

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية
وزارة التعليم

BADJI MOKHTAR – ANNABA UNIVERSITY
UNIVERSITE BADJI MOKHTAR – ANNABA



FACULTE DES SCIENCES DE L'INGENIORAT
DEPARTEMENT DE GENIE MECANIQUE

Année 2020

THESE

Présentée en vue de l'obtention du diplôme de DOCTORAT en Sciences

**Analyse de la fiabilité d'une structure tubulaire
en acier AISI 304 préfiaturée dans un milieu corrosif**

Spécialité : Génie Mécanique

Option : Génie Mécanique

Par

Racim BOUTELIDJA

DIRECTEUR DE THESE : B. MERZOUG Professeur Université de Annaba
CO-DIRECTEUR DE THESE : A. GUEDRI MCA Université de Soukahrass

DEVANT LE JURY

PRESIDENT : Kamel BEY Professeur Université de Annaba
EXAMINATEURS : Mohamed HADJ-MILIANNI Professeur Université de Chlef
Lakhdar LAOUAR Professeur Université de Annaba
Nedjem-Eddine BENCHOUIA MCA Université de Soukahrass

Dédicace

- à la mémoire de mon père,

- à ma très chère mère,

- à ma femme et mes enfants,

- à mes frères,

- à ma sœur,

- à tous mes collègues et amis

Remerciements

En tout premier lieu, je tiens à remercier vivement Professeur ***Bachir MERZOUG***, de l'université Badji Mokhtar et Docteur ***Abdelmoumene GUEDRI***, de l'université Mohamed-Chérif Messaadia , qui ont accepté de diriger ce travail de recherche. Qu'ils trouvent ici l'expression de ma plus grande gratitude pour leur soutien bienveillant et la confiance qu'ils m'ont manifestés surtout dans les moments les plus difficiles. Qu'ils soient assurés de ma profonde gratitude, de ma reconnaissance et de ma plus grande sympathie.

Je tiens à remercier Monsieur le Professeur ***Kamel BEY***, de l'université de Badji Mokhtar de Annaba, qui m'a fait l'honneur d'être le président du jury de cette thèse.

Je remercie Monsieur le Professeur ***Mohamed HADJ-MILIANI***, de l'université de Hassiba Benbouali de Chlef Annba, qui m'a fait l'honneur d'être examinateur de cette thèse. Qu'il trouve ici l'expression de mon très grand respect.

Je remercie Monsieur le Professeur ***Lakhdar LAOUAR***, de l'Université de Annaba, qui m'a fait l'honneur d'être examinateur de cette thèse. Qu'il trouve ici l'expression de ma vive gratitude et ma sincère reconnaissance.

Je remercie Monsieur ***Nedjem-Eddine BENCHOUIA***, Maître de conférences à l'université de Mohamed-Chérif Messaadia de Soukahras, qui m'a fait l'honneur d'être examinateur de cette thèse. Je lui exprime ici ma reconnaissance pour l'intérêt qu'il a manifesté dans ce travail. Qu'il trouve ici l'expression de ma profonde gratitude.

Je remercie toutes personnes ayant contribué à la réalisation de cette étude par leurs commentaires et leur support.

ملخص

يجب أن تتكيف مشاريع الهندسة الإنشائية مع الأداء، وأمن الوظائف، والاستدامة وغيرها من المعايير المحددة في مرحلة التحضير للمشروع.

تقليدياً ، في المشاريع نستخدم معلومات حتمية مثل الأبعاد وخصائص المواد والأحمال الخارجية، ومع ذلك، فإن وضع نموذج خاص بالنظم الهيكلية المعقدة تنطوي على معالجة مختلف أنواع ونسب الأخطاء المحتملة، في هذا المعنى، من الأفضل أن يتم التنبؤ بالسلوك فيما يتعلق بالاحتمالات لأن تقدير احتمال نجاح معيار معين هو مطلب أساسي في الهندسة الإنشائية، وبالتالي ، فإن الموثوقية هي احتمال التشغيل الأمثل لنظام هيكلي معين لفترة زمنية معينة في ظل ظروف التشغيل العادية لإيجاد أفضل حل وسط بين التكلفة والأمان لتطوير المشاريع.

بمعنى آخر ، في موثوقية الهياكل ، فإننا نسعى جاهدين للتحقق من أن الهيكل يلبي ، خلال حياته ، الاحتياجات التي من أجلها تم تصميمه، يعتمد التحقق على قواعد التشغيل المحددة مسبقاً، هذه القواعد تأتي من المعرفة الفيزيائية والميكانيكية والكيميائية ورأي الخبراء. نفرض بعض الأسئلة التي تطرح : ما الذي يحتاج إليه الهيكل لتلبية الرغبات؟ ما هي عواقب فشل الهيكل؟ تحديد الأبعاد الممكنة للهيكل؟ بشكل عام ، يمكن أن يكون سبب فشل الهيكل في ظواهر مختلفة تماماً : الكسر ، التآكل ، الخ ...

في هذا المنظور ، تهدف أطروحتنا إلى تحليل موثوقية هيكل أنبوبي مصنوع من فولاذ AISI 304 مُجهز بشرخ مسبقاً في بيئة أين يخضع الأنبوب للتآكل .

الكلمات المفتاحية: ميكانيكا الكسر ، الفولاذ AISI 304 ، وسط التآكل ، الموثوقية الهيكلية ، السلوك الميكانيكي.

Résumé

Les projets d'ingénierie structurale doivent s'adapter aux critères de performance, de sécurité de fonctionnalité, de durabilité et autres, établis dans la phase d'avant-projet.

Traditionnellement, les projets utilisent des informations de nature déterministe comme les dimensions, les propriétés des matériaux et les charges externes. Toutefois, la modélisation des systèmes structuraux complexes implique le traitement des différents types et niveaux d'incertitudes. Dans ce sens, la prévision du comportement doit être préférablement faite en termes de probabilités puisque l'estimation de la probabilité de succès d'un certain critère est une nécessité primaire dans l'ingénierie structurale. Ainsi, la fiabilité est la probabilité rapportée à la parfaite opération d'un système structural donné durant un temps donné en des conditions normales d'opération pour trouver le meilleur compromis entre coût et sécurité pour l'élaboration des projets.

Autrement dit, en fiabilité des structures, nous nous attachons à vérifier que la structure satisfait, pendant sa durée de vie, les besoins pour lesquels elle a été conçue. La vérification est basée sur des règles de bon fonctionnement préalablement définies. Ces règles sont issues de la connaissance physique, mécanique, chimique, et d'avis d'experts. Considérons quelques questions qui se posent : à quels besoins doit satisfaire la structure ? Quelles sont les conséquences d'une défaillance de la structure ? Quels dimensionnements sont réalisables ? En général la défaillance d'une structure peut avoir son origine dans des phénomènes complètement différents : rupture, corrosion, etc....

Dans cette optique, notre sujet de thèse a pour but l'analyse de la fiabilité d'une structure tubulaire en acier AISI 304 pré-fissurée dans un milieu corrosif.

Mots clés: Mécanique de la rupture, acier AISI 304, milieu corrosif, fiabilité des structures, comportement mécanique.

Abstract

The projects of structural engineering must adapt to the criteria of performance, safety of functionality, durability and others, established in the pre-project phase

Traditionally, the projects use information of deterministic nature like dimensions, the properties of materials and the external loads. However, the modelling of complex structural systems implies the treatment of the various types and levels of uncertainties. In this direction, the forecast of the behaviour must preferably be made in terms of probabilities since the estimate of the chances of success of a given criterion is a requirement of first importance in structural engineering. Thus, reliability is the probability reported to the perfect operation of a given structural system during certain time in normal conditions of operation to find the best compromise between cost and safety for the development of projects.

In other words, in reliability of structures, we endeavour to check that the structure satisfies, during its lifetime, the needs for which it was conceived. The checking is based on beforehand definite rules of correct operation. These rules result from physical, mechanical, chemical knowledge, and from the opinion of experts. Let us consider some questions which arise: which needs should the structure satisfy? What are the consequences of a failure of the structure? Which sizing is realizable? In general the failure of a structure can have its origin in completely different phenomena: rupture, corrosion, etc....

Accordingly, the purpose of our subject of thesis is the analysis of the reliability of a pre-cracked tubular steel structure AISI 304 in a corrosive environment.

Key words: Fracture process, steel AISI 304, corrosive medium, reliability of structures, mechanical behavior.

SOMMAIRE

Dédicace.....	i
Remerciements.....	ii
Résumé (arabe).....	iii
Résumé (français).....	iv
Résumé (anglais).....	v
Sommaire.....	vi
Liste des figures.....	x
Liste des tableaux.....	xiv
Liste des symboles et abréviations.....	xv
Introduction générale.....	1

Chapitre I : Les aciers inoxydables

I.1 Introduction.....	6
I.2 Généralités sur les aciers inoxydables.....	7
I.3 Les éléments d'addition et leurs rôles sur les propriétés des aciers inoxydables	8
I.3.1 Eléments alphagènes	8
I.3.2 Eléments gammagènes	10
I.4 Classification des aciers inoxydables	11
I.4.1 Les aciers inoxydables martensitiques (magnétiques)	12
I.4.2 Les aciers inoxydables ferritiques (magnétiques, de structure Cubique Centrée).....	12
I.4.3 Les aciers inoxydables austénoferritiques (phase austénitique amagnétique CFC, et phase ferritique magnétique CC).....	12
I.4.4 Les aciers inoxydables à durcissement par précipitation	13
I.4.5 Les aciers inoxydables austénitiques (amagnétiques, de structure Cubique à Faces Centrées).....	13
I.5 Facteurs influençant la durée de vie en fatigue d'un acier inox austénitique	14
I.6 Mécanismes de déformation des aciers inoxydables austénitiques en fatigue oligocyclique.....	15
I.7 Mécanismes d'endommagement des aciers inoxydables austénitiques en fatigue oligocyclique.....	15
I.8 Conclusion.....	15

Chapitre II : Généralité sur la dégradation par corrosion et les bases de la mécanique de la rupture

II.1 La dégradation par corrosion.....	18
II.1.1 Définition.....	18

II.1.2 Importance de l'environnement.....	18
II.1.3 Les catégories de dégradations par corrosion.....	19
II.1.3.1 La corrosion chimique.....	19
II.1.3.2 La corrosion électrochimique.....	19
II.1.3.3 La corrosion biochimique.....	19
II.1.3.4 Corrosion accompagnée d'usure.....	20
II.1.4 Etats d'un métal dans un milieu corrosif.....	20
II.1.4.1 Etat d'immunité.....	20
II.1.4.2 Etat de passivité.....	20
II.1.4.3 Etat d'activité.....	20
II.1.5 Types de corrosion.....	20
II.1.5.1 Caractérisation suivant les phénomènes physiques.....	21
II.1.5.1.1 Corrosion uniforme.....	21
II.1.5.1.2 La corrosion caverneuse.....	21
II.1.5.1.3 Corrosion par piqûres.....	22
II.1.5.1.4 Corrosion fissurante.....	23
II.1.5.1.4.1 La fissuration inter-granulaire.....	23
II.1.5.1.4.2 La fissuration trans-granulaire.....	24
II.1.5.1.5 Corrosion inter-granulaire.....	24
II.1.5.2 Caractérisation suivant le mode d'action du milieu.....	25
II.1.5.2.1 Corrosion entre deux métaux différents (galvanique).....	25
II.1.5.2.2 Corrosion par frottement.....	25
II.1.5.2.3 La fatigue-corrosion.....	26
II.1.5.2.4 Corrosion sous contraintes (sous tension).....	26
II.1.5.2.5 Erosion – corrosion.....	27
II.1.5.2.6 La cavitation – corrosion.....	28
II.1.5.3 Caractérisation suivant les aspects concernés.....	29
II.1.5.3.1 La corrosion électrochimique.....	29
II.1.5.3.2 La corrosion chimique.....	29
II.1.5.3.3 La corrosion sèche.....	30
II.1.6 Classification du degré de résistance à la corrosion des matériaux métalliques.....	30
II.1.7 Les facteurs de la corrosion.....	31
II.1.7.1 Facteurs définissant les modes d'attaque (composition chimique de l'environnement).....	31
II.1.7.2 Facteurs métallurgiques (Composition chimique et microstructure du matériau).....	31
II.1.7.3 Facteurs définissant les conditions et les modes d'emploi.....	31
II.1.7.4 Facteurs dépendant du temps.....	32

II.2 Les bases de la mécanique de la rupture.....	32
II.2.1 Introduction.....	32
II.2.2 Les premiers travaux en mécanique linéaire de la rupture.....	33
II.2.3 Les premiers critères en mécanique élastoplastique de la rupture	33
II.2.4 Modes de rupture (d'ouverture).....	34
II.2.5 Approche locale et facteurs d'intensité de contraintes.....	36
II.2.6 Approche globale et taux de restitution d'énergie.....	39
II.2.7 Intégral de contour J.....	43
II.3 Conclusion.....	45

Chapitre III : Des notions générales sur la fiabilité et Description générale du modèle de la fiabilité des tuyauteries

III.1 Des notions générales sur la fiabilité.....	48
III.1.1 Introduction.....	48
III.1.2 Un bref historique.....	48
III.1.3 Définitions.....	49
III.1.4 Notions de la performance structurale.....	51
III.1.5 La démarche d'analyse de fiabilité des structures.....	51
III.1.6 Les facteurs qui influencent l'analyse de fiabilité.....	52
III.1.7 Concept mathématique de fiabilité.....	54
III.1.8 La simulation de Monte Carlo.....	55
III.2 Description générale du modèle de la fiabilité des tuyauteries.....	60
III.2.1 Description générale.....	60
III.2.2 Méthodologie.....	62
III.2.2.1 Le Code PRAISE.....	63
III.2.2.2 Temps à l'initiation.....	63
III.2.2.3 Taille de la fissure à l'initiation.....	65
III.2.2.4 La propagation des fissures dues à la CSC.....	65
III.2.2.5 Coalescence des fissures.....	66
III.2.3 Critère de rupture.....	67
III.2.3.1 Critère de rupture pour avoir une fuite.....	67
III.2.3.2 Critère pour avoir une rupture totale.....	67
III.2.3.3 Quantification et détection de fuite.....	68
III.3 Conclusion.....	68

Chapitre IV : Un exemple d'application et analyse des résultats

IV.1 Présentation de l'exemple.....	72
-------------------------------------	----

IV.2 Analyse des résultats.....	75
IV.2.1 Effets du changement de la concentration de l'oxygène.....	78
IV.2.2 Effets du changement de la température.....	82
IV.3 L'effet de remplacement du matériau endommagé.....	84
IV.3.1 Etude comparative de l'effet du changement de la concentration de l'oxygène après réparation.....	85
IV.3.1.1 Cas d'initiation.....	86
IV.3.1.2 Cas de Fuite.....	89
IV.3.2 Etude comparative de l'effet du changement de la température de fonction après réparation.....	91
IV.3.2.1 Cas d'initiation.....	92
IV.3.2.2 Cas de fuite.....	95
Conclusion générale et perspectives.....	99
Références bibliographiques.....	102

Liste des figures	Pages
Fig.1 : Les principaux types de vieillissement et d'endommagement.....	3
Fig. I.1 : Diagramme de PRYCE et ANDREWS.....	7
Fig. I.2 : Diagramme d'équilibre des alliages binaires fer-chrome, d'après Bain et Aborne.....	8
Fig. I.3 : Principaux aciers inoxydables austénitiques dérivés de la nuance de base AISI304 par ajouts ou retraits d'éléments d'alliage.....	13
Fig. I.4 : Diagramme de Schaeffler : Equivalent en Nickel / Equivalent en Chrome.....	14
Fig. II.1 : Principe de la corrosion uniforme (exemple pour l'acier au carbone).....	21
Fig. II.2 : Principe de la corrosion cavernueuse.....	22
Fig. II.3 : Principe de la corrosion par piqûres.....	22
Fig. II.4 : Piqûration d'une plaque d'acier.....	23
Fig. II.5 : Principe de la corrosion intergranulaire.....	25
Fig. II.6 : Principe de la Corrosion par frottement.....	26
Fig. II.7 : Principe de la corrosion sous contrainte.....	27
Fig. II.8 : Principe de la corrosion-érosion.....	28
Fig. II.9 : Principe de la corrosion-cavitation.....	29
Fig. II.10 : Principe de la corrosion sèche.....	30
Fig. II.11 : Modes de mouvements.....	34
Fig. II.12 : Description du milieu fissuré.....	35
Fig. II.13 : Définition du système de repère avec origine en pointe de fissure.....	37
Fig. II.14 : Relation entre G et la Complaisance de la structure.....	42
Fig. II.15 : Intégrale J de contour.....	43
Fig. II.16 : La variation de l'énergie de déformation élastique.....	44
Fig. II.17 : Principe de la détermination expérimentale de J par la méthode de la	

complaisance a-b-c.....	45
Fig. III.1 : Simulation de Monte-Carlo.....	57
Fig. III.2 : Rappel sur l’endommagement et la rupture.....	61
Fig. III.3 : Etapes de calcul de la probabilité de défaillance.....	62
Fig. III.4 : Espace de sensibilité à la corrosion sous contrainte.....	63
Fig. IV.1 : Génération d’échantillons de tube pour l'analyse probabiliste – représentation schématique.....	74
Fig. IV.2 : Génération de (1000 x 10 x n) fois d'initiation à partir de 1000 valeurs de paramètre dommages.....	74
Fig. IV.3 : Génération de (1000 x 10 x n) fois de la vitesse d'initiation à partir de 1000 valeurs de paramètre dommages, D.....	74
Fig. IV.4 : Calcul de la vitesse de propagation des fissures, basée sur la considération de la mécanique de la rupture, pour (1000x 10 x n) fissures en utilisant les valeurs de σ , a et b générées.....	75
Fig. IV.5 : Effet d'initiation, de coalescence et de croissance des fissures lors de la fissuration sub-critique en milieu aqueux.....	75
Fig. IV.6 : Probabilité en fonction du temps d’initiation des fissures de corrosion sous contrainte dans l’acier inoxydable sensibilisé 288 ° C, 8 ppm d'eau oxygénée.....	77
Fig. IV.7 : Probabilité en fonction du temps d'initiation de fissures par corrosion sous contrainte dans de l'acier inoxydable sensibilisé de 4 pouces de diamètre dans 288 ° C, 8 ppm d'eau oxygénée.....	77
Fig. IV.8 : Nombre des fissures initialement initiées.....	78
Fig. IV.9 : Nombre des fissures totalement initiées dans le temps.....	79
Fig. IV.10 : Probabilité d’initier ou d’avoir une fuite (cas1).....	79
Fig. IV.11 : Probabilité d’initier ou d’avoir une fuite (cas12).....	80
Fig. IV.12 : Probabilité d’initier ou d’avoir une fuite (cas13 et cas14).....	80
Fig. IV.13 : Probabilité d’initier une fuite (cas1, cas12, cas13 et cas14).....	81
Fig. IV.14 : L’endommagement en fonction de la concentration de l’O ₂	81

Fig. IV.15 : Probabilité d’avoir une fuite (cas1, cas12, cas13, cas14).....	82
Fig. IV.16 : Probabilité d’initier une fuite.....	82
Fig. IV.17 : L’endommagement en fonction de la température.....	83
Fig. IV.18 : Probabilité d’avoir une fuite.....	83
Fig. IV.19 : L’endommagement en fonction de la concentration de l’O ₂ –AISI316-..	85
Fig. IV.20 : Nombre des fissures initialement initiées dans les deux types de matériaux pour une température de 550°F et un d’O ₂ de 0.2ppm –Cas de base.....	86
Fig. IV.21 : Nombre des fissures initialement initiées dans les deux types de matériaux pour une réduction du taux d’O ₂ de 0.2 à 0.05ppm.....	87
Fig. IV.22 : Nombre des fissures initialement initiées dans les deux types de matériaux pour une réduction du taux d’O ₂ de 0.2 à 0.01ppm.....	87
Fig. IV.23 : Nombre des fissures initialement initiées dans les deux types de matériaux pour une réduction du taux d’O ₂ de 0.2 à 0.1ppm.....	88
Fig. IV.24 : Initiations totales des deux matériaux types 304 et 316 pour une température de 550 °F et un taux d’oxygène de 0.2 ppm. (Simulation Monte-Carlo de 10000 réplifications).....	88
Fig. IV.25 : Initiations totales des deux matériaux types 304 et 316 pour une température de 550 °F et un taux d’oxygène de 0.2 à 0.01ppm. (Simulation Monte-Carlo de 10000 réplifications).....	89
Fig. IV.26 : Probabilités cumulatives de fuite des deux types de matériaux pour une température T=550 °F -Cas1-.....	90
Fig. IV.27 : Probabilités cumulatives de fuite des deux types de matériaux pour une température T=550 °F -Cas12-.....	90
Fig. IV.28 : Probabilités cumulatives de fuite des deux types de matériaux pour une température T=550 °F -Cas13-.....	91
Fig. IV.29 : Probabilités cumulatives de fuite des deux types de matériaux pour une température T=550 °F -Cas14-.....	91
Fig. IV.30 : L’endommagement en fonction de la température –AISI316-.....	92
Fig. IV.31 : Nombre des fissures initialement initiées dans les deux types de	

matériaux pour un taux de concentration d'oxygène de 0.2ppm et T=550 °F.....	93
Fig. IV.32 : Nombre des fissures initialement initiées dans les deux types de matériaux pour un taux de concentration d'oxygène de 0.2ppm et T=560 °F.....	93
Fig. IV.33 : Nombre des fissures initialement initiées dans les deux types de matériaux pour un taux de concentration d'oxygène de 0.2ppm et T=480 °F.....	94
Fig. IV.34 : Nombre des fissures initialement initiées dans les deux types de matériaux pour un taux de concentration d'oxygène de 0.2ppm et T=450 °F.....	94
Fig. IV.35 : Initiations totales des deux matériaux types 304 et 316 pour un taux d'oxygène de 0.2ppm et diminution de température à 480 °F. (Simulation Monte-Carlo de 10000 répliques).....	95
Fig. IV.36 : Probabilités cumulatives de fuite des deux types de matériaux pour un taux d'O ₂ de 0.2 ppm - Cas1 -.....	96
Fig. IV.37 : Probabilités cumulatives de fuite des deux types de matériaux pour un taux d'O ₂ de 0.2 ppm - Cas12 -.....	96
Fig. IV.38 : Probabilités cumulatives de fuite des deux types de matériaux pour un taux d'O ₂ de 0.2 ppm - Cas13 -.....	97
Fig. IV.39 : Probabilités cumulatives de fuite des deux types de matériaux pour un taux d'O ₂ de 0.2 ppm - Cas14 -.....	97

Liste des tableaux	Pages
Tableau. II.1 : Classification du degré de résistance à la corrosion des matériaux métalliques.....	30
Tableau. II.2 : Classification des critères en mécanique élastoplastique de la rupture.....	33
Tableau. III.1 : Les valeurs des constantes C pour l'acier inoxydable austénitique AISI 304.....	64
Tableau. III.2 : Les valeurs des constantes B pour l'acier inoxydable austénitique AISI 304.....	65
Tableau. IV.1 : Les cas étudiés.....	78
Tableau. IV.2 : Les températures utilisées et les cas étudiés.....	82
Tableau. IV.3 : Les valeurs des constantes pour l'acier inoxydable austénitique AISI 316.....	84
Tableau. IV.4 : Conditions pour le cas de base.....	85

Liste des symboles et abréviations

CSC : Corrosion Sous Contrainte

CSC –IG : Corrosion Sous Contrainte

AISI : American Iron and Steel Institute

SMC : Simulation Monte Carlo

MRP : Mécanique de la Rupture Probabiliste

CC : Cubique Centrée

CFC: Cubique à Faces Centrées

PH : Potentiel Hydrogène

σ_e : la limite élastique

σ_{ij} : tenseur des contraintes

K : facteur d'intensité des contraintes

r et θ : les coordonnées du système de repère polaire

f_{ij} : fonction adimensionnelle

ν : le coefficient de Poisson

E : le module d'Young

δu_i : les composantes du déplacement

Y : facteur géométrique ou coefficient de forme

\dot{E} : l'énergie interne

\dot{K} : l'énergie cinétique

P_{ext} : la puissance des efforts extérieurs

Q : le taux de chaleur reçue

\dot{W}_e : l'énergie de déformation

W_{ext} : l'énergie potentielle des forces extérieures

∂A : l'incrément de surface correspondant à l'extension de la fissure

G : taux de restitution d'énergie

W_p : l'énergie potentielle totale

ε_{ij} : tenseur des déformations

U : l'énergie de déformation élastique

J : l'intégrale de Rice

P_f : La probabilité de défaillance

f_x : fonction densité de probabilité

FDP : Fonction Densité de Probabilité

$H(\bar{X})$: fonction de défaillance

\bar{X} : vecteur composé de N variables aléatoires

Θ_{MC} : estimateur sans biais de la probabilité de défaillance

n : le nombre total généré

\dot{n} : le nombre d'occurrences de $H(x)$

σ^2 : variance

σ : écart type

CV : coefficient de variation

Φ : la fonction de répartition de la loi normale centrée réduite

IES : **I**nspections **E**n **S**ervice

PRAISE : **P**iping **R**eliability **A**nalysis **I**ncluding **S**eismic **E**vents

D : l'endommagement

f_1 : facteur matériau

f_2 : facteur environnement

f_3 : facteur chargement

σ_1 : la contrainte

P_a : degré de sensibilisation (la charge de réactivation normalisée) (en C/cm²)
(Coulomb/centimètre carrée)

EPR : Electrochemical Potentiokinetic Reactivation

T : la température en degrés centigrades

γ : la conductivité de l'eau en $\mu\text{s/cm}$ (micro Siemens /centimètre carrée)

t_i : le temps d'initiation

v_1 : vitesse d'initiation

v_2 : la vitesse de propagation des fissures

D_K : paramètre de l'endommagement

l_1 et l_2 : les longueurs de deux fissures

a_1 et a_2 : les profondeurs des fissures

S : l'espacement entre fissures

σ_{net} : la contrainte à la section nette

σ_f : la contrainte d'écoulement

R_i : le rayon interne du tube

h : l'épaisseur de paroi de la conduite

A_p : l'aire de la section du tube

A_{cr} : la zone de la fissure

δ : le déplacement total d'ouverture de fissure

Q_1 : le taux de fuite

$2b$: la longueur de fissure

psi : pound per square inch

ksi : kilopound per square inch

ppm : partie par million

Introduction générale

Dans le contexte industriel actuel et pour répondre aux besoins de notre société, les entreprises sont face à des défis croissants, en effet, avec la globalisation du marché et l'augmentation de l'exigence du client et aux besoins de la société, ils doivent aujourd'hui produire dans des délais plus courts des produits de plus en plus complexes et individualisés.

Pour résoudre ce paradoxe, il faut s'appuyer sur le choix d'un matériau pour la conception et la fabrication des produits industriels qui a été toujours au centre des préoccupations des concepteurs. Les domaines tels que les télécommunications, les transports, le spatial, la santé, l'énergie et le sport, ... sont à l'origine de l'émergence de produits qui doivent répondre à des fonctionnalités nouvelles et variées et à des règles de sécurité de plus en plus strictes.

Dans la sélection des matériaux qui conviennent le mieux aux exigences du produit il faut s'appuyer sur une approche ayant une longue expérience industrielle et sur de nouvelles méthodes d'analyse et de caractérisation nécessaires à la compréhension et à la prédiction des mécanismes affectant les performances, la fiabilité et la durée de vie des matériaux [1]. Ce choix est rendu plus difficile par le développement de nouveaux matériaux, grâce aux progrès prodigieux de la mécanique des matériaux. La maîtrise du comportement des matériaux pendant leur mise en œuvre et en service est une nécessité dans le monde industriel. Cette dernière décennie a connu l'amélioration des outils de simulation numérique permettant, l'intégration de lois de comportement fortement non linéaires d'une part et à grand nombre d'équations constitutives d'autre part.

La maintenance a pour but de garantir l'état de bon fonctionnement d'un système ou d'une structure. Elle est plus efficace et capable d'anticiper les défaillances. Le concepteur industriel posant son processus de décision sur des modèles quantitatifs (dimensionnement, optimisation économique, sûreté de fonctionnement etc.) est instantanément confronté à une multitude d'incertitudes et risques de nature très variable affectant les données et les modèles.

Dans la plupart des structures on trouve des défauts, de tailles variées. Ils sont dus principalement aux procédés de fabrication ou de soudure, aux sollicitations mécaniques ou aux chocs thermiques. L'apparition des microfissures dans les matériaux est aussi favorisée par la fatigue. Celles-ci peuvent être nocives pour la structure et coûteuses en terme de

réparation, selon Zeghloul [2], on pourrait réduire ce coût si on applique correctement les concepts connus de la mécanique de la rupture et par le développement des recherches dans ce domaine et aussi il est nécessaire d'étudier les risques de propagation des fissures et leurs évolutions.

L'expérience industrielle montre que pendant le fonctionnement normal les ruptures des pièces ou des structures sont de plus en plus souvent dues à la fatigue qui est particulièrement insidieuse du fait de son caractère progressif masqué d'autant plus dangereux que la fissuration par fatigue conduit très souvent à une rupture brutale qui provoque des accidents catastrophiques. L'étude et la maîtrise du phénomène de fatigue est primordiale car elle concerne la sûreté des structures, soumises à des chargements variables dans le temps en fonctionnement normal, aussi autres facteurs tels que l'environnement qui peuvent accélérer la diminution de leur résistance en fatigue et entraîner la rupture. C'est pour cela que la fiabilité des constructions est de plus en plus recherchée, il est primordial d'éviter à tout prix la rupture d'une structure comme par exemple les installations des centrales nucléaires.

La détection et la quantification de l'endommagement c'est-à-dire :

- savoir quand il s'amorce;
- savoir où il s'amorce;
- déterminer son (ses) mode(s) de propagation;
- déterminer ses interactions avec la microstructure.

nous conduit à la compréhension, la modélisation et la prédiction des processus de fissuration assistée par l'environnement (Corrosion sous contrainte, Fatigue-Corrosion, Fragilisation par l'Hydrogène).

Il est alors possible d'évaluer le rôle respectif des différents paramètres chimiques, mécaniques, métallurgiques mis en jeu, étape nécessaire à l'établissement de modèles phénoménologiques, et de quantifier l'influence de ces paramètres afin de les prendre en compte dans une modélisation micromécanique. La corrosion sous contrainte (CSC) est l'un des mécanismes importants de dégradation des aciers. Ce mécanisme provoque la fissuration

du matériau due à l'action combinée d'un matériau sensible, une contrainte de traction, et un environnement corrosif (**Fig. I.**). Dans la tuyauterie d'une centrale nucléaire, les matériaux sensibles au voisinage des soudures sont les aciers inoxydables AISI304 et AISI 316 NG.

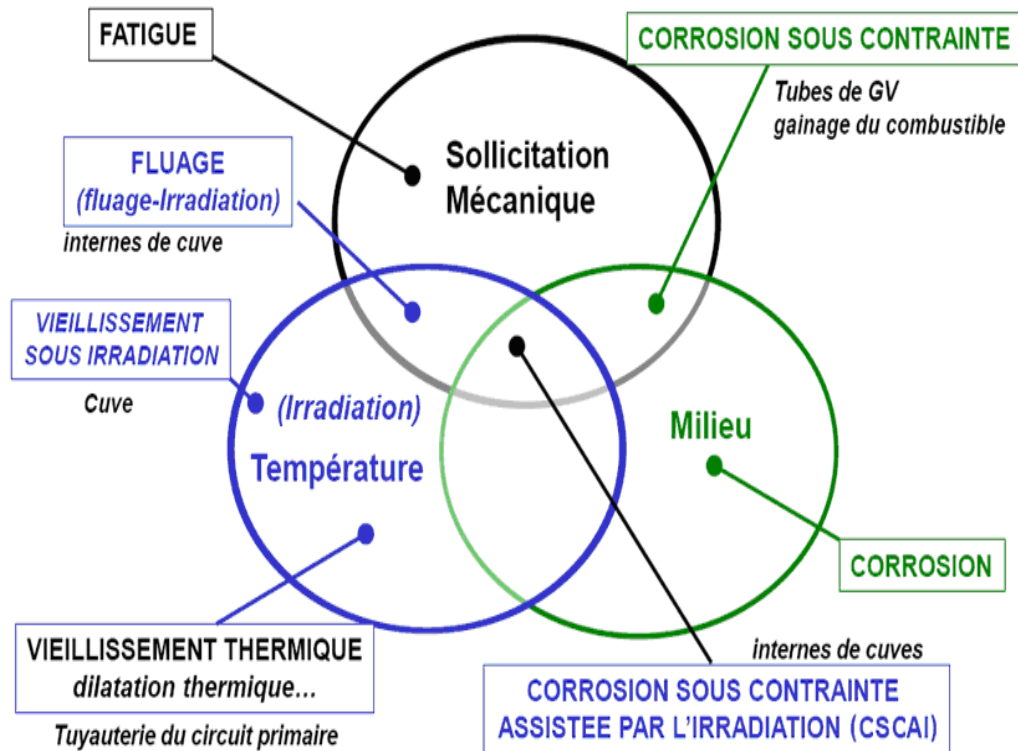


Fig. 1 : Les principaux types de vieillissement et d'endommagement [3]

La sensibilité de ce matériau à la fissuration par CSC est due à la précipitation de carbure de chrome aux joints de grains, ce qui laisse les régions immédiatement adjacentes à ces joints de grains à faible teneur en chrome [4]. Zhang et al. ont effectué des vérifications expérimentales pour déterminer le temps d'initiation et la vitesse de propagation des fissures de CSC-IG en acier inoxydable sensibilisés de type AISI 304 dans des solutions de sulfate diluées [5]. Plusieurs chercheurs ont abordés l'analyse probabiliste de la défaillance des composants par la fissuration CSC basée sur la mécanique de la rupture [6-13]. Les probabilités de défaillance d'un composant de tuyauterie soumis à la CSC, y compris les effets des contraintes résiduelles, ont été traitées par Guedri et al. en utilisant les techniques de simulation de Monte Carlo (SMC). Les résultats de ces études ont été utilisés pour développer les données d'entrée pour l'analyse des probabilités de défaillance [14-15].

Pour répondre aux objectifs cités ci-dessus nous avons utilisé un code de fiabilité basé sur un modèle de la mécanique de la rupture probabiliste (MRP) en supposant que le mécanisme de défaillance de préoccupation est la (CSC) dans des composants en aciers austénitiques.

Ce travail est structuré comme suit :

Une première partie composée de deux chapitres est consacrée à une recherche bibliographique concernant : Généralité sur les aciers inoxydables dans le chapitre I, Généralités sur la dégradation par corrosion et les bases de la mécanique de la rupture dans le chapitre II.

Une deuxième partie structurée dans deux chapitres a pour but l'étude et l'analyse de la fiabilité d'une structure pré-fissurée ou des notions générales sur la fiabilité et une description générale du modèle de la fiabilité des tuyauteries sont illustrés dans le chapitre III. Le chapitre IV présente un exemple d'application et l'analyse des résultats de cette étude.

Enfin une conclusion générale et perspectives.

Chapitre I

Les aciers inoxydables

I.1 Introduction

Le circuit primaire d'une centrale nucléaire comporte plusieurs composants comme la cuve du réacteur, les générateurs de vapeur, les pompes primaires, un pressuriseur etc., et les tuyauteries reliant entre eux ces éléments.

La sûreté demande de s'assurer en permanence de l'absence de tout risque de rupture brutale des composants du circuit.

Donc les matériaux dont sont faits les composants sous pression doivent posséder de bonnes propriétés mécaniques telles que les aciers inoxydables, et en parallèle de nombreux contrôles non destructifs permettent d'éliminer les pièces qui présentent des défauts de fabrication non tolérables.

L'homme a fabriqué les aciers depuis le Moyen-âge. À la fin du XVIIIème siècle la science de la métallurgie apparaît avec la définition de trois types de produits ferreux : le fer, la fonte et l'acier [16].

Au début du XX^{ème} siècle, les aciers inoxydables ont commencé à être développés industriellement. Entre 1904 et 1911, les Français Léon Guillet et Portevin et l'Allemand Goldschmidt, publièrent leurs premiers résultats portant sur des nuances des différents alliages. En 1911, l'Allemand Philip Monnartz mettait en évidence l'influence du taux en chrome des alliages et leur résistance à la corrosion.

En 1913 lors des travaux réalisés par l'Anglais Harry Brearley sur l'érosion dans les canons d'armes à feu, qui développa un acier appelé rustless (sans rouille) et qui sera ensuite renommé stainless qui sera officiellement le premier acier à porter le nom d'inoxydable [17,18].

A partir de 1914, dans l'industrie de la coutellerie, un acier de 14% de chrome s'est répandu au besoin de ce domaine [19].

Les procédés utilisés ont évolué constamment et la mise au point de nouvelles méthodes de fabrication et de conversion des aciers, permettant une fabrication en masse d'aciers de qualité [20].

I.2 Généralités sur les aciers inoxydables

Les aciers inoxydables sont des alliages métalliques à base de fer et de carbone créés simultanément en Europe et en Amérique au début du XXème siècle. Ces matériaux sont utilisés dans nombreux domaines industriels tels que l'énergie (production et transport), médecine, sport et agro-alimentaire.

Dans les aciers inoxydables, la présence de chrome au moins de 12% favorise la résistance dans des milieux oxydants, en formation d'une couche de passivité. L'ajout de différents éléments d'alliages tel que: Ni, Mo, Cu, Si, ... en plus de chrome, ces éléments se répartissent en deux catégories : (éléments alpha gènes) ceux qui stabilisent le fer (α), et (éléments gamma gènes) ceux qui stabilisent le fer (γ) figure (I.1), on peut obtenir une grande variété d'aciers inoxydables figure (I.2), qui diffèrent par les caractéristiques métallurgiques d'une part et par les propriétés thermo physiques ou mécaniques d'autre part. La modification de ces caractéristiques peut être également par des traitements thermiques appropriés et/ou mécaniques particuliers, donc suivant la teneur en chrome et les traitements métallurgiques qu'ils ont subis, ils présentent une large gamme de propriétés [21]

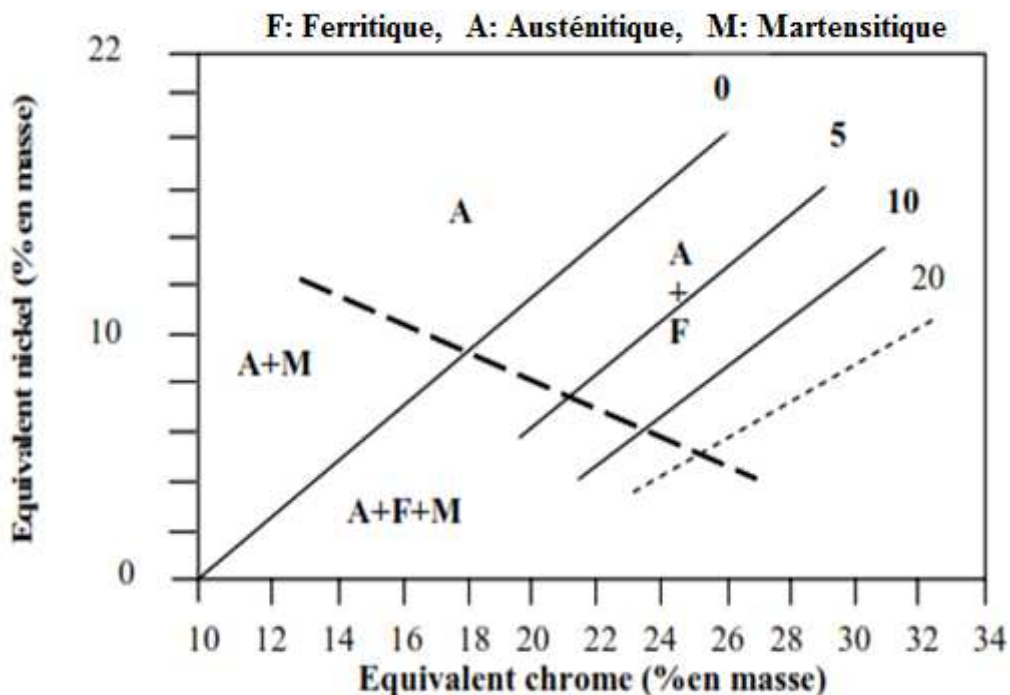


Fig. I.1 : Diagramme de PRYCE et ANDREWS [22]

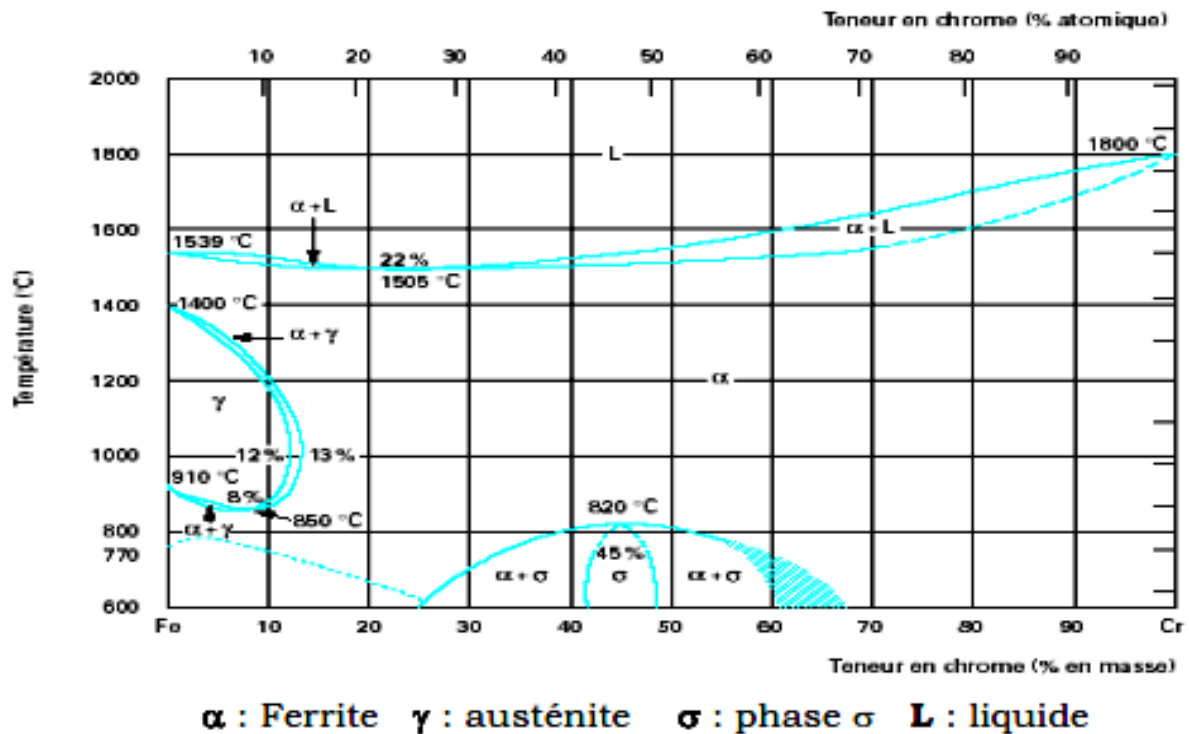


Fig. I.2 : Diagramme d'équilibre des alliages binaires fer-chrome, d'après Bain et Aborne [17]

I.3 Les éléments d'addition et leurs rôles sur les propriétés des aciers inoxydables

Les éléments d'addition ajoutés à l'alliage métallique à base de fer (Fe + C), jouent un rôle particulier sur les caractéristiques générales, ou un rôle commun lorsque plusieurs éléments d'addition sont présents dans la composition chimique finale. Les éléments d'alliages se décomposent en deux concepts :

- ceux qui stabilisent le fer (α) - **Éléments alpha gènes** -
- ceux qui stabilisent le fer (γ) - **Éléments gamma gènes** -

Les renseignements suivants montrent la nature d'influence que peuvent avoir quelques éléments d'alliage et leurs rôles quant ils sont additionnés à un acier. [23]

I.3.1 Éléments alphagènes

- Le chrome (Cr) :

- Le chrome est l'élément stabilisateur du fer (α),

- Il est la cause de la passivation de l'acier et constitue au delà de 12% l'élément d'alliage essentiel des aciers inoxydables conformément à la norme européenne EN 10088-12,
- Cet élément augmente la résistance à la rupture des aciers faiblement alliés,
- Élément trempant très actif dans les aciers C + Mn,
- Il forme des carbures qui participent à la résistance à l'abrasion et s'oppose au grossissement de grains lors de l'austénisation,
- Il confère une bonne résistance à la corrosion dans le cas des aciers fortement alliés.
- Lorsqu'il est associé avec le Molybdène et le Nickel, il confère de bonnes propriétés mécaniques à des températures supérieures à 500°C.

- Le molybdène (Mo) :

- Élément trempant très actif,
- Il augmente la résistance au fluage des aciers au chrome,
- Il diminue la fragilité au revenu,
- Il améliore sensiblement la résistance à la corrosion inter cristalline et par piqûres,
- Il confère une plus grande sensibilité à la décarburation et au phénomène d'oxydation pour des maintiens entre 1000 et 1100 °C,
- De plus, il augmente la résistance mécanique à chaud.

- Le silicium (Si) :

- Il améliore la résistance à l'oxydation, notamment vis-à-vis des acides fortement oxydants (acide nitrique concentré ou acide sulfurique concentré chaud),
- Il augmente la résistance à la corrosion.

- Le vanadium (V) :

- Élément formateur de fer(α),
- Il améliore la résistance mécanique au choc.

- Le titane (Ti) :

- Élément formateur de ferrite(α),
- Il se combine dans les aciers ferritiques et austénitiques,
- Le carbone pour former un carbure de titane,

- L'azote pour former un nitrure de titane,
- L'existence rend l'acier insensible à la corrosion inter cristalline.

- Le niobium (Nb) :

- Il se combine également avec le carbone dans les aciers pour s'opposer à la corrosion intergranulaire.

I.3.2 Eléments gammagènes

- Le nickel (Ni) :

- Il élargit le domaine d'existence de l'austénite,
- Améliore la résistance à la corrosion,
- Renforce en particulier la résistance à la corrosion sous tension,
- Affine le grain et améliore la ductilité.
- Il a une influence favorable sur la trempabilité, la résistance aux chocs et la ténacité des calamines,
- Une influence plutôt défavorable sur le traitement thermique par revenu.
- Il est utilisé pour les aciers à très basses températures (-196°C).
- C'est l'élément prépondérant des alliages d'Inconel, de Monel.

- Le manganèse (Mn) :

- Devient alphasène aux teneurs supérieures à 7%,
- Rend difficile la transformation de l'austénite en martensite dans les aciers Cr-Ni et lors des sollicitations mécaniques aux basses températures,
- Il n'a pas d'influence reconnue sur la résistance à la corrosion.

- Le carbone (C) :

- Il stabilise le fer (γ),
- C'est l'élément essentiel non métallique de tous les aciers,
- Il élargit fortement le domaine austénitique,
- Pour des raisons de corrosion chimique, la teneur en C est maintenue plus basse (inférieure à 0.6%),
- Il améliore les caractéristiques mécaniques (Charge à la rupture, fluage et dureté),

- Son dosage est limité car il favorise le pouvoir trempant de l'acier,
- Augmente le risque de fissuration lors du soudage.

- L'azote (N) :

- Stabilisateur d'austénite,
- Il agit comme le carbone, contribue également à stabiliser l'austénite,
- Associé à une basse teneur de carbone, l'azote permet d'atteindre des limites d'élasticité élevées sans diminuer la résistance à la corrosion intergranulaire.

- Le cuivre (Cu) :

- Il est additionné aux aciers austénitiques dans des cas particuliers pour améliorer la résistance à la corrosion ou pour accroître l'aptitude à la frappe à froid.

- Soufre (S) :

- Améliore l'usinabilité par enlèvement de copeaux,
- L'augmentation de sa teneur remet en cause la résistance à la corrosion.

I.4 Classification des aciers inoxydables

L'acier est un alliage métallique constitué d'au moins deux éléments qui sont le fer et le carbone. Il y a plusieurs familles d'aciers qui dépendent de la nature et de la teneur en éléments d'alliage qui modifient le diagramme d'équilibre Fer-Carbone. On donne ainsi :

- Les aciers fortement alliés, aussi les aciers inoxydables ou les aciers multiphasés.
- Les aciers faiblement alliés,
- Les aciers non-alliés, aussi les aciers au carbone ou les aciers spéciaux,

Les aciers inoxydables ont une excellente résistance à la corrosion et aussi d'excellentes caractéristiques mécaniques en termes de ductilité ou de ténacité selon les éléments d'alliage. On distingue parmi les aciers inoxydables, selon leur teneur en Chrome et les traitements métallurgiques qu'ils ont subis :

- Les aciers inoxydables martensitiques (magnétiques),
- Les aciers inoxydables ferritiques (magnétiques, de structure Cubique Centrée),
- Les aciers inoxydables austéno-ferritiques (phase austénitique amagnétique CFC, et phase ferritique magnétique CC),
- Les aciers inoxydables à durcissement par précipitation,
- Les aciers inoxydables austénitiques (amagnétiques, de structure Cubique à Faces Centrées).

I.4.1 Les aciers inoxydables martensitiques (magnétiques)

Ils sont utilisés quand les caractéristiques de résistance mécanique sont importantes. La trempe augmente la limite d'élasticité, la résistance à la rupture et la dureté. Ces aciers contiennent une teneur maximale de carbone limitée à (1.2%), en chrome de (12 à 18%) et ils peuvent contenir jusqu'à (7%) de nickel, et jusqu'à (3%) de molybdène. [22]

D'autres nuances comme X20Cr13, X29CrS13 sont plus chargées en additions, avec éventuellement un faible pourcentage de nickel.

I.4.2 Les aciers inoxydables ferritiques (magnétiques, de structure Cubique Centrée)

Ils ne prennent pas la trempe, ne subissent pas de transformation α vers γ . Dans cette catégorie des aciers la teneur en chrome allant de 13% à 30% et une teneur de carbone (<0.10%), comme X6Cr17, X6CrMo17-1, X3CrTi17

I.4.3 Les aciers inoxydables austéno-ferritiques (phase austénitique amagnétique CFC, et phase ferritique magnétique CC)

Les propriétés des aciers austéno-ferritiques sont dues à la structure biphasée de l'alliage. Ils combinent favorablement les propriétés mécaniques et de corrosion des aciers austénitiques et ferritiques, ils contiennent à la base du fer et du carbone avec des additions de chrome et de nickel dont les quantités sont déterminées pour obtenir un taux de ferrite situé aux environs de 50%. Les teneurs d'éléments d'addition sont : Cr (22 à 27%), Ni (4 à 8%) comme X2CrNiN23-4

I.4.4 Les aciers inoxydables à durcissement par précipitation

Les caractéristiques mécaniques sont obtenues par un traitement de durcissement secondaire suivant un traitement thermique de trempe.

Il existe trois groupes :

- Aciers martensitiques à transformation directe.
- Aciers semi-austénitiques ou à transformation martensitique Indirecte.
- Aciers austénitiques à durcissement par durcissement secondaire.

I.4.5 Les aciers inoxydables austénitiques (amagnétiques, de structure Cubique à Faces Centrées)

Ces aciers contiennent en général 0,02 à 0,10% de Carbone, 17 à 20% de Chrome, 7 à 25% de Nickel et 2 à 5% de Molybdène. La structure cristallographique de caractère Cubique à Faces Centrées (C.F.C.) leur donne une excellente ténacité et ductilité depuis des températures très basses, par absence de transition ductile-fragile, jusqu'à plusieurs centaines de degrés Celsius. Ils ont également de très bonnes propriétés de forgeage et de soudage. La nuance X5CrNi18-10 (AISI 304) contient 18% de Chrome, 9.5% de Nickel et 0.05% de Carbone. La Figure I.3; [17] présente les principaux types d'aciers inoxydables austénitiques dérivés de cette nuance

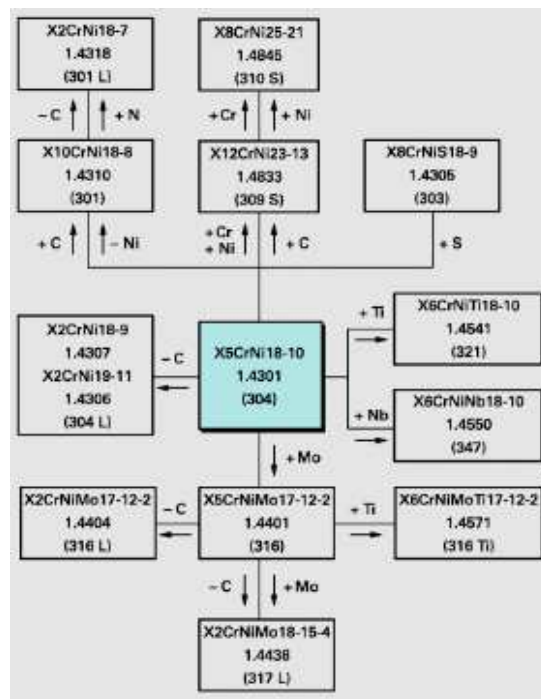


Fig. I.3 : Principaux aciers inoxydables austénitiques dérivés de la nuance de base AISI304 par ajouts ou retraits d'éléments d'alliage [17]

Les nuances les plus couramment utilisées, sont les nuances 304 et 316. Elles contiennent 17 à 18 % de chrome et 8 à 11 % de nickel.

A la température ambiante, on peut déterminer la structure d'un acier inoxydable à l'aide du diagramme de Schaeffler, Figure I.4, qui présente les domaines de l'austénite, de la ferrite ou de la martensite d'un alliage Fe-Cr-Ni par les équivalents de Chrome et de Nickel à l'aide des formules suivantes :

$$\text{Equivalent Chrome : } Eq_{Cr} = \% Cr + \% Mo + 1,5 (\% Si) + 0,5 (\% Nb)$$

$$\text{Equivalent Nickel : } Eq_{Ni} = \% Ni + 30 (\% C) + 0,5 (\% Mn)$$

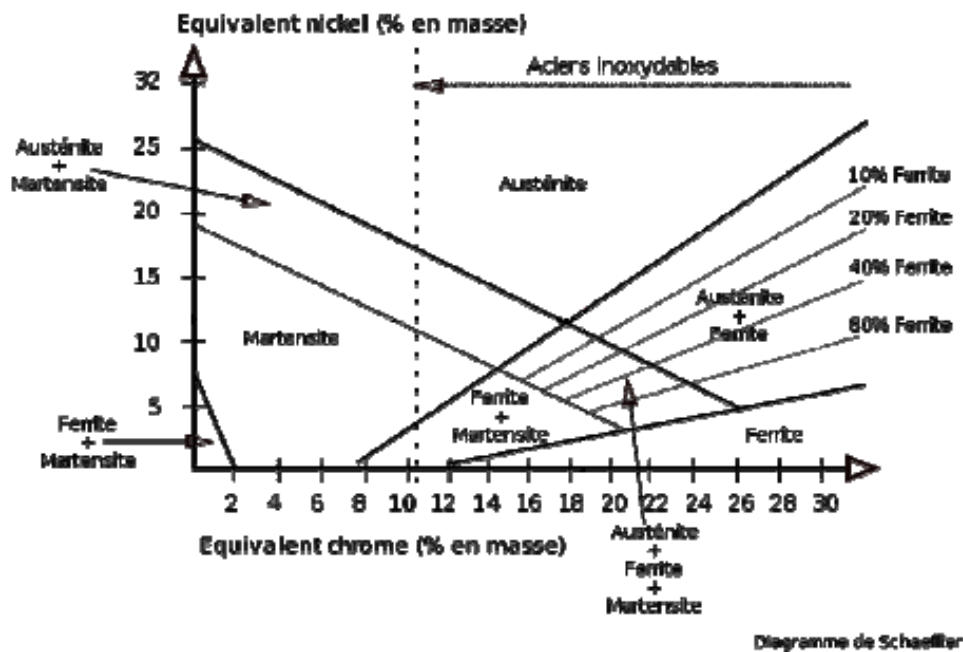


Fig. I.4 : Diagramme de Schaeffler : Equivalent en Nickel / Equivalent en Chrome [17]

I.5. Facteurs influençant la durée de vie en fatigue d'un acier inox austénitique

Plusieurs paramètres peuvent changer les phases d'amorçage et/ou de propagation des fissures de fatigue dans un acier inox austénitique : [24-40]

- La présence d'inclusions,
- La présence d'une seconde phase,

- La nature de la sollicitation cyclique,
- La contrainte moyenne,
- L'état de surface,
- La fréquence,
- La température,
- L'environnement.

I.6 Mécanismes de déformation des aciers inoxydables austénitiques en fatigue oligocyclique

Il existe pour les aciers inox austénitiques et plus généralement pour les matériaux métalliques poly cristallins, trois mécanismes principaux de déformation plastique :

- Le glissement des dislocations
- Le maclage
- La transformation de phase (Transformation martensitique)

I.7 Mécanismes d'endommagement des aciers inoxydables austénitiques en fatigue oligocyclique

La durée de vie en fatigue d'un matériau peut être décomposée en trois étapes successives de point de vue endommagement physique :

- Apparition de modifications microstructurales qui produisent un dommage irréversible,
- Amorçage de microfissures qui coalescent pour former des fissures principales,
- Propagation de la fissure principale jusqu'à la rupture

I.8 Conclusion

Les aciers inoxydables jouent un grand rôle dans la vie quotidienne, l'industrie, mécanique, agroalimentaire, chirurgie, etc. Ce sont des aciers, alliages de fer et de carbone, auxquels on ajoute essentiellement le chrome, qui donne aux aciers inoxydables leur résistance à la corrosion.

Dans ce chapitre nous avons présenté des généralités sur les aciers inoxydables et leurs classifications, les éléments d'additions et leurs rôles sur les propriétés des aciers inoxydables, les facteurs influençant la durée de vie en fatigue d'une structure en acier inoxydables austénitiques et les mécanismes de déformation et d'endommagement.

Chapitre II

**Généralités sur la
dégradation par corrosion et
les bases de la mécanique de
la rupture**

II.1 La dégradation par corrosion

II.1.1 Définition

La corrosion est une dégradation d'un matériau métallique sous l'action de milieux corrosifs (agents atmosphériques ou réactifs chimiques), donc c'est une interaction physico-chimique entre un métal et son environnement provoquant des modifications dans les propriétés du métal et souvent une dégradation fonctionnelle du métal lui-même et du système technique constitué.

Le domaine de la corrosion est bien plus vaste et touche toutes sortes de matériaux (métaux, céramiques, polymères) dans différents environnements (milieu aqueux, atmosphère, hautes températures). Les exemples les plus connus sont les altérations chimiques des métaux à l'air ou dans l'eau, telles la rouille qui apparaît dans le fer et l'acier en atmosphère humide quand aucune action de protection n'a été prévue, aussi la formation de vert-de-gris sur le cuivre et ses alliages.

L'environnement est de l'air humide contenant du CO_2 dissout et parfois du NaCl en suspension (atmosphère côtière). Dans ces conditions, à l'exception des métaux nobles (or, platine, argent), tous les matériaux métalliques ont tendance à se corroder. La pollution de l'atmosphère aggrave les dégâts causés par la corrosion soit dans les centres industriels ou les grandes agglomérations urbaines. [41]

L'étude fondamentale des phénomènes de corrosion repose essentiellement sur l'électrochimie. La science des matériaux englobe l'étude appliquée des phénomènes de corrosion qui comporte à la fois des notions de chimie et de physique (physico-chimique).

La corrosion est un problème industriel important, et au point de vue économique, elle est d'une importance primordiale car le remplacement des équipements et matériel corrodés présente une charge financière très élevée pendant l'arrêt des installations pour effectuer les réparations nécessaires, donc les pertes dues à la corrosion sont souvent considérables.

II.1.2 Importance de l'environnement

Les métaux existent sous forme d'oxyde (minerai) à l'état naturel, donc le rôle de la métallurgie consiste de faire la transformation oxyde au métal (réduction).

Les métaux ont une tendance à retrouver leur état naturel c'est-à-dire l'oxyde.

La stabilité du métal dépend de l'environnement. L'état du métal placé à l'air n'est pas le même que dans de l'eau pure ou l'eau de mer, dans un acide, à haute température dans un climat sec,...

Donc la corrosion dépend du :

- l'environnement (milieu) : la température, la capacité d'oxydation, PH, la solution aqueuse...
- le métal (matériau) : composition chimique, structure et microstructure métallurgique, état de surface, des contraintes appliquées ou résiduelles...

II.1.3 Les catégories de dégradations par corrosion

La corrosion peut se développer suivant différent processus :

II.1.3.1 La corrosion chimique

C'est une réaction chimique entre la surface du matériau et des agents atmosphérique (oxygène, humidité, anhydride carbonique, anhydride sulfureux et d'autres produits provenant de l'industrie) en formant des couches superficielles; donc c'est une transformation des métaux en oxydes sans le passage d'un courant électrique. [42]

II.1.3.2 La corrosion électrochimique

Caractérise la corrosion des métaux au contact d'une solution électrolyte. La conséquence de cette réaction c'est la formation des piles ou des micro- piles, la corrosion de la partie anodique est accompagnée du passage d'un courant dans l'électrolyte, courant qui va de l'anode vers la cathode sur la même partie de la structure métallique.

II.1.3.3 La corrosion biochimique

Appelée corrosion bactérienne, cette forme d'attaque se reconnaît à certaines caractéristiques, selon que les microorganismes agissent sur le procédé de corrosion, elles créent ce que l'on appelle un biofilm.

II.1.3.4 Corrosion accompagnée d'usure

Les résultats de corrosion établissent un dépôt adhérent et continu à la surface du métal, ils ralentissent en général la vitesse de corrosion. La couche peut être éliminée en certains points par usure abrasive ou érosive. Il y a alors accélération de la corrosion parce que la surface du métal est mise à nu. [43]

II.1.4 Etats d'un métal dans un milieu corrosif

Un métal immergé dans une solution aqueuse peut se trouver dans l'un des états suivants :

II.1.4.1 Etat d'immunité

Le métal ne se corrode pas, il est stable. Vis-à-vis de la plupart des solutions aqueuses, excepté certaines solutions complexantes, les métaux nobles que l'on trouve à l'état naturel tels que l'or, le platine, le rhodium, etc. doivent leur résistance à la corrosion à cet état d'immunité que l'on peut toutefois obtenir pour l'ensemble des métaux dans des conditions opératoires particulières.

II.1.4.2 Etat de passivité

La passivité est l'état d'un métal qui étant anode, donc théoriquement actif vis-à-vis d'un milieu, devient passif et se comporte dans ce milieu comme un métal plus noble. Cet état passif est dû à la formation, sur la surface du métal, d'une couche appelé couche passive qui diminue considérablement la vitesse de corrosion. Pour que cette couche puisse isoler efficacement le métal, il faut qu'elle soit imperméable, insoluble et non fragile.

II.1.4.3 Etat d'activité

Le métal est agressé par le milieu environnant ; il se corrode. La corrosion en milieu aqueux se manifeste de diverses façons perceptibles soit par un examen visuel, soit par un examen microscopique des zones endommagées.

II.1.5 Types de corrosion

Les types de corrosion se distinguent suivant l'aspect, le mode d'action du milieu ou les phénomènes physiques concernés.

II.1.5.1 Caractérisation suivant les phénomènes physiques

II.1.5.1.1 Corrosion uniforme

Elle se traduit par la perte quasi uniforme du métal de la surface métallique exposée au milieu corrosif. Le phénomène se caractérise par la vitesse d'attaque, qui se mesure soit en millimètres par an, soit en milligrammes par décimètre carré et par jour, il est indispensable de connaître la durée de l'essai correspondant. (Lorsque le matériau et le milieu sont strictement définis) [41,43].

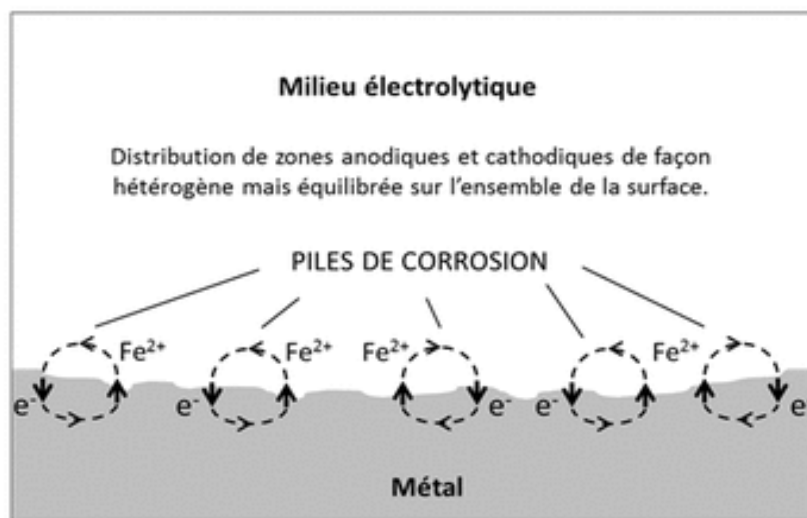


Fig. II.1 : Principe de la corrosion uniforme (exemple pour l'acier au carbone) [44,45]

II.1.5.1.2 La corrosion caverneuse

Elle se produit dans des espaces entre matériaux de même nature, c'est-à-dire à la présence d'une ouverture étroite (joints, interstices, dépôts). Ce phénomène concerne tous les matériaux. Ce processus induit une différence d'accessibilité d'oxygène et/ou d'autres configurations chimiques entre deux fractions d'une structure, engendrant une pile de corrosion [41].

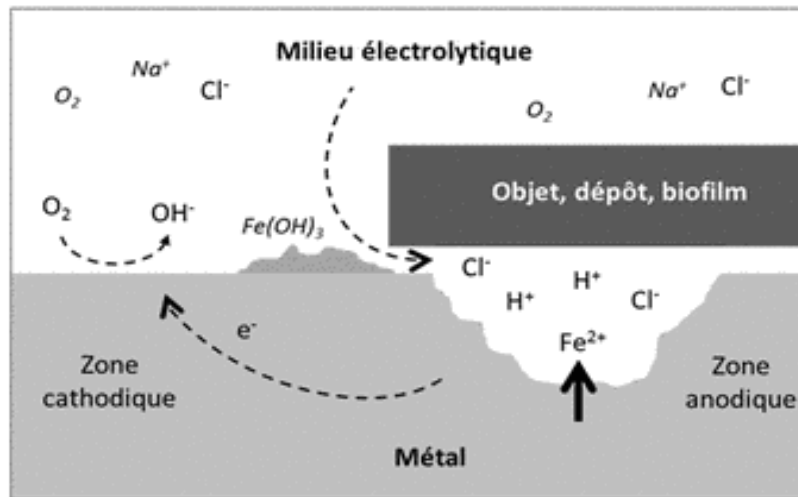


Fig. II.2 : Principe de la corrosion caverneuse [44,45]

II.1.5.1.3 Corrosion par piqûres

Elle se manifeste par de petites piqûres. Elle correspond à une attaque limitée à des zones de très petite surface (environ 1 mm^2) ou de petites cavités sur le métal, elle s'amorce habituellement sur une surface horizontale sur la partie supérieure et se propage verticalement en profondeur. Ce processus concerne une grande diversité de matériaux (aciers, aciers inoxydables, alliages de nickel, de titane, d'aluminium ou de cuivre) ; il se produit souvent en présence de milieux aggravants tels que les chlorures et n'engendre que de faibles pertes de masse, mais peut parfois conduire à des pénétrations rapides [41]. C'est en particulier le cas des tuyauteries enterrées en acier non allié ou des tuyauteries en acier inoxydable en présence d'eau de mer.

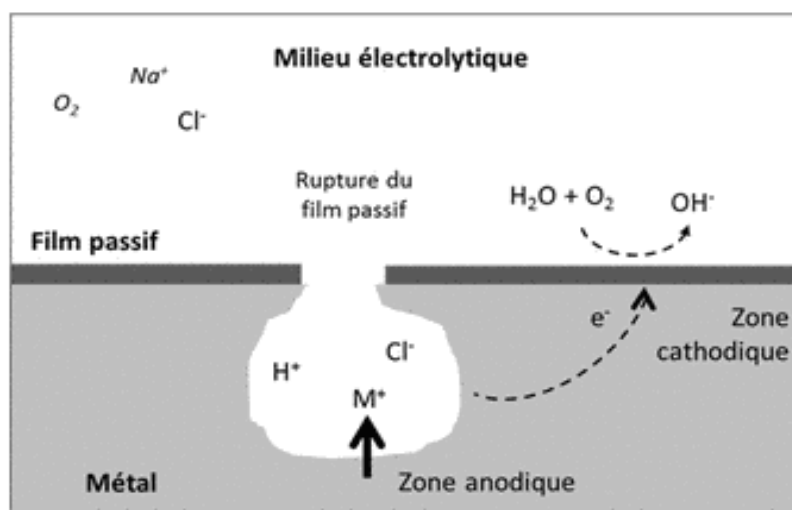


Fig. II.3 : Principe de la corrosion par piqûres [44,45]

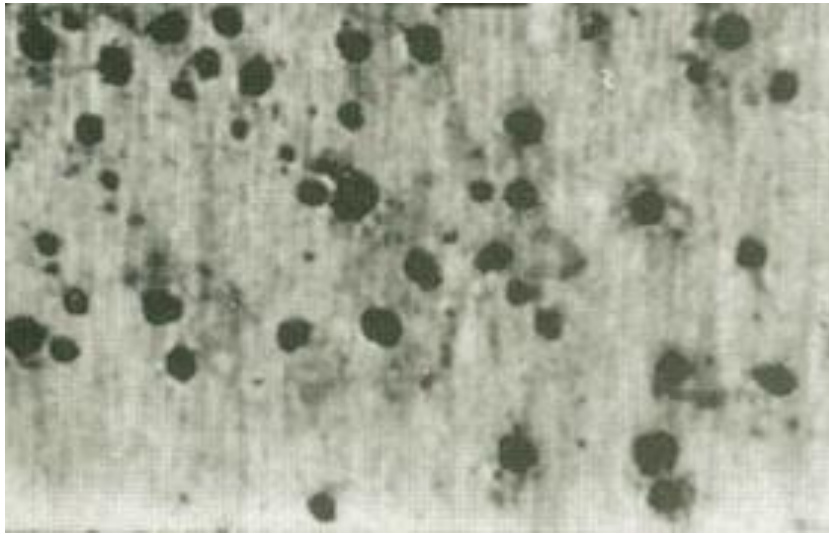


Fig. II.4 : Piqûration d'une plaque d'acier [46]

Si la profondeur des piqûres devient égale à l'épaisseur du tube, la corrosion par piqûres devient catastrophique. Généralement, les conditions de l'attaque se modifiant en fond de piqûre, la corrosion se ralentit et même parfois cesse complètement donc une surépaisseur prévue à l'origine peut alors être une solution valable.

II.1.5.1.4 Corrosion fissurante

C'est la plus dangereuse des formes de corrosion, elle peut passer inaperçue jusqu'à la fuite, ou même la rupture de la tuyauterie. Suivant le positionnement des fissures à l'échelle microscopique, on distingue :

II.1.5.1.4.1 La fissuration inter-granulaire

Les fissures avancent entre les grains, c'est le cas de la corrosion des aciers au chrome – nickel type 18-8 non stabilisés, lorsqu'ils sont soumis à un environnement acide après sensibilisation et sont soumis à une température comprise entre 400 et 900° C, ils deviennent sensibles à la corrosion inter-granulaire, dans des milieux aussi variés que les solutions nitriques chaudes, les solutions sulfuriques, les acides phosphorique, lactique, acétique, l'eau de mer. Il est à noter que les caractéristiques mécaniques sont relativement peu modifiées après sensibilisation, si ce n'est une diminution de la capacité de déformation. Par contre, après corrosion, la résistance de l'acier s'effondre.

II.1.5.1.4.2 La fissuration trans-granulaire

La fissure trans-granulaire caractérisée par des fissures pénétrant les grains, qui se manifeste essentiellement dans les cas de corrosion sous tension. Il s'agit d'un type de corrosion accélérée par l'existence de contraintes dans le métal attaqué. Suivant le type de contraintes, statiques ou dynamiques, on distingue parfois la corrosion sous tension de la corrosion sous fatigue.

II.1.5.1.5 Corrosion inter-granulaire

Est une attaque sélective aux joints de grains ou à leur voisinage immédiat, alors que le reste du matériau n'est pas attaqué. L'alliage se désagrège et perd toutes ses propriétés mécaniques. La cause de ce type de corrosion peut être due soit à la présence d'impuretés dans le joint, soit à l'augmentation (ou l'affaiblissement) locale en l'un des composants.

Cette forme de corrosion dépend de la nature, de la taille et de la distribution des précipités inter-cristallins, mais aussi de l'environnement capable de modifier considérablement la cinétique du processus.

Les aciers inoxydables sont très affectés par ce mode de corrosion qui réduit de façon catastrophique leur résistance mécanique. La désagrégation de ces aciers est due à l'attaque préférentielle des zones appauvries en chrome par précipitation de carbures de chrome aux joints de grains au cours d'opérations thermiques (traitement thermique, soudage, etc.).

On peut éviter la corrosion inter-granulaire par un traitement thermique approprié, qui résolve les composés responsables de l'endommagement du métal. Il est évident que cette opération ne sera efficace que si ces composés ne réapparaissent pas dans les conditions de service [41].

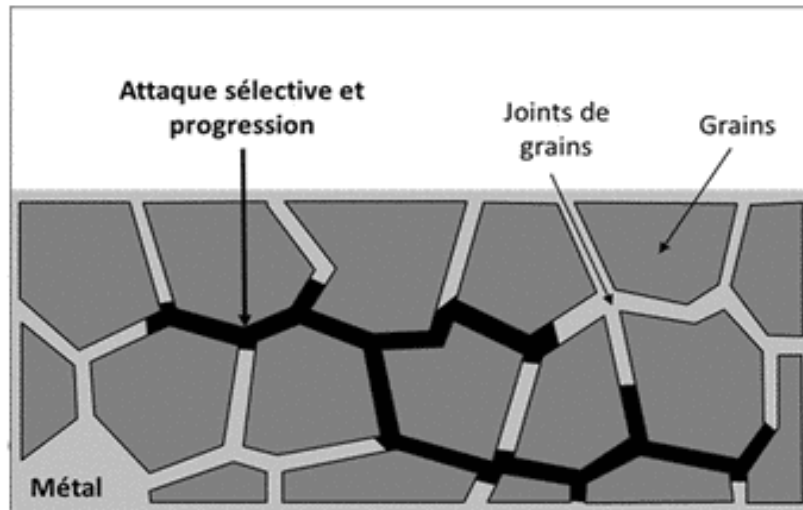


Fig. II.5 : Principe de la corrosion intergranulaire [44, 47,48]

II.1.5.2 Caractérisation suivant le mode d'action du milieu [49]

II.1.5.2.1 Corrosion entre deux métaux différents (galvanique)

Ce type de corrosion comprend l'existence de deux métaux différents reliés entre eux électriquement et baignant dans un liquide conducteur. Cette situation est appelée couplage galvanique.

II.1.5.2.2 Corrosion par frottement

Provoqués par le contact de deux surfaces métalliques en déplacement relatif l'une par rapport à l'autre engendre une détérioration rapide et devenir impropres aux mouvements ultérieurs.

Pour que la corrosion par frottement puisse apparaître, il faut la présence simultanée de :

- une pression de contact entre les deux métaux (des charges de compression);
- vibrations (mouvement relatif répété de deux surfaces en contact) ;
- un glissement entre les deux surfaces (mouvement de frottement continu);
- oxygène (milieu corrosif).

Le phénomène est dû à l'arrachement et à l'oxydation des particules métalliques sous l'effet du frottement et de l'élévation de température qui en résulte. Les résultats sont :

l'augmentation des jeux, le grippage, l'apparition de déformations pouvant pousser des ruptures de fatigue.

L'utilisation d'une huile qui diminuera l'existence d'air peut être une solution pour prévenir ce type de corrosion.

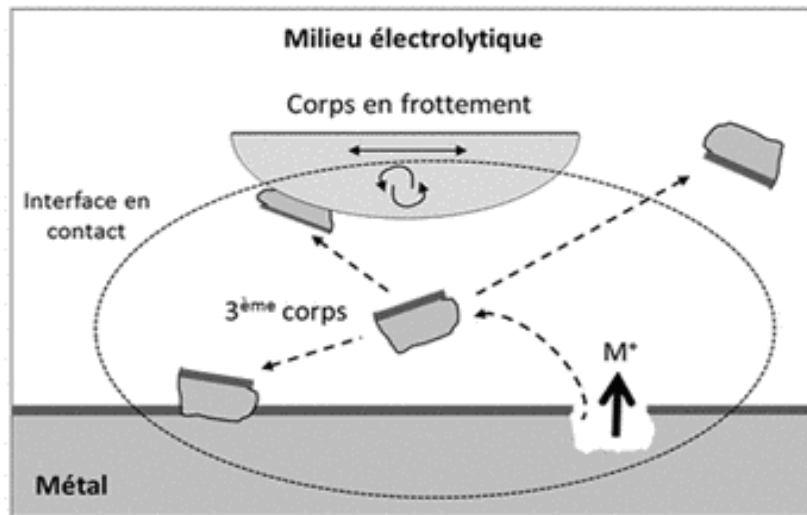


Fig. II.6 : Principe de la Corrosion par frottement [44]

II.1.5.2.3 La fatigue-corrosion

Est un phénomène très semblable à la corrosion sous contrainte, la distinction étant que la sollicitation est alors cyclique. La rupture peut intervenir même si la contrainte appliquée est très inférieure à la résistance mécanique attendue pour l'acier. Les mécanismes évoqués pour rendre compte de la fatigue-corrosion sont les mêmes que ceux présentés pour la corrosion sous contrainte.

II.1.5.2.4 Corrosion sous contrainte (sous tension)

La cause de corrosion sous tension est en général l'action commune de la corrosion et d'une contrainte mécanique, les tensions résiduelles (soudage ou écrouissage). Pour éviter ce type de corrosion il faut faire un traitement de relaxation, ce phénomène touche un grand nombre de matériaux, particulièrement passivables dont la couche protectrice se rompt localement sous l'action des contraintes, entraînant alors une corrosion localisée.

Le résultat de la corrosion sous contrainte est la formation de fissurations initiées par des défauts de surface du métal. Leur propagation est perpendiculaire à la direction de la contrainte

La corrosion sous contrainte est influencée par certains facteurs métallurgiques [50]:

- Composition du métal
- Orientation des grains.
- Composition et répartition des précipités
- Dislocation, traitement thermique.

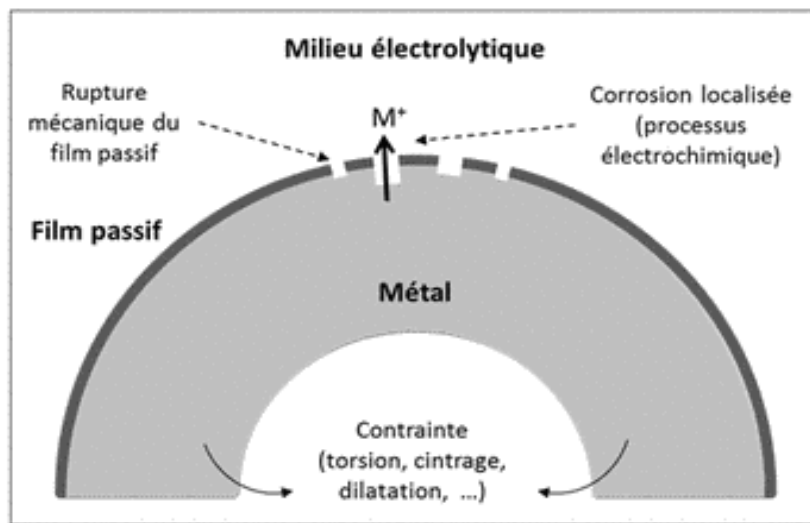


Fig. II.7 : Principe de la corrosion sous contrainte [44]

II.1.5.2.5 Erosion – corrosion

La corrosion forme un dépôt adhérent et continu à la surface de métal, ralentissant en général sa vitesse, le mouvement du liquide lui-même ou bien les particules solides qu'il contient éliminent en certains points de cette couche par abrasion du métal.

La vitesse du mouvement du liquide sur une surface métallique peut provoquer des dégradations ou ruptures très rapides par rapport à celles du fluide immobile, la stagnation des solutions favorise le phénomène de corrosion (type corrosion caverneuse), le déplacement rapide accélère généralement la dissolution du métal, cette forme est appelée **érosion – corrosion** qui affecte les métaux, les alliages, les métaux passivables et les métaux de **faible** dureté.

Les propriétés physico-chimiques du milieu corrosif et la rapidité de reconstitution des couches protectrices sont les facteurs essentiels pour que le métal résiste à cette corrosion.

Pendant la conception des matériels, il faut éviter la création d'obstacles à l'écoulement du liquide, ces obstacles devenant les zones sensibles et fragiles de l'installation comme par exemples : cordons de soudure, coudes à courbure élevée, etc., donc il devient souhaitable d'augmenter les épaisseurs.

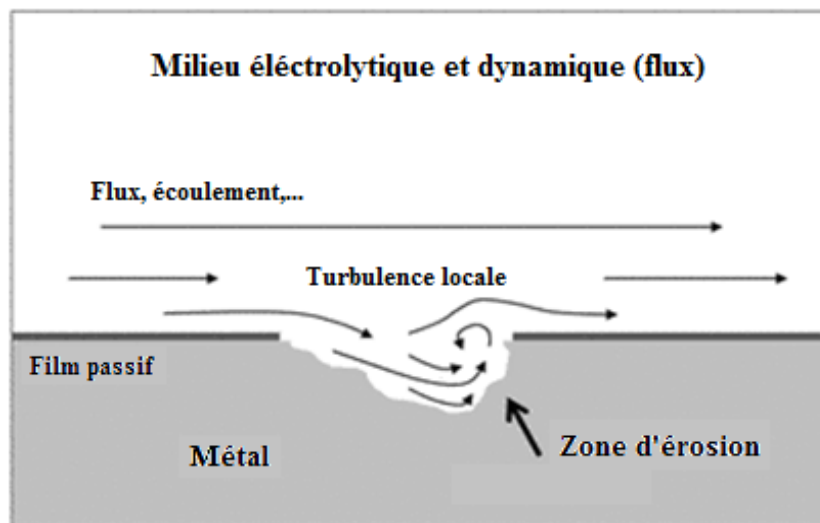


Fig. II.8 : Principe de la corrosion-érosion [47]

II.1.5.2.6 La cavitation – corrosion

La corrosion-cavitation se dérive également de l'action parallèle de la corrosion et de la vitesse de déplacement du liquide. Cette forme de ruine est due à la présence de bulles de vapeur qui se forment dans le liquide (canalisation, écoulement turbulent), l'augmentation locale de la vitesse du liquide ou la pression statique devient inférieure à la tension de vapeur du liquide a pour effet un violent martèlement (onde de choc) de la surface métallique et de détruire les couches protectrices.

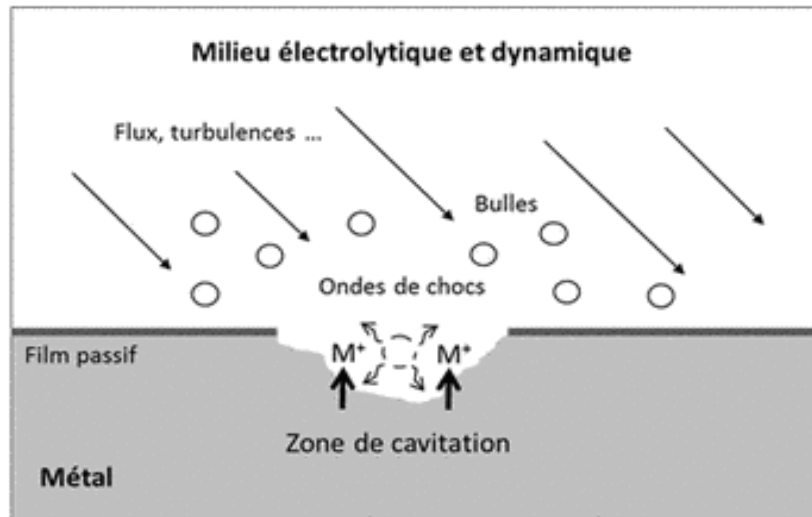


Fig. II.9 : Principe de la corrosion-cavitation [45]

II.1.5.3 Caractérisation suivant les aspects concernés

On distingue :

- la corrosion électrochimique ;
- la corrosion chimique ;
- la corrosion sèche.

II.1.5.3.1 La corrosion électrochimique

Caractérise la corrosion des métaux et alliages au contact d'une solution contenant un électrolyte dissous, chaque fois qu'il y a :

- hétérogénéité dans l'un des constituants (métal-réactif)
- teneur en oxygène différente entre deux points du milieu
- concentration variable des solutions

on aura une circulation ou passage d'un courant de l'anode aggravé par la corrosion vers la cathode c'est-à-dire formation des piles

II.1.5.3.2 La corrosion chimique

Elle consiste généralement en la transformation des métaux en oxydes en formant des couches superficielles causée par les agents atmosphériques (oxygène, humidité, anhydride

carbonique, anhydride sulfureux et d'autres produits provenant de l'industrie) ; La corrosion chimique ne fait pas intervenir le passage d'un courant électrique.

II.1.5.3.3 La corrosion sèche

Corrosion sèche, lorsque les agents oxydants ne sont pas en solution, c'est l'action de l'oxygène sur un métal.

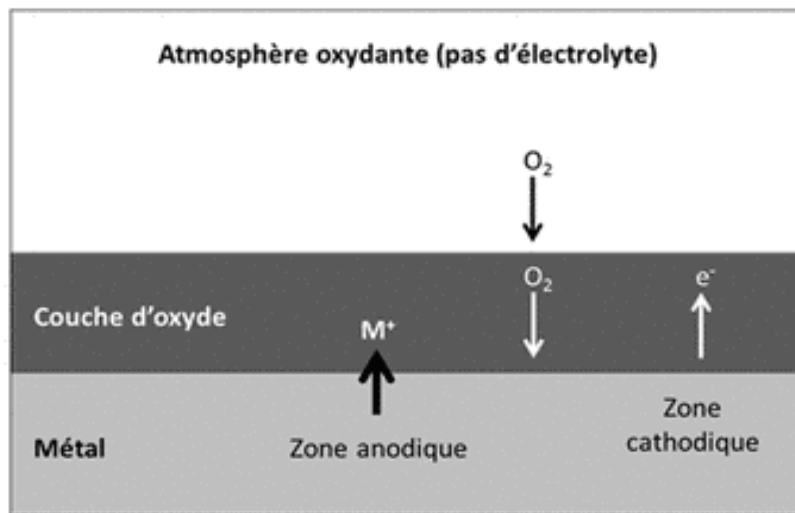


Fig. II.10 : Principe de la corrosion sèche [47]

II.1.6 Classification du degré de résistance à la corrosion des matériaux métalliques

Vitesse de corrosion (mm/an)	Résistance à la corrosion	
< 0.05	Très résistant	TB
< 0.5	Résistant	B
0.5 à 1.0	Peu résistant	AB
> 1.0	Non résistant	M

Tableau. II.1 : Classification du degré de résistance à la corrosion des matériaux métalliques [51]

II.1.7 Les facteurs de la corrosion

Les phénomènes de corrosion d'un matériau en service dépendent de plusieurs facteurs qui peuvent être classés en quatre groupes principaux tels que les :

II.1.7.1 Facteurs définissant les modes d'attaque (composition chimique de l'environnement)

- Concentration du réactif
- pH du milieu
- Teneur en oxygène (O₂)
- Additions d'inhibiteurs
- Température
- Pression

II.1.7.2 Facteurs métallurgiques (Composition chimique et microstructure du matériau)

- Composition de l'alliage
- Procédé d'élaboration
- Additions protectrices
- Traitement thermique
- Traitements mécaniques
- Impuretés

II.1.7.3 Facteurs définissant les conditions et les modes d'emploi

- Formes des pièces (dimension)
- Etat de surfaces
- Sollicitations mécaniques
- Emploi d'inhibiteurs
- Procédés d'assemblage

II.1.7.4 Facteurs dépendant du temps

- Vieillissement
- Température
- Tensions mécaniques
- Modification des revêtements protecteurs

II.2 Les bases de la mécanique de la rupture

II.2.1 Introduction

L'homme a rencontré beaucoup de problèmes de nature rupture depuis longtemps dans sa vie quotidienne.

La mécanique de la rupture est une discipline qui s'intéresse à toute étude qui utilise les paramètres usuels de la mécanique à partir d'une discontinuité existante : *fissure ou défaut*, permet aussi d'envisager, en fonction des dimensions d'une fissure et de l'état de chargement, la vitesse de propagation de la fissure à partir de laquelle cette fissure peut entraîner une rupture violente de la structure.

La présence des défauts et des discontinuités modifie le champs des contraintes et des déformations et l'homogénéisation du milieu n'aurait plus de sens en calcul des structures.

L'emploi et le développement des méthodes numériques, a permis de résoudre beaucoup de problèmes dans le domaine de la mécanique de la rupture par simulation numérique, car il existe une multitude de codes de calcul qui permettent de simuler l'évolution des fissures, sous des sollicitations et des chargements complexes.

L'objectif de la mécanique de la rupture est de caractériser le comportement à la fissuration des structures à l'aide de paramètres quantifiables, notamment le champ de contraintes, la taille de la fissure et la résistance à la fissuration du matériau.

Toute structure contient des défauts introduits soient lors de l'élaboration du matériau ou lors de la fabrication de la pièce, ces défauts doivent être pris en compte car ils conditionnent la fiabilité de la structure et sa durée de vie.

II.2.2 Les premiers travaux en mécanique linéaire de la rupture

La mécanique de la rupture a été introduite par l'ingénieur anglais Alan Arnold Griffith(1893-1963) [52] qui a établi une relation directe entre la taille du défaut et la contrainte de rupture vers 1920.

Les premiers développements théoriques d'analyse des champs de déplacements, déformations et contraintes au voisinage d'une fissure ont été entrepris par Westergaard vers 1940 et par Sneddon en 1946, L'extension de la discipline a été amorcée par George R. Irwin(1907-1998) vers 1960 [53], il a défini la force d'extension de fissure G en 1948, en 1954, Irwin et Kies [54] ont attribué à la grandeur $K = \sqrt{EG}$ K première lettre du nom de Kies le technicien d'Irwin.

II.2.3. Les premiers critères en mécanique élastoplastique de la rupture

Depuis l'année 1960 à 1970, le développement de la mécanique de la rupture s'étend aux problèmes non linéaires, on assista à l'apparition d'un nombre très important de critères de rupture du domaine élastoplastique que l'on peut classer dans le Tableau. II.2. Certains de ces critères sont encore largement utilisés dans les codes de construction.

<i>Type de critère Locale/Globale</i>	<i>Paramètre de critère</i>	<i>Auteurs</i>	<i>Année</i>
Contrainte Globale	Facteur d'intensité de contraintes critique	Irwin et Kies [54]	1954
Déformation Locale	Ecartement critique de fissure δ_c	Wells [55]	1963
Energie Locale	Densité d'énergie de déformation critique W_c^*	Guillemot [56]	1965
Energie Globale	Intégrale J	Rice [57] Cherepanov [58]	1968
Déformation Globale	Facteur de ductilité à l'entaille	Randall et Merkle [59]	1972
Contrainte Locale	Contrainte critique de clivage σ_c^* + distance caractéristique X_c	Richie, Knott et Rice [60]	1973
Interpolation Globale	Méthode des deux paramètres	Dowling et Townley [61]	1974

Tableau. II.2 : Classification des critères en mécanique élastoplastique de la rupture

II.2.4 Modes de rupture (d'ouverture)

La fissuration s'exprime par la séparation irréversible d'un milieu continu en deux parties appelées lèvres de fissure. Cette séparation se caractérise par une discontinuité au sens des déplacements.

Dans les pièces comportant des fissures planes, les mouvements possibles des surfaces de discontinuité ont été classés en trois modes indépendants, noté I, II et III.

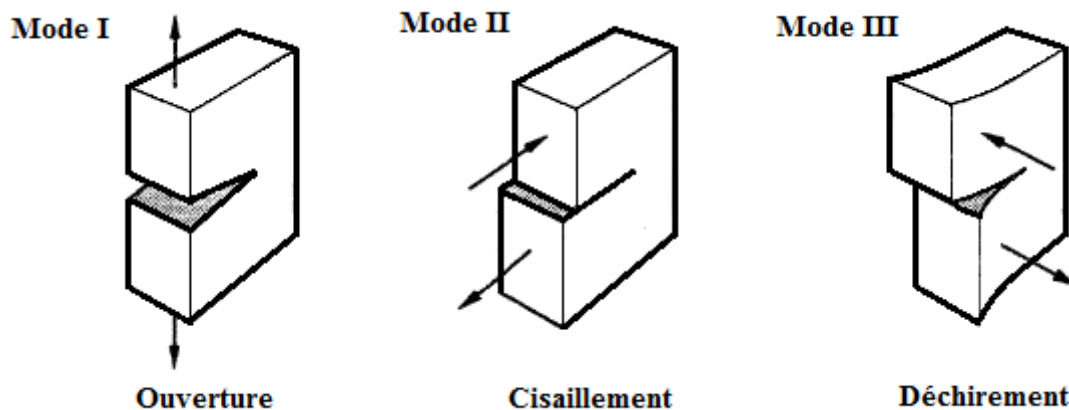


Fig. II.11 : Modes de mouvements

- **Mode I** : mode d'ouverture, est considéré comme étant le plus important et dangereux en mécanique de la rupture en raison de l'ouverture par traction qui favorise l'initiation et la propagation des fissures.
les surfaces de la fissure se déplacent perpendiculairement l'une par rapport à l'autre, c'est le mode par ouverture.
- **Mode II** : les surfaces de la fissure se déplacent dans le même plan, et dans une direction perpendiculaire au front de fissure. Il est appelé aussi mode par glissement droit.
- **Mode III** : les surfaces de la fissure se déplacent dans le même plan et dans une direction parallèle au front de fissure, c'est le mode de glissement vis.

Les modes II et III, correspondent aux glissements parallèles au plan tangent de la fissure. La première direction de glissement (II) étant normale au front de la fissure et la seconde direction de glissement (III) parallèle.

Pour tous les matériaux courants, la mécanique de la rupture permet de distinguer schématiquement, dans un milieu fissuré, trois zones successives [62]

(1) Une **zone d'élaboration**, qui se trouve autour de la pointe de la fissure et dans le sillage laissé par la fissure au cours de sa propagation. L'étude de cette zone est très complexe, à cause de gradients importants de contraintes et déformations qui ont fortement endommagé le matériau et aussi la discontinuité des processus physiques de la rupture dans cette zone rend son étude très difficile. La théorie classique de la mécanique de la rupture réduit cette zone à un point pour les problèmes plans et à une courbe pour les problèmes tridimensionnels. Toute analyse de la rupture par une modélisation continue dans cette zone ne peut donc être qu'approximative.

(2) Une **zone de singularité** dans laquelle les champs mécaniques (déplacements, déformations et contraintes) sont continus et s'expriment par une formulation indépendante de la géométrie lointaine de la structure. Dans cette zone, la dimension de la singularité du champ des contraintes est en $1/\sqrt{r}$ en milieu élastique linéaire (r étant compris entre un rayon dit plastique, en dessous duquel les contraintes dépasseraient σ_e (limite d'élasticité) et un rayon au-dessous duquel l'analyse mathématique deviendrait incorrecte).

(3) Une **zone extérieure (lointaine)**, se situe au-delà des deux précédentes, considérée comme non perturbée par la singularité, comprenant les champs mécaniques lointains se raccordant d'une part, à la zone singulière, et d'autre part, aux conditions aux limites du chargement.

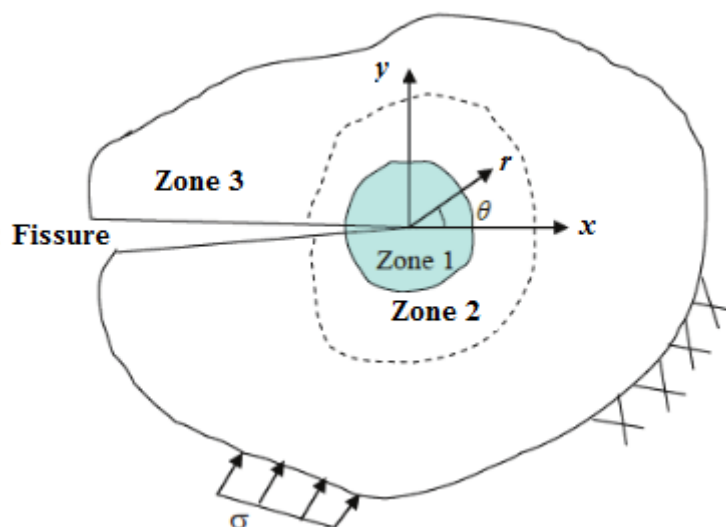


Fig. II.12 : Description du milieu fissuré [62]

Le domaine d'application de la mécanique de la rupture se porte sur le comportement du matériau et l'intensité du chargement appliqué, donc:

- Si la plasticité reste très confinée dans la zone où la singularité est dominante, le matériau peut être traité comme élastique partout : il s'agit de la mécanique de la rupture linéaire, décrite par Irwin [53]
- Si le milieu est globalement plastique ou viscoplastique, l'étude entre dans le domaine de la mécanique de la rupture non linéaire, ou de l'approche locale.

Donc il y a deux types d'approche par la mécanique de la rupture :

- Approche locale, ou des forces internes, caractérisée par l'étude des champs de contrainte et de déformation du voisinage du fond de fissure.
- Approche globale, ou des forces externes, caractérisée par l'étude du comportement global de la structure fissurée sur le plan énergétique.

II.2.5 Approche locale et facteurs d'intensité de contraintes

L'approche consiste à résoudre directement les équations fondamentales de la mécanique des milieux continus en tenant compte de la discontinuité géométrique occasionnée par la fissure.

L'analyse est fondée dans le cadre de la mécanique de la rupture sur l'hypothèse si le matériau a un comportement isotrope et élastique linéaire (les zones 2 et 3 de la figure (II.12) sont supposées élastiques) et des petites déformations il est possible de déterminer les expressions des champs de déformation et contrainte aux alentours de la pointe de la fissure.

On considère un système de repère polaire, tel que celui de la Figure (II.13), avec une origine placée en pointe de la fissure, Westergaard [63], Irwin [53], Sneddon [64] et Williams [65] ont démontré l'écriture de l'état de contrainte suivant l'équation (II.1) :

$$\sigma_{ij} = \left(\frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \right) f_{ij}(\theta) + \text{autres termes} \quad , \quad \text{(II-1)}$$

Où :

σ_{ij} est le tenseur des contraintes ;

r et θ sont les coordonnées du système de repère polaire ;

K est le facteur d'intensité des contraintes ;

f_{ij} est une fonction adimensionnelle, dépendant du mode de chargement et de la géométrie de la pièce.

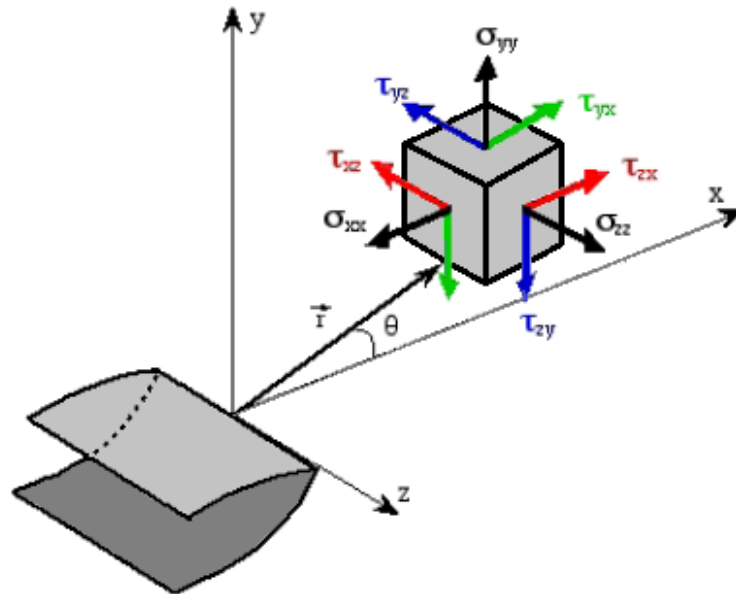


Fig. II.13 : Définition du système de repère avec origine en pointe de fissure

Quand r tend vers 0, on approche de la pointe de la fissure, le premier terme de (II.1) tend vers l'infini et les autres termes restent constants ou tendent à s'annuler. Alors l'équation décrit une singularité de la forme $1/\sqrt{r}$.

L'état des contraintes aux alentours de la pointe de la fissure, quel que soit le type de chargement est toujours décrit par (II.1).

Pour définir un facteur décrivant l'importance et la tendance du champ de contrainte obtenue par application d'une charge sur une pièce fissurée, G.R. Irwin (1957, 1958) a calculé les contraintes et les déplacements au voisinage du fond de fissure. En considérant les modes I et II, les contraintes et les déplacements ne varient que dans le plan. Le calcul peut se simplifier entre les deux mécanismes : déformation plane ou contrainte plane. Les contraintes et les déplacements sont exprimées par les formules ci-après :

$$\text{Mode I} \left\{ \begin{array}{l} \sigma_{11} = \frac{KI}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2}\right) \\ \sigma_{22} = \frac{KI}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2}\right) \\ \sigma_{33} = \frac{KI}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \end{array} \right. \left\{ \begin{array}{l} u_1 = \frac{KI(1+\nu)}{E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos \frac{\theta}{2} (k - \cos\theta) \\ u_2 = \frac{KI(1+\nu)}{E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin \frac{\theta}{2} (k - \cos\theta) \end{array} \right. , \quad (\text{II-2})$$

$$\text{Mode II} \left\{ \begin{array}{l} \sigma_{11} = -\frac{KII}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \left(2 + \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2}\right) \\ \sigma_{22} = \frac{KII}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \\ \sigma_{33} = \frac{KII}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2}\right) \end{array} \right. \left\{ \begin{array}{l} u_1 = \frac{KII(1+\nu)}{E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin \frac{\theta}{2} (k + 2 + \cos\theta) \\ u_2 = \frac{KII(1+\nu)}{E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos \frac{\theta}{2} (k - 2 + \cos\theta) \end{array} \right.$$

Différant des deux modes précédents, le fonctionnement du mode III est extérieur au plan.
Le calcul est fait autrement.

$$\text{Mode III} \left\{ \begin{array}{l} \sigma_{11} = \sigma_{22} = \sigma_{33} = \sigma_{12} = 0 \\ \sigma_{23} = \frac{KIII}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \\ \sigma_{31} = -\frac{KIII}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \end{array} \right. \left\{ \begin{array}{l} u_1 = u_2 = 0 \\ u_3 = \frac{4KIII(1+\nu)}{E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin \frac{\theta}{2} \end{array} \right. , \quad (\text{II-3})$$

Dans les formules précédentes :

r : est le rayon,

θ : l'angle polaire,

ν : le coefficient de Poisson,

E : le module d'Young,

et le coefficient k vaut $3-4\nu$ en déformation plane et $(3-\nu)/(1+\nu)$ en contrainte plane.

Les constantes KI , KII et $KIII$ qui dépendent de la géométrie de la fissure et de la répartition des efforts extérieurs s'appellent "*facteurs d'intensité de contraintes*".

La formulation de l'état des contraintes implique une singularité dans le prolongement de la fissure. Il s'agit d'une règle générale importante de la mécanique de la rupture, selon laquelle les contraintes autour du fond de fissure varient en suivant une relation de la forme: $\sigma = K/\sqrt{r}$ et tendent vers l'infini lorsque r tend vers zéro. Au-delà de la singularité, certaines composantes du déplacement sont nulles et la discontinuité des autres est déterminée à partir des formules avec $\theta = \pm\pi$

$$\begin{aligned}
 \text{Mode I} \quad \delta u_2 &= u_2(\pi) - u_2(-\pi) = \frac{2KI(1+\nu)}{E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} (k+1) \\
 \text{Mode II} \quad \delta u_1 &= u_1(\pi) - u_1(-\pi) = \frac{2KII(1+\nu)}{E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} (k+1) \quad , \\
 \text{Mode III} \quad \delta u_3 &= u_3(\pi) - u_3(-\pi) = \frac{8KIII(1+\nu)}{E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}}
 \end{aligned}
 \tag{II-4}$$

Toujours dans le cadre de la mécanique linéaire de la rupture, les facteurs d'intensité de contraintes sont les seuls paramètres significatifs qui déterminent les états de contraintes et de déformations en toute pointe de la fissure. Ils sont proportionnels aux discontinuités des déplacements des lèvres de la fissure.

En mode I d'ouverture, la relation entre la contrainte σ et le facteur d'intensité de contraintes KI est la suivante :

$$KI = Y \cdot \sigma \sqrt{\pi \cdot a} \quad , \tag{II-5}$$

Où Y est un facteur géométrique ou coefficient de forme, fonction de la géométrie et de la taille de la fissure a .

II.2.6 Approche globale et taux de restitution d'énergie

L'approche consiste à étudier le bilan des énergies mises en jeu dans le processus d'accroissement de fissure. En appliquant le premier principe de la thermodynamique à un solide fissuré élastique, dans l'hypothèse des petites perturbations, on a :

$$\dot{E} + \dot{K} = P_{\text{ext}} + Q - 2\gamma\dot{A} \quad , \tag{II-6}$$

Où \dot{E} est l'énergie interne, \dot{K} l'énergie cinétique, Q le taux de chaleur reçue dans le domaine considéré, A la surface de la fissure et P_{ext} la puissance des efforts extérieurs s'écrit (en

l'absence d'efforts de volume) $P_{\text{ext}} = \int_S \mathbf{T} \cdot \dot{\mathbf{u}} \, dS$ avec une densité surfacique de forces \mathbf{T} . Le terme $-2\gamma\dot{A}$ représente l'évolution de la frontière du volume (la fissure fait partie de la frontière S du solide). $2\gamma\dot{A}$ est ainsi la puissance dissipée dans le mécanisme de décohésion, γ étant une constante caractéristique du matériau. La variation d'énergie interne s'exprime par $\dot{E} = \dot{W}_e + Q = \int_D \boldsymbol{\sigma} : \dot{\boldsymbol{\epsilon}} \, dV + Q$ ou \dot{W}_e est appelée énergie de déformation. Le premier principe devient donc :

$$\dot{W}_e + \dot{K} = \int_S \mathbf{T} \cdot \dot{\mathbf{u}} \, dS - 2\gamma\dot{A} \quad , \quad (\text{II-7})$$

La condition de stabilité du processus est que l'énergie cinétique ne s'accroisse pas :

$$\dot{K} = \int_S \mathbf{T} \cdot \dot{\mathbf{u}} \, dS - \dot{W}_e - 2\gamma\dot{A} \leq 0 \quad , \quad (\text{II-8})$$

En considérant A comme seule variable de ce bilan global, cela revient à écrire :

$$\dot{K} = \left(\int_S \mathbf{T} \cdot \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial A} \, dS - \frac{\partial W_e}{\partial A} - 2\gamma \right) \dot{A} \leq 0 \quad , \quad (\text{II-9})$$

d'où (avec $A > 0$)

$$\int_S \mathbf{T} \cdot \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial A} \, dS - \frac{\partial W_e}{\partial A} \leq 2\gamma \quad , \quad (\text{II-10})$$

La quantité de la partie gauche de l'inégalité (II.10), représentant l'énergie disponible lors d'un accroissement de fissure, est par définition le taux de restitution d'énergie G :

$$G = \int_S \mathbf{T} \cdot \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial A} \, dS - \frac{\partial W_e}{\partial A} \quad , \quad (\text{II-11})$$

La condition de rupture par instabilité des milieux élastiques fragiles de Griffith (1920) est alors :

$$G > 2\gamma \quad , \quad (\text{II-12})$$

Lorsque $G = 2\gamma$ on peut dire que la rupture est "contrôlée", l'énergie cinétique n'augmentant plus.

La propagation de fissure est un phénomène dissipateur d'énergie. Dans la théorie de Griffith, l'énergie consommée est la différence entre l'état énergétique du système avant et après fissuration.

Cette énergie peut s'assimiler à une énergie de surface, et Griffith a postulé que c'était une caractéristique intrinsèque du matériau [66].

Le taux de restitution d'énergie noté G , représente l'énergie nécessaire pour faire progresser la fissure d'une longueur unité. Elle correspond à la décroissance de l'énergie potentielle totale W_p pour passer d'une configuration initiale avec une longueur de fissure a , à une autre où la fissure s'est propagée d'une longueur da :

$$\begin{cases} G = -\frac{\partial W_p}{\partial A} \\ W_p = W_e + W_{\text{ext}} \end{cases}, \quad \text{(II-13)}$$

avec

$$\begin{cases} W_e = \int_{\Omega} \sigma \, d\varepsilon \\ W_{\text{ext}} = \int_{\Omega} f u \end{cases}$$

Où W_e représente l'énergie de déformation élastique, W_{ext} l'énergie potentielle des forces extérieures f , et ∂A l'incrément de surface correspondant à l'extension de la fissure.

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

$$G = \frac{(K_I^2 + K_{II}^2)}{E'} + \frac{K_{III}^2}{2\mu} \quad \text{ou} \quad \begin{cases} E' = E & \text{en contrainte planes} \\ E' = \frac{E}{1-\nu^2} & \text{en déformation planes} \\ \mu = \frac{E}{2(1+\nu)} & \text{est le module de cisaillement} \end{cases}, \quad (\text{II-14})$$

Ou E est le module d'Young et ν le coefficient de Poisson [66]

Il est également possible de relier G à la complaisance C de la structure par :

$$G = \frac{P^2}{2} \cdot \frac{\partial C}{\partial A}, \quad (\text{II-15})$$

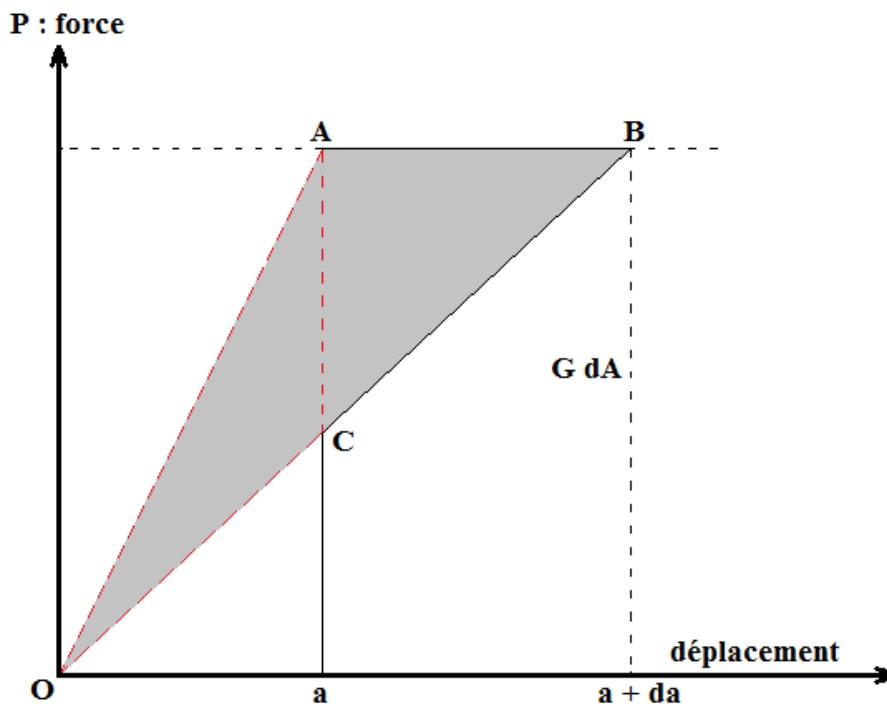


Fig. II.14 : Relation entre G et la Complaisance de la structure

Sur la courbe Force-Déplacement ci-contre, OA correspond à une fissure de longueur a, et OB à une fissure de longueur a+da, G représente l'aire située dans le triangle OAB pour un essai effectué à charge imposée ou dans le triangle OAC pour un pilotage en déplacement imposé [66].

II.2.7. Intégrale de contour J

L'intégrale J, introduite par Rice, est définie par la relation (II-16), avec les notions de la figure.

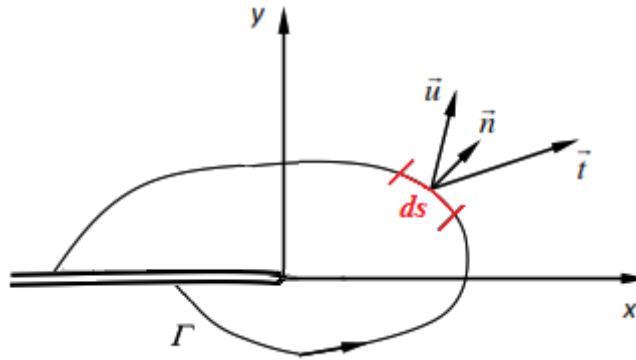


Fig. II.15 : Intégrale J de contour

$$J = \int_{\Gamma} W dx_2 - \vec{t} \frac{d\vec{u}}{dx_1} ds \quad , \quad (\text{II-16})$$

Γ : est un chemin dans le plan autour de l'extrémité de la fissure.

\vec{t} : est le vecteur traction en un point du contour.

$$\vec{t} = \sigma_{ij} \vec{n}_j \quad , \quad (\text{II-17})$$

\vec{u} : est le vecteur déplacement en un point du contour.

ds : est un élément d'arc de Γ

W : est la densité d'énergie de déformation, définie par :

$$W(\varepsilon) = \int_0^{\varepsilon} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \quad , \quad (\text{II-18})$$

Où ε_{ij} : est le tenseur des déformations définie en chaque point du plan

L'intégrale J est indépendante du contour Γ choisi. De plus, dans le cas d'un comportement linéaire élastique, elle est identique à $\zeta_1 = \sigma_{\varepsilon} \delta$

On a donc les relations (II-19)

$$J = \frac{K_I^2}{E} \quad , \quad (\text{II-19a})$$

$$J = \frac{1-\nu^2}{E} K_I^2 \quad , \quad (\text{II-19b})$$

Dans le cas d'une forte déformation plastique, J n'est plus tout à fait égale ζ_1 qui ne contient pas l'accroissement d'énergie de plastification lors de la propagation de la fissure. Cependant, l'intégrale J reste indépendante du contour choisi et de la géométrie de l'éprouvette.

La mesure de J se fait par la méthode de la complaisance, selon la technique présentée par Begley et Landes, et qui est fondée sur le fait que, sous un déplacement imposé d , J est égale à la variation de l'énergie de déformation élastique U par unité d'épaisseur B :

$$J = -\frac{1}{B} \frac{dU}{da} \quad , \quad (\text{II-20})$$

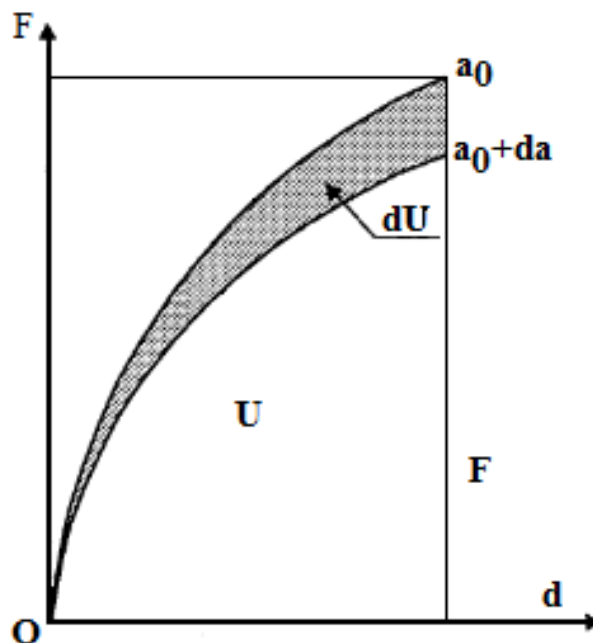


Fig. II.16 : La variation de l'énergie de déformation élastique

La technique de la méthode de la complaisance peut se résumer comme suit :

1- Obtention des courbes F-d pour plusieurs éprouvettes identiques mais de longueurs de fissure différents (a_1, a_2, \dots).

2- Calcul de l'énergie de déformation U pour chaque longueur de fissure a_i et plusieurs déplacement d_i , Ainsi peut être obtenu un diagramme donnant U en fonction de a pour chaque valeur de d

L'énergie U est normalisée par division par l'épaisseur de l'éprouvette B. d'après (II-20), l'intégrale J n'est autre que la pente de chacune des courbes ainsi obtenues.

On trace alors le diagramme des variations de J par la méthode de la complaisance.

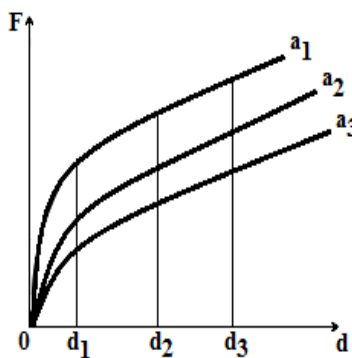


Fig. II.17a Famille de courbes F-d pour des fissures de différentes longueurs, a_1, a_2, a_3

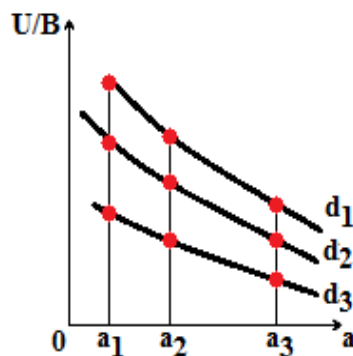


Fig. II.17b Energie de déformation spécifique en fonction de a à d constant



Fig. II.17c Variation de J en fonction du déplacement imposé d, pour des fissures de différentes longueurs, $a_1, a_2, a_3 \dots$

Fig. II.17 : Principe de la détermination expérimentale de J par la méthode de la complaisance a-b-c

Les courbes de la figure II.17b sont sensiblement des droites. On peut souvent se contenter d'un lissage linéaire, de sorte que la variation de J en fonction de d représentée par une courbe unique et la valeur critique J_{Ic} ne dépend pas de a [67].

II.3 Conclusion

Plusieurs sont les définitions du terme corrosion que l'on peut rencontrer, la corrosion est définie selon la norme ISO 8044, est une interaction physico-chimique entre un métal et l'environnement où il se trouve.

La mécanique de la rupture est un élément essentiel dans les processus de dimensionnement en mécanique. La détermination de la durée de vie en propagation de fissure permet de définir des plans d'inspection pour des pièces portant des défauts liés au mode de fabrication, au matériau lui-même, aux chargements supportés durant le cycle de vie d'une structure mécanique. La mécanique linéaire de la rupture permet de répondre à la plupart des problématiques rencontrées et des modélisations et des simulations numériques permettent de prendre en compte de manière plus réaliste ces problèmes.

Dans ce chapitre nous avons présenté les problèmes relatives à la dégradation par corrosion d'une structure mécanique, notamment l'importance de l'environnement, les types et le processus de développement de la corrosion des matériaux, les facteurs dont dépend la corrosion, aussi nous avons traité la mécanique des matériaux en exposant les travaux en mécanique linéaire, les critères élastoplastique de la rupture et les modes de ruptures, les approches locale et globale, le taux de restitution d'énergie et en fin on a présenté l'intégrale de contour J.

Chapitre III

**Des notions générales sur la
fiabilité et description
générale du modèle de la
fiabilité des tuyauteries**

III.1 Des notions générales sur la fiabilité

III.1.1 Introduction

Les phénomènes de rupture des tuyauteries, des réservoirs et d'enceintes peuvent conduire à des conséquences habituellement graves, pour éviter ces conséquences il faut prendre en considération des marges, des facteurs de sécurité et les paramètres influents étudiés à l'aide d'une méthodologie uniquement déterministe, cette méthode 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 aléatoires et, à partir d'une équation physique de défaillance dont les variables sont probabilisées, on calcule la probabilité de défaillance. Il existe de nombreuses applications industrielles comme optimisation de la maintenance et des inspections, calcul de durée de vie résiduelle, etc.

Les deux des conditions essentielles d'application de l'analyse de fiabilité des structures sont le retour d'expérience et la compréhension des cinétiques de dégradation [10-13, 49, 68].

III.1.2 Un bref historique

Les concepts de probabilité associés aux risques sont employés depuis long temps. Pierre-Simon, Marquis de Laplace (1749-1827), a publié une recherche mathématique appliquée à ces concepts.

Dans les années 1940, s'est produit le développement de la théorie mathématique qui a une relation directe avec l'analyse de fiabilité. Robert Lusser a développé une équation associée à la fiabilité d'un système en série [69]. A la même époque sont apparues les premières tentatives de chercher une amélioration de la qualité de fonctionnement des systèmes allié à la manutention préventive. Cela fut à travers l'amélioration de projets, l'amélioration d'équipements et d'instruments de mesure et l'utilisation de matériel plus résistant.

Avec le démarrage de l'industrie aérospatiale et électronique, accompagné de l'établissement de l'industrie nucléaire, dans les années 1950, une grande avancée dans le développement de méthodologies de calcul et des applications de fiabilité a été vérifiée. A ce moment-là, les analystes ont reconnu la nécessité d'application de l'analyse de fiabilité, principalement dans la phase de projet, contrairement à la façon d'élaborer les projets, c'est à-

dire, concentration de ressources pour la manutention après la vérification de présence de défaillances.

A partir de 1960, le développement des techniques d'analyse de nature théorique et expérimentale initiées dans la décennie de 1950 ont continué leurs avancées, notamment la théorie d'analyse d'arbre de défaillances. Cette époque marque l'établissement des bases de l'analyse de fiabilité appliquée à des systèmes mécaniques. Les premiers travaux ont été basés sur les modèles d'efforts et de résistance.

Dans la décennie des années 1970, l'analyse de fiabilité est consolidée dans divers secteurs, principalement dans le nucléaire. Apparaissent aussi les premiers modèles d'analyse de fiabilité mises en œuvre avec des outils informatiques.

Finalement, à partir du début de 1980, les pays détenteurs de technologie de pointe mettent en œuvre définitivement les techniques d'analyse de fiabilité dans les divers secteurs de l'ingénierie.

III.1.3 Définitions

La considération des incertitudes des paramètres de conception a conduit Freudenthal (1956) à créer le concept de projet basé sur le risque, qui constitue la base d'analyse de fiabilité, donc la fiabilité étudie les risques de défaillance et elle est aussi une mesure probabiliste de sécurité avec laquelle un certain système fonctionne. La fiabilité est la probabilité attribuée à la parfaite opération d'un certain système structural pendant une période de temps spécifiée (plus connu comme temps de vie utile –durée de vie -) sous les conditions normales d'utilisation [70]. La fiabilité est la probabilité d'opération d'un système structural dans certaines limites spécifiées dans le projet, c'est-à-dire, sans la vérification de défaillances du système durant une période de temps prévue. [69]

Il faut comprendre que la définition de la fiabilité doit tenir compte de quatre aspects fondamentaux :

- L'évaluation de la fiabilité en termes de probabilité,
- La détermination de la performance exigée,

- La spécification de la période d'opération,
- La détermination des conditions d'utilisation.

En considérant que la fiabilité est la probabilité de succès d'un critère de performance, le concept inverse est connu comme la probabilité de défaillance ou risque. Par rapport au génie des structures, il existe la nécessité de l'étude des facteurs qui influencent le risque et la sûreté d'un système structural. Ce qui consiste à éviter l'occurrence de défaillances à travers l'utilisation des coefficients de sécurité, qui sont introduits de façon à surestimer les charges auxquelles la structure est soumise ou sous-estime la capacité des structures à supporter les charges. Les valeurs de ces coefficients sont adoptées de façon relativement arbitraire, faisant appel à l'expérience préalable de l'analyste. D'autre part, l'analyse de fiabilité permet de définir les limites de sûreté en fonction des paramètres de conception aléatoires dans un cadre probabiliste pour optimiser l'utilisation des ressources. Il est connu le fait que les coefficients de sécurité augmentent ou diminuent quelques paramètres de conception avec l'objectif de garantir la sécurité des systèmes structuraux, l'analyse de fiabilité établit les bases pour fournir des informations exigées pour l'élaboration de projets optimaux. Le principal intérêt de l'analyse de fiabilité est donc d'établir la relation entre la probabilité de défaillance et les incertitudes paramétriques considérées dans le projet.

La probabilité de défaillance est exprimée en fonction des dénommés états limites. Les exigences essentielles de service, sécurité et robustesse peuvent être formulées mathématiquement sous la forme d'équations qui traduisent les états limites, qui établissent les limites entre les zones de sécurité et de défaillance. Dans ce sens, la défaillance représente un état indésirable de la structure par rapport aux états limites.

Les critères de performance exprimés par des fonctions d'état limite peuvent être classés en trois types [68, 71-72]

- Etats limites ultimes ces applications pour les évaluations de la résistance maximale, écrasement du béton à la compression, formation de courbure plastique, perte de stabilité, défaillance à cause du cisaillement, flambage et rupture des matériaux;
- Etats limites de fatigue inclut des applications en fatigue ;

- Etats limites d'opération pour la fissuration des matériaux, déviation maximale, niveaux de vibration et déformations permanentes.

III.1.4 Notions de la performance structurale

La performance structurale c'est la capacité de la structure à satisfaire les exigences pour les quelles elle est conçue et exploitée.

On distingue trois catégories de ces exigences de performance :

- **La sécurité structurale:** assure la résistance de la structure aux actions prévues en situation normale ainsi que sa robustesse en situation exceptionnelle;
- **La durabilité:** décrit l'aptitude de la structure à demeurer en état d'accomplir ses performances de sécurité structurale et d'aptitude au service dans des conditions données d'utilisation et de maintenance sur une durée de service définie ;
- **L'aptitude au service:** assure le maintien de l'exploitation de la structure.

La mesure de la performance structurale a pour but de quantifier l'écart entre les modes de fonctionnement acceptables de la structure et les modes de fonctionnement à éviter, en fonction des caractéristiques de résistance de la structure et des actions susceptibles de conduire à sa ruine.

III.1.5 La démarche d'analyse de fiabilité des structures

La fiabilité dépend de contraintes diverses : contraintes de fonctionnement, de mise en œuvre et d'environnement.

Les contraintes d'environnement sont seulement connues avec une certaine probabilité alors que les contraintes de fonctionnement et de mise en œuvre sont déterminées à la conception et à la fabrication, cela explique que la fiabilité ne soit définie que dans des conditions de fonctionnement et d'environnement données.

L'évaluation de la fiabilité d'une structure consiste à :

- Identifier tous les mécanismes de vieillissement significatifs pertinents, après analyse du retour d'expérience ;

- L'établissement de l'équation de défaillance $Z = 0$, classer les variables de base importantes X_i pour le mécanisme de vieillissement considéré ;
- Identifier les sources d'incertitude et probabiliser les variables X_i , principales sources d'incertitudes dans l'équation de défaillance, transformer cette équation de défaillance dans l'espace transformé normal réduit (espace u) ;
- Calculer l'indice β , en approximant la surface transformée à l'aide des méthodes FORM ou SORM ; ces tâches sont généralement réalisées par les logiciels de fiabilité des structures ;
- La réalisation des analyses de sensibilité sur les variables X_i , afin d'identifier les plus importantes et leur impact : les données de chargement, de cinétique de dégradation des matériaux et de contrôle sont généralement les données les plus influentes ;
- Déterminer si la fiabilité évaluée est acceptable, en fonction des critères d'acceptation.

III.1.6 Les facteurs qui influencent l'analyse de fiabilité

L'analyse de fiabilité demande des données et des informations sur les incertitudes, donc il est nécessaire de comprendre qu'il existe différents types d'incertitudes dans les systèmes structuraux ; pour chaque type il est exigé une approximation différente pour l'ensemble des données qui seront utilisées lors de l'analyse de fiabilité. Selon Mahadevan et Haldar [73], les incertitudes dans un système peuvent être de nature cognitive (qualitative) et non cognitive (quantitative).

Les incertitudes de nature qualitative révèlent de la présence d'imprécisions dérivant de concepts intellectuelles de la réalité qui peuvent se produire :

- ✓ Dans la définition de certains paramètres, par exemple la performance structurale, qualité, détérioration, impact de l'environnement dans les projets et la définition des conditions externes.
- ✓ Incertitudes de décision par rapport à la définition d'un événement donné. Les états limites de service, par exemple, n'ont pas une frontière très clairement définie.

Néanmoins, l'utilisation des équations d'état limite exige la définition d'une frontière fixée entre les conditions de défaillance et la sécurité.

- ✓ Conséquence des limitations d'observation de l'être humain.
- ✓ Dans l'interprétation des lois entre les paramètres intervenant dans les systèmes complexes.

Les incertitudes de nature quantitative peuvent être classées en trois types :

- ✓ Incertitudes aléatoires inhérentes à toute observation physique, en sachant que les mesures d'une grandeur physique sont toujours différentes à cause de nombreuses fluctuations de l'environnement, observateur, procédures expérimentales, instruments de mesure, etc. ;
- ✓ Incertitudes statistiques, dues au manque de précision des informations disponibles sur la variabilité de la grandeur physique;
- ✓ Incertitudes de modélisation, en sachant que le comportement réel des systèmes sont représentées par des modèles approximatives. L'incertitude de modélisation pouvant être représentée par une variable aléatoire, sa distribution de probabilité serait alors définie en faisant des comparaisons entre les mesures issues des essais expérimentaux et la variable associée au modèle ;
- ✓ Incertitudes de prévision, dans le cas d'une prévision des conditions d'opération futures d'un processus ou système. Dans la plupart des cas, l'information disponible est limitée à une certaine période de temps, mais est extrapolée sur la vie utile du système.

Il est important de remarquer que l'analyse de fiabilité des structures peut être réalisée au niveau des éléments qui composent le système ou bien au niveau global où la structure est considérée dans son ensemble. Lorsqu'il s'agit des modes multiples de défaillance de plusieurs éléments structuraux, s'utilise le concept de fiabilité de systèmes, qui consiste à estimer la fiabilité de l'ensemble des éléments à partir des fiabilités pour chaque élément individuel, pour lequel des critères de performance sont établis. En tenant compte des dépendances entre les modes de défaillances des éléments, une analyse complète inclut l'évaluation locale des composants du système dans une première étape et l'évaluation de la fiabilité du système global dans une deuxième phase.

III.1.7 Concept mathématique de fiabilité

La définition de la fiabilité du point de vue mathématique, consiste à définir le(s) critère(s) de performance et les paramètres de conception (variables aléatoires) $x_i, i = 1, 2, \dots, n$ ainsi que leurs interrelations.

Mathématiquement, la fonction de performance est écrite comme :

$$Z = G(x_1, x_2, \dots, x_n) \quad , \quad \text{(III-1)}$$

et la surface de défaillance ou d'état limite est définie par la condition $Z = 0$. Cette surface marque la frontière entre les régions de sécurité et de défaillance dans l'espace des paramètres aléatoires de conception. Les variables aléatoires peuvent apparaître explicitement ou implicitement dans la fonction d'état limite [12-13, 49,68].

La probabilité de défaillance est calculée selon :

$$P_f = \int \dots \int f_x(x_1, x_2, \dots, x_n) dx_1 dx_2 \dots dx_n \quad , \quad \text{(III-2)}$$

Où $f_x(x_1, x_2, \dots, x_n)$ est la fonction densité de probabilité (FDP) associée des variables aléatoires. Si ces variables sont statistiquement indépendantes, alors la FDP cumulée pourra être substituée dans l'intégrale par le produit des n FDP individuelles. La dernière équation constitue l'expression fondamentale de l'analyse de fiabilité.

En général, le nombre de variables aléatoires est élevé et elles n'apparaissent pas explicitement dans la fonction de performance, de telle sorte que la FDP cumulée est impossible d'obtenir.

L'évaluation de l'intégrale multiple devient extrêmement compliquée en fonction de la corrélation des variables et de la complexité de l'intégration.

Pour maîtriser ces difficultés, des méthodes d'approximation ont été élaborées parmi ces méthodes, la plus utilisée est la Simulation de Monte Carlo (SMC) [68].

III.1.8 Simulations de Monte-Carlo

La SMC est basée sur la manipulation de nombres aléatoires. Dans le cas probabiliste, l'approche de Monte-Carlo consiste à générer des nombres aléatoirement, puis à simuler les processus physiques aléatoires et à en déduire le comportement. Rubinstein [74] et Devroye [75] présentent des algorithmes classiques de générations de nombres aléatoires. Les techniques de génération de nombres aléatoires uniformes sur [0,1] sont à la base des autres générateurs. La génération de nombres aléatoires uniformes n'est pas un problème complètement maîtrisé actuellement. Il existe des tests pour vérifier la qualité des nombres aléatoires générés: uniformité dans des espaces de dimension (1, 2 ou 3), indépendance des tirages, stratification et période d'évaluation, ...etc. Mais il n'est pas évident de trouver un générateur ayant de bonnes propriétés pour des problèmes ayant un nombre de variables quelconque. La qualité d'un générateur de variables aléatoires doit toujours être testée avant une utilisation. De nombreux tests existent pour juger leur caractère aléatoire, et de la répartition uniforme des tirages dans un espace de même dimension que le problème considéré, ...etc. [75-77]. Les générateurs de nombres aléatoires utilisés dans notre travail sont obtenus par un sous-programme en fortran.

-Simulation directe

Considérons une fonction de défaillance $H(\bar{X})$ où \bar{X} est un vecteur composé de N variables aléatoires. La probabilité de défaillance est :

$$P_f = \int f_{\bar{x}}(\bar{x}) dx_1 \dots dx_n = \int \cdot f_{\bar{x}}(\bar{x}) 1_{H(\bar{x}) \leq 0}(\bar{x}) dx_1 \dots dx_n \quad , \quad \text{(III-3)}$$

La fonction $1_{H(\bar{x}) \leq 0}$ correspond à la fonction caractéristique 0-1 sur le domaine de défaillance.

Cette fonction vaut 1 si \bar{X} appartient au domaine de défaillance et 0 dans le cas contraire. Pour n simulations du vecteur X respectant f_x , la probabilité de défaillance P_f est approchée par la moyenne des :

$$P_i = 1_{H(\bar{x}_i) \leq 0}(\bar{x}_i) \quad , \quad \text{(III-4)}$$

La simulation directe à partir d'un échantillon de taille n est constituée des trois étapes :

1. Génération de n vecteurs \bar{X}_i selon la loi conjointe de probabilité de densité f_x
2. Simulation du mécanisme de défaillance considéré pour l'échantillon.
3. Vérification de l'obtention d'un état de défaillance ou non à partir de la fonction de défaillance.

La simulation directe est parfois appelée Hit or Miss Monte-Carlo [74, 77, 78]. Si \dot{n} est le nombre d'occurrences de $H(x) \leq 0$, n le nombre total Θ généré, la probabilité de défaillance est approchée par :

$$P_f \approx \theta_{MC} = \frac{\dot{n}}{n} \quad , \quad \text{(III-5)}$$

On remarque que l'espérance de θ_{MC} est égale à P_f . Donc θ_{MC} est un estimateur sans biais de la probabilité de défaillance.

Géométriquement, dans l'espace des variables aléatoires (Figure IV.1), à chaque vecteur généré est associé un point aléatoire. La simulation directe consiste à dénombrer les points appartenant au domaine de défaillance.

La variance de l'estimation est égale à [74, 77]:

$$\sigma^2 = \text{variance} \quad (\text{écart type}) \quad \sigma = \sqrt{\frac{\theta_{MC} (1-\theta_{MC})}{n}} \quad , \quad \text{(III-6)}$$

L'erreur diminue en fonction du nombre d'essais en \sqrt{n} . Une augmentation de la précision nécessite un coût élevé. Avec une probabilité d'environ P , il faut en moyenne réaliser au moins $1/P$ simulations pour obtenir un point défaillant. En effet cette méthode ne s'intéresse qu'au signe du résultat de la simulation. Si le résultat est positif, θ_{MC} est augmenté de $1/n$.

En pratique, pour obtenir un coefficient de variation CV d'environ 10% pour une probabilité P , il faut effectuer au moins $100/P$ simulations. En effet le coefficient de variation est défini comme le quotient de l'écart type par la moyenne :

$$CV = \frac{\sigma}{\theta_{MC}} = \sqrt{\frac{(1-\theta_{MC})}{n\theta_{MC}}} \quad , \quad (III-7)$$

Si θ_{MC} est petit par rapport à 1, i.e. la probabilité de défaillance est faible, alors le coefficient de variation est proche de $1/\sqrt{n\theta_{MC}}$. Donc si le coefficient de variation est égal à 10%, alors le nombre de simulation n vaut à peu près $100/\theta_{MC}$. La simulation directe de Monte-Carlo n'est applicable donc que pour des probabilités de défaillance moyennes ou grandes.

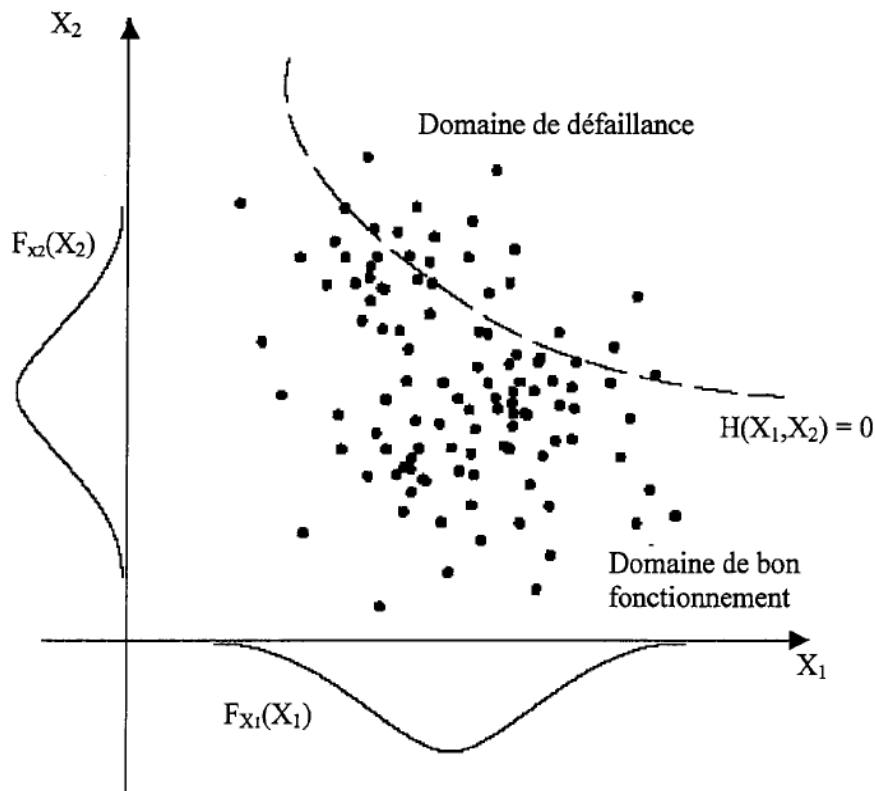


Fig. III.1 : Simulation de Monte-Carlo [74]

L'intervalle de confiance de niveau $1-2\alpha$ pour P_F est donné par [74]:

$$\theta_{MC} \pm x_a \sqrt{\frac{\theta_{MC}(1-\theta_{MC})}{n}} \quad \text{où } x_a = \Phi^{-1}(\alpha) \quad , \quad (III-8)$$

Où Φ est la fonction de répartition de la loi normale centrée réduite.

Il est donc nécessaire de transformer le problème afin de calculer l'intégrale avec un coût minimal et un bon niveau d'exactitude. Pour accroître l'efficacité de cette idée, il faut

introduire des méthodes d'accélération connues sous le terme de techniques de réduction de la variance. L'utilisation de ces techniques avec un même nombre de simulations donne une variance plus petite, donc un résultat plus fiable. Une première variante est obtenue quand une variable aléatoire peut être isolée dans la fonction de défaillance. Supposons que X_N peut être isolée, alors la fonction de défaillance peut s'écrire sous la forme :

$$H(x_1, \dots, x_n) = x_N - Q(x_1, \dots, x_{N-1}), \quad \text{(III-9)}$$

La probabilité de défaillance se réécrit alors sous la forme :

$$P(H(\bar{x}) \leq 0) = P(X_N \leq Q(X_1, \dots, X_{N-1})) , \quad \text{(III-10)}$$

Si les $N-1$ variables X_1, \dots, X_{N-1} sont simulées, alors la résolution de

$$X_N = Q(X_1, \dots, X_{N-1}) , \quad \text{(III-11)}$$

Permet de connaître la valeur prise par la variable aléatoire X_N sur la surface de défaillance.

La probabilité de défaillance est alors évaluée après n simulations par :

$$P_f \approx \frac{\sum_{i=1}^n F_{X_N} [Q(x_1, \dots, x_{N-1})]}{n}, \quad \text{(III-12)}$$

Où F_{x_n} est la fonction de répartition de X_N conditionnellement à X_1, \dots, X_{N-1} .

Dans cette méthode, appelée simulation de Monte-Carlo conditionnelle, ou parfois *crude Monte-Carlo*, toutes les variables aléatoires sont simulées sauf une, appelée variable de contrôle. Cette méthode est apparue très efficace si la variable de contrôle est une variable ayant de l'importance sur la fiabilité [77,79].

La Simulation de Monte Carlo est considérée comme l'une des techniques mathématique informatisée les plus utilisées pour l'évaluation de la sécurité et du risque dans l'analyse quantitative et la prise de décision. Les professionnels de domaines aussi diversifiés que la finance, la gestion de projet, l'énergie, la production, l'ingénierie, la recherche et le développement, les assurances, l'industrie du gaz et du pétrole, les transports et l'environnement, ont recours à cette technique.

La SMC présente au décideur une plage d'issues possibles et leurs probabilités de réalisation suivant l'action choisie. Elle révèle les possibilités extrêmes (les issues des décisions les plus courageuses et les plus réfléchies), ainsi que toutes les effets possibles des décisions intermédiaires.

La SMC permet de voir toutes les conséquences possibles d'une décision et d'estimer l'impact du risque, pour une meilleure approche face à l'incertitude.

La SMC procède à l'analyse du risque par élaboration de modèles de résultats possibles, en substituant une plage de valeurs- une distribution de probabilités-à tout facteur porteur d'incertitude. Elle calcule et recalcule ensuite ces résultats selon, à chaque fois, un ensemble distinct de valeurs aléatoires des fonctions de probabilités. Suivant le nombre d'incertitudes et les plages spécifiées pour les représenter, une SMC peut impliquer, pour être complète, des milliers ou même des dizaines de milliers de calculs, La simulation produit des distributions de valeurs d'issue possibles.

Grâce aux distributions de probabilités, les variables peuvent avoir différentes probabilités d'issues distinctes. Les distributions de probabilités décrivent l'incertitude de manière beaucoup plus réaliste dans les variables d'une analyse de risque.

La SMC est reconnue comme une méthode d'ordre zéro puisqu'elle ne nécessite pas de calcul de dérivées. Néanmoins, c'est le moyen le plus coûteux mais certainement le plus fiable pour l'évaluation de la probabilité de défaillance.

La mise en œuvre de la SMC est facile par rapport aux autres méthodes de fiabilité des structures. Par contre le coût de calcul de la SMC est haut lorsque l'évaluation de la fonction de performance dépend de modèles numériques puisque cette évaluation est faite pour chaque échantillon des variables aléatoires. La plupart des cas, ces modèles sont basés sur une analyse par éléments finis.

Comme toutes les méthodes numériques, la SMC a des avantages et des inconvénients.

Parmi les principaux avantages :

- La SMC permet d'exécuter avec des variables explicites et implicites dans la fonction de performance par rapport à sa précision ;
- La SMC est considérée comme une méthode de référence par le plus part des chercheurs en fiabilité structurale [12].

La SMC est mise en œuvre en six étapes :

1. Détermination du problème en termes de toutes les variables aléatoires ;
2. Modélisation des variables en fonction de leurs FDPs ;
3. Génération de n échantillons des variables aléatoires ;
4. Evaluation du taux de défaillance en utilisant la fonction de performance pour chaque ensemble de valeurs produites de toutes les variables aléatoires ;
5. Extraction des informations probabilistes à partir du nombre d'évaluations effectuées ;
6. Détermination de l'exactitude et efficacité de la simulation.

Une partie considérable de la SMC dépend de la génération des échantillons. Chaque échantillon contient n numéros aléatoires générés selon une fonction densité de probabilité. Quelques techniques de génération de numéros aléatoires sont expliquées par Rubinstein (1981) [74]. Une stratégie adoptée pour réduire le coût de calcul consiste à utiliser des techniques d'échantillonnage par importance (importance-based sampling techniques). Dans ce contexte, quelques variantes de la méthode incluent des méthodes d'échantillonnage efficace et des techniques de réduction de variance.

III.2 Description générale du modèle de la fiabilité des tuyauteries

III.2.1 Description générale

En se basant sur le concept de la mécanique de la rupture probabiliste où le modèle de fiabilité des tuyauteries a été développé et résumé dans la Fig. III.2, à l'aide des simulations de Monté Carlo la méthode de calcul utilisée a pour but l'estimation de la probabilité de fuite en

combinant plusieurs variables aléatoires, telles que l'application des chargements, la forme de la taille initiale de la fissure, leurs probabilités de détection et leur vitesse de propagation.

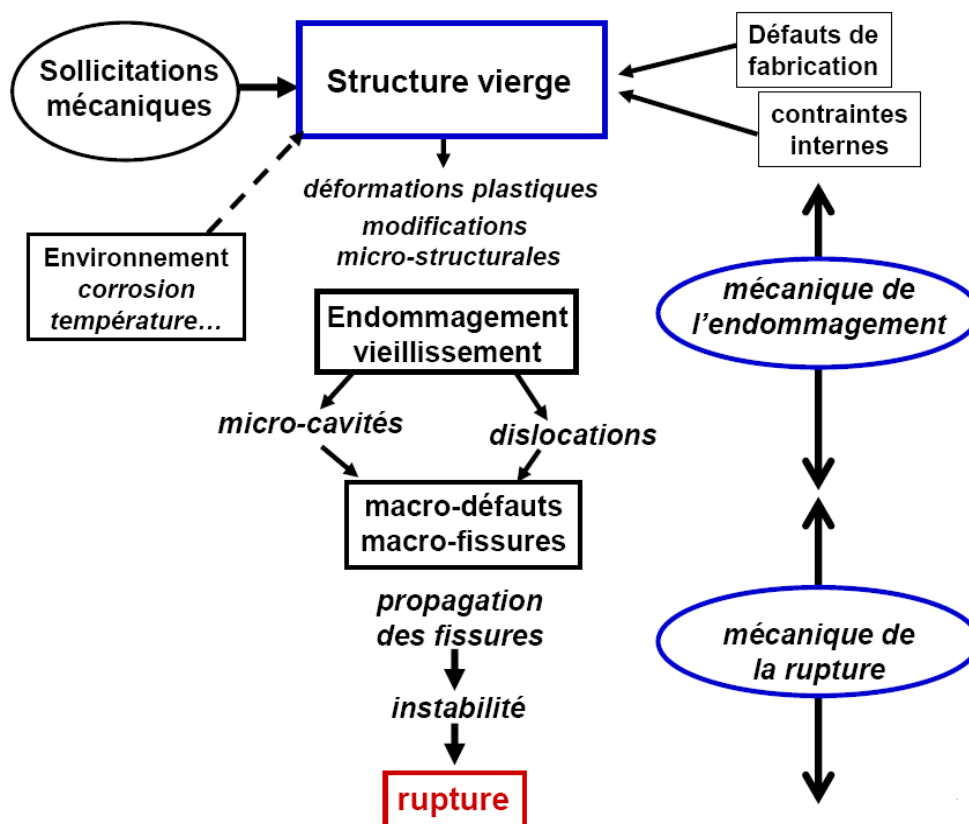


Fig. III.2 : Rappel sur l'endommagement et la rupture [3]

Les procédures indiquées dans la Fig. III.2 sont applicables à un emplacement donné dans une structure. L'approche utilisée est applicable à une grande variété de fissures à deux dimensions, mais le cas d'une fissure de surface semi-elliptique de ratio arbitraire dans un corps d'épaisseur fini sera considéré ici. La distribution de la taille des fissures dues à la fabrication est associée à la probabilité de non-détection pour donner la répartition des postes d'inspection. La croissance des fissures qui échappent à la détection est alors calculée par des techniques de mécanique de rupture.

La probabilité cumulée de rupture à tout moment est tout simplement la probabilité d'avoir la taille d'une fissure à ce moment égale ou supérieure à celle de la taille critique [13]

Les inspections pré-service et en service des assemblages soudés des tuyauteries sont réalisées en utilisant des tests par UT. Avant sa première mise en service, le système de refroidissement primaire d'un réacteur nucléaire subit plusieurs pré-inspections visant à

trouver les défauts de fabrication. Les soudures peuvent être soumises périodiquement à des inspections en service IES.

La modélisation des IES est similaire au traitement des inspections pré-service. La distribution de la taille de fissures au moment de la première IES peut être calculée. Cette pré-inspection est combinée avec la probabilité de non-détection pour fournir la distribution de post-inspection. Ensuite des calculs sont menés au moyen de la mécanique de la rupture jusqu'à la prochaine IES. Le calcul de la probabilité de défaillance est effectué numériquement. Enfin, il est évident que la capacité de détection des fissures et le temps d'inspection influencent les résultats de probabilité d'avoir une fuite, car ils sont les derniers éléments qui prévoient la fuite une fois que la fissure se propage dans la simulation.

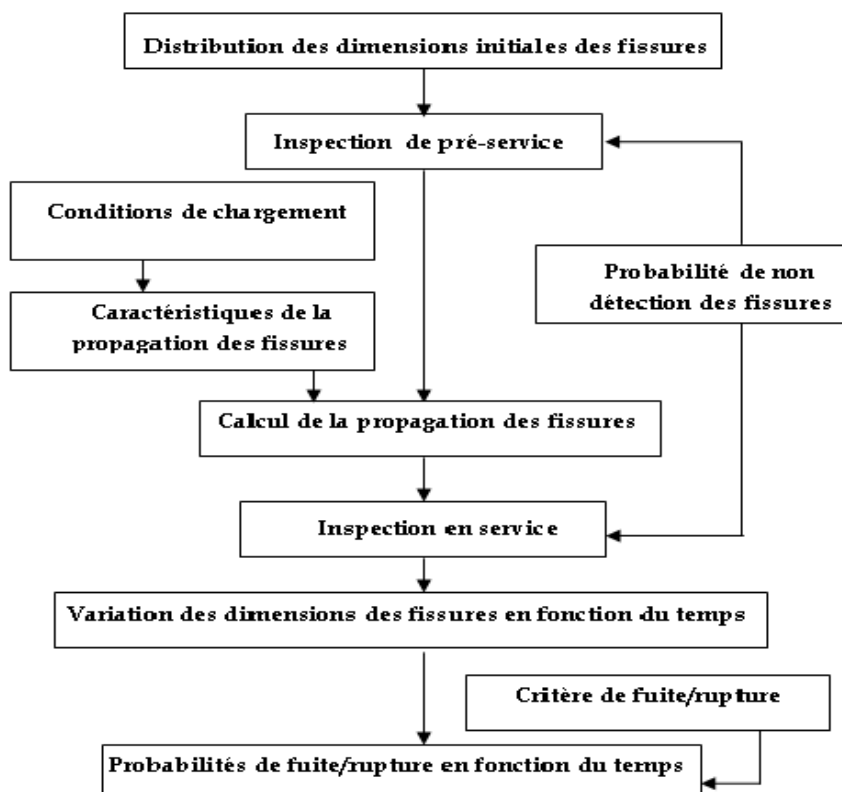


Fig. III.3 : Etapes de calcul de la probabilité de défaillance [13]

III.2.2 Méthodologie

La méthodologie préconisée dans PRAISE pour la modélisation de corrosion sous contrainte (CSC) dans une tuyauterie sera présentée en bref. Dans PRAISE, l'occurrence de CSC est modélisée en la considérant comme processus en deux étapes, à savoir :

- 1- L'initiation de fissure
- 2- La propagation de fissure. [68]

III.2.2.1 Le Code PRAISE

Le code PRAISE a été largement documenté, appliqué avec succès à un éventail de questions d'intégrité structurale, et est disponible depuis les années 1980. Toutefois, le code n'a pas été amélioré de façon continue. Des mises à jour ont été réalisées pour répondre aux besoins des applications actuelles du code et pour combler les lacunes en matière de capacités très spécifiques de PRAISE.

L'objectif de ce travail était d'évaluer les effets des changements de l'environnement en termes de probabilités de défaillance, la version améliorée de PRAISE appelée **M-PRAISE** [41] tient compte de l'initiation dans des sites multiples en divisant la circonférence de la tuyauterie.

III.2.2.2 Temps à l'initiation

Le temps à l'initiation de la CSC est considéré en fonction du paramètre d'endommagement D , qui montre des effets des variables de chargement, d'environnement et du matériau sur la CSC (Fig.III.4).

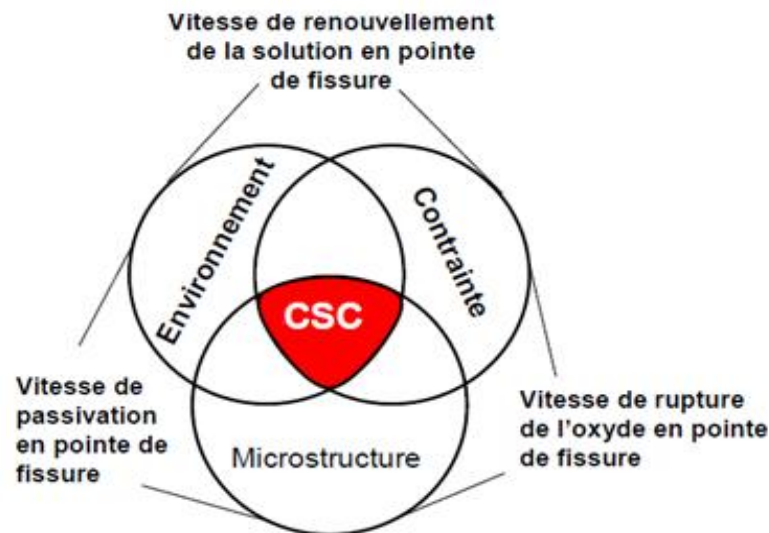


Fig. III.4 : Espace de sensibilité à la corrosion sous contrainte [13]

Le paramètre de l'endommagement est donné par [49]:

$$D = f_1(\text{matériau}) * f_2(\text{environnement}) * f_3(\text{chargement}) \quad , \quad (\text{III-13})$$

Où f_1 , f_2 et f_3 sont donnés par :

$$f_1 = C_1(\text{Pa})^{C_2}, \quad (\text{III-14})$$

Où : Pa est une mesure de degré de sensibilisation (la charge de réactivation normalisée), donné par EPR (Electrochemical Potentiokinetic Reactivation) (en C/cm^2).

$$f_2 = O_2^{C_3} \exp[C_4/(T + 273)] \log(C_5 \gamma^{C_6}), \quad (\text{III-15})$$

- Où :
- O_2 est la concentration en oxygène en ppm,
 - T la température en degrés centigrades
 - γ est la conductivité de l'eau en $\mu\text{s}/\text{cm}$.

Le terme de chargement f_3 est considéré comme une fonction de contraintes, pour le cas de charge constante appliquée, f_3 est donné par :

$$f_3 = (C_8 \sigma_1^{C_9})^{C_7}, \quad (\text{III-16})$$

Où : - σ_1 est la contrainte en K_{psi} .

- C_1 à C_9 sont des constantes dont les valeurs dépendent du type de matériau,
- et sont évaluées par régression non linéaire des données du laboratoire

Pour l'acier inoxydable austénitique AISI 304, les valeurs de ces constantes sont données dans le Tableau. III.1.

Constante	C_1	C_2	C_3	C_4	C_5	C_6	C_7	C_8	C_9
Valeurs	23.0	0.51	0.18	-1123.0	8.7096	0.35	0.55	2.21×10^{-15}	6.0

Tableau. III.1: Les valeurs des constantes C pour l'acier inoxydable austénitique AISI 304 [6, 49, 68]

Afin de répondre à la dispersion du temps d'initiation observée dans les données expérimentales, le temps d'initiation (t_i) pour un endommagement D donné est considéré comme une variable aléatoire suivant la distribution log-normale. La moyenne et l'écart type de $\log(t_i)$ sont donnés par l'équation (III-17):

$$\left. \begin{array}{l} \text{La valeur moyenne de } \log(t_i) = B_0 + B_1 \log(D) \\ \text{L'écart type de } \log(t_i) = B_2 + B_3 \log(D) \end{array} \right\}, \quad \text{(III-17)}$$

Où B_0 , B_1 , B_2 et B_3 sont des constantes dont les valeurs dépendent du type de matériau et des conditions de chargement (c.-à-d., charge constante ou charge variable), et sont évaluées en appliquant les procédures d'ajustement des courbes de laboratoire aux données réelles. Pour l'acier inoxydable austénitique AISI 304 sous une charge constante, Harris et al [6,49,68] donnent les valeurs de ces constantes dans le Tableau. III.1.

Constante	B_0	B_1	B_2	B_3
Valeurs	-3.10	-4.21	0.3081	0

Tableau. III.2: Les valeurs des constantes B pour l'acier inoxydable austénitique AISI 304 [6, 49, 68]

III.2.2.3 Taille de la fissure à l'initiation

PRAISE considère la forme de la surface de fissure due à la CSC comme semi-elliptique. Donc elle est compatible avec les formes de fissures de corrosion [6, 49, 68].

La longueur de surface de fissures initiées, ($l = 2b$), est supposée être une distribution log-normale avec une valeur moyenne de 3.175mm (1/8 in) et un écart type de $\log(b)$ égale 0.85 [68]. La profondeur de pénétration de la fissure est prise égale à 0.0254 mm (0.001 in).

III.2.2.4 La propagation des fissures dues à la CSC

Le développement des fissures initiées est supposé à une vitesse constante (vitesse d'initiation, v_1) jusqu'à ce que les conditions soient adéquates pour un traitement de la propagation des fissures par la mécanique de la rupture. Les propriétés statistiques de v_1 sont déterminées en utilisant des expressions données dans PRAISE, au moyen des corrélations exprimées en fonction du paramètre d'endommagement D .

Afin de prendre en compte la dispersion considérable dans v_1 observée lors des expériences, cette dernière est considérée comme une variable aléatoire suivant une distribution log-normale pour une valeur donnée de D.

Bien que l'écart type de v_1 soit indépendant de D, la moyenne de $\log(v_1)$ varie linéairement avec $\log(D)$, et est donnée par l'équation suivante:

$$\log(v_1) = F + G \log(D), \quad \text{(III-18)}$$

Où : - F est normalement distribué,

- G est une constante.

On peut noter que la formule (III-18) est semblable en forme (loi de puissance).

Pour l'acier inoxydable austénitique AISI 304, F a une moyenne de 2.551 et un écart-type de 0.4269, et $G = 1.3447$. [68]

La procédure suivie par la mécanique de la rupture pour le passage de l'initiation à la propagation des fissures est présentée comme suit [49, 70]

- Des fissures préexistantes se développent toujours selon la vitesse de la mécanique de rupture.
- La vitesse d'initiation est toujours assignée aux fissures initiées.
- A tout moment, si la vitesse de la mécanique de rupture (v_2) est supérieure à la vitesse d'initiation, et la profondeur de la fissure est supérieure à 2.54 mm, cette fissure notamment croît à la vitesse de la mécanique de rupture par la suite.
- Si le facteur d'intensité de contrainte pour une fissure est négatif, la fissure ne se développe pas.

La vitesse de propagation des fissures v_2 (inches/year), est donnée par l'équation (V-7), [68]

$$\log(v_2) = C_{14} + C_{15} D_k, \quad \text{(III-19)}$$

Où : D_K est le paramètre de l'endommagement et est donné par l'équation suivante:

$$D_k = C_{12} \log[f_2(\text{environnement})] + C_{13} K, \quad (\text{III-20})$$

Où : - K est un facteur d'intensité de contrainte,

- C_{12} , C_{13} , et C_{15} sont des constantes et C_{14} est normalement distribuée. Pour l'acier inoxydable austénitique AISI 304, $C_{12} = 0.8192$, $C_{13} = 0.03621$ et $C_{15} = 1.7935$, la valeur moyenne de $C_{14} = -3.1671$ et l'écart-type de $C_{14} = 0.7260$ [68]

III.2.2.5 Coalescence des fissures

Les fissures multiples présentes peuvent se coalescer à mesure de leurs agrandissements. Le croisement de deux fissures aura lieu si l'espacement entre eux est inférieur à la somme de leurs longueurs. Après coalescence de deux fissures, les dimensions de la fissure modifiée sont données par l'équation (III-21) [68]

$$\left. \begin{array}{l} \text{longueur,} \quad l = l_1 + S + l_2 \\ \text{profondeur,} \quad a = \text{le plus grand de } a_1 \text{ ou } a_2 \end{array} \right\}, \quad (\text{III-21})$$

Où l_1 et l_2 sont les longueurs de deux fissures, a_1 et a_2 sont les profondeurs des fissures, et S est l'espacement entre eux.

Les phases d'initiation et de propagation de CSC sont modélisées en utilisant l'approche modifiée de PRAISE. [5, 9]

III.2.3 Critère de rupture

Dans notre étude, les déformations et les défauts peuvent endommager la conduite par fuite ou rupture, donc les fissures peuvent se développer et devenir stables ou instables à travers l'épaisseur de la conduite. La stabilité de la fissure partielle traversant la paroi est vérifiée en comparant la contrainte à la section nette σ_{net} avec la contrainte d'écoulement σ_f .

III.2.3.1 Critère de rupture pour avoir une fuite

Le critère de rupture pour avoir une fuite dans la conduite utilisé dans M-PRAISE est $a = h$, où h est l'épaisseur de paroi et a est la profondeur de fissure. Comptant le procédé employé par M-PRAISE chaque rupture simulée de pipe ait été également considérée comme une fuite avec la simulation de Monte Carlo.

III.2.3.2 Critère pour avoir une rupture totale

Le critère de rupture totale de la conduite utilisée dans M-PRAISE est l'effondrement de la section nette.

$$\sigma_{\text{net}} = \frac{\sigma_{\text{LC}} A_p}{A_p - A_{\text{cr}}} > \sigma_f \quad , \quad \text{(III-22)}$$

$$\left. \begin{aligned} A_p &= \pi h(2R_i + h) \\ A_{\text{cr}} &= ab \left[2 + \left(\frac{a}{R_i} \right) \right] \end{aligned} \right\} \quad , \quad \text{(III-23)}$$

Où : - R_i est le rayon interne du tube,

- h est l'épaisseur de la paroi de la conduite,

- A_p est l'aire de la section du tube,

- A_{cr} est la zone de la fissure,

et sont les composants contrôlée de la charge de la contrainte d'écoulement, respectivement.

La contrainte d'écoulement de la matière σ_f utilisée dans la relation (III-22) a été prise comme distribuée normalement, avec une valeur moyenne de 296 MPa et un écart type de 29 MPa.

III.2.3.3 Quantification et de détection de fuite

Un défaut qui se développe d'une manière stable mènent à la fissuration de la paroi est considéré comme ayant un potentiel de fuite. On suppose que si la fuite détectée est suffisamment grande, elle peut conduire à une défaillance de la tuyauterie. Afin de déterminer si une fuite est détectée, il est nécessaire d'estimer le taux de fuite, qui à son tour nécessite une estimation de la zone d'ouverture de la fissure.

$$\delta = \frac{4\sigma b(1-\nu^2)}{E} \quad , \quad \text{(III-24)}$$

Le taux de fuite est estimé en utilisant la formule suivante :

$$\frac{Q_1 h^{\frac{1}{2}}}{2b} = \begin{cases} 0.25 \delta^2 & \text{pour } \delta \leq 2\text{mils} \\ 0.9375 \delta - 0.875 & \text{pour } \delta > 2\text{mils} \end{cases}, \quad (\text{III-25})$$

Où : - δ le déplacement total d'ouverture de fissure (*mils* = 0.0254 Millimètres),

- ν est le coefficient de Poisson,
- E le module d'élasticité du matériau de la conduite,
- σ est la tension appliquée, h l'épaisseur de paroi de la conduite,
- $2b$ la longueur de fissure,
- Q_1 est le taux de fuite (*gal/min*).

La conduite est défectueuse si le taux de fuite par toutes les fissures à travers la paroi est plus grand que le taux de la fuite détectable.

III.3 Conclusion

Aujourd'hui, la sûreté de fonctionnement fait partie des enjeux majeurs qui intéressent les constructeurs ou la fiabilité est devenue un paramètre clé et une phase indispensable de la qualité et d'aide à la décision, dans l'étude de la plupart des produits et processus de fabrication dans des différents domaines comme l'énergie (centrales nucléaires), la mécanique, la construction et l'électronique...

L'analyse de la fiabilité dans le domaine de la mécanique est un outil très important pour caractériser le comportement de la structure pendant les différents cycles de vie, mesurer l'influence des défauts de conception sur l'intégrité de la structure et améliorer ses performances tout au long de sa mission.

Dans ce chapitre nous avons présenté des notions générales sur la fiabilité des structures mécaniques, en premier temps, les notions de performances structurales et les paramètres influents, en deuxième temps, le concept mathématique de fiabilité ainsi l'approche par la

SMC, aussi nous avons exprimé une description générale du modèle de la fiabilité des tuyauteries basant sur le concept de la mécanique de la rupture probabiliste, le modèle a été développé et au moyen des simulations de Monte-Carlo pour but l'estimation de la probabilité de fuite en combinant plusieurs variables aléatoires, telles que le chargement, la forme et la taille initiale de la fissure, leur probabilité de détection et leur vitesse de propagation.

Chapitre IV

**Un exemple d'application
et
analyse des résultats**

IV.1 Présentation de l'exemple

Dans notre exemple étudié nous avons utilisé le code M-PRAISE pour simuler l'initiation et la croissance des fissures par un mécanisme de corrosion sous contrainte. Les propriétés de l'acier AISI 304 nécessaires sont introduites dans le code. Le seul cycle de charge utilisée est le cycle réchauffement-refroidissement. Les critères de rupture utilisés sont présentés dans la section **III.2.3** Les données entrées liées à la géométrie du tuyau, le matériau du tuyau, et les conditions de fonctionnement pour le cas de base sont décrites ci-dessous.

* Géométrie du tube:

Rayon intérieur = 7.16 in

Épaisseur de la paroi = 0,84 in

*Contrainte du chargement:

Chargement total = 15,23 ksi

Pression de fonctionnement = 1250 psi

*Contrainte d'écoulement du matériau:

Moyenne = 44,9 ksi

Écart-type = 1,9 ksi

*Paramètres de CSC :

Oxygène au démarrage = 8 ppm

Oxygène stable au régime permanent = 0,2 ppm

Température de l'eau au régime permanent = 550 ° F (288 °C)

Durée de l'échauffement = 5 heures

Conductivité du liquide de refroidissement = 0,2 μ s / cm

Une durée de vie de 20 ans est simulée et les résultats sont imprimés chaque deux année. Le pas de temps maximal pour la croissance des fissures de corrosion sous contrainte est limité à 0,1 année, ce qui signifie que même pendant une longue période d'opération à l'état stable (régime permanent), la taille de la fissure, les facteurs d'intensité de contraintes, et d'autres calculs sont mis à jour toutes les 0,1 années.

Dans le fichier de sortie il y a une description des données. En plus de la probabilité d'initiation, les probabilités de fuite en fonction du temps et la probabilité de rupture sont obtenues dans la même série de tirage.

Dans l'exemple traité nous avons procédé à :

- 1- La génération d'échantillons de tube pour l'analyse probabiliste présentée dans la Fig. IV.1
- 2- La génération de (1000 x 10 x n) fois d'initiations à partir de 1000 valeurs du paramètre d'endommagement, D. (voir Fig. IV.2)
- 3- La génération de (1000 x 10 x n) fois de la vitesse d'initiation à partir de 1000 valeurs du paramètre d'endommagement, D. (voir Fig. IV.3)
- 4- Calcul de la vitesse de propagation des fissures, basée sur la considération de la mécanique de la rupture, pour (1000x 10 x n) fissures en utilisant les valeurs de σ , a , et b générées. (voir Fig. IV.4)
- 5- Calcul des probabilités d'initiation, de fuite, de grande fuite et de rupture selon les critères de rupture utilisés.

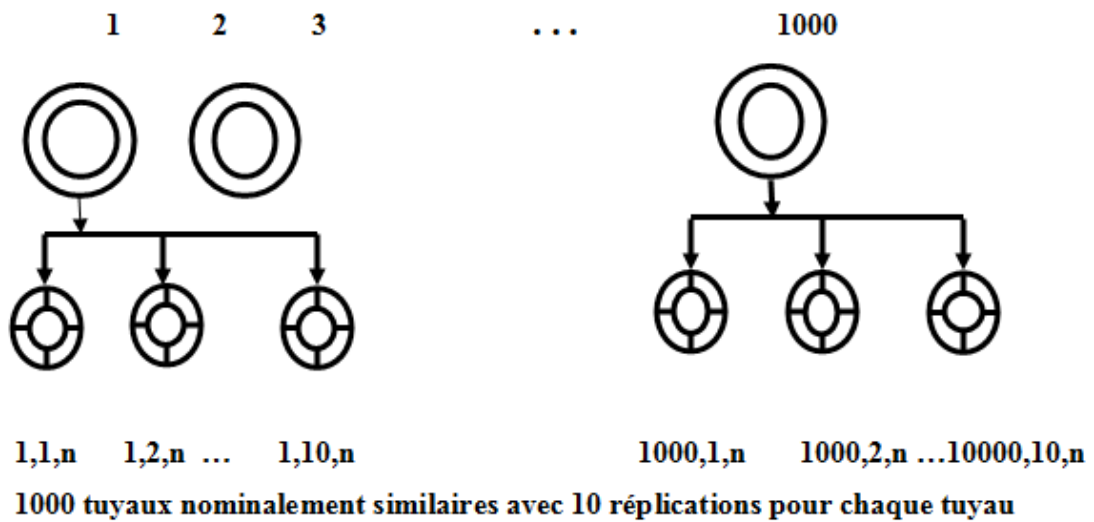


Fig. IV.1 : Génération d'échantillons de tube pour l'analyse probabiliste - représentation schématique

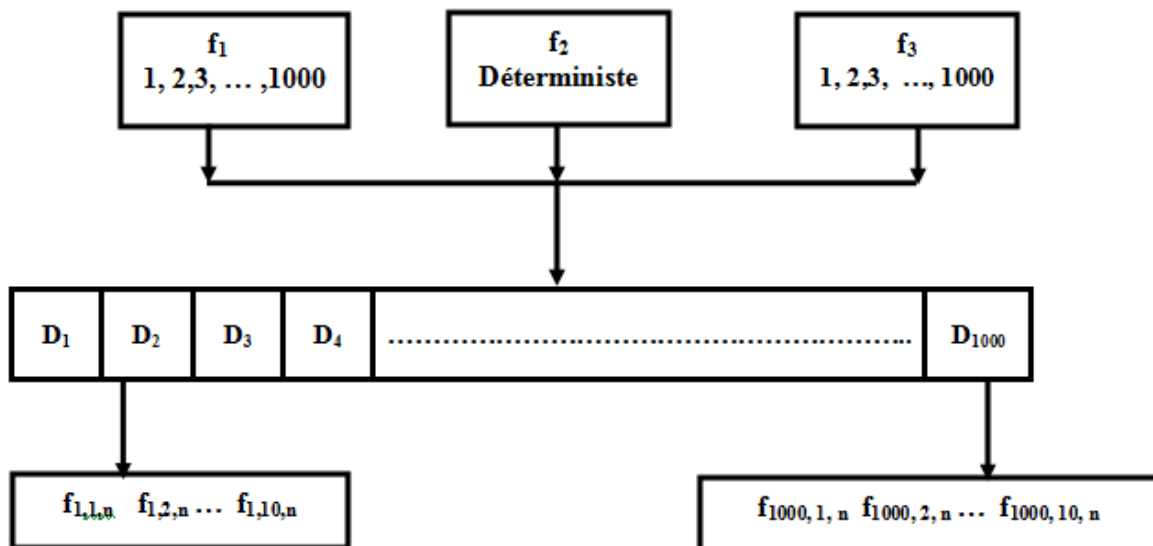


Fig. IV.2 : Génération de (1000 x 10 x n) fois d'initiation à partir de 1000 valeurs du paramètre d'endommagement, D

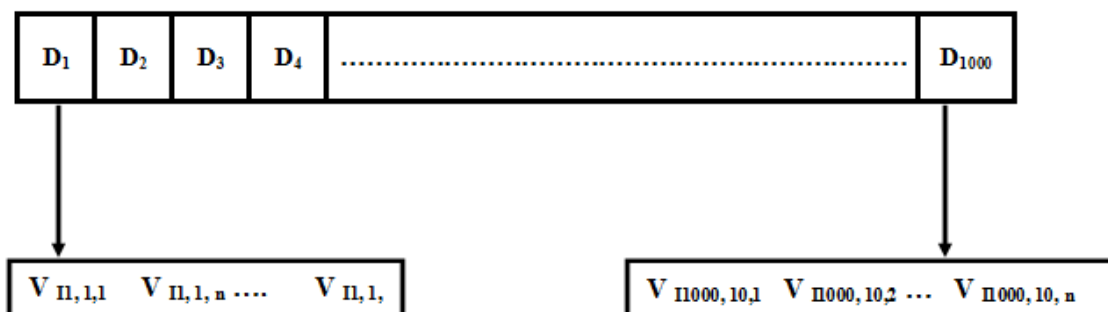


Fig. IV.3 : Génération de (1000 x 10 x n) fois de la vitesse d'initiation à partir de 1000 valeurs du paramètre d'endommagement, D

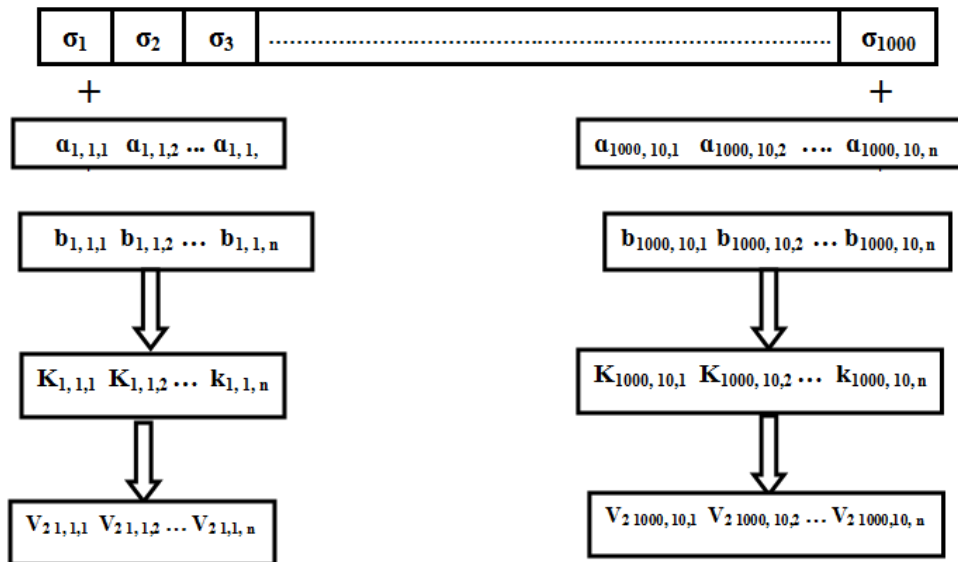


Fig. IV.4 : Calcul de la vitesse de propagation des fissures, basée sur la considération de la mécanique de la rupture, pour (1000x 10 x n) fissures en utilisant les valeurs de σ , α et b générées

IV.2 Analyse des résultats

Une variété de matériaux métalliques est fabriquée selon différents procédés. L'étude du mécanisme de la dégradation implique des interactions complexes entre les divers paramètres métallurgiques, environnementaux et de chargement, et cela devient une importance critique pour la localisation de corrosion. La complexité de ces interactions est discutée ci-dessous, en prenant comme exemple l'initiation et la propagation d'une fissure de corrosion sous contrainte ou de fatigue-corrosion, comme illustré schématiquement sur la (Fig. IV.5.)

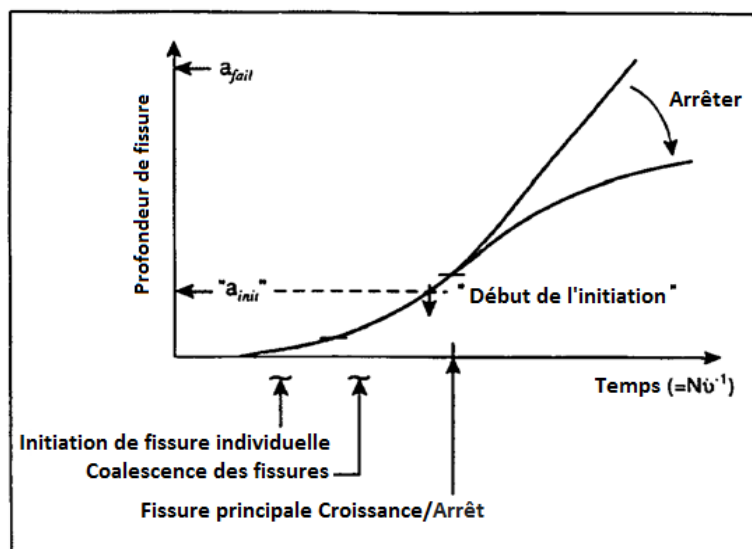


Fig. IV.5 : Effet d'initiation, de coalescence et de croissance des fissures lors de la fissuration sub-critique en milieu aqueux [80]

Dans ce cas, des fissures peuvent apparaître au niveau microscopique au surface des inhomogénéités associées à des défauts de fabrication ou de conception tels que des entailles, des zones travaillées à froid ou des défauts de soudure, ou à des défauts liés à la corrosion, tels que des cavités.

Les fissures de la taille d'un micron qui proviennent de ces imperfections de surface individuelles peuvent croître ou s'arrêter, en fonction du matériau spécifique, du contrainte et des conditions d'environnement. Elles peuvent alors se coalescent, en fonction de la forme géométrique des microfissures pour former une fissure plus grande. La fissure résultante ne sera détectable dans une structure que lorsque sa profondeur sera considérablement plus grande, en fonction des spécificités de la technique d'inspection.

Dans certains cas, l'initiation de microfissures peut commencer très tôt pendant la durée de vie à des inhomogénéités préexistantes dans la surface telles que des entailles. Dans d'autres cas, la séquence d'événements illustrée à la figure 8 peut être différée de nombreuses années en raison de la formation d'une chimie localisée spécifique dans une fissure ou du développement d'une microstructure de matériau "susceptible" en raison de l'accumulation d'une quantité spécifique des effets d'irradiation.

En supposant que les conditions locales soient réunies pour que la séquence d'événements de la **Fig. IV.5** se poursuive, on peut maintenir que l'évolution de la fissuration devrait présenter une variance inhérente et être analysé de manière appropriée probabiliste, car il a été démontré que les processus qui contrôlent le mécanisme d'initiation précoce des fissures, tels que les piqûres, l'attaque intergranulaire et la coalescence des fissures, sont des phénomènes stochastiques. Ainsi, Akashi et al. ([81] et [82]) indiquent (**Fig. IV.6**) que les temps d'initiation de fissure (ingénierie) peuvent être prédits par une telle approche probabiliste.

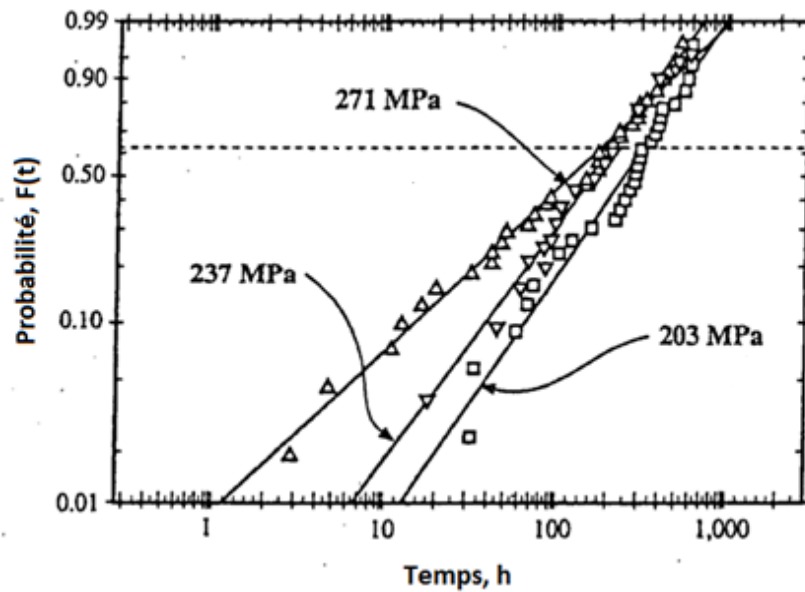


Fig. IV.6 : Probabilité en fonction du temps d'initiation des fissures de corrosion sous contrainte dans l'acier inoxydable sensibilisé 288 °C, 8 ppm d'eau oxygénée [82]

Il est évident que l'accumulation des endommagements observés est raisonnablement prédite par les lignes de tendance théoriques développées via une compréhension du mécanisme de fissuration [82]. Ceci est illustré à la Fig. IV.7.

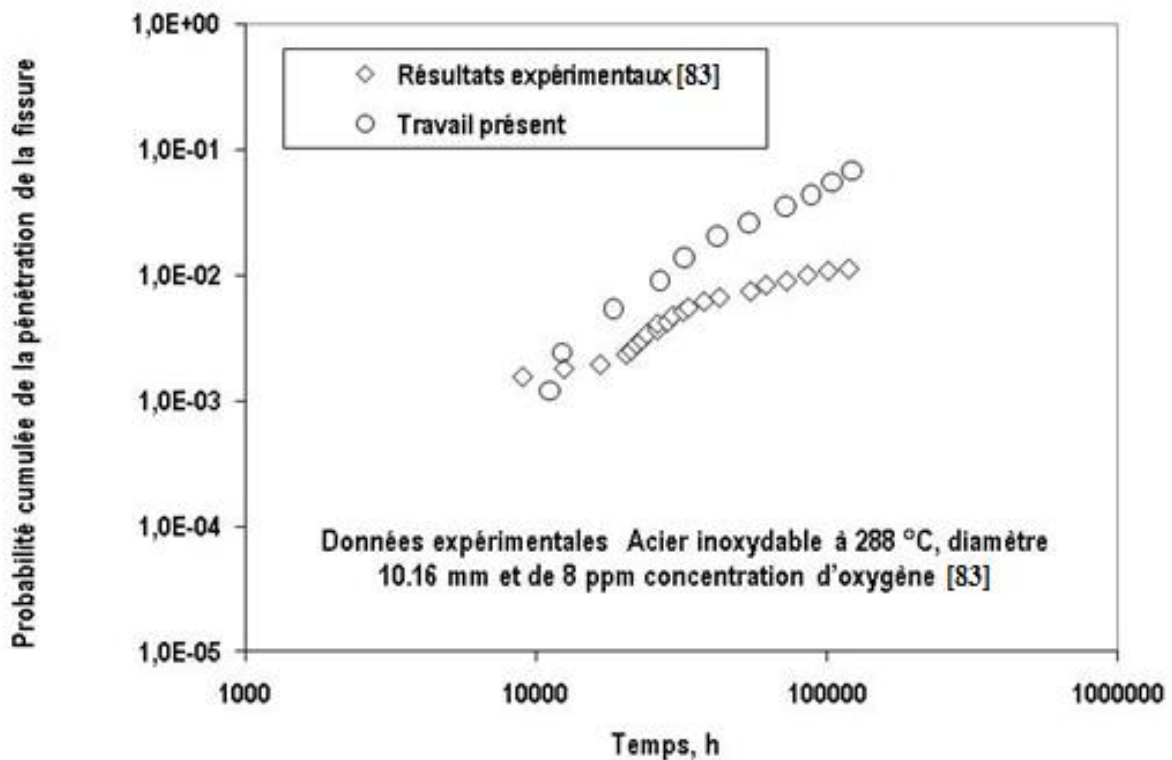


Fig. IV.7 : Probabilité en fonction du temps d'initiation de fissures par corrosion sous contrainte dans de l'acier inoxydable sensibilisé de 4 pouces de diamètre dans 288 °C, 8 ppm d'eau oxygénée; données d'origine de [82]

L'objectif du travail est l'étude de l'influence de la modification des paramètres caractérisant l'environnement et en particulier le changement de la concentration de l'oxygène et de la température lors de fonctionnement et l'effet de remplacement du matériau AISI 304 après réparation par un matériau de grade supérieure AISI 316.

IV.2.1 Effets du changement de la concentration de l'oxygène

Le tableau **IV.1** résume les concentrations de l'oxygène en régime permanent utilisées pour voir l'effet de leurs variations, pour une température de 550 °F (288 °C),

Cas étudié	Cas 1	Cas 12	Cas 13	Cas 14	Cas 15
concentration de l'oxygène (ppm)	0.2	0.05	0.01	0.1	1

Tableau. IV.1 : Les cas étudiés

Des informations sur le nombre de fissures qui sont engagées au début de l'incrément de temps au cours de cet essai (premier nombre de fissures) présentés sur la **Fig. IV.8**, et la **Fig. IV.9** présente le nombre de fissures initiées dans l'incrément de temps (fissures totalement initiées : l'initiation et la coalescence). Ces résultats sont imprimés pour chaque temps d'évaluation des cas1, cas12, cas13 et le cas14.

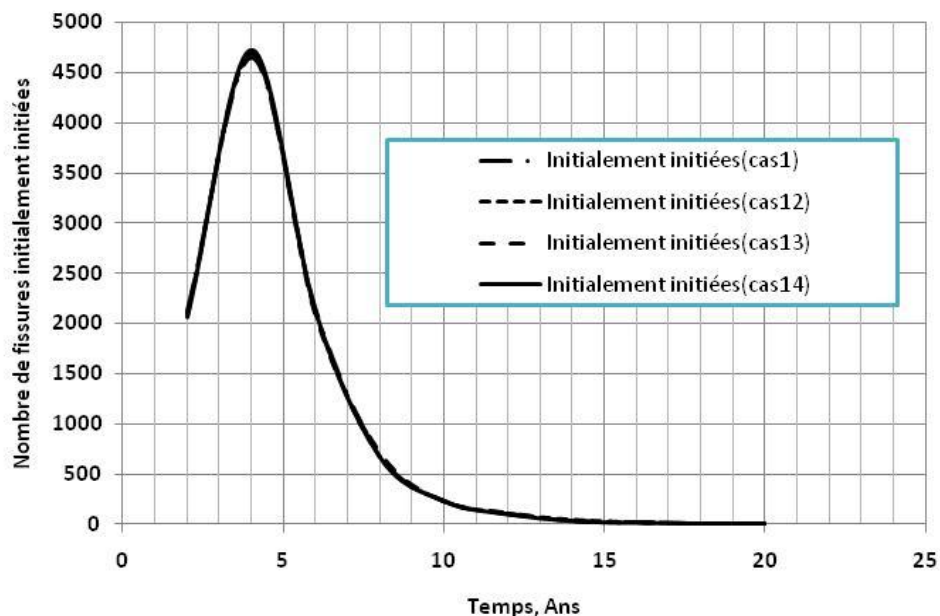


Fig. IV.8 : Nombre des fissures initialement initiées

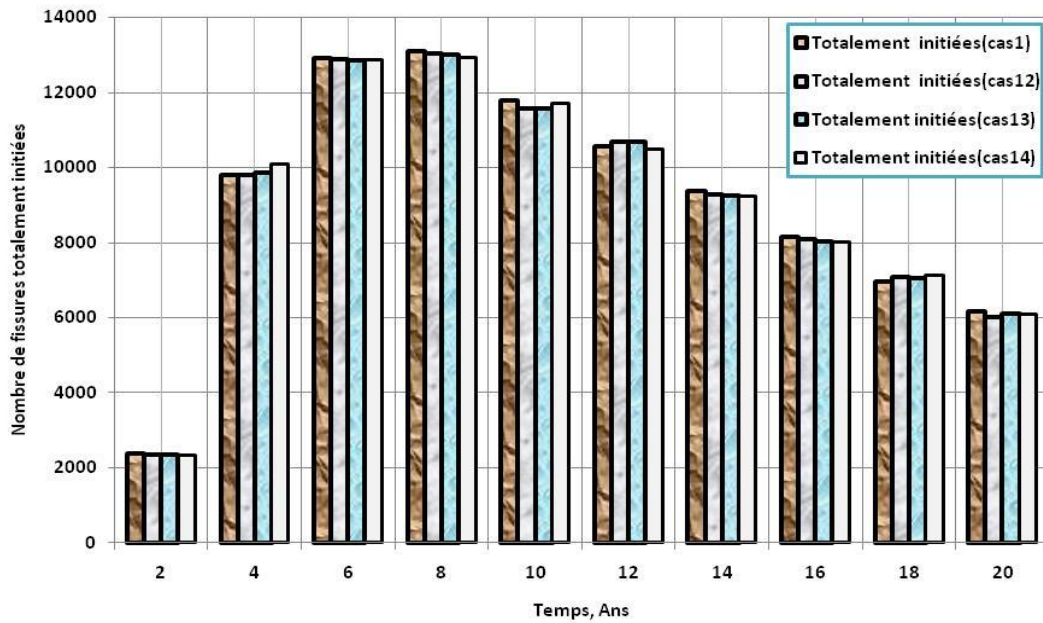


Fig. IV.9 : Nombre des fissures totalement initiées dans le temps

Les Figs. (Fig. IV.10 à Fig. IV.12) présentent la probabilité de défaillance en fonction du temps pour une valeur donnée de l'endommagement D et en plus de la probabilité d'amorçage de fissure, la probabilité d'une fuite (fissure traversante la paroi), est évaluée pour les 4 cas (cas1, cas 12, cas 13 et cas 14) respectivement.

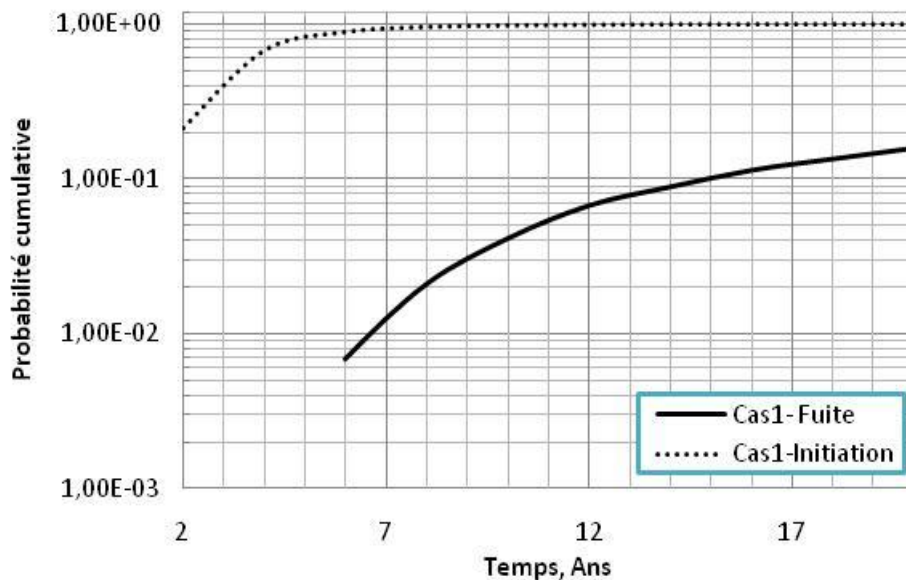


Fig. IV.10 : Probabilité d'initier ou d'avoir une fuite (cas1)

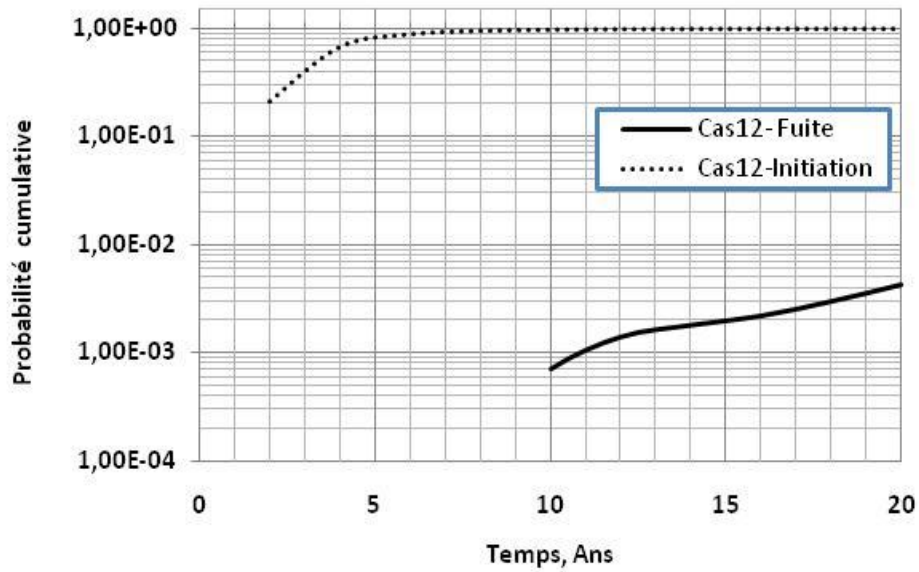


Fig. IV.11 : Probabilité d'initier ou d'avoir une fuite (cas12)

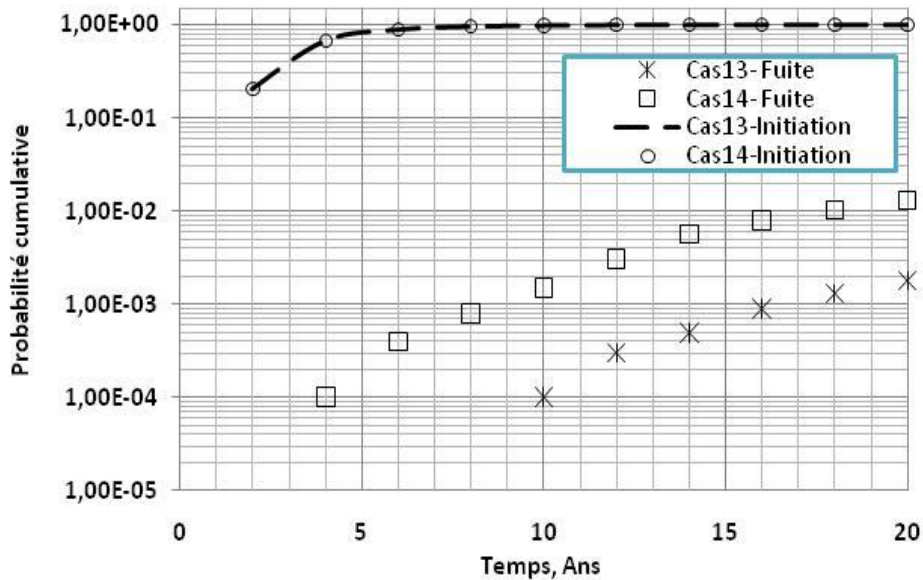


Fig. IV.12 : Probabilité d'initier ou d'avoir une fuite (cas13 et cas14)

Pour des faibles valeurs d'endommagements (Fig. IV.14) l'évolution ou la variation des concentrations de l'oxygène n'influence pas le processus d'initiation (Fig. IV.13).

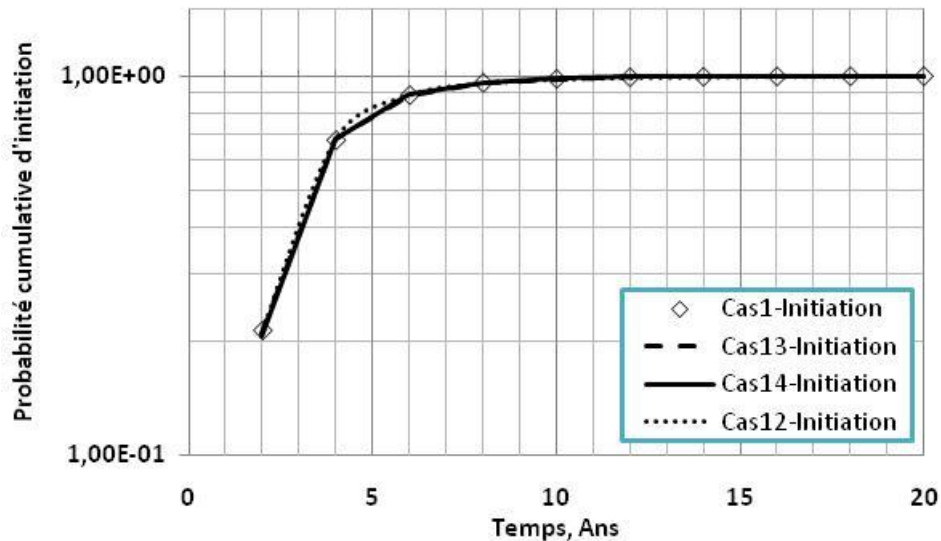


Fig. IV.13 : Probabilité d'initier une fuite (cas1, cas12, cas13 et cas14)

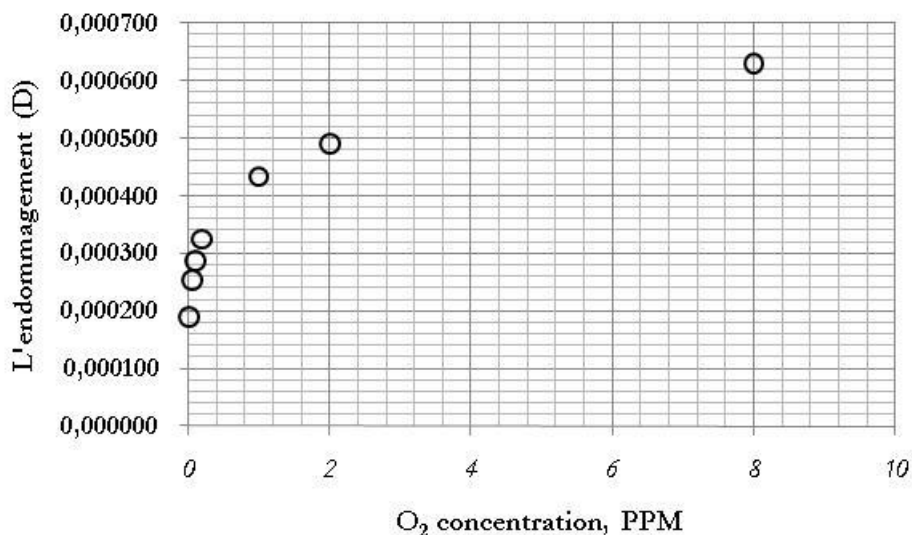


Fig. IV.14 : L'endommagement en fonction de la concentration de l'O₂ –AISI304-

La Fig. IV.15 regroupe les probabilités cumulatives des fuites des 4 cas traités. Si on suppose que le cas1 est une référence (concentration O₂= 0.2ppm (cas de base)) on remarque que lorsqu'on se rapproche de la concentration du régime transitoire, la probabilité de fuite est augmentée 4.28 fois et lorsqu'on diminue la concentration vis à vis du régime transitoire (cas13 : concentration O₂= 0.01ppm) la probabilité de fuite se réduise de 87.7 fois.

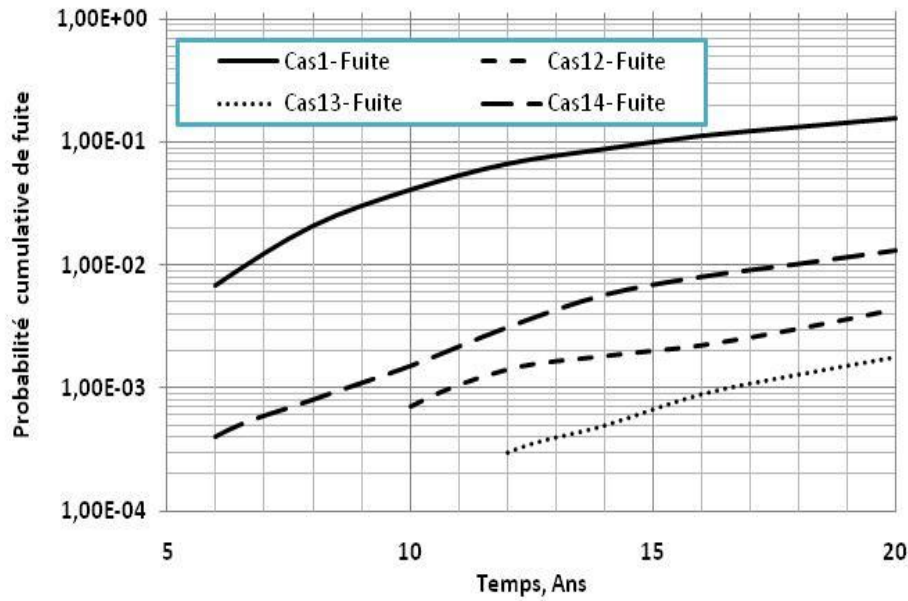


Fig. IV.15 : Probabilité d'avoir une fuite (cas1, cas12, cas13, cas14)

IV.2. 2 Effets du changement de la température

Le tableau IV.2 résume les températures utilisées pour voir l'effet de leurs variations, pour une concentration de l'oxygène de 0.2 ppm,

Cas étudié	Cas1-550	Cas12-560	Cas13-479	Cas14-480	Cas15-450
Température, °F	550	560	479	480	450
Température, °C	288	293	248	249	232

Tableau. IV.2 : Les températures utilisées et les cas étudiés

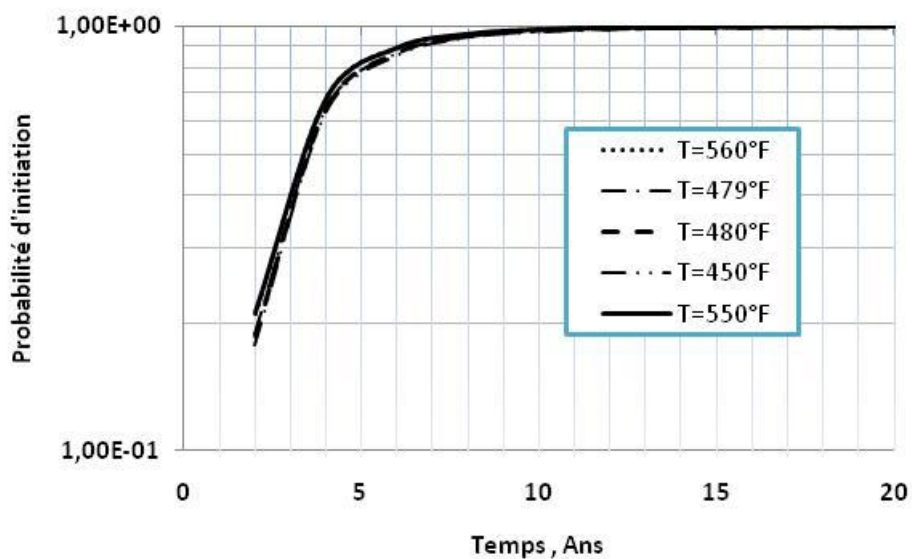


Fig. IV.16 : Probabilité d'initier une fuite

La **Fig. IV.16** regroupe les courbes de la probabilité d'initiation des 5 cas étudiés. Ces résultats sont imprimés pour chaque temps d'évaluation des cas. Pour des faibles valeurs d'endommagements (**Fig. IV.17**) la variation de la température n'influence pas le processus d'initiation (**Fig. IV.16**).

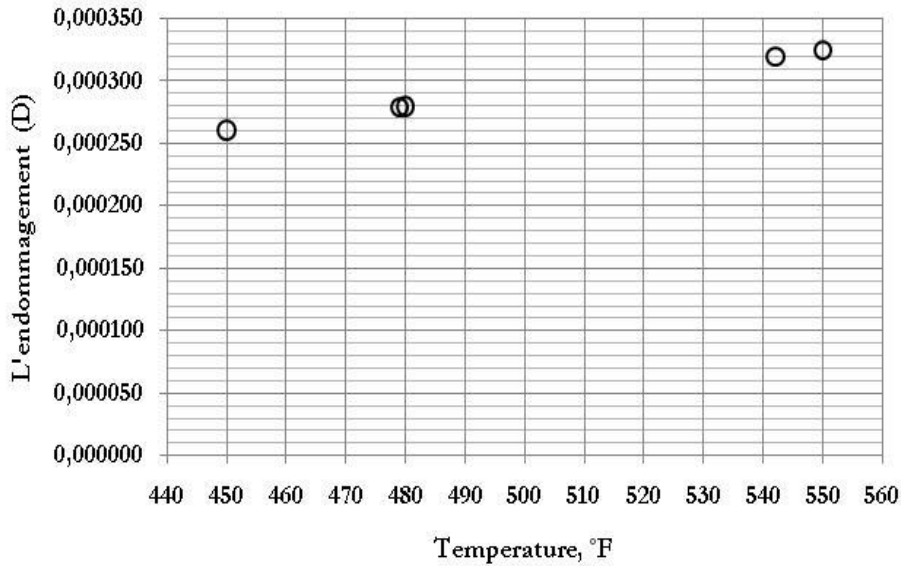


Fig. IV.17 : L'endommagement en fonction de la température –AISI304-

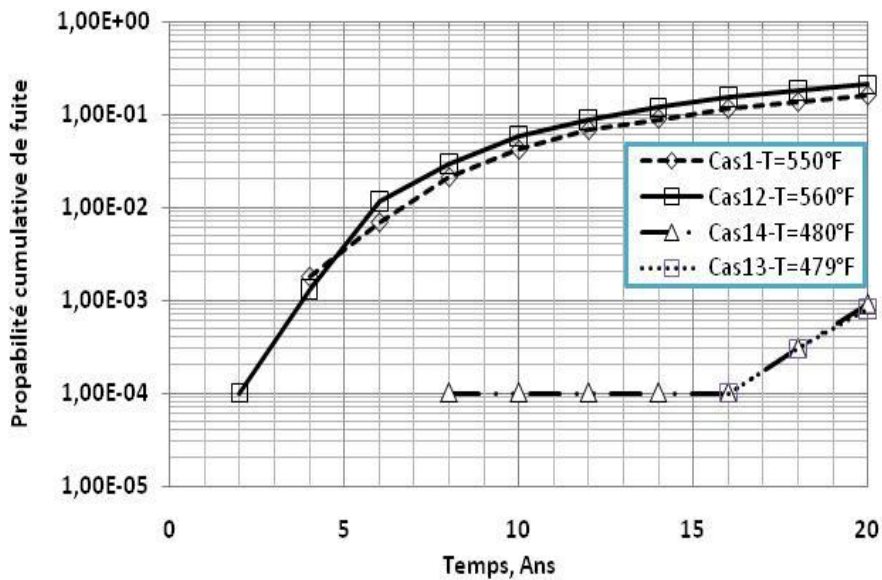


Fig. IV.18 : Probabilité d'avoir une fuite

La **Fig. IV.18** regroupe les courbes de la probabilité de fuite de 4 cas étudiés. L'influence de la température dépend de la température de déclenchement du cycle Echauffement-Refroidissement.

IV.3 L'effet de remplacement du matériaux endommagé:

Dans ce qui suit on va analyser l'effet de remplacement du matériau AISI 304 endommagé par un grade supérieur (AISI 316) après une réparation nécessaire. Bien que le modèle actuel ait été développé pour AISI 304, l'adaptation du schéma de corrélation pour AISI 316 était une question relativement simple de définir de nouveaux paramètres d'endommagements sur la base de données de laboratoire approprié; autrement, la forme fonctionnelle de base du modèle est restée inchangée.

Le modèle d'endommagement du matériau et la méthodologie de l'évaluation de la fiabilité d'une structure fabriqué en AISI 316 est similaire a celle fabrique en AISI 304, détaillé dans le chapitre (III) section (III.2.2.2.). Pour l'acier inoxydable austénitique AISI 316, les valeurs de ces constantes sont données dans le Tableau IV.3.

Constante	C_1	C_2	C_3	C_4	C_5	C_6	C_7	C_8	C_9
Valeurs	1.879	0.00	0.24	-1123.0	4.0	0.35	0.49	2.21×10^{-15}	6.0

Tableau. IV.3 : Les valeurs des constantes pour l'acier inoxydable austénitique AISI 316[6, 49, 68]

Et les paramètres de l'équation (III.17) : B_0 , B_1 , B_2 et B_3 sont des constantes dont les valeurs dépendent du type de matériau et des conditions de chargement (c.-à-d., charge constante ou charge variable), et sont évaluées en appliquant les procédures d'ajustement des courbes de laboratoire aux données réelles. Pour l'acier inoxydable austénitique AISI 316 sous une charge constante, Harris et al [6, 49, 68] donnent les valeurs suivantes :

$$B_0 = - 7.72$$

$$B_1 = - 5.39$$

$$B_2 = \begin{cases} 0.32744 & \text{si } \log(D) < - 3.96 \\ - 0.7461 & \text{si } \log(D) \text{ entre } - 3.96 \text{ et } - 3.32 \\ 0.16056 & \text{si } \log(D) > - 3.32 \end{cases}$$

$$B_3 = \begin{cases} 0 & \text{si } \log(D) < -3.96 \\ -0.2731 & \text{si } \log(D) \text{ entre } -3.96 \text{ et } -3.32 \\ 0 & \text{si } \log(D) > -3.32 \end{cases}$$

Dans cette partie notre objectif principal est d'étudier le comportement relatif de différents types de matériaux dans des conditions par ailleurs nominalement identiques présentées dans le tableau **IV.4** :

Géométrie du tube	Rayon intérieur = 7.16 (in) Épaisseur de la paroi = 0.84 (in)
Contrainte du chargement	Chargement total = 15.23 (ksi) Pression de fonctionnement = 1250 (psi) (1 (psi) = 0.00689476 (MPa))
Contrainte d'écoulement du matériau	Moyenne = 44.9 (ksi) Écart-type = 1.9 (ksi)
Paramètres de SCC	Oxygène au démarrage = 8 (ppm) Oxygène stable au régime permanent = 0.2 (ppm) (1(ppm) = 0.001(g/L)) Température de l'eau au régime permanent = 550 (°F) ([°F] = [°C] x 9/5 + 32) Durée de l'échauffement = 5 (hours) Conductivité du liquide de refroidissement = 0.2 (µs/cm)

Tableau. IV.4.: Conditions pour le cas de base

IV.3.1 Etude comparative de l'effet du changement de la concentration de l'oxygène après réparation :

La (**Fig. IV.19**) présente l'endommagement pour une température de donnée $T = 550$ °F (288 °C) en fonction de la concentration de l'O₂ –AISI 316- dans un intervalle de 0 à 8 ppm. Les cas étudiés sont présentés dans le tableau IV.1

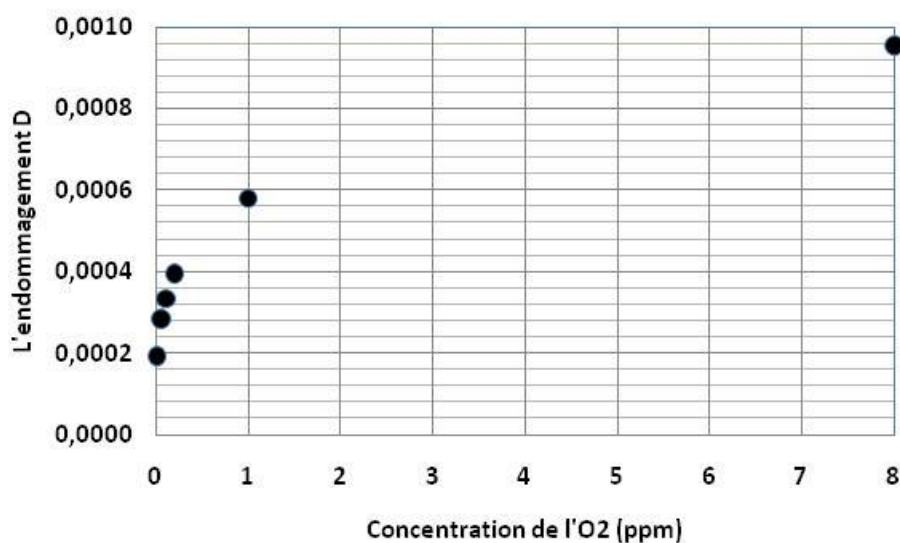


Fig. IV.19 : L'endommagement en fonction de la concentration de l'O₂ –AISI 316-

IV.3.1.1 Cas d'initiation :

Pour des endommagements faibles (**Fig. IV.19**) la variation des concentrations de l'oxygène n'influence pas le processus d'initiation (**Figs. IV.20 à IV.23**).

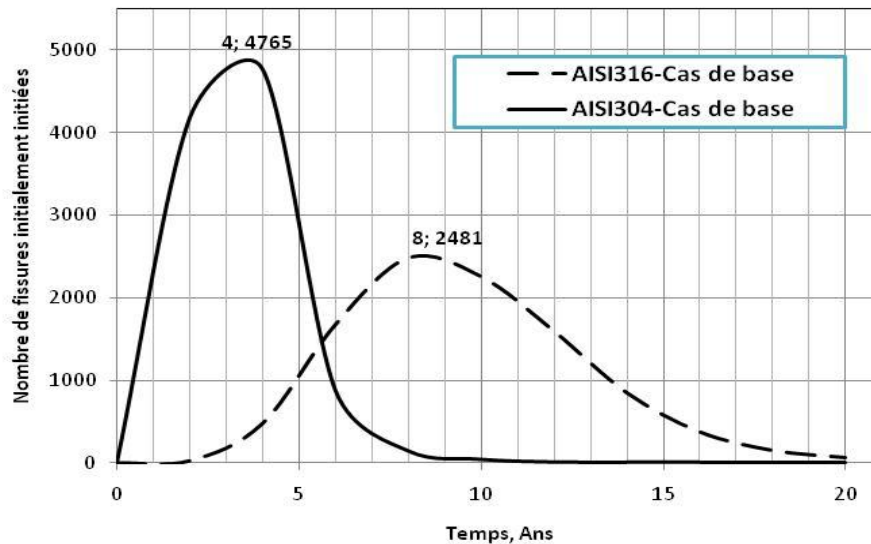


Fig. IV.20 : Nombre des fissures initialement initiées dans les deux types de matériaux pour une température de 550°F et un $d'O_2$ de 0.2ppm –Cas de base

Notez que l'initiation dans une soudure AISI304 atteint son maximum après seulement environ 4 ans de fonctionnement, tandis que dans le type AISI316, ce seuil n'est franchi qu'après 8 ans. La raison de cette différence est claire à partir des **Figs. IV.20 à IV.25**, qui montrent le nombre initial et total d'amorçages de fissure dans les matériaux AISI 304 et AISI 316. Notez aussi que les fissures commencent à initier en AISI 304 au cours de la première année de fonctionnement; au moment où la première initiation se produit dans AISI316 (environ quatre ans), près de 4800 fissures se sont amorcées dans le matériau moins résistant.

Le rapport des fissures amorcées en AISI 316 aux fissures amorcées en AISI 304 pour une température de 550°F (288 °C) et un taux d' O_2 de 0.2ppm chute à moins de 44 à quatre ans et à moins de 4 à dix ans et à moins de un (1) à la fin de la vie de la plante. Et pour une température de 550°F et une réduction du taux d' O_2 de 0.2ppm à 0.01ppm chute à moins de 48 à quatre ans et à moins de 4 à dix ans et à moins de un (1) à la fin de la durée de vie de la structure (voir **Figs. IV.24 et IV.25**).

Dans tous les cas, le AISI 316 présente une bonne résistance à la corrosion principalement au fait que :

- (1) moins de fissures amorcées que dans le matériau AISI 304, et
 - (2) celles qui sont initiées contribuent généralement plus tard durant la durée de vie.
- Cependant, une fois qu'une fissure a déclenché, son taux de croissance ultérieur n'est pas affecté de manière significative par le type de matériau.

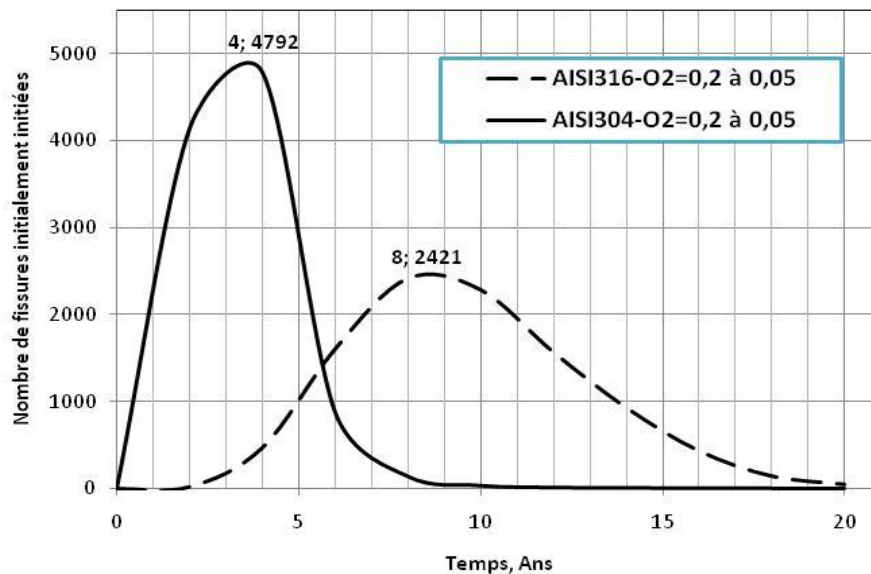


Fig. IV.21 : Nombre des fissures initialement initiées dans les deux types de matériaux pour une réduction du taux d' O_2 de 0.2 à 0.05ppm

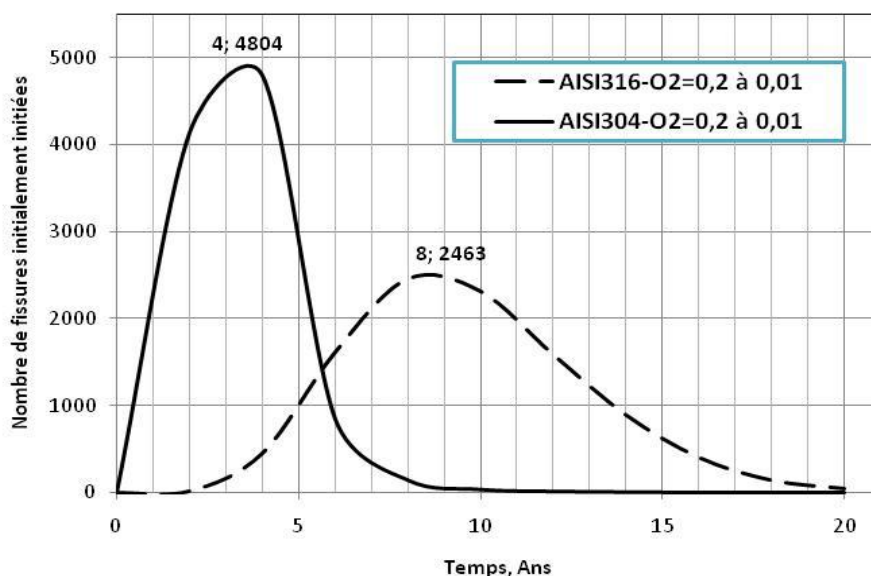


Fig. IV.22 : Nombre des fissures initialement initiées dans les deux types de matériaux pour une réduction du taux d' O_2 de 0.2 à 0.01ppm

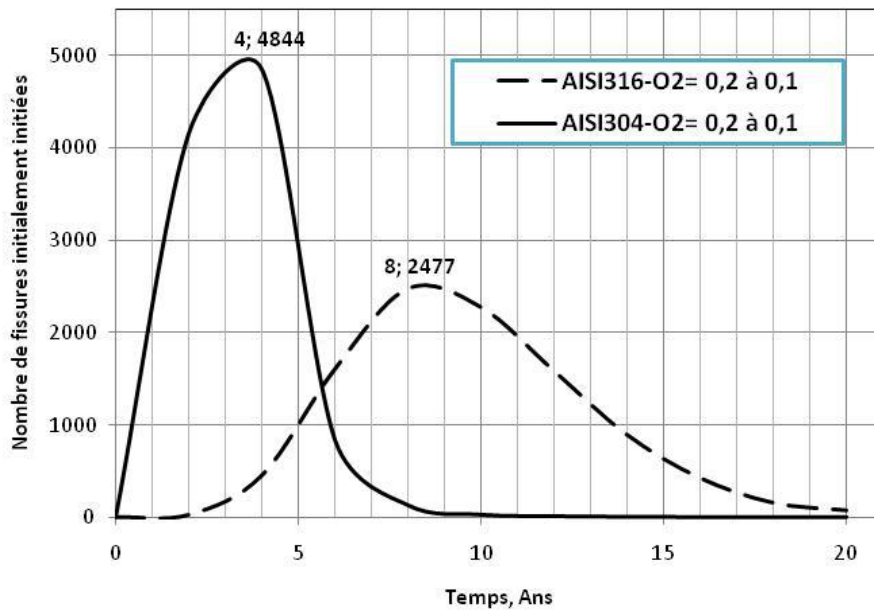


Fig. IV.23 : Nombre des fissures initialement initiées dans les deux types de matériaux pour une réduction du taux d'O₂ de 0.2 à 0.1ppm

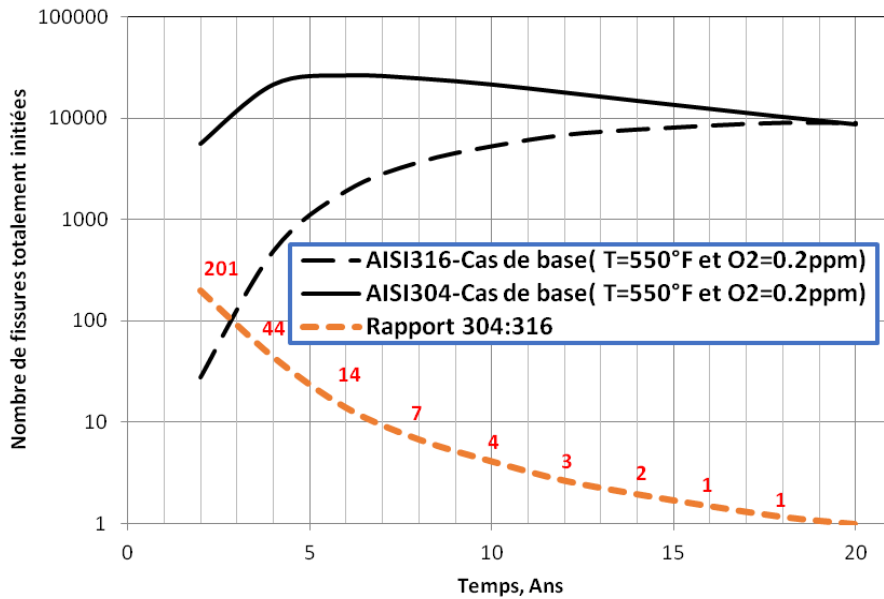


Fig. IV.24 : Initiations totales des deux matériaux types 304 et 316 pour une température de 550 °F et un taux d'oxygène de 0.2 ppm. (Simulation Monte-Carlo de 10000 répliques)

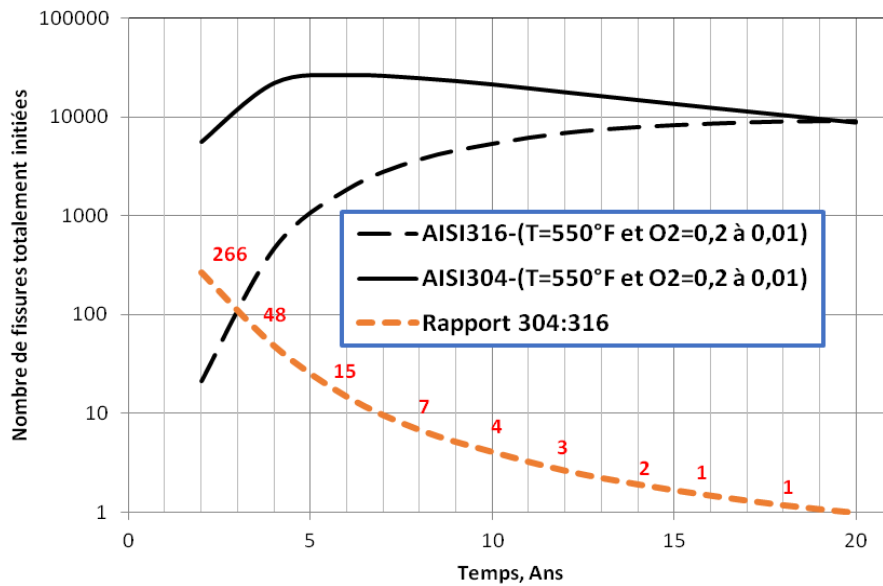


Fig. IV.25 : Initiations totales des deux matériaux types 304 et 316 pour une température de 550 °F et réduction du taux d'oxygène de 0.2 à 0.01ppm. (Simulation Monte-Carlo de 10000 répliques)

IV.3.1.2 Cas de Fuite :

Les **Figs. IV.26 à IV.29** montrent, respectivement, les probabilités cumulatives de fuites des quatre cas traités. Les résultats sont donnés à la fois pour le matériau d'origine AISI 304 et pour le matériau de remplacement AISI 316. Dans la tuyauterie AISI 304, une fuite devrait se produire après deux années de fonctionnement (c'est-à-dire que la probabilité cumulée de fuite approche celle-ci). S'il est important de garder à l'esprit le conservatisme de l'analyse, ce résultat est néanmoins raisonnablement cohérent avec certaines observations sur le terrain [84-85].

Si l'acier AISI 304 est remplacé par l'acier AISI 316 tout en conservant la configuration de la tuyauterie d'origine les probabilités de fuite correspondantes sont nominale nulles après 6 ans de fonctionnement. La probabilité de fuite dépasse d'abord 10^{-4} après environ 6 ans, augmentant à environ $(1,52E-02 \text{ à } 2,00E-01)$ à la fin de la durée de vie.

Dans le cas de remplacement par AISI 316, les probabilités de fuite en fin de vie chutent d'environ un facteur (4.35 pour un taux d'oxygène de 0.2ppm, 5.50 pour un taux d'oxygène de 0.1ppm, 6.67 pour un taux d'oxygène de 0.05ppm, et 7.37 pour un taux d'oxygène de 0.01ppm).

La défaillance des tuyauteries de type AISI 304 est toujours dominée par des fissures amorcées (c'est-à-dire résultant de la corrosion sous contrainte), en AISI316, les fissures amorcées ne dominent la probabilité de fuite qu'après environ 6 ans. Une fois les fissures présentes, les taux de croissance sont nominalement les mêmes dans les deux matériaux. Par conséquent, la différence de comportement prévue entre les deux matériaux est due aux différences dans le nombre de fissures amorcées et à leur délai d'initiation ultérieur, plutôt qu'à la façon dont ces fissures se développeraient une fois amorcées.

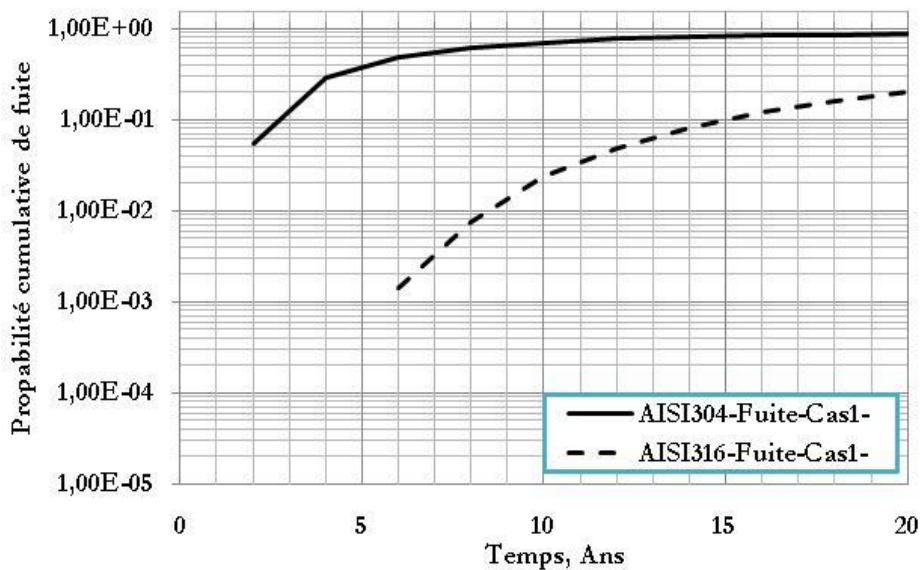


Fig. IV.26 : Probabilités cumulatives de fuite des deux types de matériaux pour une température $T=550\text{ °F}$ -Cas1-

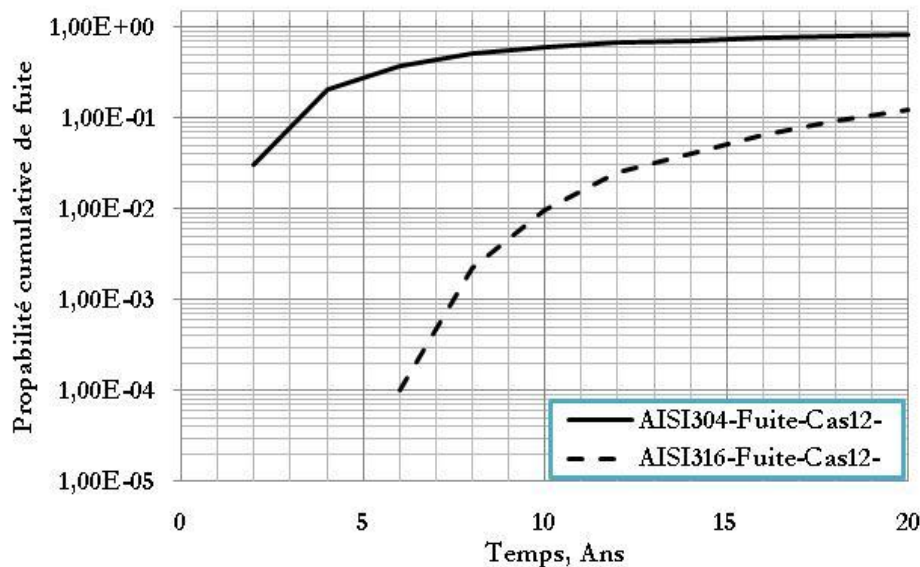


Fig. IV.27 : Probabilités cumulatives de fuite des deux types de matériaux pour une température $T=550\text{ °F}$ -Cas12-

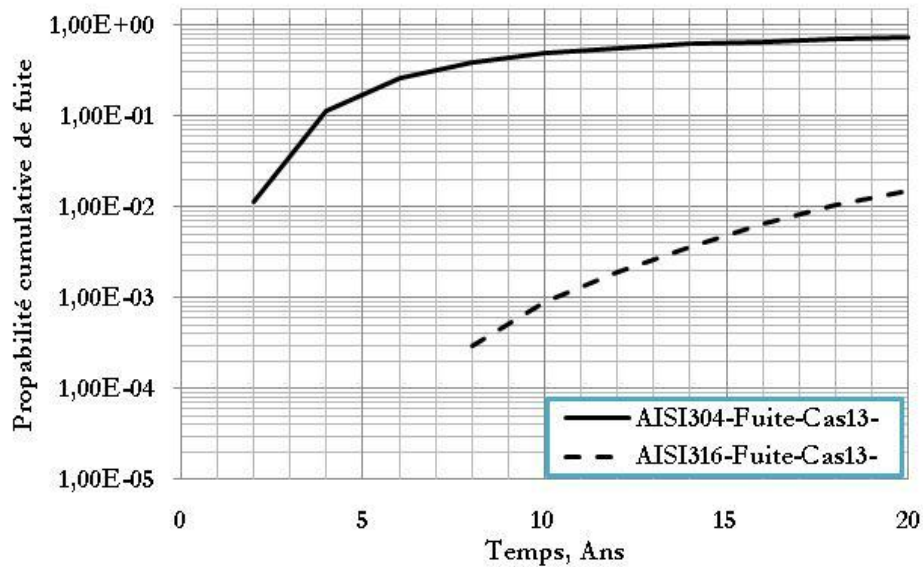


Fig. IV.28 : Probabilités cumulatives de fuite des deux types de matériaux pour une température $T=550\text{ °F}$ -Cas13-

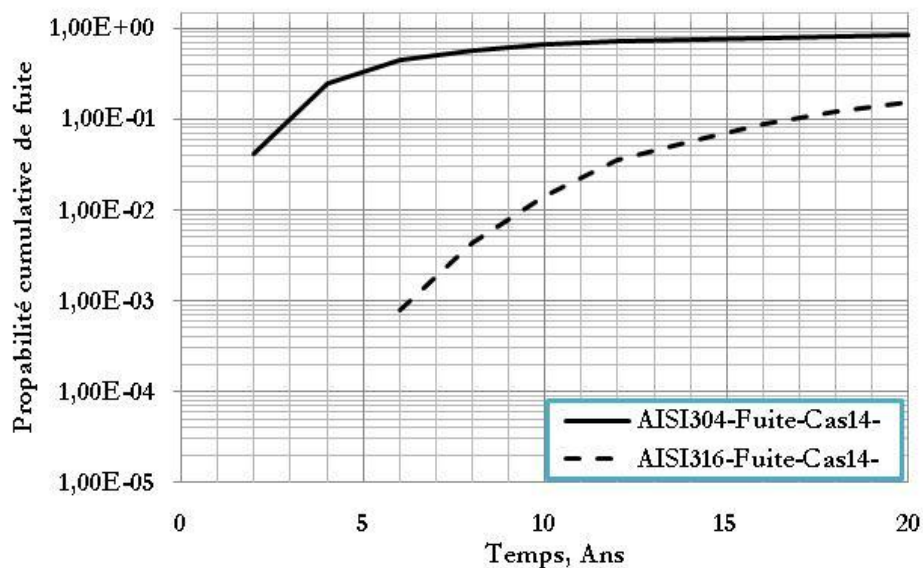


Fig. IV.29 : Probabilités cumulatives de fuite des deux types de matériaux pour une température $T=550\text{ °F}$ -Cas14-

IV.3.2 Etude comparative de l'effet du changement de la température de fonction après réparation :

La (Fig. IV.30) présente l'endommagement pour une concentration donnée de l' O_2 pour AISI316 de 0.2ppm en fonction de la température dans un intervalle de 0 à 8 ppm, et les températures correspondantes aux cas étudiées sont regroupées dans le **Tableau. IV.2**.

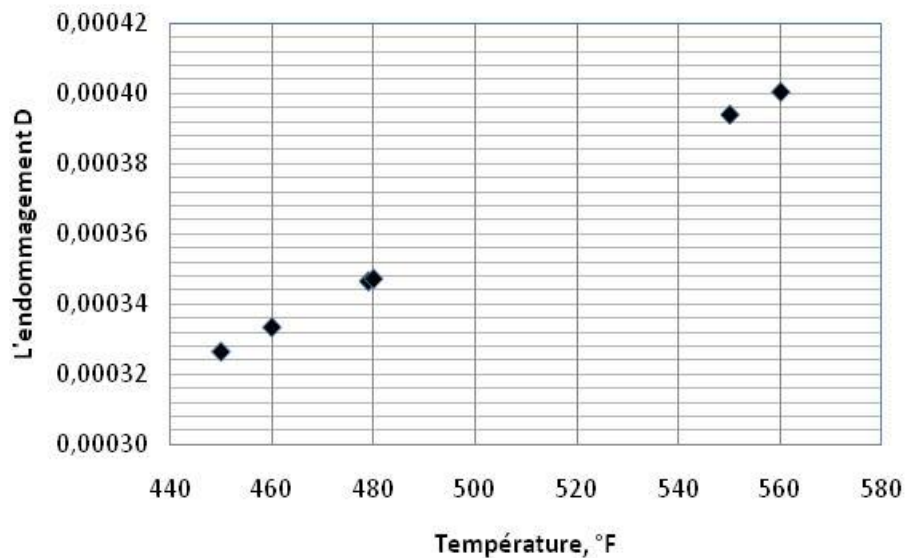


Fig. IV.30 : L'endommagement en fonction de la température –AISI316-

IV.3.2.1 Cas d'initiation :

Les Figs. IV.31 à IV.34 regroupent les courbes de la probabilité d'initiation des 4 cas étudiés. Ces résultats sont imprimés pour chaque temps d'évaluation des cas1-550, cas12-560, cas14-480 et le cas15-450. Pour des endommagements faibles (Fig. IV.30) la variation de la température n'influence pas le processus d'initiation (Figs. IV.31 à IV.34).

Remarquez que l'initiation dans une soudure AISI304 atteint son maximum après seulement environ 4 ans de fonctionnement, tandis que dans le type AISI316, ce seuil n'est franchi qu'après 10 ans, cette différence est clairement justifier à partir des Figs. IV.31 à IV.34, qui montrent le nombre initiale et total d'amorçages de fissure dans les matériaux AISI304 et AISI316. Notez aussi que les fissures commencent à initier en AISI304 au cours de la première année de fonctionnement; au moment où la première initiation se produit dans AISI316 (environ quatre ans), près de 4900 fissures se sont amorcées dans le matériau moins résistant.

Le rapport des fissures amorcées en AISI 316 aux fissures amorcées en AISI 304 pour un taux d'O₂ de 0.2ppm et une température de 550°F chute à moins de 48 à quatre ans et à moins de 4 à dix ans et à moins de un (1) à la fin de la vie de la structure (voir Fig. IV.24). Et pour taux d'O₂ de 0.2ppm et une diminution de la température à 480 °F chute à moins de 69 à

quatre ans et à moins de 5 à dix ans et à moins de un (1) à la fin de la durée de vie de la structure (voir Fig. IV.35).

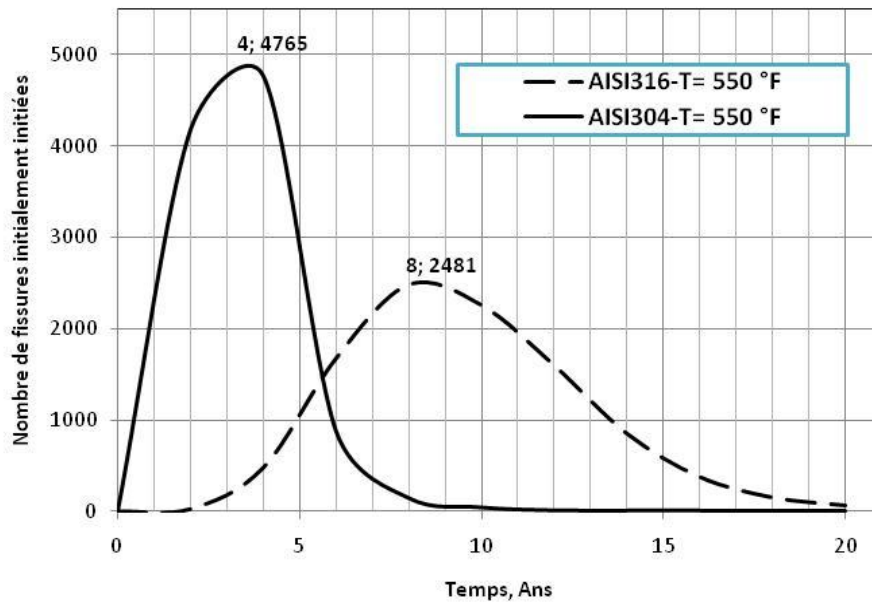


Fig. IV.31 : Nombre des fissures initialement initiées dans les deux types de matériaux pour un taux de concentration d'oxygène de 0.2 ppm et $T = 550$ °F.

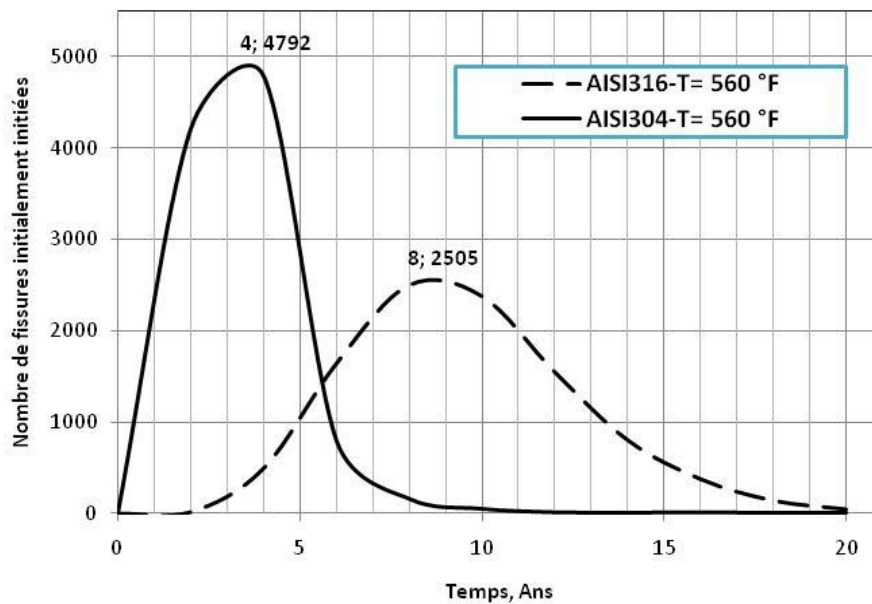


Fig. IV.32 : Nombre des fissures initialement initiées dans les deux types de matériaux pour un taux de concentration d'oxygène de 0.2 ppm et $T = 560$ °F.

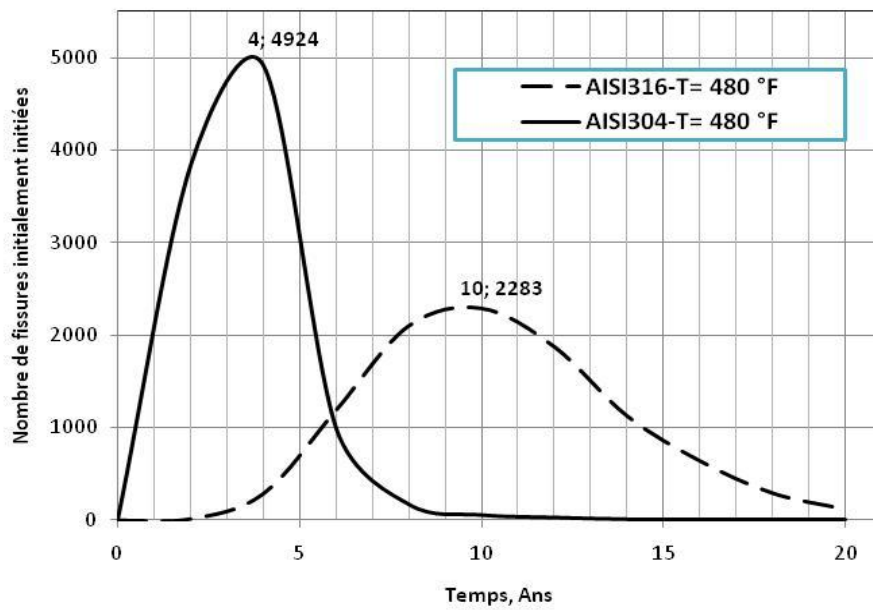


Fig. IV.33 : Nombre des fissures initialement initiées dans les deux types de matériaux pour un taux de concentration d'oxygene de 0.2 ppm et $T = 480$ °F.

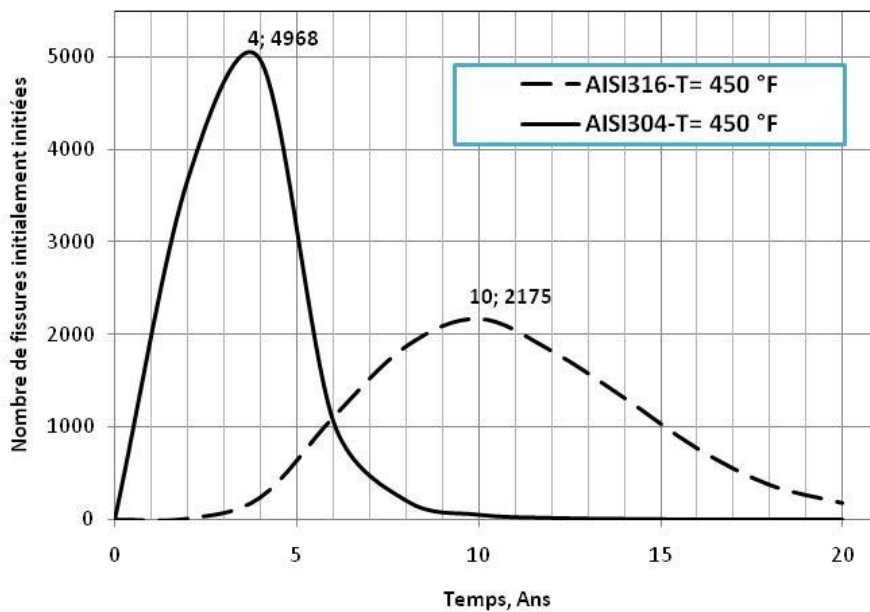


Fig. IV.34 : Nombre des fissures initialement initiées dans les deux types de matériaux pour un taux de concentration d'oxygene de 0.2 ppm et $T = 450$ °F.

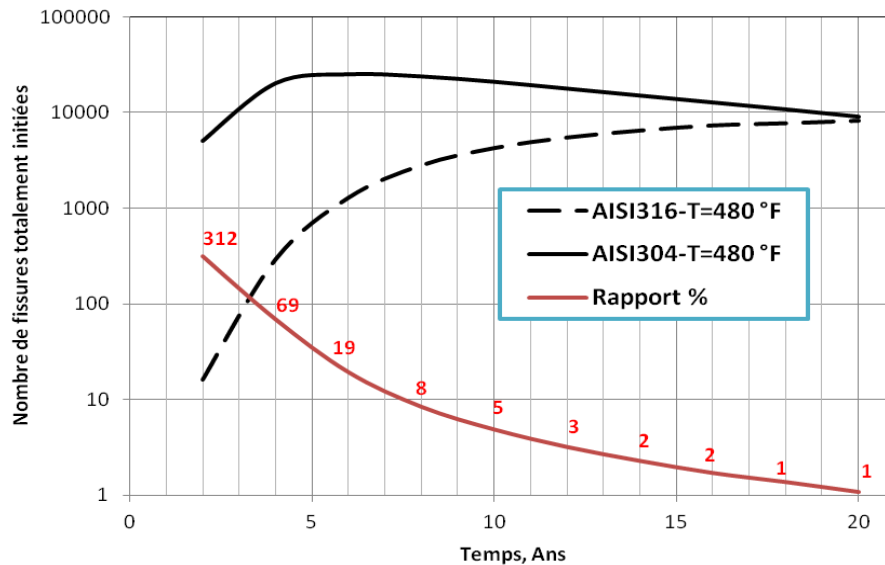


Fig. IV.35 : Initiations totales des deux matériaux types 304 et 316 pour un taux d'oxygène de 0.2 ppm et diminution de température à 480 °F. (Simulation Monte-Carlo de 10000 réplifications)

IV.3.2.2 Cas de fuite :

Les **Figs. IV.36 à IV.39** montrent, les probabilités cumulatives de fuites des quatre cas traités. Les résultats sont donnés à la fois pour le matériau d'origine AISI304 et pour le matériau de remplacement AISI316. Dans la tuyauterie AISI304, une fuite devrait se produire après deux années de fonctionnement.

Si l'acier AISI304 est remplacé par l'acier AISI316 tout en conservant la configuration de la tuyauterie d'origine les probabilités de fuite correspondantes sont nominale nulles après 6 ans de fonctionnement. La probabilité de fuite dépasse d'abord 10^{-4} après environ 4 ans et augmentant à environ 0.15 à la fin de la durée de vie pour les cas13 et cas14. La probabilité de fuite dépasse 10^{-3} après environ 6 ans et augmentant à environ 0.2 à la fin de la durée de vie pour les cas1et cas12.

Dans le cas de remplacement par AISI316, les probabilités de fuite en fin de vie chutent d'environ un facteur (**4.39** pour une température de 560 °F, **4.35** pour une température de 550 °F, **5.8** pour une température de 480 °F, et **5.8** pour une température de 479 °F).

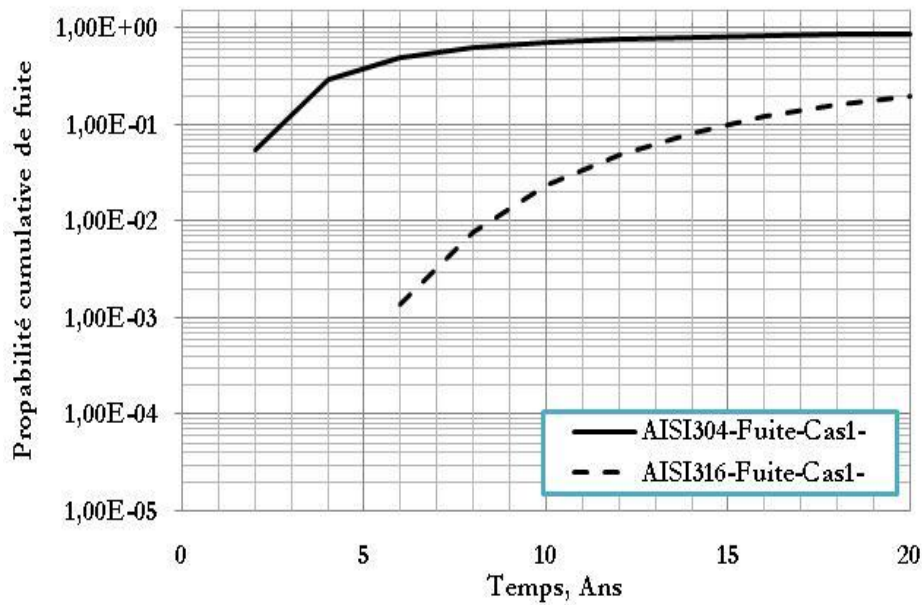


Fig. IV.36 : Probabilités cumulatives de fuite des deux types de matériaux pour un taux d'O₂ de 0.2 ppm -Cas1-

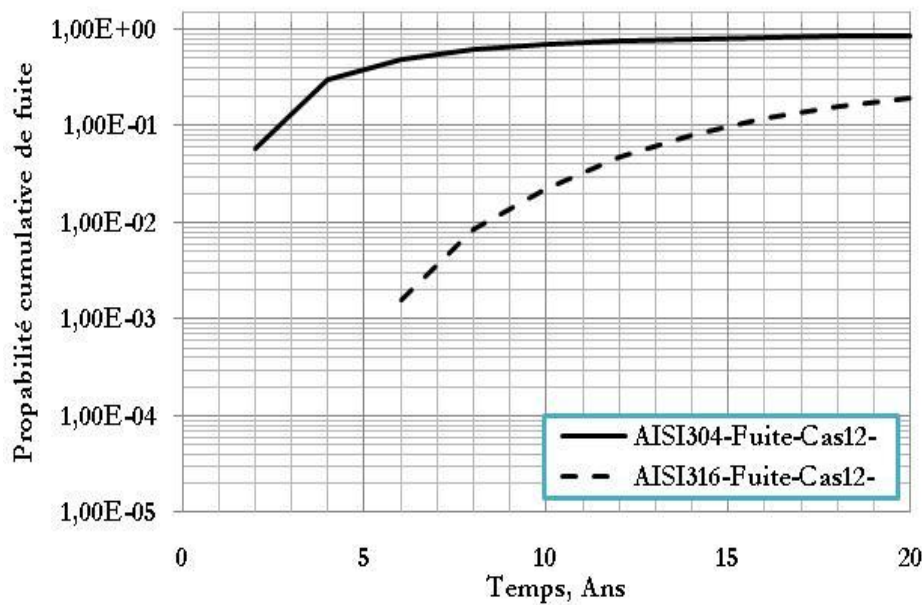


Fig. IV.37 : Probabilités cumulatives de fuite des deux types de matériaux pour un taux d'O₂ de 0.2 ppm -Cas12-

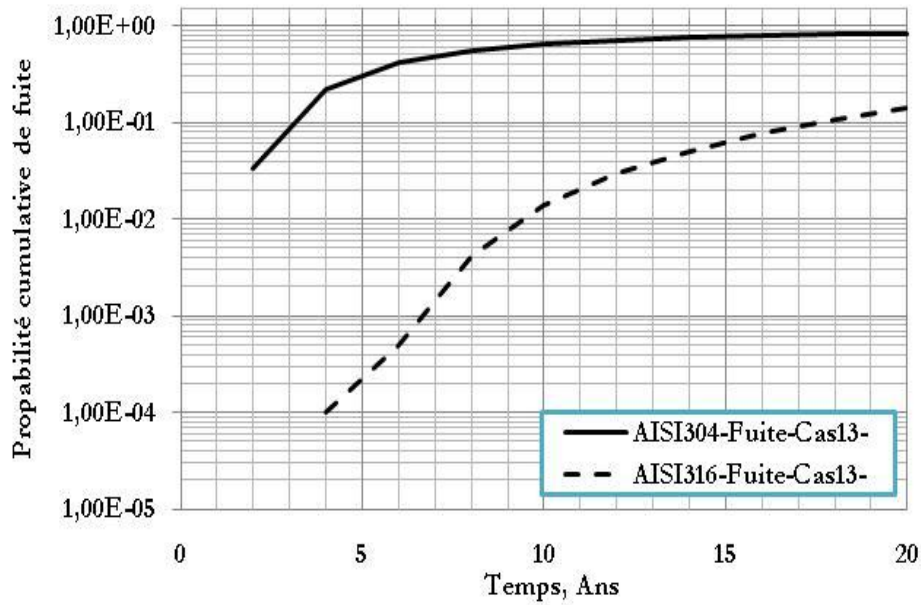


Fig. IV.38 : Probabilités cumulatives de fuite des deux types de matériaux pour un taux d'O₂ de 0.2 ppm -Cas13-

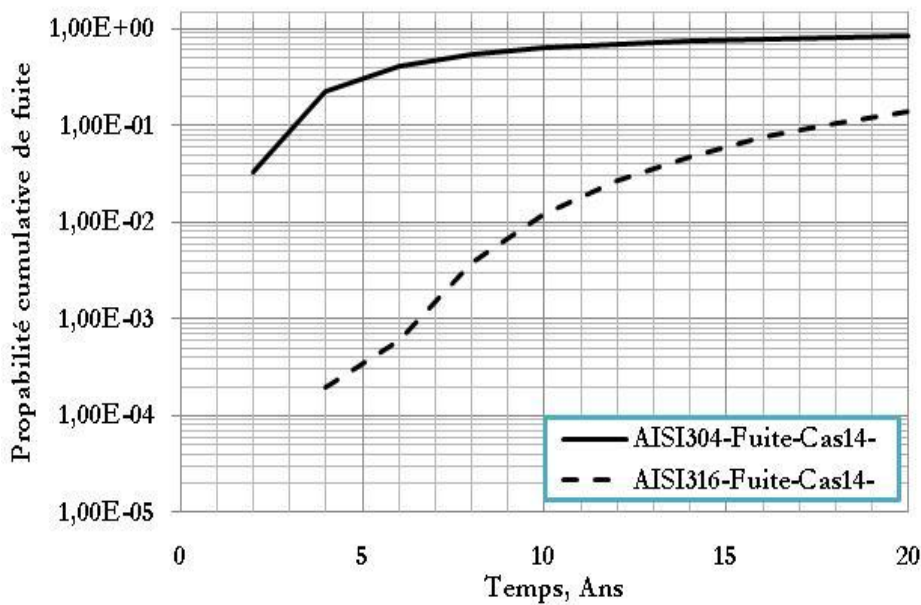


Fig. IV.39 : Probabilités cumulatives de fuite des deux types de matériaux pour un taux d'O₂ de 0.2 ppm -Cas14-

Conclusion générale et perspectives

Conclusion générale et perspectives

De nombreux problèmes de fiabilité des structures industrielles sont liés à la présence de fissures, qui sous certains chargements peuvent conduire à leur ruine. La caractérisation de la nocivité de ce type de défauts est fondamentale pour connaître, entre autre, la durée de vie résiduelle des structures fissurées. Dans le domaine des équipements sous pression, la variable sécurité de fonctionnement en toutes circonstances est omniprésente, et la caractérisation de la nocivité des défauts est fondamentale. Pour répondre en partie à ce problème, la mécanique de la rupture couplée aux méthodes numériques est utilisée dans ce travail. Les modèles basés sur la mécanique de la rupture probabiliste (MRP) des structures sont de plus en plus utilisés pour prédire la fiabilité des composants sous pression des installations nucléaires tels que les soudures dans les systèmes de tuyauterie [4-5] et des cuves sous pression du réacteur [6].

L'utilisation d'un modèle pour prédire et analyser la fiabilité des conduites sous pression sur la base de la mécanique de la rupture au moyen du programme de calcul M-PRAISE élargi ces dernières années pour permettre l'examen de l'initiation et de la propagation des fissures dans une variété de matériaux pour la tuyauterie sous pression et dans les réacteurs BWR.

Le sous-programme d'initiation a été utilisé en conjonction avec la simulation Monte Carlo pour estimer la probabilité de défaillance en fonction du temps. En plus de la probabilité d'amorçage de fissures, les probabilités d'avoir une fuite (cas d'une fissure traversante) dans la tuyauterie ont été évaluées. L'étude et l'analyse des résultats issus des cas traités montrent l'influence du changement des paramètres de l'environnement sur la probabilité de fuite. La majorité des figures présente des statistiques sur les fissures initiées en fonction du temps. De nombreuses fissures sont prévues pour initier, mais aucune n'a pu grandir pour devenir une fissure traversante dans l'épaisseur durant la vie de la conduite simulée à 20 ans. Enfin, Pour des endommagements faibles nous avons constaté que la variation de la température et la concentration de l'oxygène n'influencent pas le processus d'initiation mais leurs réductions contribuent favorablement à la réduction des probabilités de fuite. Pour le remplacement du matériau endommagé nous avons constaté que le remplacement est favorablement recommandé dans des conditions bien définies.

En terme de perspective, nous envisageons une étude paramétrique de fiabilité en utilisons les réseaux de Neurones, il est aussi intéressant de poursuivre l'étude de l'influence des éléments dégradants de la composition chimiques telle que le soufre sur la fiabilité des structures.

Références bibliographiques

Références bibliographiques

- [1] Ghorbel, E. (2001). Approche expérimentale pour la modélisation du comportement mécanique des matériaux métalliques et organiques (Doctoral dissertation, PhD thesis, HDR, 2001. 93).
- [2] Zeghloul, A. (2003). Concepts fondamentaux de la mécanique de la rupture. DEA Mécanique-Matériaux-Structures-Procédés, 2004.
- [3] Ruste, J., Les matériaux du nucléaire -endommagement et évolution-, Université Nancy 1, http://micro.icaunais.free.fr/mat_nucleaire.pdf
- [4] Andresen, P.L., Ford, F.P. (1994). Fundamental modeling of environmental cracking for improved design and lifetime evaluation in BWRs, *Int. J. Press. Vessel. Pip.*, 59(1–3), pp. 61–70, DOI: 10.1016/0308-0161(94)90142-2.
- [5] Zhang, S., Shibata, T., Haruna, T. (1997). Initiation and propagation of IGSCC for sensitized Type 304 stainless steel in dilute sulfate solutions, *Corros. Sci.*, 39(9), pp. 1725–1739, DOI: 10.1016/S0010-938X(97)00078-4.
- [6] Harris, D.O., Dedhia, D.D., Eason, E.D. (1986a). Probabilistic analysis of initiation and early growth of stress corrosion cracks in BWR piping. American Society of Mechanical Engineers, New York. ASME Paper 86-PVP-11.
- [7] Guedri, A., Djebbar, Y., Khaleel, M., Zeghloul, A., (2012). Structural Reliability Improvement Using In-Service Inspection for Intergranular Stress Corrosion of Large Stainless Steel Piping, in: *Applied Fracture Mechanics*. InTech. DOI: 10.5772/48521.
- [8] Ting, K. (1999). The evaluation of intergranular stress corrosion cracking problems of stainless steel piping in Taiwan BWR-6 nuclear power plant, *Nucl. Eng. Des.*, 191(2), pp. 245–254, DOI: 10.1016/S0029-5493(99)00146-6.
- [9] Rahman, S., Ghadiali, N., Wilkowski, G.M., Paul, D. (1997). A computer model for probabilistic leak-rate analysis of nuclear piping and piping welds, *Int. J. Press. Vessel. Pip.*, 70(3), pp. 209–21, DOI: 10.1016/S0308-0161(96)00032-4.
- [10] Helie, M., Peyrat, C., Raquet, G., Santarini, G., Sornay, P. (1996). Phenomenological modelling of stress corrosion cracking. First Global Internet Corrosion Conferences.
- [11] Lu, B.T., Chen, Z.K., Luo, J.L., Patchett, B.M., Xu, Z.H. (2005). Pitting and stress corrosion cracking behavior in welded austenitic stainless steel, *Electrochim. Acta*, 50(6), pp. 1391–1403, DOI: 10.1016/j.electacta.2004.08.036.
- [12] Anoop, M.B., Balaji Rao, K., Lakshmanan, N. (2008). Safety assessment of austenitic steel nuclear power plant pipelines against stress corrosion cracking in the presence of hybrid uncertainties, *Int. J. Press. Vessel. Pip.*, 85(4), pp. 238–247, DOI: 10.1016/j.ijpvp.2007.09.001.
- [13] Guedri, A., Zeghloul, A., Merzoug, B. (2009). Reliability analysis of BWR piping including the effect of residual stresses. *International Review of Mechanical Engineering* 3, pp. 640–645.
- [14] Guedri, A. (2013). Reliability analysis of stainless steel piping using a single stress corrosion cracking damage parameter, *Int. J. Press. Vessel. Pip.*, 111–112, pp. 1–11, DOI: 10.1016/j.ijpvp.2013.03.011.
- [15] Guedri, A. (2013). Effects of remedial actions on small piping reliability, *Proc. Inst. Mech. Eng. Part O J. Risk Reliab.*, 227(2), pp. 144–161, Doi: 10.1177/1748006X13477798.

- [16] Vandermonde, C. A., Monge, G., & Berthollet, C. L. (1788). Mémoire sur le fer considéré dans ses différents états métalliques.
- [17] Cunat, P. J. (2000). Aciers inoxydables. Critères de choix et structure. Techniques de l'ingénieur. Matériaux métalliques, (M4540), M4540-1.
- [18] Soulat, P., & Meyzaud, Y. (1989). Prévention de la Rupture Brutale dans les Chaudières Nucléaires à Eau Pressurisée, Aspects Microstructuraux de la Rupture, 32ème Colloque de Métallurgie de Saclay, 20-21 juin, Editions de la Revue de Métallurgie, pp. 19-47.
- [19] Marshall, P. (1984). Austenitic stainless steels – microstructure and mechanical properties, Elsevier Applied Science Publishers Ltd.
- [20] Aron, A. (1950). Les conséquences économiques de l'invention de Sidney Gilchrist Thomas (allocution). revue de métallurgie, 12, 18-22.
- [21] Hofmans, M., Mathnet, J., Mathy, H. et Salkin, R. (1972). Cours de métallurgie de soudage. Institut BELGE de la soudure – BRUXELLE.
- [22] Barralis, J., Maeder, G. (1983). Métallurgie tomeII alliages ferreux. Ensam. Paris.
- [23] Varriot, J., Gerbeaux, H. (1982). Les aciers inoxydables – mise en œuvre et soudage. Publication de la soudure autogène. Paris.
- [24] Dekazinczy, F. (1970). Effect of small defects on the fatigue properties of medium-strength cast steel. J IRON STEEL INST., 208(9), 851-855.
- [25] Murakami, Y. (1989). Effects of Small Defects and Nonmetallic Inclusions on the Fatigue Strength of Metals, JSME Int. Journal. Ser. 1, Solid Mech. Strength Mater., 32(2), pp. 167–80, Doi: 10.1299/jsmea1988.32.2_167.
- [26] Hong, H. U., Rho, B. S., & Nam, S. W. (2002). A study on the crack initiation and growth from δ -ferrite/ γ phase interface under continuous fatigue and creep-fatigue conditions in type 304L stainless steels. International journal of fatigue, 24(10), 1063-1070.
- [27] Lieurade, H. P.(1997), La fatigue des matériaux et des structures, 2ème édition revue et augmentée, C. Bathias et J.P. Bâillon, Hermès, p. 57-104.
- [28] Goodman, J. (1989). Mechanics applied to engineering. Longman Green and Co., London.
- [29] Wire, G.L., Leax, T.R., Kandra, J.T. (1999). Mean stress and environment effects on fatigue in type 304 stainless steel, in: ASME Pressure Vessel and Piping, 386, 213-228.
- [30] Delosrios, E., Walley, A., Milan, M., Hammersley, G. (1995). Fatigue crack initiation and propagation on shot-peened surfaces in A316 stainless steel, Int. J. Fatigue, 17(7), pp. 493–9, Doi: 10.1016/0142-1123(95)00044-T.
- [31] Wagner, L., & Lutjering, G. (1990). Influence of Surface Condition on Fatigue Strength.(Retroactive Coverage). Fatigue 90, 323-328.
- [32] Holzapfel, H., Schulze, V., Vöhringer, O., Macherauch, E. (1998). Residual stress relaxation in an AISI 4140 steel due to quasistatic and cyclic loading at higher temperatures, Mater. Sci. Eng. A, 248(1–2), pp. 9–18, Doi: 10.1016/S0921-5093(98)00522-X.
- [33] Smith, D. (2001). Experimental measurement and finite element simulation of the interaction between residual stresses and mechanical loading, Int. J. Fatigue, 23(4), pp. 293–302, Doi: 10.1016/S0142-1123(00)00104-3.

- [34] Ganesh Sundara Raman, S. (1995). Effect of electropolishing on the room-temperature low-cycle fatigue behaviour of AISI 304LN stainless steel, *Int. J. Fatigue*, 17(3), pp. 179–82, Doi: 10.1016/0142-1123(95)98938-Y.
- [35] Ganesh Sundara Raman, S. (1995). A comparison of the room-temperature behaviour of AISI 304LN stainless steel and Nimonic 90 under strain cycling, *Int. J. Fatigue*, 17(4), pp. 271–7, Doi: 10.1016/0142-1123(95)93539-E.
- [36] Ganesh Sundara Raman, S. (1996). Effect of prior cold work on the room-temperature low-cycle fatigue behaviour of AISI 304LN stainless steel, *Int. J. Fatigue*, 18(2), pp. 71–9, Doi: 10.1016/0142-1123(95)00078-X.
- [37] Shih, Y.-S., Chen, J.-J. (1999). The frequency effect on the fatigue crack growth rate of 304 stainless steel, *Nucl. Eng. Des.*, 191(2), pp. 225–30, Doi: 10.1016/S0029-5493(99)00144-2.
- [38] Belamri, C. (1986). Influence de la température (20 à 600 °C) et de l'environnement (air-vide) sur le comportement en fatigue plastique d'un acier inoxydable austénitique (Doctoral dissertation, Poitiers).
- [39] Alain, R. (1993). Comportement en fatigue plastique d'un acier inoxydable austénitique type 316L entre 20° C et 600° C: étude des facteurs gouvernant la durée de vie (Doctoral dissertation, Poitiers).
- [40] Mendez, J. (1999). On the effects of temperature and environment on fatigue damage processes in Ti alloys and in stainless steel, *Mater. Sci. Eng. A*, 263(2), pp. 187–92, Doi: 10.1016/S0921-5093(98)01164-2.
- [41] Stevens, G. L. (2005). PVP2005-71100. In *Proceedings of the ASME Pressure Vessels and Piping Conference: Codes and standards (Vol. 1, p. 5)*. ASME.
- [42] Bénard, J., Michel, A., Philibert, J., & Talbot, J. (1969). *Métallurgie Générale*, Masson et Cie. Editeurs, Paris VI, 49-52.
- [43] *Techniques de l'ingénieur - Tuyauteries - Protection contre la corrosion A 830-2*.
- [44] Hammou, F. Z. (2018). Contribution à l'étude de la corrosion dans un alliage à base de magnésium (Doctoral dissertation, Université Mohamed BOUDIAF de M'Sila).
- [45] Chaib, W., Messaoudi, A. (2018). Etude de l'effet inhibiteur de quelques composés azotiques contre la corrosion d'aluminium dans un milieu HCl 1M, *Mémoire de Master* : l'université Kasdi Merbah - Ouargla.
- [46] Harzallah, W. (2006). Préparation et Caractérisation de Dépôts Composites Electrodeposités en Présence d'Inhibiteurs Organiques, *Mémoire de Magister* : l'université Mohamed Khider - Biskra.
- [47] Hakim, B. (2016). *Cours de Corrosion et Protection des Métaux*. Université de JIJEL
- [48] Dob, K. (2018). Etude électrochimique de l'efficacité inhibitrice de substances vertes sur la corrosion de l'acier au carbone dans un milieu aqueux Thèse : l'université 20 Aout 1955 de Skikda.
- [49] Guedri, A., Merzoug, B., Khaleel, M., & Zeghloul, A. (2009). Reliability analysis of low alloy ferritic piping materials. In *Damage and Fracture Mechanics: Failure Analysis of Engineering Materials and Structures* (pp. 33–42). Kluwer Academic Publishers. https://doi.org/10.1007/978-90-481-2669-9_4

- [50] Brasher, D.M., Mercer, A.D. (1968). Comparative Study of Factors Influencing the Action Of Corrosion Inhibitors for Mild Steel in Neutral Solution: I. Sodium Benzoate, Br. Corros. J., 3(3), pp. 120–9, Doi: 10.1179/000705968798326271.
- [51] DEGRADATION PAR CORROSION p5, <https://docplayer.fr/11729512-Degradation-par-corrosion.html>
- [52] Griffith, A. A. (1921). VI. The phenomena of rupture and flow in solids. Philosophical transactions of the royal society of london. Series A, containing papers of a mathematical or physical character, 221(582-593), 163-198.
- [53] Irwin, G. R. (1957). Analysis of Stresses and Strains Near the End of a Crack Traversing a Plate. Journal of Applied Mechanics, 24 ,361–364.
- [54] Irwin, G. R. and Kies, J. A. (1954). Critical energy rate analysis of fracture strength, Welding Journal Research Supplement, 33, 193s–198s.
- [55] Wells, A .A. (1963). Application of fracture mechanics at and beyond general yielding. British Welding Institute Journal;10-11: 563-70.
- [56] Guillemot, F. (1976). Brittle fracture of welded Materials. Second Commonwealth Welding Conference. London. 353-82.
- [57] Rice J.R. (1968). A path independant integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks. Journal of Applied Mechanics;35: 379-86.
- [58] Cherepanov, G.P., Sokolinsky, V.B. (1972). On fracturing of brittle bodies by impact, Eng. Fract. Mech., 4(2), pp. 205–14, Doi: 10.1016/0013-7944(72)90036-7.
- [59] Randall, P.N, Merkle, J.G. (1972). Effects of crack on the grass strain crack tolerance of A533 B steel. Journal of Engineering industrie ASME;95(1): 935-44.
- [60] Ritchie, R.O., Knott, J.F., Rice, J.R. (1973). On the relationship between critical tensile stress and fracture toughness in mild steel, J. Mech. Phys. Solids, 21(6), pp. 395–410, Doi: 10.1016/0022-5096(73)90008-2.
- [61] Dowling, A.R., Townley, C.H.A. (1975). The effect of defects on structural failure, Int. J. Press. Vessel. Pip., 3(2), pp. 77–107, Doi: 10.1016/0308-0161(75)90014-9.
- [62] Duprat, D. (1997). Fatigue et mécanique de la rupture des pièces en alliage léger. Techniques de l'ingénieur. Génie mécanique, (BM5052), BM5052-1.
- [63] Westergaard, H. M. (1933, November). Stresses at a crack, size of the crack, and the bending of reinforced concrete. In Journal Proceedings (Vol. 30, No. 11, pp. 93-102).
- [64] Sneddon, I. N. (1946). The distribution of stress in the neighbourhood of a crack in an elastic solid. Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences, 187(1009), 229-260.
- [65] Williams, M. L. (1957). On stress distribution at base of stationary crack. American Society of Mechanical Engineers-Transactions-Journal of Applied Mechanics, 24(1), 109–114.
- [66] Recho, N. (1995). Rupture par fissuration des structures. Hermès, Paris.
- [67] Barthelemy, B. (1978). Notion pratique de la mécanique de la rupture, Edition Eyrolles Paris.
- [68] Harris, D. O., & Lim, E. Y. (1983). Applications of a Probabilistic Fracture Mechanics Model to the Influence of In-Service Inspection on Structural Reliability. In STP798-EB Probabilistic Fracture Mechanics and Fatigue Methods: Applications for Structural Design and

Maintenance, ed. J. Bloom and J. Ekvall, (pp. 19-41). West Conshohocken, PA: ASTM International, Doi:<https://doi.org/10.1520/STP33210S>.

[69] Priya, C., Rao, K.B., Anoop, M.B., Lakshmanan, N., Gopika, V., Kushwaha, H.S., Saraf, R.K. (2005). Probabilistic Failure Analysis of Austenitic Nuclear Pipelines against Stress Corrosion Cracking, Proc. Inst. Mech. Eng. Part C J. Mech. Eng. Sci., 219(7), pp. 607–24, Doi: 10.1243/095440605X31526.

[70] Kliman, V. (1985). Probabilistic fracture mechanics and fatigue methods: applications for structural design and maintenance: Edited by: JM Bloom and JC Ekvall ASTM STP 798, American Society for Testing and Materials (1983) 215 pp£ 31.50.

[71] Carter, A.D.S. (1988). Structural reliability analysis and prediction, R. E. Melchers. Ellis Horwood, Chichester. 1987. Distributed by John Wiley & Sons Ltd. Number of pages: 398. Price: \$57.50 (Hardback), Qual. Reliab. Eng. Int., 4(3), pp. 294–5, Doi: 10.1002/qre.4680040317.

[72] Rojas, J. E. (2008). Méthodologie d'analyse de fiabilité basée sur des techniques heuristiques d'optimisation et modèles sans maillage: applications aux systèmes mécaniques. Thèse Présenté à l'Institut National de Sciences Appliquées (INSA) de Rouen et à l'Université Fédérale d'Uberlândia.

[73] Mahadevan, S., & Haldar, A. (2000). Probability, reliability and statistical method in engineering design. John Wiley & Sons.

[74] Rubinstein, R.Y. (1981). Simulations and Monte-Carlo Method, Wiley Series in Probability and Mathematical Statistics, J. Wiley & Sons.

[75] Devroye, L. (1986). Non-Uniform Random Variate Generation, New York, NY, Springer New York.

[76] Knuth, D.E. (1981). The Art of Computer Programming: Seminumerical Algorithms, vol2, 2nd Edition, Addison-Wesley.

[77] Jallouf, S. G. (2006). Approche probabiliste du dimensionnement contre le risque de rupture (Doctoral dissertation, Université Paul Verlaine-Metz).

[78] Bjerager, P. (1989). Methods for structural reliability computations, in Computational Mechanics of Probabilistic and Reliability Analysis, Liu & Belytschko (Eds), Elmepress International.

[79] Devictor, N. (1996). Fiabilité et mécanique: méthodes FORM/SORM et couplages avec des codes d'éléments finis par des surfaces de réponse adaptatives (Doctoral dissertation, Clermont-Ferrand 2).

[80] Ford, F.P. (1989). Prediction of Corrosion Fatigue Initiation in Low Alloy Steel and Carbon Steel/Water Systems at 2880C, Proceedings of Fourth International Symposium on Environmental Degradation in Nuclear Power Systems - Water Reactors, Jekyll Island, August 6-10. Eds. D.Cubiccioni, E. Simonen. National Association of Corrosion Engineers, 9-16.

[81] Akashi, M. (1994). An Exponential Distribution Model for Assessing the Stress Corrosion Cracking Lifetime of BWR Component Materials. in Proceedings of Symposium on Life Prediction of Corrodible Structures, Ed. R.N. Parkins, Pub. NACE, 2, 1040-1049.

[82] Akashi, M., & Ohtomo, A. (1987). Evaluation of the Factor of Improvement for the Intergranular Stress Corrosion Cracking Life of Sensitized Stainless Alloys in High-Temperature, High-Purity Water Environment. Journal of the Society of Materials Science, Japan, 36(400), 59–64. <https://doi.org/10.2472/jsms.36.59>

[83] Boutelidja, R., Merzoug, B., Guedri, A., Djebbar, Y. (2019). Effect of Corrosive Environment Conditions on Austenitic Structure Reliability, *Key Eng. Mater.*, 820, pp. 60–74, Doi: 10.4028/www.scientific.net/KEM.820.60.

[84] Boutelidja, R., Guedri, A., Belyamna, M.A., Merzoug, B. (2019). Environmental effects on the reliability of an AISI 304 structure, *Frat. Ed Integrità Strutt.*, 13(50), pp. 98–111, Doi: 10.3221/IGF-ESIS.50.10.