase flow through fluid transport pipelines. *Arabian Journal for Science and Engineering*, Volume 39, (1497-1505) 2013.
- [88] Z. A. Majid, R. Mohsin. Failure investigation of natural gas pipeline. *Arabian Journal for Science and Engineering*. Volume 37, (1083-1088) 2014.
- [89] F. Hasan et al. Stress corrosion failure of high-pressure gas pipeline. *Engineering Failure Analysis*, Volume 14, (801–809) 2013.

- [90] G. Zhang et al. Research on probabilistic assessment method based on the corroded pipeline assessment criteria . International Journal of Pressure Vessels and Piping, Volume 95, (1-6) 2012.
- [91] B. Keshtegar et M. Miri. Reliability analysis of corroded pipes using conjugate HL–RF algorithm based on average shear stress yield criterion. Engineering Failure Analysis, Volume 46 (104–117) 2014.
- [92] L. Clapham et al. Characterization of texture and residual stress in a section of 610 turn pipeline steel NDT&E International, Volume 28 (73-82) 1995.
- [93] R.B. Gou et al. Residual stress measurement of new and in-service X70 pipelines by X-ray diffraction method . NDT&E International Volume 44 (387–393) 2011.
- [94] F,Faysal et al. Investigating the Corrosion of API-X100 Pipeline Steel in Aerated Carbonate Solutions by Electrochemical Methods. International Journal of Electrochemical Science, Volume 8 (578 – 590) 2013.
- [95] A. Rauf et E. Mahdi. Studying and comparing the erosion-enhanced pitting corrosion of X52 and X100 steels. International Journal of Electrochemical Science, Volume 7 (5692 – 5707) 2007.
- [96] Z, Shenwei et al. System reliability of corroding pipelines considering stochastic process-based models for defect growth and internal pressure. International Journal of Pressure Vessels and Piping, Volume 87 (120-130) 2013.
- [97] L. Maxime. Evaluation of predictive assessment reliability on corroded transmission pipelines. Journal of Natural Gas Science and Engineering, Volume 53 (633-641) 2011.
- [98] S. Sainson. Inspection en ligne des pipelines. Edition Tec et Doc - Lavoisier 2007.
- [99] <https://fr.wikipedia.org/wiki/Corrosion>
- [100] M. Nahal et R. Khelif. Pipelines reliability analysis under corrosion effect and residual stress. Arabian Journal for Science and Engineering. Volume 40 (3273-3283) 2015.

Annexes

Annexe 1

Tableau des résultats des essais

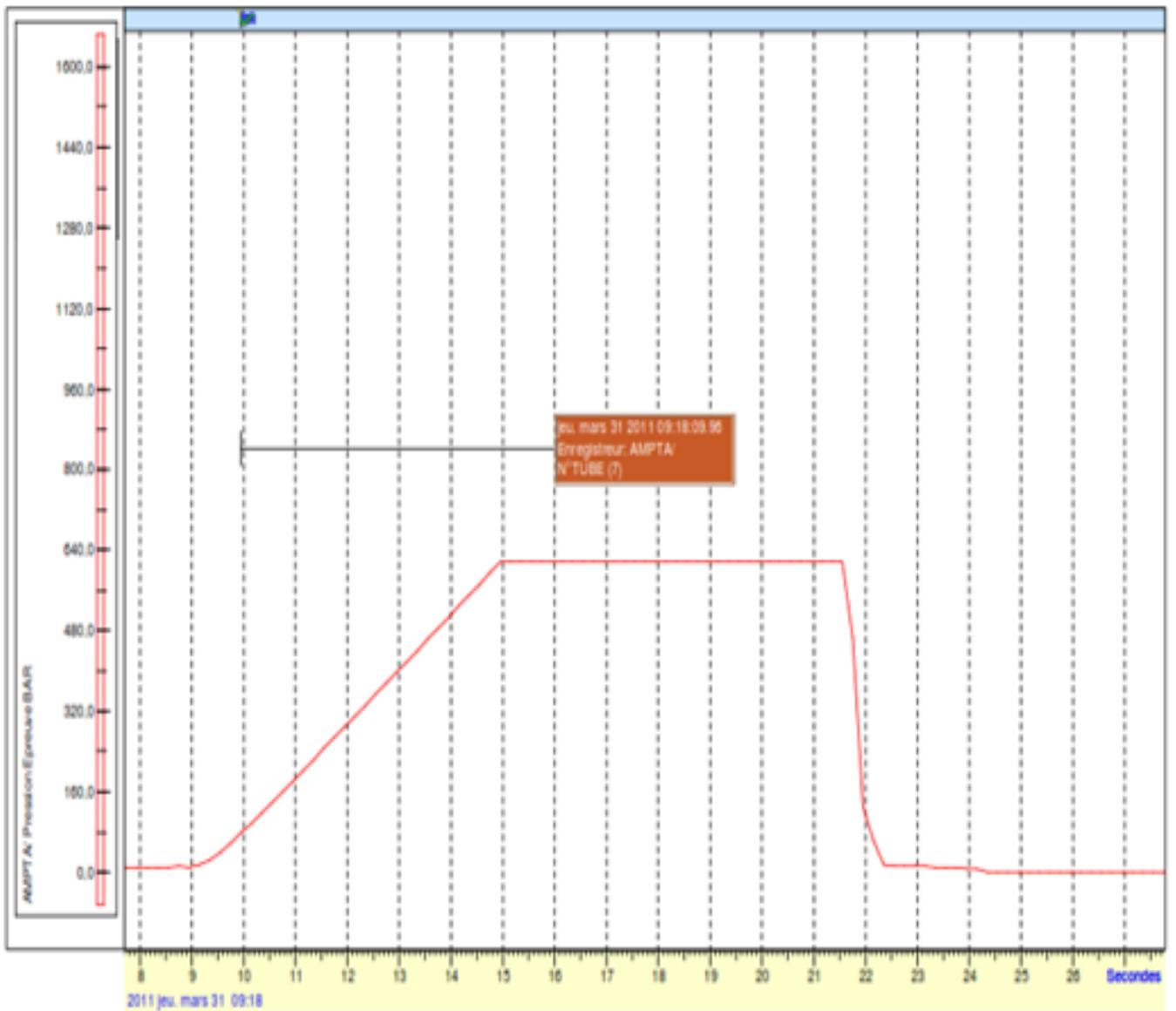


Résultats des caractéristiques mécaniques des tubes

N° Essai	N°		Long	Sens	Rp0.5			Dureté
	Coulée	N° tube			(MPa)	Rm (MPa)	A (%)	(HRC)
1	17934	160 - 1	11.76	Av	415.5	520.4	20.93	26
		153 - 2	11.74	Ar	417.4	519.4	19.10	24
		155 - 3	12.02	Av	418.7	523.1	18.82	25
2	17934	159 - 4	11.98	Av	415.00	519.4	17.26	27
		199 - 5	12.05	Av	412.3	521.3	18.55	24
3	17936	178 - 6	11.49	Ar	417.7	520.5	16.12	26
		367 - 7	11.72	Av	419.2	520.4	19.47	27
4	17916	349 - 8	12.11	Ar	416.1	518.9	20.19	26
		350 - 9	12.19	Av	413.3	517.4	20.32	26

Annexe 2

Courbe de l'essai hydrostatique



Default\GRAPH001	0001 : AMPTA/ N°CDE 57052-AMPTOstrava/ Ø193,68 x 9,52/P110	Debut: jeu. mars 31 2011 09:18:07.700	Fin : jeu. mars 31 2011 09:18:27.775
Pression Epreuve		Plume 02	

Images de calcul sur le logiciel Phémica

