



HAL
open science

Analyse de la rupture et évaluation de la durée de vie basée sur la fiabilité des tubes en polyéthylène pour le transport du gaz

Rabia Khelif

► **To cite this version:**

Rabia Khelif. Analyse de la rupture et évaluation de la durée de vie basée sur la fiabilité des tubes en polyéthylène pour le transport du gaz. Génie des procédés. Université Blaise Pascal - Clermont-Ferrand II, 2007. Français. NNT : 2007CLF21781 . tel-00718327

HAL Id: tel-00718327

<https://theses.hal.science/tel-00718327v1>

Submitted on 16 Jul 2012

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

N° d'ordre : D.U : 1781
EDSPIC : 383

UNIVERSITE BLAISE PASCAL- CLERMONT II
ECOLE DOCTORALE
SCIENCES POUR L'INGENIEUR DE CLERMONT FERRAND

Thèse

Présentée par

RABIA KHELIF

pour obtenir le grade de
DOCTEUR D'UNIVERSITE

Spécialité : Sciences pour l'Ingénieur

**ANALYSE DE LA RUPTURE ET EVALUATION DE
LA DUREE DE VIE BASEE SUR LA FIABILITE DES
TUBES EN POLYETHYLENE POUR LE TRANSPORT
DU GAZ**

Soutenue publiquement le 30 Octobre 2007 devant le jury :

Moussa NAIT ABDELAZIZ	Univ. de Lille	Président
Zitouni AZARI	Univ. d'Amiens	Rapporteur
Nasser Eddine ZEGHIB	Univ. d' Annaba	Rapporteur
Noureddine AIT MESSAOUDENE	Univ. de Blida	Examineur
Alaa CHATEAUNEUF	Univ. Blaise Pascal	Directeur de thèse
Kamel CHAOUI	Univ. d'Annaba	Co-directeur de thèse

Dédicace

Je dédie cette thèse de doctorat :

- à mon défunt père,

pour les grands sacrifices qu'il a consentis,

pour les savoirs qu'il a offerts,

pour les hommes qu'il a éduqués,

pour sa patience, sa clairvoyance, sa rigueur et sa bonté

- à ma très chère mère,

pour sa bonté,

pour les grands sacrifices qu'elle a consentis ,

pour les hommes qu'elle a éduqués,

Rabia

Remerciements

En tout premier lieu, je tiens à remercier vivement Professeur ***Alaa CHATEAUNEUF***, du laboratoire LGC, de l'Université Blaise Pascal et Professeur ***Kamel CHAOUI***, de l'Université Badji Mokhtar et Directeur du laboratoire de Recherche en Mécanique des Matériaux et Maintenance Industrielle (LR3MI), 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 Professeur ***Moussa NAIT ABDELAZIZ***, de l'Université de Lille, qui m'a fait l'honneur d'être le président du jury de thèse. Qu'il trouve ici ma gratitude et ma reconnaissance pour l'intérêt qu'il a manifesté pour ce travail.

Je remercie Professeur ***Zitouni AZARI***, de l'Université d'Amiens, qui m'a fait l'honneur d'être rapporteur de thèse. Je tiens particulièrement à lui témoigner ma gratitude pour sa sympathie à mon égard et pour les précieux conseils et informations qu'il m'a prodigués.

Je remercie Professeur ***Noureddine AIT MESSAOUDENE***, de l'Université de Blida, qui m'a fait l'honneur d'être examinateur de thèse. Qu'il trouve ici l'expression de ma vive gratitude et ma sincère reconnaissance.

Je remercie ***Nasser Eddine ZEGHIB***, Maître de Conférence (HDR) à l'Université d'Annaba, qui m'a fait l'honneur d'être rapporteur de 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.

Au cours de ce travail, il m'a été particulièrement agréable de bénéficier des échanges et du soutien amical des membres du laboratoire LaMI de l'Institut Français de Mécanique Avancée (IFMA) de l'Université B. Pascal de Clermont Ferrand, en particulier : Arnaud, ***Claudine***, Hussam, Jalaa, Pierre, Thomas et Younès. Qu'ils soient assurés de ma plus vive sympathie.

Mes remerciements vont également à Pascal Ray, Malika, aux membres du service documentation et à tout le personnel de l'IFMA.

Résumé

Les statistiques récentes indiquent que plus de 90% des canalisations de transport et de distribution de gaz nouvellement installées, dans le monde, sont faites exclusivement en polyéthylène (PE) en raison de ses bonnes performances. Dans le travail actuel, un intérêt particulier est accordé aux phénomènes de rupture et de fiabilité dans l'utilisation des polyéthylènes. L'objectif de la première partie de cette recherche est de mettre en relief les lois statistiques les plus adaptées à la rupture par fatigue. Comme la fatigue est un mode critique pour la tenue des canalisations de transport de gaz, une étude expérimentale sur des éprouvettes en polyéthylène haute densité (HDPE) a été réalisée. Dès lors, une caractérisation de la résistance du HDPE et de la durée de vie en fatigue a été effectuée à partir d'éprouvettes usinées à cet effet. Après avoir testé plusieurs lois, on recommande d'utiliser la distribution de Weibull à deux paramètres pour l'évaluation de la fiabilité des canalisations de distribution de gaz en conception, car elle mène à des produits plus conservateurs. La seconde partie est une contribution nouvelle pour l'analyse des résultats de la propagation de fissure de fatigue (FCP) dans les tubes en PE en termes de paramètres énergétiques. En effet, les études de FCP permettent d'enregistrer des boucles d'hystérésis alors que la fissure se propage, ce qui signifie que la vitesse de fissuration et le taux de travail irréversible peuvent être mesurés en fonction de l'accroissement de la longueur fissurée. L'étude de la transition fragile-ductile est réalisée sous le mode de fatigue sur des spécimens en forme de C. Fondamentalement, deux mécanismes importants de dommage, l'un ductile et l'autre fragile, se concurrencent pendant la propagation. L'identification est faite en utilisant une approche énergétique qui établit une corrélation entre le taux de travail irréversible dissipé dans la diffusion du dommage et le taux de restitution d'énergie lors de l'avancement de la fissure. Les résultats obtenus montrent respectivement des énergies critiques de 211 kJ/m² et de 695 kJ/m² pour les régimes fragile et ductile avec des coefficients de détermination très élevés. Dans la troisième partie, la fiabilité des pipes en PE est approchée par l'étude de l'effet de la température et de la pression sur la probabilité de défaillance. Les résultats indiquent un effet important de la température car elle est le premier facteur qui accélère la dégradation ainsi que le vieillissement comme indiqué dans les diagrammes contrainte à long terme en fonction de la durée de vie. L'étude de la sensibilité fait apparaître les paramètres les plus influents sur lesquels il est possible d'agir pour optimiser l'utilisation du tube afin de limiter les défaillances potentielles et proposer un scénario de maintenance le mieux adapté. Une évaluation de la durée vie du pipe basée sur la fiabilité est proposée après avoir intégré deux paramètres d'incertitude. L'influence des incertitudes relatives à la température et au modèle de durée de vie est beaucoup plus

importante que les fluctuations de la pression du gaz et la précision de la géométrie. Enfin, une démarche d'optimisation du remplacement des tronçons du réseau de distribution du gaz est formulée dans ce travail. Ainsi, le remplacement groupé des tronçons est justifié à partir de leur durée de vie et des coûts correspondants.

***Mots clés** : Pipe/ Polyéthylène/ Fatigue/ Fluage/ Fiabilité/ Maintenance/ Durée de vie.*

Abstract

Recent statistics indicate that more than 90% of newly installed piping gas systems in the world are exclusively made of polyethylene (PE) because of its good performances. In the present work, a particular interest is given to both fracture phenomena and reliability in the use of polyethylene piping utilisation. The objective of the first part is to highlight the most adapted statistical models to describe the rupture of PE by fatigue loadings. As fatigue is a critical mode of rupture for the transport pipes, an experimental program is set. Consequently, the characterization resistance of the HDPE specimens and fatigue life are performed using standardized machined specimens for this purpose. After having tested several statistical models, we recommend to use the two parameters Weibull distribution to assess the reliability of design in thermoplastic gas distribution piping systems, as it leads to more conservative products. In the second part, a new contribution to analyze fatigue crack propagation (FCP) results in terms of energetic measured parameters in polyethylene gas pipe is presented. Indeed, FCP studies offer to record hysteresis loops while crack is propagating which means most both crack speed and rate of irreversible work can be measured as a function of crack length. The study of the brittle-to-ductile transition is achieved under fatigue mode on C shape specimens. Basically, it is found that two important damage mechanisms are competing while crack is growing i.e. brittle and ductile. The identification is made using an energy approach, which correlates the rate of irreversible work spent on damage dissemination and the rate of crack growth. The obtained results show critical energies of 211 kJ/m^2 and 695 kJ/m^2 respectively for brittle and ductile regimes with high determination coefficients. In the third part, the reliability of the PE pipes is approached by the study of the effect of temperature and pressure on the probability of failure. The results indicate a significant effect of the temperature because it is the first factor which accelerates degradation as well as ageing as indicated in the diagrams of long term stress level as a function of lifetime. The study of the sensitivity reveals the most influential parameters on which it is possible to act to optimize the use of the PE tubes. The reliability approach is used for an ultimate goal which is to limit the occurrence of the potential failures and to propose the best adapted scenario of maintenance. A reliability based assessment lifetime pipe is proposed after having integrated two uncertainty parameters. The influence of uncertainties relating to the temperature and the lifetime model is much more significant than the fluctuations of the gas pressure and the precision of the geometry. Lastly, a step of optimization of the replacement of the sections of

the distribution network of gas is formulated in this work. Indeed, the grouped replacement of the sections is justified as from their corresponding cost and lifetime.

Key words: *Pipe/ Polyethylene/ Fatigue/ Creep/ Reliability/ Maintenance/ Lifetime.*

SOMMAIRE

Dédicace.....	i
Résumé.....	ii
Abstract	iv
Sommaire.....	vi
Liste des figures.....	ix
Liste des tableaux.....	x
Principales notations.....	xiv
<i>INTRODUCTION GENERALE.....</i>	1
<i>CHAPITRE I. MECANISMES DE RUPTURE ET COMPORTEMENT MECANIQUE</i>	
<i>DES TUBES EN POLYETHYLENE</i>	5
I.1. Introduction.....	6
I.2. Les tubes en Polyéthylène.....	8
I.3. Rupture des tubes en Polyéthylène.....	9
I.4. Comportement mécanique du polyéthylène.....	10
I.5. Essais hydrostatiques	14
I.6. Contraintes résiduelles.....	16
I.7. Modes de rupture.....	17
I.8. Transition Fragile- Ductile du Polyéthylène.....	18
I.9. Fatigue.....	24
I.10. Détermination du comportement mécanique à long terme.....	26
I.10.1. Essai de fatigue dynamique.....	26
I.10.2. Essai de fluage : fatigue statique	27
I.10.3. Résistance limite au fluage, rupture par fluage.....	29
I.11. Les recherches récentes en Fatigue.....	30
I.12. Modélisation de vieillissement des tubes thermoplastiques.....	32
I.13. Epilogue.....	36
<i>CHAPITRE II. ETUDE EXPERIMENTALE.....</i>	37
<i>PARTIE UNE. LA FATIGUE DU POLYETHYLENE.....</i>	37
II.1. Introduction.....	37
II.2. Procédure expérimentale pour l'obtention des éprouvettes.....	40
II.2.1. Matériaux et géométrie de l'éprouvette.....	40

II.2.2. Usinage des éprouvettes ISO 527.....	42
II.2.3. Etude des dimensions des éprouvettes testées.....	44
II.2.3.1. Description des données.....	44
II.2.3.2. Comparaison des largeurs moyennes.....	44
II.2.3.3. Recherche des groupes de spécimens identiques	47
II.3. Procédure expérimentale : cas de la traction.....	47
II.3.1. Essai de traction.....	47
II.3.2. Caractérisation du matériau	48
II.4. Procédure expérimentale : cas de fatigue	52
II.4.1. Description de l'essai.....	52
II.4.2. Résultats et discussion.....	54
II.4.2.1. Description des données.....	54
II.4.2.2. Analyse statistique de la courbe de Wöhler.....	56
II.4.2.3. Traitement statistique des temps à la rupture.....	60
II.5. Conclusion.....	67
PARTIE DEUX. ETUDE DE LA TRANSITION FRAGILE- DUCTILE DANS LES	
TUBES EN PE	68
II.6. Introduction.....	68
II.7. Rupture ductile	70
II.7.1. Aspect microscopique.....	70
II.7.2. Aspect macroscopique	70
II.8. Rupture fragile.....	70
II.9. Décomposition du taux de restitution d'énergie G	71
II.10. Transition fragile-ductile.....	73
II.11. Cas des tubes en PE	74
II.11.1. Représentation $\sigma - \ln t$	74
II.11.2. Approche de Klingbeil	76
II.11.3. Procédure expérimentale.....	78
II.11.4. Résultats et discussion.....	79
II.12. Conclusion	87

CHAPITRE III. CONCEPTION BASEE SUR LA FIABILITE.....	88
PARTIE UNE. ETUDE DE LA FIABILITE DU TUBE	89
III.1. Introduction	89
III.2. Principes de la fiabilité des structures.....	92
III.3. Evolution des concepts de la fiabilité	98
III.4. Incertitudes dans le modèle mécano-fiabiliste.....	99
III.5. Méthodes de calcul de la fiabilité.....	99
III.5.1. Indices de fiabilité	100
III.5.2. Simulations de Monte Carlo.....	103
III.6. Prévision de la durée de vie.....	105
III.7. Travaux récents dans la fiabilité des tubes.....	106
III.8. Fiabilité des gazoducs en PE.....	109
III.8.1. Modèle mécanique.....	110
III.8.2. Résultats de l'analyse fiabiliste.....	112
III.9. Conclusion.....	115
PARTIE DEUX. EVALUATION DE LA DUREE DE VIE BASEE SUR LA	
FIABILITE DU TUBE.....	116
III.10. Introduction.....	116
III.11. Comportement à long terme	116
III.11.1 Contrainte mécanique	116
III.11.2. Modèle de fiabilité.....	117
III.11.2.1. États limites de conception	117
III.11.2.2. Incertitudes sur le pipe.....	117
III.11.2.3. Incertitudes du modèle.....	118
III.12. Évaluation de la fiabilité de la canalisation	119
III.12.1. Comparaison probabiliste des modèles de durée de vie.....	120
III.12.1.1. Modèle RPM.....	120
III.12.1.2. Critère final de déformation.....	123
III.12.2. Incertitudes du modèle RPM.....	124

III.12.3. Analyse de la fiabilité des tubes en HDPE.....	125
III.13. Conclusion.....	128
CHAPITRE IV. OPTIMISATION DU REMPLACEMENT DU RESEAU DE	
TRANSPORT DE GAZ.....	130
IV.1. Introduction.....	131
IV.2. Maintenance et cycle de vie.....	132
IV.3. Coût total d'un système.....	135
IV.4. Utilité de la maintenance préventive.....	135
IV.5. Modèles de coût de remplacement.....	139
IV.6. Coût des inspections.....	140
IV.7. Coût des réparations et/ou remplacements.....	140
IV.8. Coût de la défaillance.....	141
IV.9. Critères de choix d'une politique de maintenance.....	141
IV.10. Modélisation de la décision de maintenance préventive.....	142
IV.11. Recherches sur les politiques de remplacement préventif	144
IV.12. Modèle groupé du coût pour le réseau de distribution du gaz.....	147
IV.12.1. Disposition de réseau.....	147
IV.12.2. Optimisation du remplacement des différents tronçons.....	149
IV.13. Conclusion.....	152
CONCLUSION GENERALE.....	153
PERSPECTIVES	157
REFERENCES.....	159
ANNEXES.....	173
Annexe A : Principales propriétés et caractéristiques du polyéthylène.....	174
Annexe B : Comparaison des méthodes d'essais et des formes de spécimens	
selon des normes standards.....	175
Annexe C : Paramètres statistiques des mesures obtenus sur les 42 spécimens.....	176
Annexe D : Arbre de défaillance pour les tubes.....	177
Annexe E : Variables aléatoires et paramètres correspondants.....	178
Annexe F : Données relatives au réseau de distribution du gaz en PE.....	179

Liste des figures	pages
0.0. Approche de la thèse.....	4
I.1. Distribution en % des applications mondiales en PE.....	7
I.2. Domaines d'applications du PE au a) USA et b) EU.....	7
I.3. Evolution de l'installation des pipes en PE dans l'industrie de gaz en Algérie.....	8
I.4. Courbe contrainte-déformation d'un polymère semi-cristallin en traction uniaxiale.....	13
I.5. Relation entre la pression hydrostatique et le temps à la rupture.....	15
I.6. Modes de rupture suivant la température et le taux de déformation.....	18
I.7. Modes de défaillance prédominants dans un tube en HDPE.....	19
I.8. Courbe contrainte-temps de rupture de PE à différentes températures.....	20
I.9. Rupture de tubes en PE sous pression hydrostatique (a) ductile (b) fragile.....	21
I.10. Surface de fracture en fluage à 60°C d'échantillons cylindriques entaillés(a) ductile (8MPa) (b) fragile (5MPa).....	21
I.11. Observation en SEM de la surface de fracture fragile : a)MDPE et b) HDPE.....	22
I.12. Ouverture de l'entaille en fluage.....	24
I.13. Vue microscopique de côté de l'entaille, soumis à une contrainte, à différents temps.....	25
I.14. Stries de fissure par fatigue d'un polymère.....	26
I.15. Allure générale d'une courbe de fluage: évolution de la déformation en fonction du temps (en 3 stades).....	30
I.16. Allure générale d'une courbe de fluage: la vitesse de déformation en fonction du temps.....	30
I.17. Rupture par fluage du polyéthylène.....	31
I.18. Résultats expérimentaux et ajustement des courbes RPM.....	35
II.1. Eprouvette en PE du type 5.....	42
II.2. Découpe des plaques: (a) dimension des plaques, (b) plaque avant découpe et (c) plaque après découpe.....	43
II.3. Centre d'usinage trois axes.....	44
II.4. Usinage des plaques en PE.....	44
II.5. Evolution de l'étendue sur la base de la largeur de la partie étroite de chaque spécimen.....	52
II.6. Dispersion de la géométrie des spécimens : a) les 210 valeurs de la largeur et b) 42 largeurs minimales.....	52
II.7. Machine de traction Zwiki.....	45

II.8. Les courbes de la contrainte en fonction de la déformation pour 5 spécimens en HDPE.....	46
II.9. Eprouvettes testées pour différentes vitesses.....	47
II.10. Contrainte en fonction de la déformation pour différentes vitesses.....	48
II.11. Machine MTS Elastomer Test System.....	50
II.12. Exemple d'éprouvettes après l'essai de fatigue.....	55
II.13. Evolution de l'étendue du nombre de cycles en fonction de la charge appliquée.....	56
II.14. Evolution de la courbe S-N pour le HDPE avec des éprouvettes type 5.....	59
II.15. Distributions de Resampling et Bootstrap pour la durée de vie à un niveau de charge de 600N.....	62
II.16. Courbes des probabilités instantanées de rupture pour différents types de chargement.....	64
II.17. Comparaison des différentes approches de lissage.....	67
II.18. Comparaison des différentes distributions de durée de vie.....	67
II.19. Quantiles à 10% de la durée de vie pour différents modèles.....	68
II.20. La dépendance de l'énergie absorbée en fonction de la température dans le HDPE.....	71
II.21. Décomposition de l'énergie de déformation.....	74
II.22. Définition de T_{DF} comme le point d'équilibre de la compétition entre rupture fragile et rupture ductile.....	76
II.23. Contrainte appliquée en fonction du temps de rupture sous une pression soutenue pour des tubes de diamètre extérieur de 50 mm. Les lignes horizontales discontinues montrent les niveaux des essais de fatigue dans cette étude.....	77
II.24. Bilan d'énergie pendant une extension de fissure (a) de charge monotone et (b) de fatigue.....	79
II.25. Schémas des vues de droite (A) et de face (B) du spécimen en PE en forme de C avec ses garnitures de serrage en métal (2 et 3) et les goupilles de chargement (4).....	81
II.26. Graphe de J_1 en fonction de l'accroissement de la longueur de fissure pour un polymère semi-cristallin.....	82
II.27. Taux de restitution d'énergie à divers niveaux de chargement.....	83
II.28. Vitesse de propagation en fonction de la longueur de la fissure.....	84

II.29. Evolution du travail irréversible (W_i) en fonction de la longueur de fissure à différents niveaux de chargement.....	84
II.30. Rapport entre les temps de rupture sous les modes de fluage et de fatigue pour différentes résines de PE.....	85
II.31. Taux de travail irréversible en fonction du taux de progression de fissure à : (a) 20%, (b) 25%, (c) 30% et (d) 35% de la contrainte appliquée.....	87
II.32. Observations sur microscope optique, MEB et sous lumière polarisée d'une zone plastique au fond de fissure de fatigue dans les deux régimes fragile et ductile.....	88
III.1. Fonction de densité de probabilité $f_X(x_i)$	98
III.2. Organigramme de l'analyse fiabiliste des systèmes mécaniques.....	101
III.3. Marge de fiabilité et indice de Cornell.....	103
III.4. Transformation isoprobabiliste $T_i(x_j)$	105
III.5. Principe de la simulation de Monte Carlo.....	106
III. 6. Prévision de la durée de vie.....	109
III.7. Configuration d'un pipe sous terre.....	112
III.8. le coefficient de détimbrage en fonction du temps pour le HDPE.....	114
III.9. Importance des variables dans la fiabilité des tubes en HDPE pour le transport de gaz.....	116
III.10. Probabilité de défaillance dans les tubes en HDPE en fonction de l'épaisseur et la pression moyenne.....	116
III.11. Probabilité de défaillance en fonction de l'épaisseur pour une pression de 4 bars et pour différentes températures.....	117
III.12. Evolution de l'indice de fiabilité en fonction de la pression pour différentes températures, cas d'un tube de diamètre 200mm et d'épaisseur 11,4mm.....	117
III.13. Temps de rupture en fonction de la contrainte circonférentielle.....	122
III.14. Distribution de la durée de vie sous le système d'incertitudes.....	123
III.15. Facteurs d'importance pour des pipes avec des diamètres de 125 et 200mm.....	124
III.16. Fonctions de distribution Cumulées de la durée de vie sous différentes pressions internes.....	125
III.17. Effets de la Pression- Température sur la probabilité de défaillance à 50 ans.....	126
III.18. Fonctions de distribution Cumulées pour les critères RPM et EDC.....	127
III.19. Simulations de Monte Carlo avec divers modèles d'incertitudes.....	128

III.20. Importance des variables sur la sécurité du pipe en terme de CV de δ_2	129
III.21. Evolution de l'indice de fiabilité en fonction de the up-rated pressure à différentes températures.....	130
III.22. Facteurs d'importance pour les incertitudes du modèle, la pression, l'épaisseur et la température.....	131
IV.1. Probabilité de défaillance en fonction de la durée de vie de la structure.....	136
IV.2. Exemples de deux politiques de maintenance.....	137
IV.3. Les temps en maintenance.....	138
IV.4. Les coûts de maintenance en fonction du niveau de planification.....	140
IV.5. Classification des modèles de remplacement préventif.....	146
IV.6. Réseau de distribution de gaz.....	151
IV.7. Distributions de durée de vie de Weibull pour les tronçons sélectionnés.....	152
IV.8. Temps Optimaux de Remplacement pour différents tronçons du réseau.....	153
IV.9. Distributions de durée de vie de Weibull pour les tronçons critiques.....	154
IV.10. Temps Optimaux de Remplacement pour différents tronçons du réseau.....	154

Liste des tableaux	pages
II.1. Différents types de fissuration.....	39
II.2. Principales propriétés physiques et mécaniques du HDPE.....	42
II.3. Géométrie du spécimen.....	43
II.4. Analyse de la variance à un critère pour la comparaison des largeurs moyennes des 42 spécimens.....	54
II.5. Résultats de l'essai de traction.....	49
II.6. Grandeurs utilisées.....	50
II.7. Paramètres statistiques de base calculés à partir des 6 charges appliquées.....	55
II.8. Estimation des paramètres et intervalles de confiance par trois différentes méthodes.....	61
II.9. Estimation des paramètres de Weibull par ajustement linéaire.....	63
II.10. Estimations du maximum de vraisemblance pour les distributions de Weibull.....	65
II.11. Estimations basées sur le test de K.S pour cinq différentes distributions.....	66
II.12. Comparaison des durées de vie d'initiation, fragile et ductile en fonction du niveau de contrainte appliquée.....	86
II.13. Valeurs de G_c évaluées en fonction du $\% \sigma$	87
III.1. Ordre de grandeur de probabilités cibles en construction.....	99
III.2. Variables aléatoires et paramètres correspondants.....	119
III.3. Paramètres de durée de vie sous divers coefficients de variation du paramètre du modèle.....	121
III.4. Probabilités de défaillance à 50 ans pour différentes considérations d'incertitude.....	130
IV.1. Les tronçons les plus critiques et temps de remplacement.....	153

Principales notations

a_{σ}	Facteur de décalage horizontal
a	Demi longueur de fissure (mm)
B	Largeur du fossé du dessus du tube (mm)
B_e	Fonction de bénéfice
C_d	Coefficient de pression de la terre
C	Constante caractéristique du matériau
C_L	Coefficient extérieur de charge
C_I	Coût initial (Euros)
C_F	Coût moyen de défaillance (Euros)
C_{PM}	Coût de maintenance préventive (Euros)
C_{INS}	Coût d'inspection (Euros)
C_{REP}	Coût de réparation (Euros)
c_{ER}	Coût de réparation d'urgence (Euros)
C_U	Coût d'exploitation (Euros)
C_T	Coût total de la structure (Euros)
CV	Coefficient de variation
D	Diamètre extérieur du tube (mm)
D_f	Domaine de défaillance
D_F	Coefficient de détimbrage
$dW_{\text{élast}}$	Variation de l'énergie de déformation élastique
dW_{cin}	Variation de l'énergie cinétique
dW_{ext}	Variation de l'énergie potentielle des forces extérieures
dW_s	Energie dissipée dans la séparation des lèvres de la fissure
dW_i / dN	Taux du travail irréversible (J/cycle)
dPE / da	Energie potentielle totale par prolongation de fissure d'unité de surface
$dW / da :$	Taux du travail plastique (J/m)
$dP / da :$	Variation de l'énergie potentielle par variation de la longueur de fissure (J/m)
$d\Pi$	Variation d'énergie potentielle totale

da / dN	Vitesse de propagation de fissure ($m^2/cycle$)
$d\varepsilon / dt$	Vitesse de fluage
E	Module de Young (MPa)
E_0	Module d'élasticité initial du ressort (MPa)
E_f	Module du fluage (MPa)
E_{rel}	Module d'élasticité à la relaxation (MPa)
ESC	Fissuration sous contrainte dans un environnement donné
E_T	Bilan énergétique
g	Facteur de décalage vertical
G_{el}	Taux de restitution d'énergie élastique (J/m^2)
G_{pl}	Taux de restitution d'énergie plastique (J/m^2)
G	Taux de restitution d'énergie (J/m^2)
G_C	Taux de restitution d'énergie critique (J/m^2)
$g_k(t)$	Contraintes pratiques d'optimisation
$G(x)$	Fonction de performance
h	Epaisseur du tube (mm)
$HDPE$	Polyéthylène haute densité
I_C	Facteur d'impact
J	Intégrale de contour
J_1	Taux de restitution d'énergie (ERR) (J/m^2)
k	Constante de Boltzman
K	Facteur d'intensité de contrainte ($MPa m^{1/2}$)
K_I	Facteur d'intensité de contrainte en mode I ($MPa m^{1/2}$)
K_C	Facteur d'intensité de contrainte critique ou ténacité ($MPa m^{1/2}$)
K_d	Coefficient de déflexion
K_m	Coefficient de débattement
L	Fonction pertes
$LDPE$	Polyéthylène basse densité
L_e	Longueur utile du tube (mm)
\ln	Logarithme népérien

\log	Logarithme à base 10
$MDPE$	Polyéthylène moyenne densité
m	Constante caractéristique du matériau
$MTTF$	Mean Time To First Failure (h)
$MTBF$	Mean Time Between Failures (h)
MDT	Mean Dow Time (h)
MUT	Mean Up Time (h)
MWT	Mean Waiting Time (h)
$MTTR$	Mean Time To Repair (h)
n	Taille de l'échantillon
N	Nombre de cycles
p	Pression interne (MPa)
P	Pression maximale de service (MPa)
PE	Polyéthylène
P_f	Probabilité de défaillance
P_{fd}	Probabilité de défaillance admissible
$P_f(t)$	Probabilité de défaillance du système
P_R	Fiabilité
r	Rayon interne du tube (mm)
R	Rapport de charge
R_m	la résistance à la traction (MPa)
$R(x_i)$	Résistance
$R(t)$	Fonction de fiabilité
$S(x_i)$	Sollicitations
S	Charge (MPa)
S_e	Section (mm^2)
t_0	Epaisseur initiale de l'éprouvette (mm)
T	Température ($^{\circ}\text{C}$)
t_F	Temps à la rupture (h)
T_g	Température de transition vitreuse
$(1/t_0)(da/dN)$	Taux de progression de la fissure extérieure

U	Fonction d'utilité
W	Le travail (J)
W_i	Le travail irréversible (J/ cycle)
W_{ext}	Energie potentielle des forces extérieures (J/ cycle)
W_ϵ	Energie de déformation totale
W_S	Energie dissipée dans l'ouverture de la fissure
$W_{el}(\epsilon)$	Energie de déformation élastique
$W_{pl}(\epsilon)$	Energie dissipée en déformation plastique
$W(\epsilon)$	Densité de l'énergie de déformation
$W_{el}(ext)$	Energie des forces extérieures élastique
$W_{pl}(ext)$	Energie des forces extérieures plastique
\bar{X}	Durée de vie moyenne
β	Indice de fiabilité
β_C	Indice de fiabilité de Cornell
ν	Coefficient de Poisson
τ_i	Temps caractéristiques de retardement
Γ	Contour continu
$w(\epsilon)$	Densité de l'énergie de déformation
ΔH	Energie d'activation (KJ/mole)
σ	Contrainte appliquée (MPa)
σ_0	Viscosité initiale du ressort
σ_c	Contrainte circonférentielle (MPa)
σ_{pe}	Contrainte due à la pression interne (MPa)
σ_{sc}	Contrainte de chargement du sol (MPa)
σ_{tc}	Tension de flexion (MPa)
σ_{RC}	Contrainte résiduelle circulaire (MPa)
σ_D	Limite d'endurance (MPa)
σ_{rel}	Contrainte de relaxation (MPa)
σ_D / R_m	Rapport d'endurance

η_0	Viscosité (Pa.s)
η_{rel}	Viscosité de relaxation (Pa.s)
σ_{max}	Contrainte qui provoque la rupture instantanée du tube (MPa)
σ_E	Limite d'élasticité du matériau (MPa)
ε	Déformation
ε_0	Déformation élastique
ε_v	Déformation visqueuse
$\varepsilon_v(t)$	Déformation visqueuse
$\varepsilon_{rel}(t)$	Déformation visqueuse en relaxation
$\varepsilon_{tot}(t)$	Déformation totale
χ_{hyd}	Résistance hydrostatique du tube (MPa)
τ	Temps de relaxation (s)
γ	Densité du sol
δ_1	Paramètre d'incertitude
δ_2	Paramètre d'incertitude

INTRODUCTION GENERALE

La rupture est un problème auquel l'homme aura à faire aussi longtemps qu'il fabriquera des structures. Actuellement, ce problème est critique surtout avec le développement technologique de structures complexes qui utilisent des matériaux hétérogènes et de natures différentes. Cette situation est aussi rendue difficile par les techniques d'assemblage ou de soudage qu'il faut inventer pour réduire les problèmes d'interaction (fatigue, fissuration, fluage). Les avancées dans la connaissance de la mécanique de la rupture permettent aujourd'hui de mieux prévenir le risque de rupture en ayant recours à des méthodes de calcul souvent conservatives mais pas forcément optimisées.

Aujourd'hui, les polymères constituent une famille de matériaux remarquables de par l'extrême variété des produits qu'il est possible d'en concevoir, de leur développement continu et de la flexibilité de leurs techniques de mise en œuvre. Leur utilisation a permis de réaliser des gains significatifs en temps de construction et en coût d'installation. Il s'agit à l'évidence d'une ressource unique permettant la création et la conception de produits optimisés, respectant au mieux un cahier des charges fonctionnel. L'ingénieur quel qu'il soit ne peut ignorer la palette de performances offerte par ces matériaux qui peuvent se substituer aux métaux dans un bon nombre d'applications. Parmi ces matériaux, il y a le polyéthylène (PE) qui est un nom générique utilisé pour décrire des polyoléfinés résultant du procédé de polymérisation de l'éthylène gazeux, un produit secondaire dans le gaz naturel et le pétrole brut. Parmi ses avantages, on trouve le coût qui est relativement bas, la flexibilité, la facilité d'installation, la fiabilité, la résistance à la corrosion et la durabilité. En outre, les conduites en polyéthylène utilisées pour le transport de gaz naturel, facilitent les opérations de maintenance car l'intervention sur ces conduites se fait sur une faible longueur, on pince le tuyau de part et d'autre de la zone d'intervention ce qui provoque localement l'arrêt de l'écoulement du gaz, sans qu'il soit nécessaire d'arrêter tout le système. Cependant ce procédé, qui réduit incontestablement le coût de maintenance, peut être à l'origine de la rupture à cause des manœuvres parfois en dehors des limites autorisées par la norme. Des fuites de gaz apparaissent régulièrement dans ces conduites. L'examen des zones de fuite montre que des fissures se développent dans la partie pincée de la conduite. Ces fissures, initialement à l'intérieur de la paroi, se propagent sous l'effet de la pression du gaz pour ensuite traverser la paroi et conduire à de fuite de gaz.

Des fissures, de tailles variées, existent dans la plupart des structures. Elles sont dues principalement aux défauts de fabrication ou de soudure, aux chocs thermiques ou aux sollicitations mécaniques statiques, cycliques ou dynamiques. La fatigue des matériaux favorise aussi l'apparition des micro-fissures. Celles-ci peuvent être nocives pour la structure et coûteuses en terme de réparation. En France, selon Zeghloul [1], le coût des ruptures catastrophiques représente environ 4% du PNB. On pourrait réduire ce coût d'environ 30% si on applique correctement les concepts connus de la mécanique de la rupture et de 25% supplémentaires par le développement des recherches dans ce domaine. Par conséquent, il est nécessaire d'étudier le risque de propagation de fissure et leur évolution.

En général, il y a deux catégories de causes de rupture :

- Les erreurs et incertitudes dans la conception, dans la construction ou dans l'utilisation finale de la structure ;
- L'utilisation d'un nouveau matériau ou d'un nouveau procédé, qui peut provoquer une rupture inattendue.

Dans le premier cas, le risque de rupture peut être évité dès lors que la structure est bien dimensionnée avec des matériaux adaptés et des chargements bien évalués. Dans le deuxième cas, la prévention du risque de rupture est plus délicate. En effet, lorsqu'on utilise un nouveau matériau ou un nouveau procédé, il y a souvent un certain nombre de facteurs que le concepteur ne maîtrise pas toujours, car la mise en œuvre de nouvelles techniques, bien qu'elle procure des avantages, conduit inévitablement à des problèmes potentiels qui n'apparaîtront qu'avec l'expérience.

Alors que l'utilisation des matériaux polymères représente un avantage certain dans beaucoup d'applications, elle peut conduire dans certains cas à la rupture. Le développement de la mécanique de la rupture a incontestablement conduit à une meilleure compréhension du comportement des structures présentant des défauts localisés. Des critères de performance ont été établis en combinaison avec l'analyse probabiliste du risque, d'où le succès actuel des méthodes telles que « Risk Based Reliability » ou « Risk Based Inspection » et surtout « Risk Based Maintenance ».

La maintenance a pour but de garantir l'état de bon fonctionnement d'un bien. Elle est d'autant plus efficace qu'elle est capable d'anticiper les défaillances. Un industriel appuyant

son processus de décision sur des modèles quantitatifs (sûreté de fonctionnement, dimensionnement physique, optimisation économique, etc.....) est vite confronté à une multitude d'incertitudes et aléas de nature très variable affectant les données et les modèles.

La prévision de la durée de vie, que ce soit en phase de conception ou en phase de maintenance, répond à des enjeux économiques et réglementaires forts, tant pour l'exploitation que pour la programmation des actions de maintenance et de renouvellement. La durée de vie est devenue à la fois une exigence et un souci : il convient de la garantir, de la quantifier, de la restaurer ou de la prolonger.

L'analyse de la rupture des tubes en polyéthylène, l'évaluation basée sur la fiabilité de leur durée de vie, la prise en compte de l'incertitude dans les modèles de maintenance et l'optimisation de la maintenance des réseaux, deviennent alors une nécessité pour une meilleure maîtrise des risques. Ce travail vise essentiellement à : (i) analyser et modéliser statistiquement les phénomènes de fatigue à partir de résultats expérimentaux, (ii) étudier au niveau des mécanismes, la transition fragile-ductile de fatigue dans des tubes de polyéthylène, (iii) étudier et évaluer la durée de vie en se basant sur la fiabilité mécanique et (iv) proposer une politique d'optimisation de la maintenance d'un réseau de distribution de gaz construit en Polyéthylène. Ceci est motivé par l'intérêt qu'accordent les fournisseurs et les exploitants de ces canalisations aux problèmes liés aux modes de rupture et à la durabilité de ces structures.

Le présent travail est composé de quatre chapitres :

Le premier chapitre est consacré à une recherche bibliographique sur le polyéthylène. Nous présentons la rupture des tubes en polyéthylène, son comportement mécanique, ses modes de rupture, la transition fragile-ductile, la fatigue et la modélisation du vieillissement des tubes.

Dans le deuxième chapitre, une étude expérimentale de la fatigue est menée suivie d'une modélisation statistique de la durée de vie. Nous traitons ensuite la transition des mécanismes fragile-ductile par la proposition d'une approche énergétique. La méthode proposée est basée sur la mesure du taux de progression de la fissure et du taux de travail irréversible dans les processus viscoélastiques, calculé pour différents niveaux de charge.

Le troisième chapitre est consacré à l'étude de fiabilité. L'indice de fiabilité et l'importance des paramètres structuraux sont discutés. Une évaluation de la durée de vie basée sur la fiabilité des tubes est aussi proposée.

Le quatrième chapitre porte sur l'optimisation de la maintenance en matière de remplacement d'un réseau de distribution de gaz. Des recommandations et des perspectives sont formulées dans le but d'arriver à une meilleure fiabilité et à une optimisation des plans de maintenance des réseaux de gaz construits en polyéthylène.

La figure 0.0 résume l'approche adoptée dans cette thèse.

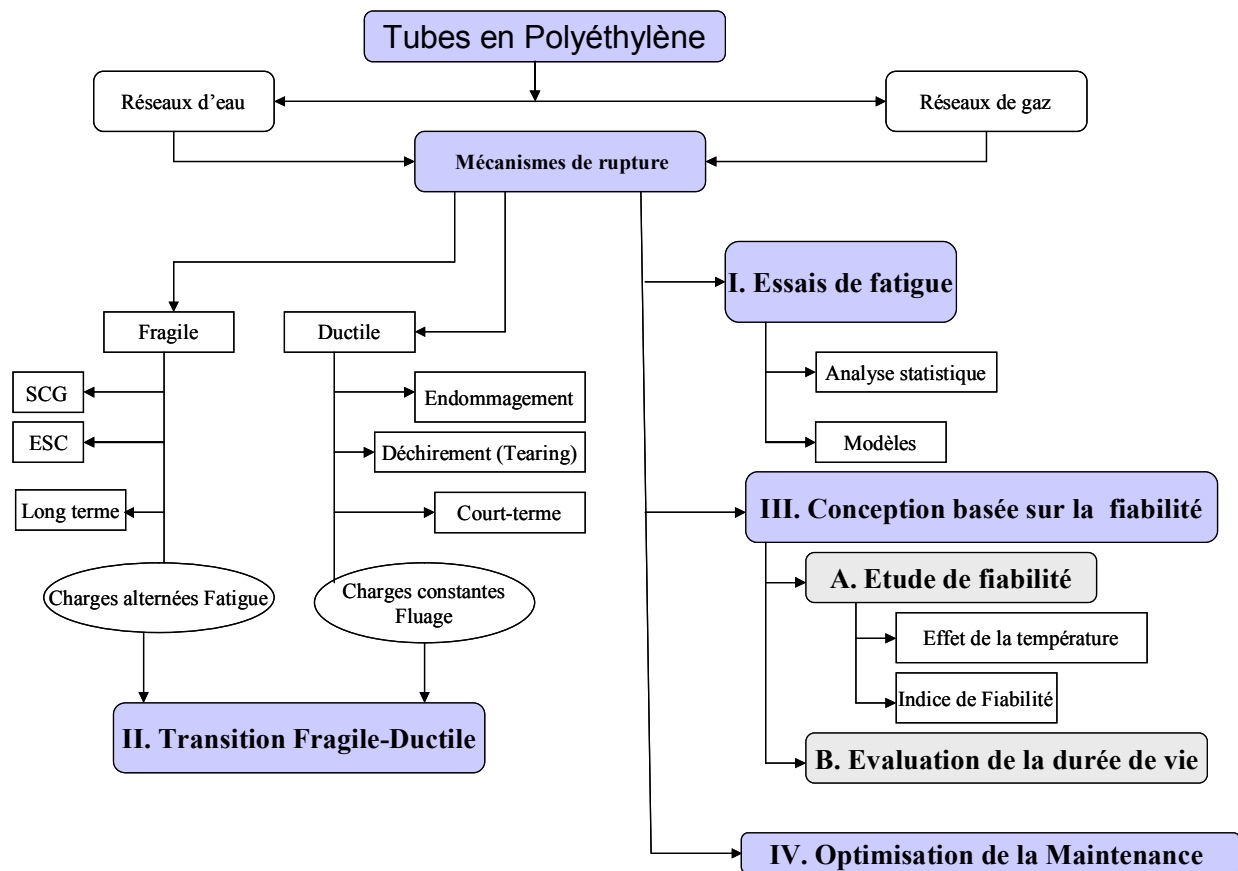


Figure 0.0. Approche de la thèse.

CHAPITRE I

***MECANISMES DE RUPTURE ET COMPORTEMENT
MECANIQUE DES TUBES
EN POLYETHYLENE***

I.1. Introduction

De nos jours, les réseaux de distribution de gaz naturel sont majoritairement construits avec des polymères résistants. La caractéristique des polymères découlent de leur structure atomique et notamment de l'existence de chaînes réticulées. Le matériau le plus convoité est le polyéthylène et notamment le polyéthylène haute densité (HDPE). Le polyéthylène est issu de la polymérisation du monomère éthylène seul pour former un homopolymère, ou en présence d'un comonomère de type 1-alcène pour former un copolymère. Il possède l'une des structures chimiques les plus simples de tous les polymères.

Principalement, trois grandes familles de PE sont définies selon la densité : (i) basse (LDPE), (ii) moyenne (MDPE) et (iii) haute densité (HDPE). Le HDPE est un type de polyéthylène linéaire avec une gamme de densité dans l'intervalle 0,941 à 0,965 g/cm³ comme indiqué dans ASTM D-883. En 2003, parmi les 44 millions de tonnes de PE produites dans le monde entier, approximativement 40% étaient des HDPE. Plus de 90% de la production de PE est consommé par six principales applications ; dont 50% pour des films et des feuilles, 25% pour les produits moulés et seulement 6% pour les pipes. Ces données nous informent du développement entrepris par le PE en tant que remplacement potentiel des métaux et des matériaux semblables pour des applications techniques spécifiques dans les pièces de rechange de fabrication, les éléments de machine et les enduits comme illustré sur la figure I.1. Parmi les applications très diversifiées, les pipes sont utilisés pour la construction des réseaux pour transporter des fluides sous pression tels que l'eau potable et le gaz naturel, ainsi que pour l'irrigation agricole et dans l'industrie pétrochimique. Pour l'année 2003, les principales utilisations des pipes en PE sont indiquées sur la figure I.2a pour le cas des Etats-Unis et sur la figure I.2b pour l'Union Européenne. On observe que les réseaux de gaz naturel et d'eau potable viennent bien après les applications de drainage des sols. La partie réservée pour la distribution de gaz naturel est importante et en constante augmentation. Dans un pays comme l'Algérie, l'utilisation des pipes en plastique est en croissance très rapide tandis que les pipes en acier et en fonte sont en nette régression car ils deviennent coûteux et difficiles à maintenir (figure I.3).

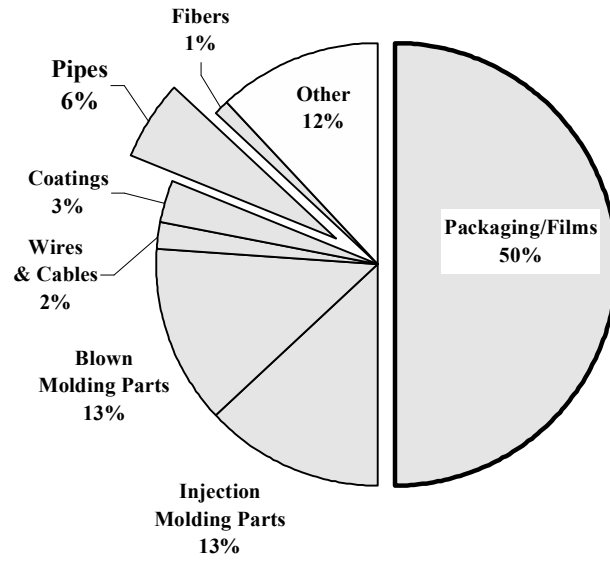


Figure I.1. Distribution en % des applications mondiales en PE [2].

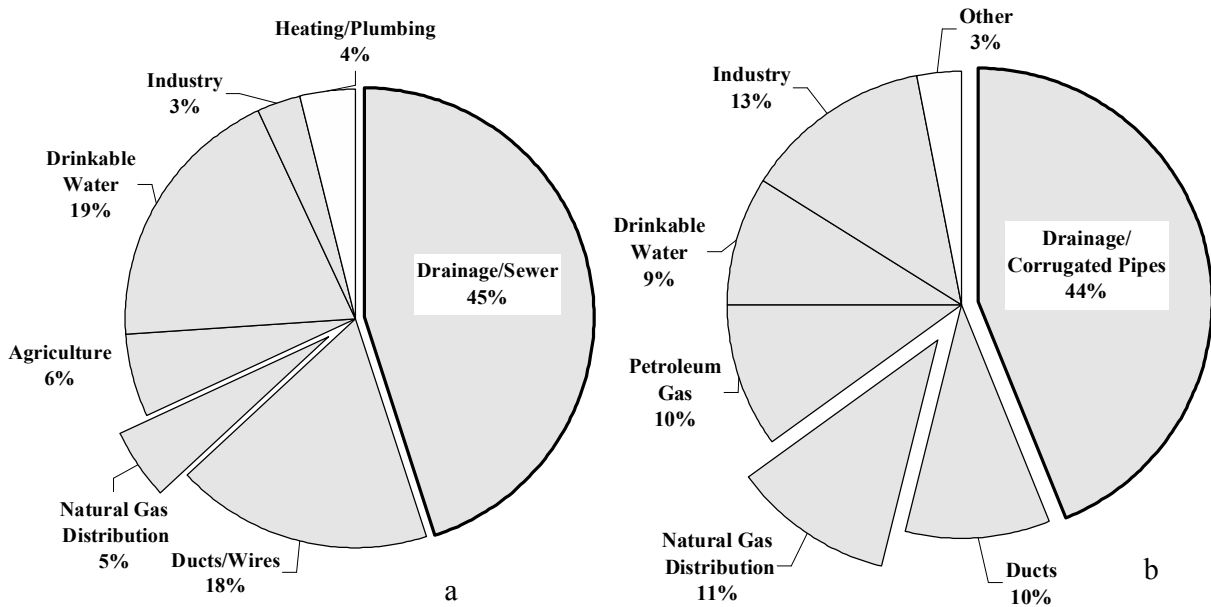


Figure I.2. Domaines d'applications du PE : a) USA et b) EU [2].

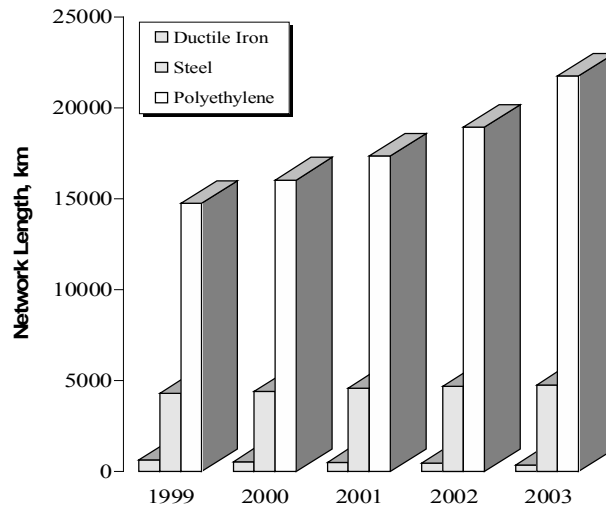


Figure I.3. Evolution de l'installation des pipes en PE dans l'industrie de distribution de gaz en Algérie [3].

Les conditions de sécurité imposent à ce que cette utilisation soit réglementée par des normes qui donnent des caractéristiques à respecter en fonction de la pression du réseau.

L'objectif de ce chapitre est de faire un état de l'art en ce qui concerne les différents points utiles à notre étude en examinant les éléments relatifs à la rupture et à la durabilité du polyéthylène.

1.2. Les tubes en Polyéthylène

Les résines de polyéthylène de haute densité sont transformées en tubes et assemblages pour construire les réseaux de transport et de distribution du gaz naturel dans les zones rurales et urbaines. Les statistiques montrent que la majorité des systèmes de gaz nouvellement installés dans le monde sont exclusivement en PE. Parmi les raisons de ce choix, il y a la légèreté, la flexibilité, le prix, la facilité d'installation et d'entretien et la durabilité face aux agents agressifs [4]. Les principales propriétés et caractéristiques du polyéthylène sont données dans l'annexe A. Le PE 80 a été le matériau standard pour la distribution du gaz naturel pour la gamme des faibles diamètres et de pression moyenne entre 4 et 5 bars. L'introduction du PE 100 a permis le fonctionnement des tubes sous des pressions allant jusqu'à 16 bars [5].

D'après la norme ASTM D 3350, les tubes en plastique sont classés suivant leur densité, leur indice de fusion, leur module de flexion, leur résistance à la traction au seuil d'écoulement plastique, leur résistance à la fissuration sous contrainte, leur résistance hydrostatique à 23°C, leurs stabilisateurs de pigments et leur stabilité aux ultraviolets. Chaque matière polyéthylène est caractérisée par la résistance qu'elle procure à la canalisation vis-à-vis de la pression du fluide qui y circule. Cette caractéristique est traduite par la notion de MRS (Minimum Required Strength) qui représente la résistance minimale que le polyéthylène doit garantir après 50 ans de service à une température de 20°C. Celle-ci s'appelle également la résistance hydrostatique à long terme à 20°C. L'essai hydrostatique de conception, HDB (Hydrostatic Design Basis) renseigne sur la résistance à long terme du matériau, ce qui représente la propriété la plus importante. C'est à partir de la connaissance de la résistance hydrostatique à long terme d'une résine que sera obtenu le dimensionnement des tubes (l'épaisseur de la paroi) pour permettre le fonctionnement en toute sécurité de la canalisation. Les tubes sont aussi caractérisés par le SDR (Standard Dimension Ratio) qui est le nombre arrondi exprimant le rapport entre le diamètre extérieur minimal et l'épaisseur nominale moyenne mesurée sur le tube [6].

I.3. Rupture des tubes en Polyéthylène

L'utilisation sous pression des tubes en matières plastiques, nécessite la recherche de conditions idéales d'exploitation ainsi que la connaissance des limites de service. Du point de vue mécanique, la détermination de la résistance à la fissuration est une issue cruciale pour la sélection d'un type de polyéthylène destiné à la construction de réseaux de distribution de gaz ou d'autres fluides.

La rupture d'une pièce peut s'interpréter avant tout comme une interruption de la continuité du matériau. L'application de la mécanique des milieux continus se heurte à une singularité due à la présence de fissures dans la pièce. La mécanique de la rupture n'est autre que l'application de la mécanique des milieux continus et de la loi de comportement du matériau à un corps dont les conditions relatives à la présence géométrique de la fissure sont introduites. L'analyse des contraintes et des déformations au voisinage des fonds de fissures constitue une base nécessaire pour la compréhension du comportement des pièces fissurées. Bien qu'une zone plastique ou endommagée soit toujours présente à la pointe de la fissure[7], l'analyse élastique linéaire donne une schématisation suffisamment correcte de la réalité pour des matériaux tels que les polymères. Toutefois, dans le cas de matériaux ductiles, ou de charges extrêmes, la prise en compte de lois de comportement élastoplastiques s'avère nécessaire [7].

Les pièces polymériques peuvent être amenées à s'endommager et à se rompre de manière prématurée en service. Les cassures en deux ou plusieurs morceaux sont le résultat d'un processus de déformation non homogène favorisant la propagation d'un endommagement au sein du matériau à partir d'une ou de plusieurs zones d'amorçage présentant des défauts initiaux. D'une manière générale, la fissuration est la conséquence de :

Contraintes mécaniques excessives ou mal prises en compte lors de l'élaboration du cahier des charges technique et fonctionnel ;

Environnement non adapté tel que la température élevée, la présence de fluides agressifs ou de milieu oxydant ;

Combinaison de différents phénomènes tels que la fissuration sous l'effet d'un environnement auquel est ajoutée la contrainte mécanique.

Une fois rompue, la pièce doit être examinée attentivement car le faciès et l'aspect général des déformations à la rupture, tant au niveau macroscopique que microscopique sont le reflet de l'histoire précédant sa ruine [8]. En effet, l'examen cherche à mettre en évidence :

- . d'éventuels défauts au sein du matériau qui seront corrélés au procédé de transformation ;
- . les zones d'amorçage ainsi que les événements caractéristiques du mode de sollicitation ayant conduit à la ruine de la structure.

I.4. Comportement mécanique du polyéthylène

Les propriétés des matériaux polymères sont beaucoup plus sensibles que celles des métaux aux influences extérieures, telles que la température, la durée, l'intensité et le type de chargement, les radiations UV et les agents chimiques. Le comportement mécanique des polymères solides diffère du modèle élastique à cause de l'existence d'une viscosité interne. La viscosité est le phénomène de déformation au cours du temps, sous le même niveau de chargement et d'environnement (cette déformation est appelée déformation différée).

Le comportement mécanique des matériaux est caractérisé par le type et l'amplitude de leur réponse aux forces extérieures appliquées et aux déformations qui en résultent. Dans le cas des polymères, ces réponses dépendent fortement de la température, mais aussi de la vitesse et de l'intensité du chargement.

Pour les plastiques, entre autre le polyéthylène, trois types de comportements sont distingués, qui sont toutefois connexes et peuvent se superposer [9] :

- déformation élastique instantanée (réversibilité spontanée) ;

- déformation viscoélastique dépendant du temps ou déformation de relaxation (réversibilité en fonction du temps) ;
- déformation viscoplastique dépendant du temps (irréversibilité).

La déformation purement élastique est observée, dans le cas des plastiques, quand ces derniers sont soumis à de très faibles niveaux de charges. Elle se produit spontanément lors de l'application de la charge, plus précisément elle augmente instantanément jusqu'à une valeur constante, elle diminue immédiatement à partir de la suppression de la charge, jusqu'à s'annuler. Elle est donc totalement réversible. Ce type de déformation purement élastique est à l'échelle du matériau, dû à la variation des distances atomiques et à la distorsion des angles de valence.

La déformation visqueuse, contrairement à la déformation purement élastique, est irréversible et dépend du temps. L'état d'origine n'est pas retrouvé après la suppression de la charge. La déformation retardée résulte du mouvement des segments macromoléculaires et de leur glissement les uns par rapport aux autres pour atteindre une nouvelle position d'équilibre correspondant aux contraintes mises en jeu.

La déformation viscoélastique ou de relaxation est une combinaison entre un comportement élastique et un comportement visqueux. La déformation augmente sous l'effet d'une charge jusqu'à atteindre une asymptote ; elle diminue à partir de la suppression de la charge d'abord rapidement, puis de plus en plus lentement, et finit par s'annuler complètement. Elle est donc réversible.

En règle générale, ce comportement mécanique peut être représenté par un modèle à 4 paramètres, construit à partir de la combinaison en série et en parallèle de ressorts et d'amortisseurs. Un ressort de module d'élasticité E_0 et un amortisseur de viscosité η_0 , combinés en série, constituent les éléments de base de la première partie de ce modèle viscoélastique. Le modèle entier correspond à la combinaison séquentielle de cette première partie avec l'assemblage, en parallèle, d'un ressort et d'un amortisseur, respectivement caractérisés par E_{rel} et η_{rel} . Le module d'élasticité, usuellement déterminé à partir des normes, correspond approximativement à la valeur de E_0 , étant donné qu'il est mesuré aux très faibles contraintes et dans un intervalle de temps relativement court (inférieur à une minute). Dans le cas d'une charge constante σ_0 , les comportements mécaniques élastique, visqueux et viscoélastique sont respectivement définis par les équations suivantes :

$$\varepsilon_0 = \frac{\sigma_0}{E_0} \quad (\text{élastique}) \quad (I.1)$$

$$\varepsilon_v(t) = \frac{t \cdot \sigma_0}{\eta_0} \quad (\text{visqueux}) \quad (I.2)$$

$$\varepsilon_{rel}(t) = \frac{1}{E_{rel}} (1 - e^{-\frac{t}{\tau}}) \cdot \sigma_0 \quad (\text{viscoélastique}) \quad (I.3)$$

$$\text{avec : } \tau = \frac{\eta_{rel}}{E_{rel}}$$

Le temps de fluage est le temps pour lequel $\varepsilon_{rel} = 0,632 \cdot \frac{\sigma_0}{E_{rel}}$ [9], i.e. lorsque $t = \tau$ dans l'équation I.3.

La déformation totale qui est la somme des trois types de déformations des équations (I.1, I.2 et I.3), s'écrit sous la forme :

$$\varepsilon_{tot} = \left[\frac{1}{E_0} + \frac{t}{\eta_0} + \frac{1}{E_{rel}} \left[1 - e^{-\frac{t}{\tau}} \right] \right] \cdot \sigma_0 \quad (I.4)$$

Il est également commun de définir le quotient, dépendant du temps, de la contrainte et de la déformation, soit $\frac{\sigma_0}{\varepsilon_{tot}(t)}$, il s'agit du module de fluage $E_f(t)$:

$$E_f(t) = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0 + \varepsilon_v(t) + \varepsilon_{rel}(t)} \quad (I.5)$$

Le module de fluage diminue avec le temps étant donné que ε_v et ε_{rel} augmentent en fonction du temps.

La description des caractéristiques mécaniques des PE a été largement traitée dans la littérature [10,11]. Par exemple, de nombreuses études se sont consacrées à la caractérisation complète de la courbe de traction uniaxiale et à l'explication détaillée de ses différentes caractéristiques [12].

Une des caractéristiques les plus remarquables des thermoplastiques semi-cristallins est leur faculté à subir une grande déformation plastique avant la rupture à température ambiante. Ce phénomène provient en partie du fait que leur température de transition vitreuse (-100°C pour le PE) est située bien au dessous de la température ambiante [13] contrairement aux polymères vitreux pour lesquels la déformation est localisée dans les bandes de cisaillement fines. Pour les polymères semi-cristallins, la déformation plastique intervient de façon

macroscopique et non homogène dans les tests de traction uniaxiale. Ce phénomène de déformation plastique appelé striction ou instabilité plastique a été largement étudié [14,15]. La figure I.4 montre l'allure typique de la courbe contrainte-déformation nominale en traction uniaxiale et l'évolution du profil de l'éprouvette tandis que celle-ci est étirée à vitesse d'allongement constante.

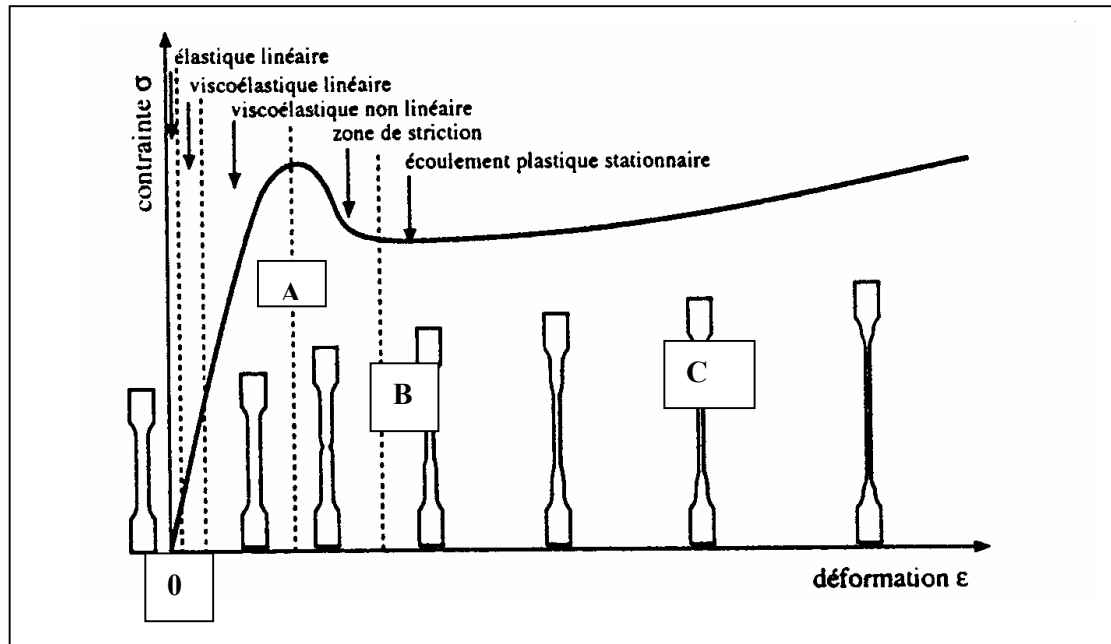


Figure I.4. Courbe contrainte-déformation d'un polymère semi-cristallin en traction uniaxiale.

A partir de cette courbe, on peut décrire les différents types de déformation :

- De 0 à A, il s'agit de la déformation élastique réversible du matériau due à la phase amorphe, du fait que le module de cette phase est beaucoup plus faible que celui de la phase cristalline [16]. La courbe, initialement linéaire, fait apparaître une certaine non linéarité juste avant le point A, par suite des effets élastoplastiques [17].
- Au point A, débute la striction qui correspond à une déformation hétérogène du matériau qui s'amorce sur un défaut au niveau de l'éprouvette. Des défauts structuraux dans les polymères peuvent tous conduire à une distribution non uniforme de la contrainte [18]. Le phénomène de striction débute au seuil d'écoulement, lorsque l'éprouvette est soumise à une vitesse de déformation constante.
- De A à B, la striction se forme jusqu'à stabilisation ;

- De B à C, la striction se propage le long de l'échantillon jusqu'au taux naturel de déformation ;
- Au delà de C, la déformation redevient homogène grâce à un durcissement structural lié à l'orientation des chaînes macromoléculaires dans le sens de l'étirement et l'augmentation de la fraction fibrillaire du matériau [17-19].

I.5. Essais hydrostatiques

Dans les conditions de température ambiante avoisinant 23°C, le matériau polyéthylène semi-cristallin se trouve au-dessus de sa température de transition vitreuse, T_g [20]. A partir de cette limite de température, les liaisons faibles commencent à fondre et l'agitation thermique devient suffisante pour que la chaîne de carbone puisse se déformer [21]. Par conséquent, le PE sera conditionné par un état mécanique viscoélastique et ses propriétés vont alors dépendre du temps, de la température et de la vitesse de sollicitation. Un essai instantané ne peut en aucun cas être représentatif du comportement du matériau lorsqu'il est soumis à une contrainte ou à une déformation constante pendant une période de temps prolongée [22]. C'est pourquoi le recours aux essais à long terme soit à charge imposée, comme dans le cas du fluage, soit à déformation imposée (dans le cas de la relaxation), sont une nécessité pour la détermination des caractéristiques de conception. Par exemple, la déformation plastique augmente au cours du temps et le module d'élasticité sécant ou tangent, varie et est nommé module de fluage E_f [23].

Suivant l'état de contraintes planes ou de déformations planes qui caractérisent le tube en PE durant l'essai, la durée de vie du tube est établie en fonction de la résistance représentée par la ténacité, K_{IC} [24]. Plusieurs formes de spécimens ont été mises au point pour la mesure de la résistance à la propagation de fissures sous des chargements parfois complexes dans le but de reconstituer les contraintes des sols et autres charges dynamiques et environnementales [25].

La prévision de la durée de vie des tubes en PE est généralement basée sur les essais de pression hydrostatique subie par le tube sous la pression de l'eau ou du méthane gazeux. Dans ces essais, le temps de rupture est mesuré en fonction de la pression interne. Pour les tubes en HDPE, la norme ASTM D-2837 a été développée pour permettre la détermination de la performance à long terme par extrapolation des essais réalisés pendant une période continue de 10^4 heures. La résistance hydrostatique du tube χ_{hyd} (équation I.6) obtenue par cette méthode est définie comme étant la contrainte théorique à laquelle le tube éclate après avoir été chargé par cette contrainte pendant une durée de 10^5 heures.

$$\chi_{hyd} = \frac{p(D-h)}{2h} \tag{I.6}$$

où p est la pression interne (MPa), h l'épaisseur de la paroi du tube (mm) et D le diamètre extérieur du tube (mm).

L'allure des courbes obtenues est a priori une droite décroissante comme précisé par la norme D-2837 [23]. Cependant, il est prouvé expérimentalement que le tube se rompt suivant deux mécanismes : ductile ou fragile. La transition de la rupture ductile vers la rupture fragile est illustrée sur les courbes de pression en fonction du temps de rupture, sous la forme d'un «genou» (knee-type failure) comme indiqué dans la figure I.5 [23,25].

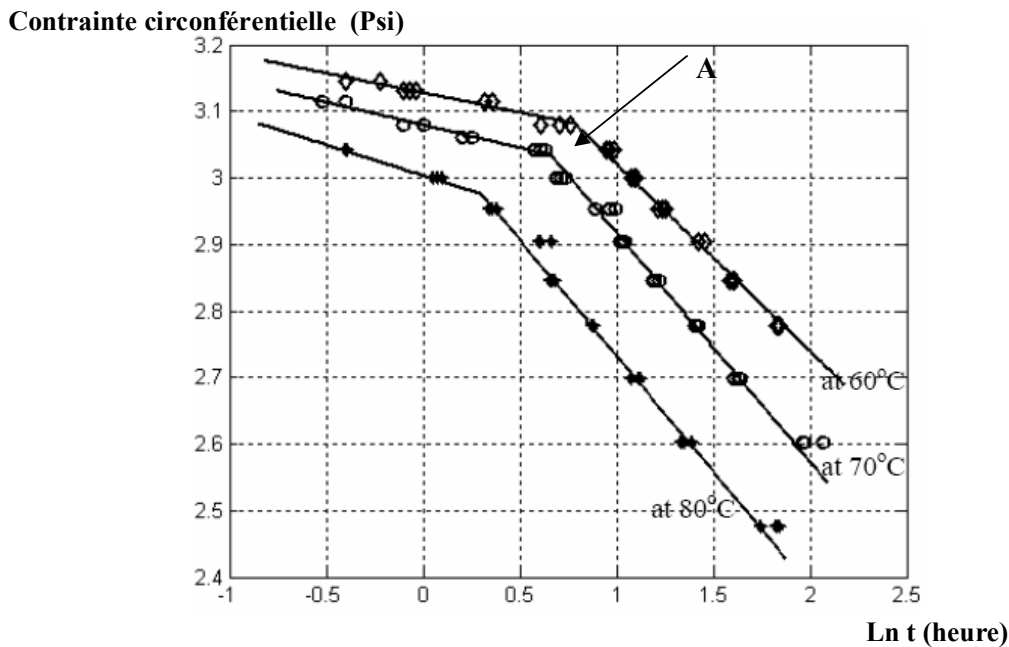


Figure I.5. Relation entre la pression hydrostatique et le temps à la rupture [26].

Ces deux mécanismes sont clairement identifiés et le point A représente la transition qui est fonction de la température. Sous l'effet des pressions élevées, il est possible de mettre en action une propagation très rapide de fissure. Cette situation se concrétise quand l'énergie de déformation au sein du tube est supérieure à celle requise pour entraîner la fissure. A partir de ce critère énergétique, il est possible d'obtenir la relation entre la contrainte agissant sur le tube (ou la pression de service) et les dimensions du tube pour la transition entre la propagation et l'arrêt de la fissure.

$$\sigma^2 = \frac{2(K_c)^2(1-\nu^2)}{\pi D} \quad (1.7)$$

où σ est la contrainte agissant sur la paroi du tube (MPa), D est le diamètre du tube (m), K_c est la ténacité du matériau ($\text{MN}/\text{m}^{3/2}$) et ν le coefficient de Poisson.

Cette relation conduit à une enveloppe de conception qui montre l'aire des valeurs limites admissibles de pression du gaz transporté par le tube et le domaine des valeurs critiques de pression résultant des propagations de fissures [22].

I.6. Contraintes résiduelles

Par ailleurs, il est établi que les propriétés des pièces mécaniques sont largement influencées par les modes de production et de fabrication de la pièce [27]. Les technologies actuelles de production des tubes en polyéthylène destinés au transport et à la distribution du gaz naturel reposent sur le procédé d'extrusion à partir d'un flux de matière porté à la température de fusion. Le refroidissement de la géométrie désirée se fait en général par des douches d'eau continues véhiculant de manière convective la chaleur avec l'eau du bain. Cette situation génère un état de contraintes internes dont la magnitude est importante et l'effet se redistribue de la surface externe jusqu'à l'enveloppe interne du tube. Les principales autres sources de ces contraintes sont : le gradient de déformation plastique notamment autour des entailles, le procédé d'élaboration, les traitements de surfaces, les traitements thermiques, les assemblages,...etc. Ainsi, la géométrie finale de la pièce donne lieu à un comportement spécifique du matériau PE tubulaire et conditionne le mode de rupture.

Le polyéthylène en tant que matériau semi-cristallin, présente une déformation élastique s'il est soumis à une charge constante au cours du temps. Cette charge peut être des contraintes internes dites aussi « contraintes résiduelles », dues à la méthode de fabrication du matériau.

Dans le but d'étudier l'évolution des déformations provoquées par ces contraintes, Kiass et Chaoui [23] ont usiné des spécimens en anneaux de largeurs différentes dans des conditions spécifiques de laboratoire et les ont sectionnés suivant la génératrice [23]. La procédure d'essai consiste à mesurer la déformation résiduelle circonférentielle résultante en fonction du temps et de la largeur. Il a été observé qu'à partir de 2,3 mm de largeur, la déformation tend vers un plateau indiquant l'état de déformation plane. Les courbes (ε -t) obtenues indiquent un comportement de fluage typique des matériaux viscoélastiques semi-cristallins. Les modèles de puissance et logarithmique montrent une description très adaptée des résultats observés.

La prise en compte des contraintes résiduelles est essentielle pour de nombreux cas de fatigue. Ainsi l'introduction fortuite des contraintes résiduelles de traction dans une pièce peut avoir des conséquences désastreuses sur la tenue en fatigue. A l'inverse, des contraintes résiduelles de compression introduites volontairement peuvent améliorer la résistance à la fatigue. On peut chercher à éliminer les contraintes résiduelles lorsqu'elles sont néfastes ou qu'elles entraînent des variations dimensionnelles de la structure. Un traitement thermique peut éliminer les contraintes internes, notamment en cas de recristallisation. Les déformations plastiques à l'origine de ces contraintes impliquent des densités de dislocations élevées. L'inconvénient est que de tels traitements peuvent affecter les propriétés initiales du matériau.

I.7. Modes de rupture

La rupture des semi-cristallins peut intervenir de façon ductile, de façon fragile, ou par une combinaison des deux. Le type de rupture dépend de la physico-chimie du matériau, i.e. de la composition, du poids de la chaîne macromoléculaire, du degré d'imperfection et de la mécanique, comme les conditions de chargement ou l'histoire thermomécanique.

A basses températures, dans le domaine vitreux, les polymères ont un comportement fragile. En effet, les chaînes moléculaires sont figées et aucun processus de déformation ne peut accommoder les singularités de contrainte en fond de fissures. Au delà de la température de transition vitreuse, les sollicitations permettent une déformation viscoplastique qui autorise localement la formation des craquelures. Au cours de l'augmentation de la déformation, on observe leur multiplication ainsi que leur extension. Les fibrilles s'allongent et s'affinent jusqu'à leur rupture. En général, les polymères cèdent par craquelage ou cisaillement. Ces deux mécanismes conduisent à des résultats très différents, le craquelage aboutissant généralement à une rupture fragile et le cisaillement étant associé à une rupture ductile. Selon les conditions expérimentales, un mécanisme est favorisé par rapport à l'autre [24].

Pour résumer le concept de rupture dans les polymères semi-cristallins, on peut tracer la courbe caractérisant le mode de rupture suivant la température et le taux de déformation. Cette courbe (figure I.6) représente en fonction de la température et de la vitesse de déformation, le rôle des différents paramètres influant sur le comportement du polymère. Cette approche de la rupture au niveau microscopique permet, combinée avec l'observation de faciès de rupture, d'expliquer qualitativement les phénomènes qui se déroulent dans les PE [27].

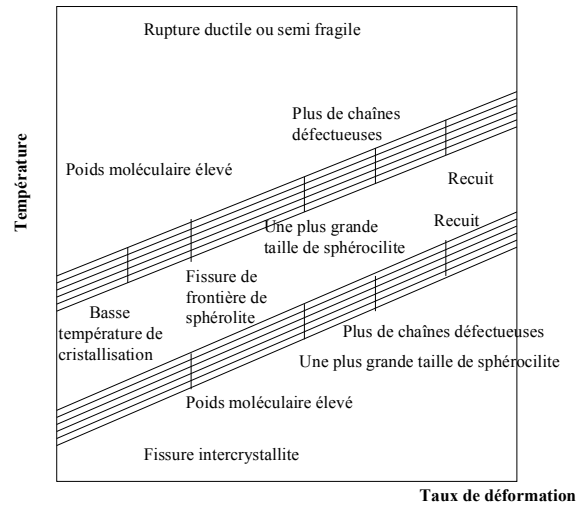


Figure I.6. Modes de rupture suivant la température et le taux de déformation.

I.8. Transition ductile-fragile du Polyéthylène

La relation entre la contrainte et le temps de rupture est schématisée sur la figure I.7 qui illustre les trois modes de défaillance prédominants dans un tube en HDPE (ruptures ductile, fragile et due à la fissuration sous contrainte dans un environnement contrôlé : ESC). Au voisinage de la température ambiante, la courbe présente deux domaines de rupture : la première partie, à forte contrainte pour laquelle la durée de vie est très sensible à la contrainte, correspond au domaine ductile. La seconde partie représente le domaine fragile pour lequel la durée de vie est beaucoup moins sensible à la contrainte [28].

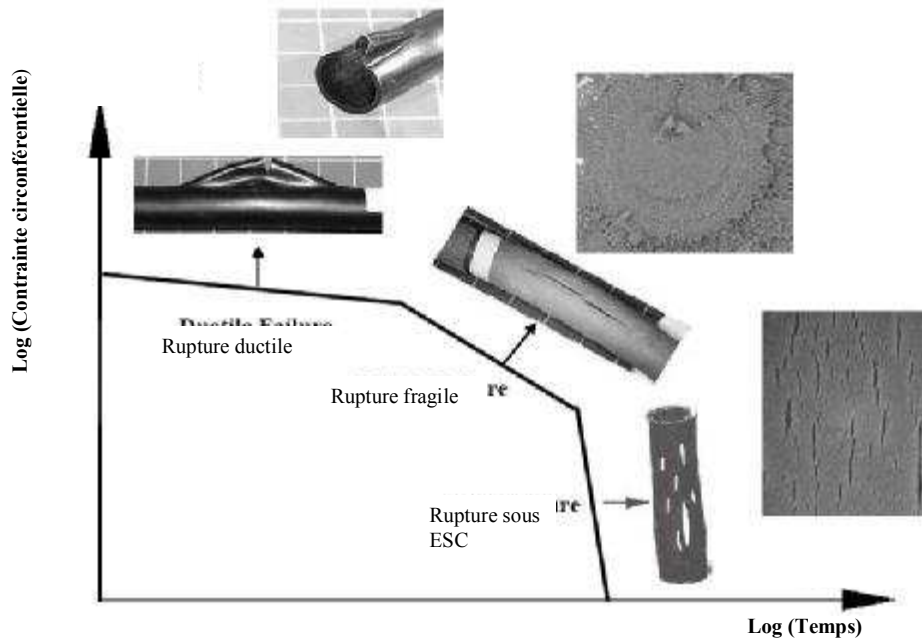


Figure I.7. Modes de défaillance prédominants dans un tube en HDPE [25].

La ductilité est définie comme la propriété grâce à laquelle un matériau peut se déformer de façon permanente avant de se rompre. Elle facilite la mise en forme du matériau à l'état solide. Dans la région ductile, la fracture est associée à un écoulement plastique et le temps de rupture est déterminé par la vitesse de fluage. Dans la région fragile, la rupture est associée à une propagation de fissure provenant d'un défaut du matériau. Les deux processus ont lieu en même temps, mais à forte contrainte, c'est le taux de fluage qui domine et à faible contrainte, c'est la propagation de fissure qui pilote le comportement. La zone de transition entre les deux parties n'est pas toujours aussi marquée que sur le schéma précédent. La transition de la rupture ductile vers la rupture fragile est bien illustrée comme un "genou" sur les courbes de fluage des tubes en HDPE soumis à une pression interne en fonction du temps à la rupture (figure I.8). En effet, le caractère graduel de la transition a augmenté avec l'avènement des nouveaux matériaux à très grandes durées de vie. Lu et Brown [28] ont montré que, dans certaines conditions de mesure, le temps de rupture peut même augmenter avec la contrainte dans cette zone de transition, comme indiqué sur la figure I.8. Cette transition anormale est due au fait que la déformation plastique qui émousse le fond de fissure réduit la concentration de contrainte, ce qui ralentit la propagation de la fissure.

La même figure présente un tracé type d'une réponse en fluage d'une pièce en HDPE. Une transition, due à une évolution brusque de la relation entre la durée de chargement et la contrainte équivalente, peut être identifiée. Graphiquement, on observe une brusque discontinuité des courbes après une légère pente initiale.

Un endommagement se produit dans les conditions correspondant à la zone où les courbes de la figure I.8 apparaissent presque horizontales ; il est tel que les tubes s'élargissent au niveau de ces points de rupture en formant des bulles. Il en résulte un étirage de la pièce cylindrique dans la direction transversale. La diminution considérable de la densité en liaisons primaires dans la direction axiale conduit à un déchirement dans la direction perpendiculaire à la direction d'étirage. Dans la zone où les courbes sont pentues, des ruptures fragiles se produisent à cause du développement, pendant la période de chargement, de multiples défauts dans le matériau. Ces défauts continuant à croître, le matériau se trouve simultanément affaibli en de nombreux points ; une variation régulière de la section transversale n'est plus possible.

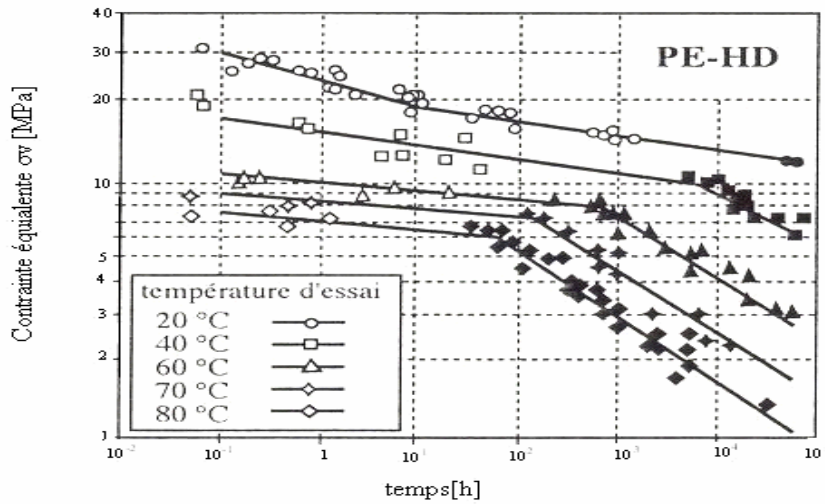


Figure I.8. Courbe contrainte-temps de rupture de PE à différentes températures [10].

La rupture ductile de tubes de PE se caractérise par la formation d’une « hernie » qui se fissure rapidement de façon perpendiculaire au sens d’étirage, suite à la forte déformation plastique comme indiquée sur la figure (I.9a). La surface de rupture ductile est montrée dans la figure I.10a. En raison de la présence de l’entaille, la déformation est localisée dans le plan de la fissure. La rupture se produit alors pour un fluage qui dépend de la contrainte et de la température.

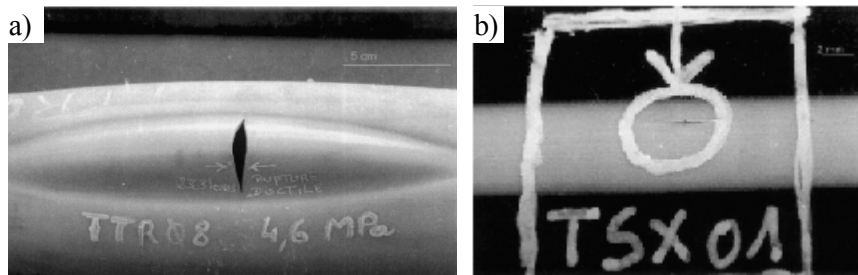


Figure I.9. Rupture de tubes en PE sous pression hydrostatique : (a) ductile (b) fragile [29].

L’observation de la surface de rupture dans le cas d’échantillons entaillés montre qu’il s’agit d’une rupture inter-fibrillaire car la surface de rupture est fibreuse [30]. Ceci est aussi observé dans le cas des tubes en service où la rupture fragile domine à long terme (figure I.9b).

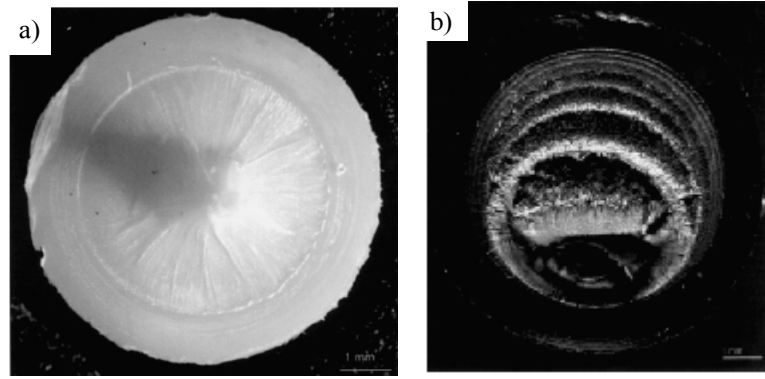


Figure I.10. Surface de rupture en fluage à 60°C d'échantillons cylindriques entaillés
(a) ductile (8MPa) (b) fragile (5MPa)

Le mode de rupture fragile peut être caractérisé par les phases suivantes établies à partir d'études sur éprouvettes cylindriques entaillées : juste après l'application de la contrainte, une craquelure se forme en fond d'entaille avec une structure fibrillaire, la craquelure grandit lentement, la rupture est amorcée par la rupture de fibrilles proches de la base de la craquelure, la fissure se propage alors avec un taux accéléré ; enfin, lorsque le ligament restant atteint la taille critique, il cède pour la fracture finale [31,32]. Il existe deux régimes de croissance de la craquelure : le régime lent gouverné par la formation de fibrilles et leur fluage et le régime rapide dû à la rupture des premières fibrilles [33]. La rupture fragile se caractérise par une fissuration perpendiculaire à la contrainte circonférentielle sans déformation plastique à l'échelle macroscopique (figure I.9(b)). La surface de rupture d'échantillons présentée (figure I.10(b)) montre la présence d'une zone « miroir » exempt de déformation plastique, et suivie d'une succession de zones de plus en plus fibrillées, correspondant à la propagation de la fissure par « sauts ». L'observation microscopique en figure I.11 confirme la texture fibreuse de ces zones qui traduit une déformation plastique locale.

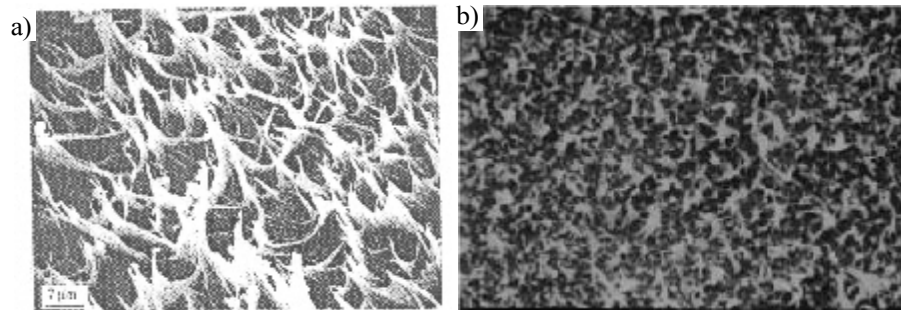


Figure I.11. Observation en SEM de la surface de rupture fragile : a) MDPE et b) HDPE.

La genèse des craquelures est certainement le point le plus controversé dans ce domaine. On peut cependant affirmer qu'il s'agit d'un mécanisme de cavitation se produisant dans un « liquide à seuil » ; ce mécanisme est favorisé par la présence à l'échelle microscopique d'une forte contrainte hydrostatique négative. Ce phénomène de cavitation est issu de la déformation de la phase amorphe qui assure le transfert de contrainte entre les lamelles cristallines. Celle-ci se déforme essentiellement par cisaillement interlamellaire, c'est-à-dire glissement des lamelles parallèlement les unes aux autres et par séparation interlamellaire qui se traduit par l'augmentation de la distance entre lamelles lorsqu'une contrainte est appliquée perpendiculairement à leur plus grande surface [34].

Lorsque le seuil d'écoulement est atteint, la déformation concerne la phase cristalline du PE ; les axes du cristal s'orientent juste avant la striction [35]. Cette phase peut se déformer par des mécanismes cristallographiques tels que le glissement, le maclage ou la transformation martensitique [36]. Cette dernière correspond à un changement de phase cristalline. Le maclage intervient lorsque, sous l'effet de la contrainte, une partie du cristal subit un cisaillement simple par rapport au reste du matériau. Le mode de déformation plastique le plus fréquent est le glissement qui consiste en une translation d'une partie du cristal par rapport à l'autre suivant un plan appelé plan de glissement. Dans le cas des lamelles cristallines de polymères, le glissement n'est possible que dans un plan contenant l'axe des chaînes. Ce glissement donne lieu à une fragmentation des lamelles en blocs cristallins, accompagnés du dépliement des chaînes à partir des surfaces de rupture [37]. Il est responsable du phénomène d'instabilité plastique matérialisée par l'apparition de striction [38].

Les propriétés mécaniques sont peu affectées par la taille des sphérolites, mais plutôt par celle des lamelles cristallines. Durant la propagation de la striction, les sphérolites sont totalement détruites pour donner lieu à une structure fibrillaire [39]. La séparation des lamelles cristallines causée par l'application d'une contrainte présentant une composante normale, favorise la création de micro-vides dans la partie interlamellaire amorphe à l'origine de la formation de craquelures [40].

La formation de la craquelure est par conséquent un phénomène de cavitation, au cours duquel le matériau passe d'une structure sphérolitique à une structure de fibrilles fortement étirées et entourées de nombreux vides. Le développement de ces craquelures se fait par extraction de la matière au fur et à mesure que la contrainte interne augmente [41].

La rupture des matériaux semi-cristallins [42] intervient par création d'une fissure au sein de la craquelure, par rupture des fibrilles, une fois que celles-ci ont atteint leur étirabilité

maximale. Les causes de rupture des fibrilles dans le PE sont un sujet de controverse car deux approches s'opposent [43,44]. La première suppose une rupture par reptation des chaînes, à savoir glissement et désenchevêtrement des molécules repliées. La seconde considère la rupture des chaînes enchevêtrées présentes dans les fibrilles [45]. La controverse tient au fait qu'il y a une forte analogie entre la rupture interlamellaire et le craquelage des polymères vitreux.

En régime fragile, la rupture de tubes en PE intervient par propagation lente de fissures SCG (Slow Crack Growth). Dans le cas d'échantillons pré-entailleés soumis à une contrainte constante, on mesure l'avancée de la fissure par un suivi vidéométrique de l'ouverture de l'entaille en fonction du temps (figure I.12).

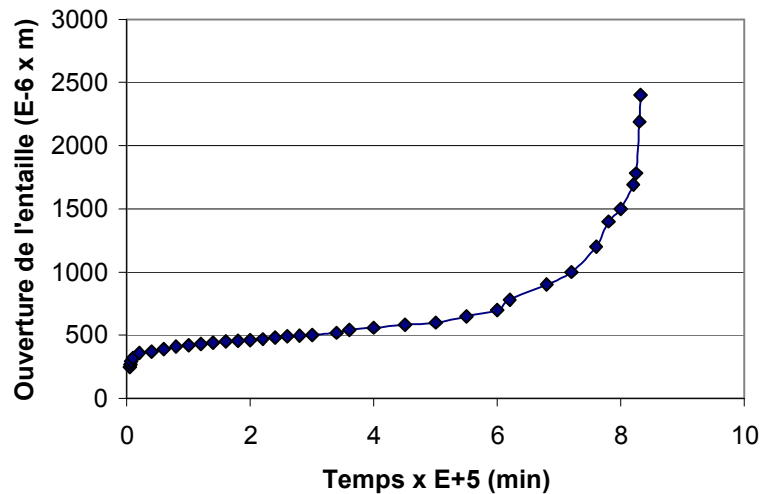


Figure I.12. Ouverture de l'entaille en fluage [43].

On distingue trois étapes dans l'ouverture : (1) Immédiatement après l'application de la charge, l'ouverture augmente pour atteindre une valeur limite notée δ_0 et accompagnée de la formation d'une zone d'endommagement en fond d'entaille, à l'intérieur de laquelle la structure est fibrillaire, (2) Du fait du renforcement par la formation des fibrilles, l'ouverture d'entaille se stabilise ensuite et croît lentement. Au cours de cette étape, l'angle d'ouverture de la craquelure reste constant au fur et à mesure que la zone d'endommagement s'amplifie. La fracture est ainsi amorcée quand les fibrilles à la base de la craquelure cèdent. L'ouverture d'entaille s'accélère à mesure que la fissure avance et (3) Enfin, quand la contrainte sur le dernier ligament a atteint le seuil d'écoulement, la séparation finale a lieu rapidement de manière ductile [43]. Notons que la fissure se propage par formation successive de

craquelures qui se fissurent, entraînant une propagation par sauts de la fissure, du fait de la propagation lente lors de la création de la craquelure et la propagation rapide lors de la fissuration. La figure I.13 rapporte la propagation de la fissure qui se fait par paliers [32]. Au fait, dans la littérature, ces explications sont encore compliquées par les variations des propriétés mécaniques à travers la paroi du tube en PE. Ceci a été mis en évidence par Kiass et al. [46].

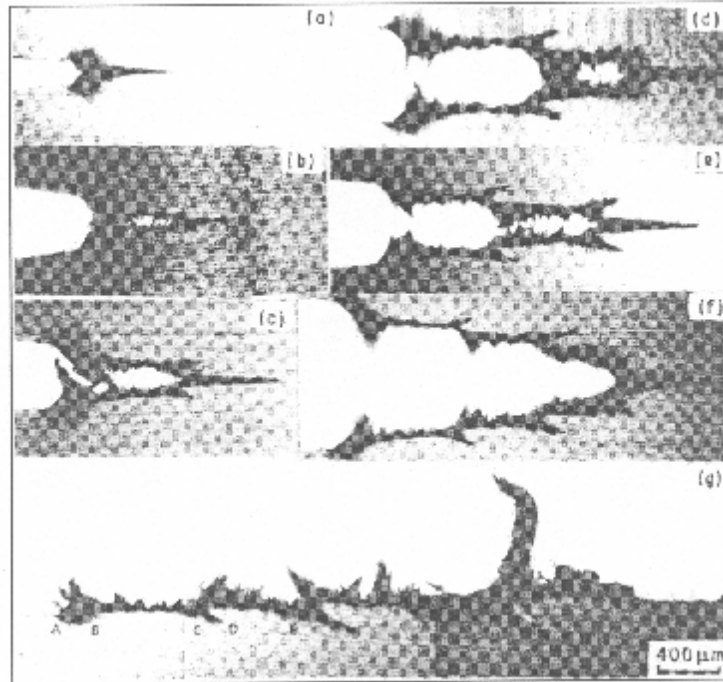


Figure I.13. Vue microscopique de côté de l'entaille, soumise à une contrainte, à différents temps.

I.9. Fatigue

Classiquement, le phénomène de la fatigue est présenté comme un processus par lequel des dommages s'accumulent dans le matériau lors de l'application de charges variables. Ces dégradations peuvent éventuellement provoquer une rupture, même si la charge maximale est bien inférieure à la limite d'élasticité du matériau. En effet, la fatigue est un phénomène qui produit localement une diminution de la résistance du matériau. Bien que les détails du processus à l'échelle microscopique varient d'un matériau à un autre, la définition suivante, donnée dans l'ASTM [47], peut s'appliquer à la rupture par fatigue de tous les matériaux :

La fatigue est un processus qui produit localement des modifications de structure progressives et permanentes dans un matériau qui est soumis à des fluctuations de contraintes et de déformations en un ou plusieurs points. Ces modifications peuvent provoquer des fissures ou même la rupture complète après un nombre suffisant de cycles.

La notion de fatigue, introduite par Braithwaite en 1854, a été requantifiée par l'ingénieur allemand Wöhler en 1870. Il a mis en évidence l'existence de la limite de fatigue (ou d'endurance) : variation minimale de contraintes nécessaire pour l'apparition d'une rupture par fatigue. Assez rapidement, on montre que cette rupture est obtenue par la propagation lente d'une fissure à chaque cycle de chargement, la vitesse de propagation étant une fonction croissante de la variation du facteur d'intensité de contraintes en fond de fissure ΔK , ainsi que l'a proposé Paris et al. en 1963. En effet, de telles fissures sont observables sur des structures en cours d'exploitation et l'examen d'une pièce rompue en fatigue permet de mettre en évidence des marques macroscopiques, traces de la position de la fissure à diverses étapes de sa propagation [48]. Afin de promouvoir l'analyse du mécanisme de fissure de fatigue d'un matériau polymère, l'image par MEB est présentée sur la figure I.14 (b étant un agrandissement de a) [49]. La fissure largement ouverte a commencé au début de l'entaille indiquée sur le côté droit de l'image. La surface de rupture montre deux étapes essentielles au cours de la progression de la fissure. Dans la première phase de chargement, on observe une progression de la fissure statique d'environ 2mm. Dans la deuxième phase, des stries régulières de fatigue se développent. L'espacement des stries de fatigue diminue quoique le chargement de fatigue ait été effectué à des contraintes d'amplitudes constante et moyenne.

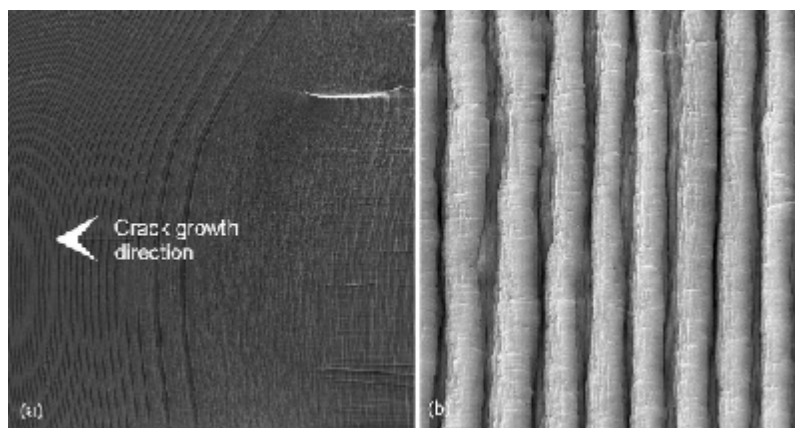


Figure I.14. *Stries de fissure par fatigue d'un polymère [49].*

L'analyse des conditions de déformation locale en fond de fissure ainsi qu'en conditions de déformation cyclique imposée, conduit à introduire la fatigue oligocyclique, où la durée de vie est contrôlée par la déformation plastique. Manson et Coffin (1953) ont développé les premiers essais correspondant à ces modes de sollicitation. Les travaux les plus récents concernent les sollicitations mixtes où la fatigue est associée à d'autres processus thermo activés (fluage...) ou chimiques (corrosion...).

Le comportement des polymères en fatigue est complexe :

- Propagation de fissures à partir de micro-défauts : micro-vides, inclusions, lignes de soudure, etc. qui, sous déformation, engendrent des concentrations de contraintes pouvant dépasser localement le seuil de résistance du matériau. Le nombre de cycles entraînant la rupture dépend, entre autres, de la résistance intrinsèque du matériau, de la taille et de la densité des micro-défauts, du niveau de déformation appliqué ;
- Echauffement interne par hystérésis : les polymères ont un comportement viscoélastique et, en conséquence, à chaque cycle de déformation, une partie de l'énergie mécanique est dissipée en chaleur. Les polymères étant naturellement de bons isolants thermiques, il en résulte un auto-échauffement qui dépend des propriétés intrinsèques de la matière, du niveau de contrainte, de la fréquence et de la température du milieu environnant ;
- La contrainte supportable par un polymère donné diminue lorsque la température augmente. En conséquence :
 - Si la température se stabilise à un certain niveau par équilibre des quantités de chaleur générée et dissipée, il y a simplement accélération de la dégradation ;
 - Si la température croît continuellement parce que la dissipation de chaleur est insuffisante, on arrivera rapidement à la défaillance par dépassement de la résistance à la rupture.

I.10. Détermination du comportement mécanique à long terme

I.10.1. Essais de fatigue dynamique

Les essais conduisent à déterminer de véritables caractéristiques de conception telles que la résistance en fatigue dynamique ou statique, le module de fluage et la résistance à la fissuration sous contrainte dans divers environnements. Dans beaucoup d'applications, les pièces plastiques supportent des sollicitations périodiques et cycliques ou intermittentes, parfois combinées avec du fluage. Le but des essais de fatigue dynamique est de définir

quantitativement la limite d'endurance des matériaux soumis à une sollicitation périodique, le plus souvent sinusoïdale. Ces essais sont pratiqués sur des éprouvettes lisses, sollicitées en traction, en flexion plane ou en flexion rotative sur des machines mécaniques ou hydrauliques (nombre de cycles $N > 10^6$) [50]. La géométrie et les dimensions des éprouvettes de fatigue dynamique sont étroitement dépendantes de la méthode d'essais choisie. Des éprouvettes haltères ou rectangulaires analogues à celles utilisées pour les essais instantanés sont généralement recommandées. A la fin de l'essai, la dégradation ne se manifeste pas nécessairement par une rupture fragile. Elle peut consister en microfissures, en blanchiment, en étirage, en ramollissement ou en rupture progressive [51].

Parsons et al. [52] ont étudié la relation entre la propagation lente de la fissure en fluage et en fatigue cyclique dans les tubes en MDPE et HDPE en augmentant le rapport R défini comme le rapport des contraintes minimale et maximale dans le cycle de chargement de fatigue, de 0,1 à 1,0. L'étude inclut la caractérisation des effets du R et de la température (21 à 80°C) sur le mécanisme et la cinétique de la propagation de fissure lente. La corrélation dans la cinétique de propagation de la fissure a permis l'obtention de la rupture en fluage par l'extrapolation d'essais de fatigue à court terme. Des sections entières du tube ont été soumises à la fatigue statique ou dynamique sous pression interne. Ces essais révèlent que le HDPE est plus apte que le MDPE à supprimer la propagation de fissure rapide (RCP) [53].

Il est à signaler que pour un matériau déterminé, les résultats des essais dynamiques dépendent :

- Du type et du niveau de sollicitation ;
- De la fréquence ;
- De la température du milieu environnant ;
- De la géométrie de l'échantillon.

I.10.2. Essais de fluage : la fatigue statique

L'allure générale d'une courbe de fluage est présentée dans les figures (I.15 et I.16). Conventionnellement, on décompose cette courbe en plusieurs phases qui se succèdent dans le temps. Tout d'abord, il y a la mise en charge à l'instant où après stabilisation en température, la charge d'essai est appliquée. Elle engendre un allongement instantané qui peut être totalement élastique ou partiellement élastique et partiellement plastique selon la température et la charge. Ensuite, il y a les trois stades classiques de fluage qui se présentent de la manière suivante :

- AB : « 1^{er} stade de fluage », au cours duquel se développe une déformation isotherme et répartie à une vitesse de déformation continuellement décroissante. Ce fluage ralenti est appelé fluage primaire ou transitoire.
- BC : « 2^{ème} stade du fluage », au cours duquel se développe une déformation isotherme à une vitesse de déformation quasiment constante. Ce fluage est dit fluage secondaire ou stationnaire.
- CD : « 3^{ème} stade de fluage », dans ce cas se développe une déformation isotherme (plus ou moins localisée) à une vitesse de déformation continuellement croissante. Ce fluage accéléré est appelé fluage tertiaire ; il couvre souvent la formation d'une striction et conduit à la rupture de l'éprouvette.

Un cas particulier important est le comportement en fluage à long terme des plastiques. Ce cas est d'un intérêt pratique indéniable dans la mesure où les structures en polymère sont très souvent soumises à des efforts sur de longues périodes de temps. Les efforts de l'environnement (température, humidité et UV) peuvent entraîner des déformations et des relaxations de contraintes inacceptables qu'il convient de prévoir dès la conception de la pièce. La vitesse de fluage s'écrit sous la forme [54] :

$$\frac{d\varepsilon}{dt} = Af(\sigma)e^{\frac{-\Delta H}{kT}} \quad (I.8)$$

où A est une constante, ΔH est l'énergie d'activation du mécanisme moléculaire responsable de la déformation, k est la constante de Boltzman et T est la température absolue.

La relation (I.8) montre que l'effet de la température peut être très important et qu'il est essentiel d'évaluer ΔH avec précision.

Pour une application de tube, ce dernier est rempli avec de l'eau ou autre liquide et pressurisé statiquement pour examiner son intégrité et prévoir sa vie. Cet essai s'appelle essai hydrostatique pour structure tubulaire [55].

Les essais de fluage concernent uniquement les modifications dimensionnelles intervenant en fonction du temps sous charge statique constante, tandis que les essais de rupture en fluage consistent à déterminer le temps de rupture sous charge constante. En pratique, il est rarement possible de mener en laboratoire des expérimentations jusqu'à des temps voisins des temps réels d'utilisation qui peuvent atteindre 50 ans pour certaines applications. Afin de déterminer la contrainte statique à long terme des tubes thermoplastiques sous pression interne, des techniques d'extrapolation sont utilisées pour étendre les résultats expérimentaux souvent limités à 6 mois ou un an [51,56].

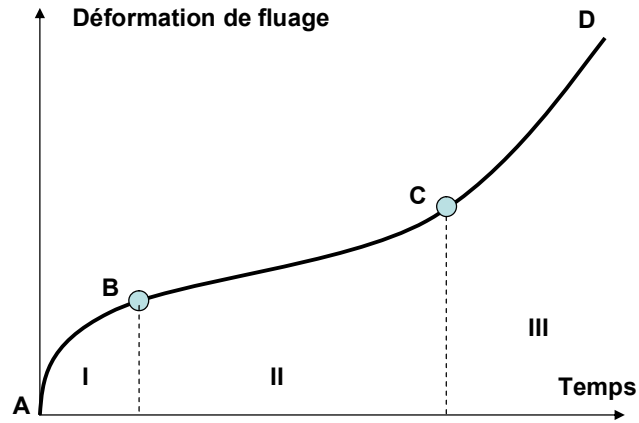


Figure I.15. Allure générale d'une courbe de fluage: évolution de la déformation en fonction du temps (en 3 stades).

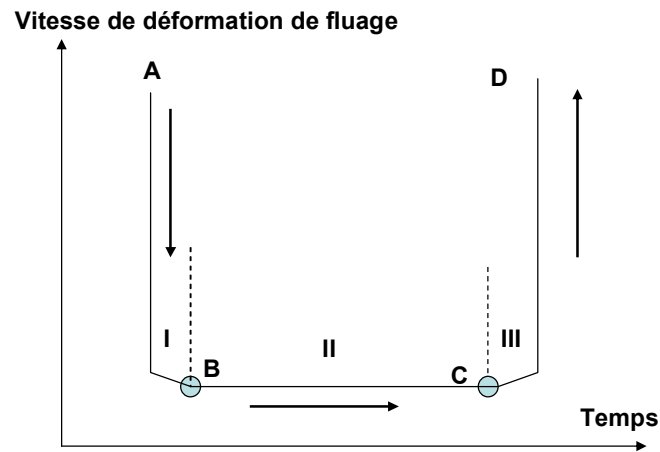


Figure I.16. Allure générale d'une courbe de fluage : la vitesse de déformation en fonction du temps.

I.10.3. Résistance limite au fluage, rupture par fluage

La résistance limite au fluage est la contrainte appliquée qui provoque la rupture pour un temps spécifié. Les courbes de contrainte maximale supportée en fonction du temps, en coordonnées logarithmiques ou semi-logarithmiques suivant le type de contrainte, donnent généralement deux segments de droite raccordés par une petite portion souvent courbe, appelée « genou ». Dans la deuxième partie de la courbe, il y a diminution importante de la contrainte supportée, comme le montre la figure I.17 représentant la contrainte de rupture, en MPa, d'un HDPE à trois températures (ambiante, 50°C et 80°C). La rupture par fluage peut

être précédée d'une phase parfois très longue de fissuration. La présence de produits chimiques peut fortement l'accélérer : fissuration sous contrainte (Stress Cracking).

La rupture par fluage est influencée par :

- la nature du polymère et sa formulation : masse moléculaire, cristallinité, renforcement, plastification....etc ;
- la température.

Le début de la partie courbe est situé, en ordre de grandeur à 1 an à 20°C, 1 mois à 50°C et 1 jour à 80°C.

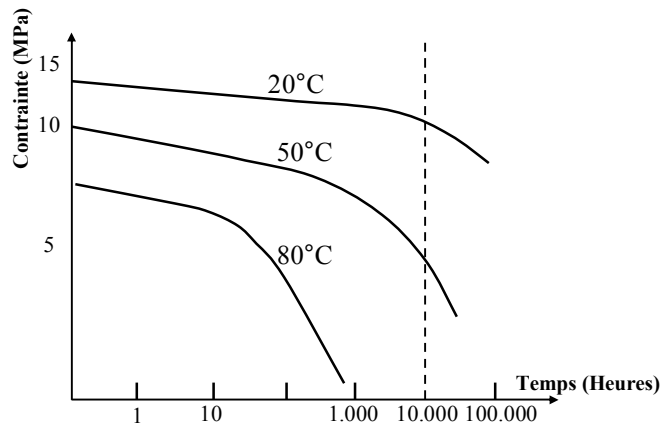


Figure I.17. Rupture par fluage du polyéthylène [57].

I.11. Les recherches récentes en fatigue

Les développements récents dans l'évaluation de la propagation de fissure par fatigue sont discutés dans l'article de Molent et al. [58]. Dans ce travail, il est conclu que l'histoire de progression de la fissure montre qu'il y a une relation *log-linéaire* entre la longueur de la fissure et la durée de vie de la structure.

Afin d'analyser la cinétique et les mécanismes de la propagation de fissure, des essais de fatigue ont été réalisés sur les barres circonférentiellement entaillées (CNB) du polyéthylène à haute densité à 80°C pour accélérer les processus [59]. Dans ce travail, une méthode d'essai originale a été conçue pour la propagation de fissure de surveillance et de contrôle du polyéthylène pendant l'essai de fatigue. Les résultats ont montré que dans la gamme $K_{\max} < 0,25MPa\sqrt{m}$, la fissure est très petite et se développe d'une manière tout à fait continue. Pour $K_{\max} > 0,25MPa\sqrt{m}$, la fissure se propage à travers une succession de sauts et

d'arrêts. Il est montré que la vitesse par accroissement de fissure obéit à la loi empirique de Paris-Erdogan.

Un essai accéléré pour évaluer la progression de la fissure lente des copolymères de polyéthylène en solution Igepal 630 et air a été développé par Andrew et al. [60]. Le travail présente un essai de traction avec une entaille dans l'Igepal qui corrèle avec les mesures de la durée de vie pour la rupture fragile en air. Cet essai est recommandé pour le contrôle de qualité du comportement à long terme de la propagation de la fissure dans le polyéthylène. Kasakevich et al. [61] présentent une analyse comparative de la propagation de fissure en HDPE soumis à la fatigue et au fluage. Cette analyse est concentrée sur la question de la similitude mécaniste entre le fluage et la fatigue dans ce matériau. La démonstration d'une telle similitude est une étape cruciale en établissant la validité de la fatigue comme essai accéléré en laboratoire pour la rupture à long terme dans des conditions de fluage. L'approche de Crack Layer Theory (CL) [61] pour la fissuration est employée comme un outil analytique de la recherche actuelle. On démontre que, dans les limites de l'analyse courante, la similitude mécaniste avec la rupture en fluage est préservée quand la fatigue est employée comme agent d'accélération pour la propagation de fissure du HDPE. Pour les biomatériaux, Willard et al. [62] ont proposé une méthode d'essai de fatigue. L'étude montre que la stérilisation gamma n'a aucun effet apparent sur la résistance de fatigue en flexion de la catégorie GUR 415 UHMWPE utilisé en prothèses pour les humains à deux millions de cycles.

Pour effectuer l'essai de fatigue, des machines d'essais mécaniques de fatigue capables d'appliquer une charge sinusoïdale précise et très stable de (+/-0,5 N) ont été employées dans le travail de [63]. Des spécimens choisis ont été chargés à un nombre spécifique de cycles, puis interrompus et sectionnés pour obtenir une vue de côté de la zone endommagée en fond de fissure. Par rapport au HDPE, le MDPE est beaucoup plus résistant au fluage et le tube en MDPE est beaucoup plus sensible au rapport de contrainte en fatigue en montrant une zone de dommage conséquente. Dans [64], un essai de propagation de fissure de fatigue d'UHMWPE est présenté. Les résultats soutiennent l'applicabilité de la méthode de conformité pour la détermination de la longueur de fissure pendant l'essai de propagation de fissure par fatigue dans ce matériau. Les mécanismes de rupture des sections extérieurement entaillées du tube de polyéthylène sous pression ont été étudiés par [65]. Il est montré que les formes de craquelures qui se produisent en fond de fissure peuvent avoir une structure différente de celle d'une fissure.

L'évaluation des problèmes statistiques de fatigue des matériaux est traitée dans de nombreuses publications avec divers objectifs comme les prévisions sur des questions de

fatigue et de sûreté. En général, l'analyse statistique des problèmes de fatigue exige une fonction de distribution statistique appropriée des variables. La distribution la mieux connue est celle de Weibull à trois paramètres [66].

I.12. Modélisation du vieillissement des tubes thermoplastiques

La fiabilité des pipes en plastique utilisés dans des applications pressurisées dépend fortement de la disponibilité des méthodes pour prévoir la durée de vie pour des conditions données de service. Le problème est de modéliser correctement la partie courbe en fin de la première section linéaire et la dernière partie linéaire de la courbe de la figure I.8. Normalement, les conditions réelles de service changent pendant le temps d'exposition et parfois elles sont même inconnues. N'importe quelle méthode employée pour prévoir la durée de vie a donc toujours une validation limitée. Ainsi, il est nécessaire de savoir la validité et les limitations pour que chaque méthode soit employée dans l'extrapolation de la durée de vie. Aujourd'hui, il y a plusieurs méthodes standard disponibles comme : ASTM D 2837, DVS 2205, ISO TC 139/WG5, SFS 4240, BGC/PS/PL2...etc. Ces méthodes d'extrapolation ont été successivement proposées pour la détermination des contraintes limites acceptables pour les tubes en thermoplastiques soumis à une pression interne constante à une température déterminée. Les modèles linéaires en coordonnées logarithmiques ont d'abord été utilisés mais ils ne prennent pas en compte la phase finale d'accélération de la chute de contrainte. Ensuite, le même modèle a été appliqué à chacun des domaines, dit de ruptures ductiles et de ruptures fragiles respectivement représentés par les équations :

$$\log \sigma = a_D + b_D \log t \quad (\text{I.9})$$

$$\log \sigma = a_F + b_F \log t \quad (\text{I.10})$$

Pratiquement, la position de la transition est difficile à déterminer à partir des résultats obtenus à une seule température. Par ailleurs, si le nombre des points expérimentaux dans le domaine fragile n'est pas suffisant, il est impossible d'estimer les coefficients a_F et b_F .

Le modèle parabolique en coordonnées logarithmiques, utilisé ensuite, a l'avantage de conduire à une variation continue de la pente. Il correspond à l'équation suivante [57] :

$$\log \sigma = a + b(\log t)^2 \quad (\text{I.11})$$

Cependant, ce modèle ne permet pas de tenir compte des temps très courts, par exemple inférieurs à une heure.

Toutes ces méthodes, ne donnant pas satisfaction, ont été abandonnées au profit de la méthode de transformation décrite par la norme *NFT54-091*. Ce nouveau modèle s'exprime par la relation :

$$\log\left(\frac{\sigma}{\sigma_{\max} - \sigma}\right) = a + b \log t \quad (\text{I.12})$$

avec σ la contrainte appliquée et σ_{\max} la contrainte qui provoque la rupture instantanée du tube (temps nul).

En posant $\rho = \frac{\sigma}{\sigma_{\max}}$, il vient :

$$\log\left(\frac{\rho}{1 - \rho}\right) = a + b \log t \quad (\text{I.13})$$

Cette transformation retenue pour l'extrapolation des résultats d'essais permet d'obtenir des coefficients de corrélation supérieurs à ceux donnés par les modèles décrits précédemment et aussi d'éliminer les difficultés rencontrées lors de leur utilisation.

Pour des extrapolations à 50 ans, il est recommandé d'obtenir au moins 30 résultats expérimentaux à la température d'essai. Aussi, il faut choisir les niveaux de contrainte de telle sorte que la répartition entre les plages de temps soit équitable.

Pour la conception, la méthode d'extrapolation standard [67] propose (selon le modèle ISO/TR 9080) l'équation suivante pour prédire la durée de vie des pipes en fonction de la température :

$$\log t_f = \left[A + \frac{B}{T} \right] + \left[\frac{C}{T} + D \right] \log \sigma_c \quad (\text{I.14})$$

où t_f est le temps à la rupture (heures), T est la température (°K), σ_c est la contrainte circulaire (MPa) et A , B , C et D sont des paramètres à déterminer à partir des résultats expérimentaux. Les temps de rupture prévus sont calculés en utilisant une approche statistique.

L'expérience montre que la méthode RPM (Rate Process Method) fournit la meilleure corrélation entre les extrapolations de la résistance à long terme et les données connues pour plusieurs matériaux de PE [68]. L'essai sur les tubes doit être effectué selon ASTM D 1598 : "Standard test method for time-to-failure of plastic pipe under constant pressure". En utilisant les données de rupture par fissuration, l'équation (RPM) à trois coefficients est donnée en mettant $D = 0$ dans l'équation I.14, d'où :

$$\log t_f = A + \frac{B}{T} + \frac{C \log \sigma_c}{T} \quad (\text{I.15})$$

Pour les données disponibles des essais à 60°C et à 80°C (figure I.18), les constantes sont ajustées pour donner : $A = -16,241$; $B = 9342,2$ et $C = -1120,4$. Comme nous le voyons sur la figure I.18, les données montrent une grande dispersion dans les résultats de durée de vie conduisant à de grandes incertitudes sur les paramètres du modèle. Pour la conception, ces incertitudes sont traditionnellement couvertes par le facteur de sécurité appliqué. Cependant, une approche plus réaliste peut être développée par l'utilisation de la théorie probabiliste en conception, pour un meilleur rapport coût/sécurité.

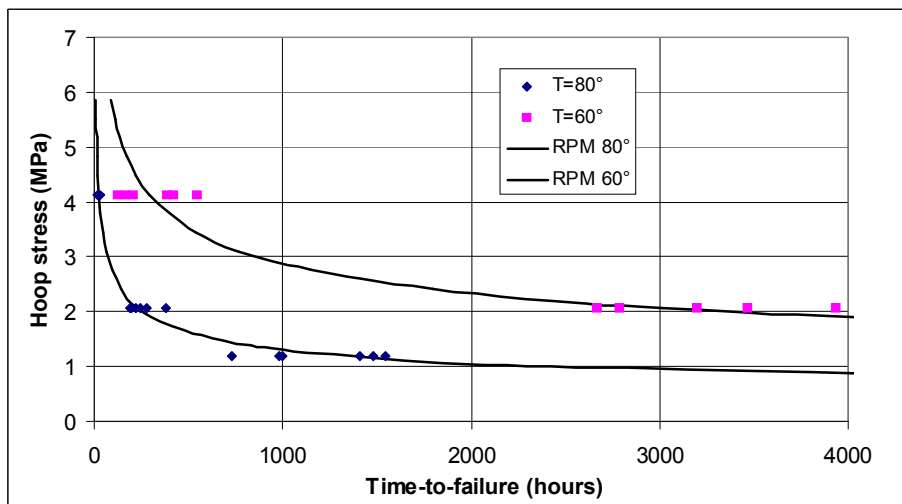


Figure I.18. Résultats expérimentaux et ajustement des courbes RPM.

On doit noter que les paramètres du modèle sont très sensibles au type de HDPE ; par exemple, Tränkner et al. [67] ont trouvé : $A = -12,931$; $B = 5904,042$ et $C = -996,957$; pour un HDPE avec une densité de 953kg/m³ et avec un point d'écoulement nominal de 23,7MPa ; la comparaison entre les résultats expérimentaux et l'équation d'ajustement montre une dispersion significative des données d'essais. Devant ces incertitudes, le choix du critère de rupture est encore un point clé et les conséquences sur la prévision de la durée de vie sont loin d'être négligées.

Farshad [69] a développé une étude intéressante sur les modèles de prédiction des durées vie à 20°C, où le modèle ajusté peut être écrit sous la forme :

$$\log t_f = a + b \log \sigma_c \quad (\text{I.16})$$

Deux nouveaux critères et méthodologies liées pour la prévision du comportement à long terme (rupture par fluage) des tubes en plastiques sous pression hydrostatique sont ainsi présentés. Un de ces derniers est la méthode d'extrapolation de contrainte finale (USEM) et l'autre s'appelle la méthode d'extrapolation d'énergie de déformation (DEEM). Les trois modèles utilisés sont l'analyse de régression basée sur la contrainte, la déformation et l'énergie.

Trois modèles sont comparés : (i) régression linéaire (équivalente à SEM) menant à $a = - 40,75$ et $b = - 25$, (ii) extrapolation de déformation ultime menant à $a = - 45,5$ et $b = - 25$ et iii) extrapolation d'énergie de distorsion menant à $a = - 7,714$ et $b = - 14,286$. Pour ces trois méthodes, la contrainte à la rupture à 50 ans est respectivement : 25,37 ; 11,97 et 18,59 MPa. Notons que pour le critère basé sur la déformation, la déformation à la rupture est définie comme 0,9% qui est une valeur pessimiste, comparée à la déformation de rupture à court terme qui est de 1,5%.

Une formulation alternative de la durée de vie du tube peut être donnée en termes de la déformation à long terme. Lai et al. [70] ont analysé le comportement non linéaire de fluage du HDPE et ont étudié particulièrement les effets de la contrainte appliquée et du vieillissement physique sur la conformité du fluage. Sur la base des observations expérimentales, ils ont proposé une expression pour prévoir la déformation à long terme en fluage, qui est donnée comme suit :

$$\varepsilon(t) = \sigma_g \left[D_0 + \sum_{i=1}^9 D_i \left(1 - \exp \left(- \frac{t_e}{(1-\mu)\tau_i a_\sigma} \left[\left(1 + \frac{t}{t_e} \right)^{1-\mu} - 1 \right] \right) \right) \right] \quad (I.17)$$

où σ est la contrainte appliquée, a_σ et g correspondent respectivement aux facteurs de décalage horizontal et vertical estimés à $a_\sigma = 10^{-0,4(\sigma-2)}$ et $g = 10^{-0,04375(\sigma-2)}$ pour $\sigma \leq 10MPa$, μ est un facteur estimé à 0,69 pour $\sigma \leq 6MPa$, τ_i sont les temps caractéristiques de retardement choisis sous la forme $\tau_i = 10^i$, t_e est le temps écoulé pour la mesure de conformité du fluage (pris comme 4h), D_0 et D_i sont des coefficients obtenus sous forme de tableaux en adaptant les données expérimentales [70]. Il est montré que la courbe de fluage à long terme s'écarte de la courbe de fluage momentanément à environ 10^4 s et devient aplatie à des temps longs dû à l'effet physique du vieillissement. La prédiction est très bien conforme aux données expérimentales, avec une erreur moins de 7,5% jusqu'à 10^6 s ou 10^7 s.

L'équivalence entre le temps et les critères basés sur les déformations est donnée en indiquant une contrainte appropriée de rupture par fluage. Comme montré par Farshad [69], en plaçant

une petite déformation de rupture en fluage, cela sous évalue la contrainte de rupture à long terme par un facteur d'environ 2. L'état d'uniformité implique que des limites cohérentes doivent être définies pour la déformation, la contrainte et le module du matériau, afin d'empêcher le choix arbitraire des modèles de prédiction de durée de vie. Cet ajustement implique quelques difficultés qui sont liées, non seulement aux valeurs moyennes, mais également aux données et à la dispersion du modèle ; ceci sera discuté dans le chapitre trois.

I.14. Epilogue

Cette première partie est consacrée principalement à l'explication des différents modes de rupture des tubes en polyéthylène, du comportement du polyéthylène, de la fatigue et de la transition fragile-ductile. L'analyse bibliographique montre une certaine insuffisance en matière d'études statistiques de la fatigue et d'études de la transition fragile-ductile par des approches énergétiques des matériaux polymériques tels que le polyéthylène. Les modèles de prédiction de durée de vie sont aussi développés. Les données montrent une grande dispersion dans les résultats de durée de vie conduisant à de grandes incertitudes sur les paramètres des modèles. Cependant, une approche plus réaliste peut être développée par l'utilisation de la théorie probabiliste en conception, pour un meilleur rapport coût/sécurité. Si maintenant, nous considérons toutes les incertitudes concernant la géométrie, les chargements de la structure et l'environnement (température, humidité, ...), nous voyons clairement qu'un traitement fiabiliste est indispensable pour prendre en compte tous ces aspects statistiques. Une étude doit être effectuée pour examiner l'influence des divers paramètres et de leur dispersion sur la durée de vie du tube et sur l'indice de fiabilité.

CHAPITRE II
ETUDE EXPERIMENTALE

PARTIE UNE : LA FATIGUE DU POLYETHYLENE

II.1. Introduction

Les canalisations de transport de gaz sont des éléments de structures industrielles dont les défaillances et les dégradations entraînent des risques pour les vies humaines et l'environnement écologique associés à des pertes d'exploitation avec souvent un préjudice financier considérable.

Malgré l'apparence d'une structure très simple, les tubes conduisent à des conditions de travail du matériau très spécifiques [71] :

- les tubes travaillent souvent sous chargement cyclique dû aux fluctuations de pression et de température avec un rapport de contrainte élevé ;
- les tubes accumulent une importante quantité d'énergie soit dans le fluide sous pression qu'il contient, soit sous forme d'énergie de déformation élastique. C'est cette énergie stockée qui participe à l'amorçage et au développement, sur de grandes longueurs de tubes, de ruptures fragiles, semi-fragiles ou ductiles ;
- les tubes présentent de nombreux risques de présence de défauts notamment par leur méthode de fabrication et d'assemblage.

La rupture d'une structure peut intervenir soit de manière brutale, soit de manière progressive et ceci aussi bien dans un milieu élastique que dans un milieu élastoplastique. Un récapitulatif des principaux types de rupture est présenté dans le tableau II.1.

Tableau II.1. Différents types de fissuration.

Fissuration Loi de comportement	Brutale	Progressive
Elastique	Rupture fragile	Rupture par fatigue à grand nombre de cycles
Elastoplastique	Rupture ductile	Rupture par fatigue oligo-cyclique

L'objet des différents essais est de déterminer le comportement d'éprouvettes, sous des sollicitations de contraintes monotones ou périodiques, simulant celles qui se produisent dans la pratique lors des sollicitations de service. Les essais correspondent généralement à l'un des trois objectifs [72] :

- Vérifier la conformité d'un produit à une norme ou à un cahier des charges ; cette partie est très importante surtout pour les tubes en PE ;
- Valider ou optimiser un nouveau produit ;
- Rechercher des solutions constructives à la suite de l'avarie d'un composant en service.

Il s'agit, le plus souvent, de contrôler que la structure peut subir sans fissuration ni rupture un nombre de cycle fixé, avec une amplitude de contrainte donnée. La difficulté de la mise en œuvre des essais concerne la représentativité des sollicitations rencontrées en service.

Un tableau comparatif des différentes méthodes d'essais et des formes d'éprouvettes selon plusieurs normes standards est présenté à l'annexe B.

Dans le cas des sollicitations alternées, les essais de fatigue dynamique servent à définir quantitativement la limite d'endurance du matériau soumis à une charge périodique. Les méthodes d'essais diffèrent principalement suivant le type, la nature et le mode de sollicitation imposée.

Les résultats sont exprimés sous la forme de courbes ou de diagrammes de fatigue. La méthode la plus utilisée est celle de Wöhler. Pour chaque amplitude de la charge S , le nombre N de cycles à la rupture est déterminé. La courbe a pour expression :

$$S = f(\log N) \quad (\text{II.1})$$

Lors d'essais de fatigue, la manière d'appliquer la contrainte cyclique a un rôle important. Pour une contrainte uniaxiale variant entre des valeurs maximale σ_{\max} et minimale σ_{\min} , l'amplitude des variations de contraintes qu'il y a lieu de considérer est limitée à la seule part correspondant à la traction. En effet, s'il existe une phase de compression, les deux lèvres de la fissure en contact assurent la transmission des sollicitations sans discontinuité, à l'opposé de la phase de traction, où la séparation que constitue le plan de la fissure, induit une singularité de contraintes. Le rapport de charge $R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}}$ est utilisé pour caractériser les sollicitations.

Afin de prévenir la rupture des pièces en service, des essais sont conduits soit sur des éprouvettes de petites dimensions, soit sur des pièces plus représentatives d'éléments structuraux, sous des chargements simples ou des représentations plus réalistes des conditions

de chargement en service. Les résultats permettent de déterminer les conditions limites d'utilisation de la pièce considérée soit en durée de vie (le nombre de cycles à rupture N_i pour une amplitude de variation de contrainte $\Delta\sigma$ donnée), soit en contrainte admissible.

Les résultats d'essais de fatigue montrent une dispersion qui peut paraître importante. Cette dispersion n'a pas qu'une origine stochastique de mauvais contrôle des conditions d'essais. Elle correspond essentiellement à un comportement intrinsèque du matériau surtout dans le cas des polymères.

Plusieurs articles existants dans la littérature traitent des aspects statistiques de la fissuration par fatigue pour des matériaux autres que les polymères. Ainsi, Schijve [73] a comparé trois fonctions de distribution pour des structures en fatigue. L'attention est accordée aux très basses probabilités de rupture. Différents problèmes pratiques pour lesquels les statistiques sont intéressantes sont définis et l'importance des tests d'acceptation de fatigue et des tests de simulation en dimensions complètes réelles est soulignée. Tobias et al. [74] ont proposé l'utilisation de la méthode du maximum de vraisemblance et la méthode bayésienne pour les paramètres de SCG ainsi que le module de Weibull et l'intervalle de confiance correspondant pour analyser la rupture. Wu et al [75] ont présenté trois ensembles de données nouvellement obtenus sur la croissance de fissure par fatigue pour des spécimens d'aluminium 2024-T351, l'un d'entre eux est un ensemble de données aléatoires. Il est confirmé que l'inhomogénéité du matériau cause la dispersion de la croissance de la fissure de fatigue. Une méthode utilisant le Bootstrap est appliquée pour déterminer la fonction densité de probabilité des paramètres de la loi de Paris [76]. Des modèles probabilistes de dépassement de fissure et des courbes d'évolution de la fissure de fatigue sont également présentés.

Dans cette partie, nous étudions expérimentalement la résistance en fatigue du polyéthylène pour les tuyaux de transport de gaz et nous développons une analyse statistique des résultats des essais. Bien que les paramètres à prendre en compte lors de la fatigue sont nombreux, nous distinguons ici la loi qui décrit au mieux la courbe de Wöhler ainsi que la dimension de l'éprouvette après usinage.

II.2. Procédure expérimentale pour l'obtention des éprouvettes

II.2.1. Matériaux et géométrie de l'éprouvette

Dans cette étude, le matériau HDPE a été acheté chez la firme Goodfellow [77] sous forme de plaques 300x300mm avec des épaisseurs de 5mm. Des plaques moulées par compression ont été utilisées pour cette étude dans le but de modéliser le comportement sous

le mode fatigue. Les standards actuels donnent la possibilité d'évaluer l'endurance et la ténacité à partir d'une simple géométrie comme les plaques épaisses. Par contre, l'utilisation d'une géométrie dérivée d'un tube demande des conditions d'essai complexes et nécessite le recours à des chargements sous pression pour des durées assez longues et des moyens de contrôle et de suivi sophistiqués. Les principales caractéristiques données par le fabricant sont résumées dans le tableau II.2. Puisque les valeurs nécessaires à notre étude sont données sous forme de plages, il est impératif de refaire les essais de traction. L'éprouvette donnée par le standard NF EN ISO 527 [72] est 1BA type 5 (figure II.1). Les dimensions standards de cette éprouvette sont dans le tableau II.3.

Table II.2 . Principales propriétés physiques et mécaniques du HDPE [77].

Propriétés	Valeurs
Densité (g/cm^3)	0,95
Absorption d'eau (sur 24h basis)	< 0,01%
Coefficient d'expansion thermique (10^6 K^{-1})	100-200
Coefficient de Poisson	0,46
Coefficient de frottement	0,29
Dureté Rockwell (shore)	D 60-73
Module de tension (GPa)	0,5-1,2
Résistance aux chocs, IZOD (J/m)	20-210
Résistance à la traction (MPa)	15-40

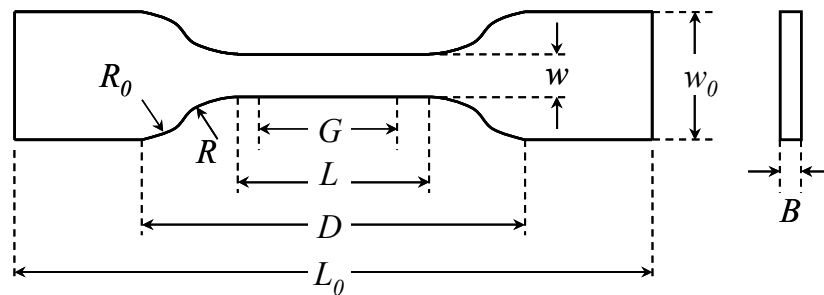


Figure II.1. Eprouvette en PE du type 5.

Tableau II.3. Géométrie du spécimen

Désignation	Dimension (mm)
Largeur aux extrémités w_0	10
Largeur partie étroite w	5
Epaisseur B	5
Petit rayon R	14
Grand rayon R_0	25
Longueur de la partie calibrée L	30
Distance initiale entre mâchoires D	58
Longueur totale L_0	115

II.2.2. Usinage des éprouvettes ISO 527

L'opération d'usinage des plaques polyéthylène a été réalisée à l'Institut Français de Mécanique Avancée (IFMA) de Clermont Ferrand. Plusieurs précautions sont prises puisque le comportement d'un tel matériau n'est pas totalement connu. Une première méthode d'usinage envisagée est le poinçonnage. Cette méthode a été rejetée pour la mauvaise qualité de la surface au niveau de la partie étroite et en raison de l'amorce de fissures car ici ce ne sont pas des essais pour certifier la qualité de la production. Ces défauts latéraux altèrent les résultats de fatigue.

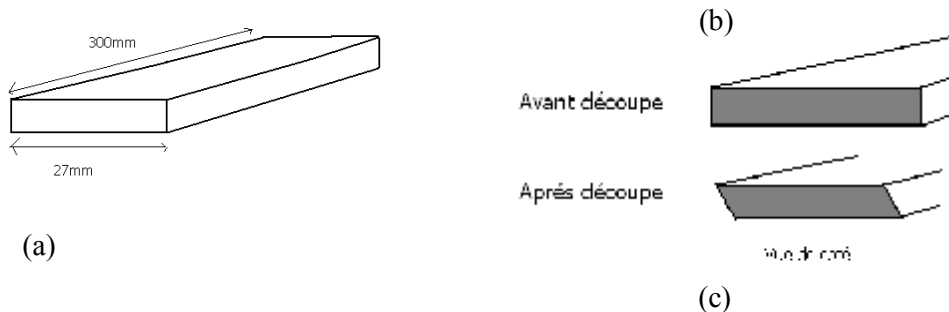


Figure II.2. Découpe des plaques en PE : (a) dimensions des plaques, (b) plaque avant découpe et (c) plaque après découpe.

Une deuxième méthode aurait consisté en la découpe des éprouvettes (Figure II.2) par cisaillement. Le problème d'une telle méthode est que le polyéthylène a tendance à s'écraser. Cette méthode n'est donc pas envisageable étant donné la faible largeur de la partie étroite de nos éprouvettes. La méthode retenue pour la confection des éprouvettes est l'usinage par fraisage. Dans le but d'atténuer au maximum le gauchissement, les piles de plaques ont été découpées en gardant une largeur de 27mm.



Figure II.3. Centre d'usinage trois axes.

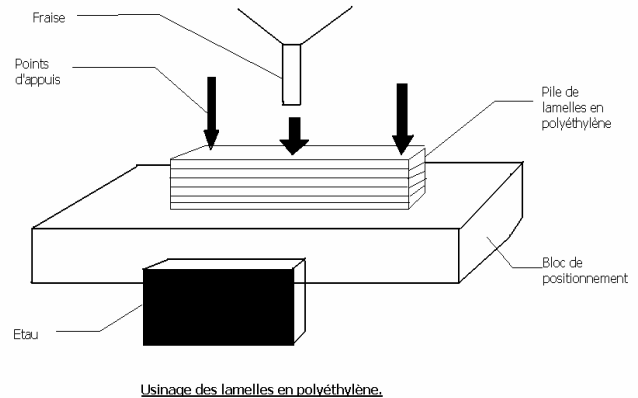


Figure II.4. Usinage des plaques en PE

Le centre d'usinage (figure II.3) est du type HURON à trois axes a permis de réaliser le profil de l'éprouvette dans le plan (x, y). Le régime de coupe est choisi de façon à réduire les échauffements des éprouvettes. L'avance est de 0,2 mm/tour alors que la vitesse de coupe est de 60 m/mn. Les éprouvettes ont été usinées 10 par 10, la profondeur de coupe est égale à la taille de l'éprouvette multipliée par 10.

Afin d'éviter le fléchissement des plaques en polyéthylène lors de l'opération de fraisage, l'usinage est effectué par lot de sept pièces empilées. Elles sont fixées en trois points au bloc de positionnement qui est maintenu dans un étau aux extrémités et au centre de celles-ci (figure II.4).

Ce procédé d'usinage, bien qu'il soit le meilleur, ne permet pas d'obtenir une précision satisfaisante de la partie étroite. En effet, la plupart des mesures restent en dehors de l'intervalle de tolérance de $\pm 0,2$ mm à cause de la nature de la matière. Avant les mesures, nous avons éliminé toutes les éprouvettes défectueuses, c'est-à-dire celles qui présentaient des défauts repérables à l'œil nu.

Pour les éprouvettes restantes, nous avons mesuré la largeur de la partie étroite des éprouvettes en cinq endroits différents. Nous avons par la suite calculé la largeur moyenne de chaque éprouvette ainsi que l'écart-type relatif aux cinq mesures. A l'issue de ces mesures, nous avons sélectionné les éprouvettes dont l'écart-type est inférieur à 0,25 mm en raison du nombre insuffisant d'éprouvettes correspondant à la norme. Une étude statistique pour valider ce choix est effectuée.

II.2.3. Etude des dimensions des éprouvettes testées

II.2.3.1. Description des données

Pour mieux décrire les différentes largeurs mesurées, nous avons calculé certains paramètres statistiques de base tels que la moyenne arithmétique \bar{X} , l'écart-type σ , les valeurs minimales X_{\min} et maximales X_{\max} (figure II.10) et enfin l'effectif (n) qui nous renseigne sur l'importance des données traitées [78]. Les résultats obtenus à l'aide du logiciel d'analyse et de traitement statistique des données Minitab [79] figurent dans l'annexe C. Comme mentionné auparavant, le processus d'usinage des thermoplastiques mène toujours aux irrégularités géométriques qui peuvent affecter la durée de vie en fatigue. Une telle imperfection de fabrication a été discutée par Laurent et al. [80] qui ont donné quelques recommandations pour éviter les problèmes liés à l'usinage conventionnel. Pour chacun des 42 spécimens testés, cinq mesures sur la largeur ont été effectuées à différents endroits de la longueur du spécimen, ce qui donne au total 210 mesures de largeur. La figure II.5 montre la dispersion des largeurs pour chacun des spécimens examinés et ce en traçant la moyenne et l'étendue de la largeur. Bien que la largeur indiquée pour l'usinage soit de 5 mm, les largeurs moyennes mesurées varient de 5,18 mm à 5,66 mm et l'étendue de la largeur varie de 0,27 mm à 0,62 mm.

Pour les 42 spécimens, la figure II.6a montre la distribution statistique des 210 largeurs mesurées. Les résultats donnent une largeur moyenne de 5,432 mm et un écart-type de 0,208 mm (i.e le coefficient de variation est 3,8%), qui est conforme aux tolérances pratiques de fabrication. Comme la durée de vie en fatigue est régie par la largeur minimum, la distribution correspondante, représentée sur la figure II.6b mène à une valeur moyenne de 5,225 mm avec un écart-type de 0,109 mm (i.e un coefficient de variation de 2%). On peut voir alors que la largeur indiquée de 5 mm est satisfaite comme valeur minimum pour tous les spécimens. La comparaison entre les figures II.6a et II.6b, prouve que la dispersion des largeurs minimum est inférieure à la dispersion des largeurs elles-mêmes, ce qui mène à des

sections transversales plus homogènes. Les tests statistiques montrent que la distribution normale ne peut pas être rejetée pour le lissage de ces données.

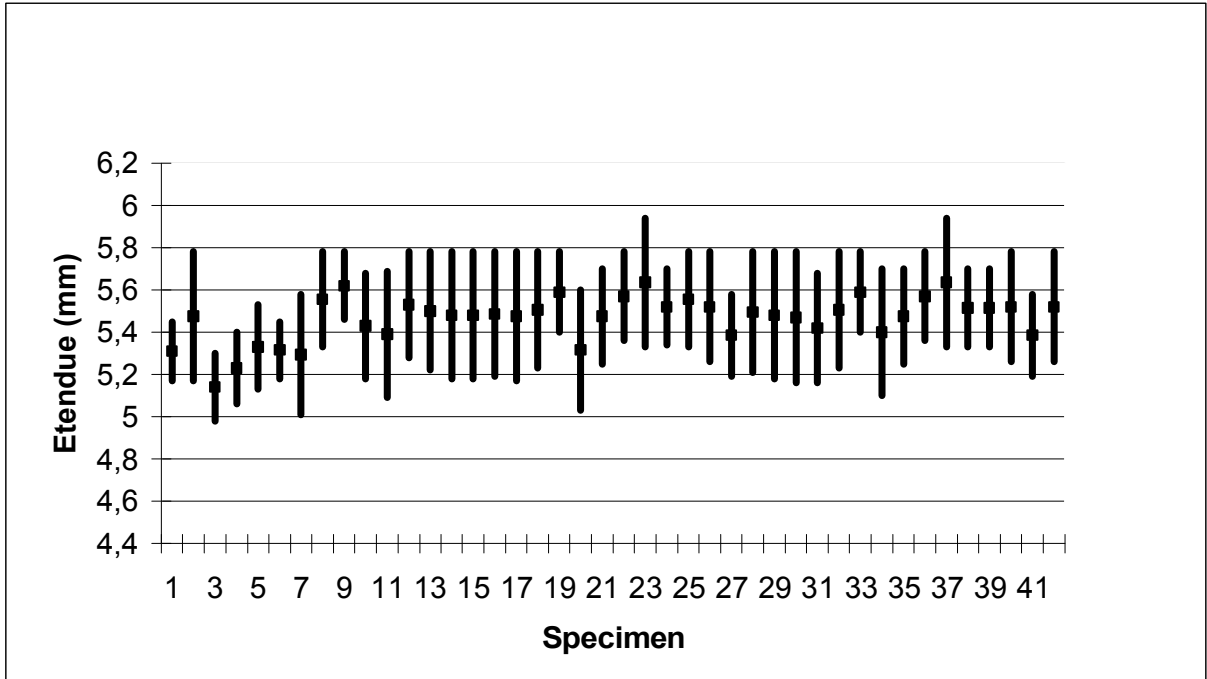


Figure II.5. Evolution de l'étendue sur la base de la largeur de la partie étroite de chaque spécimen.

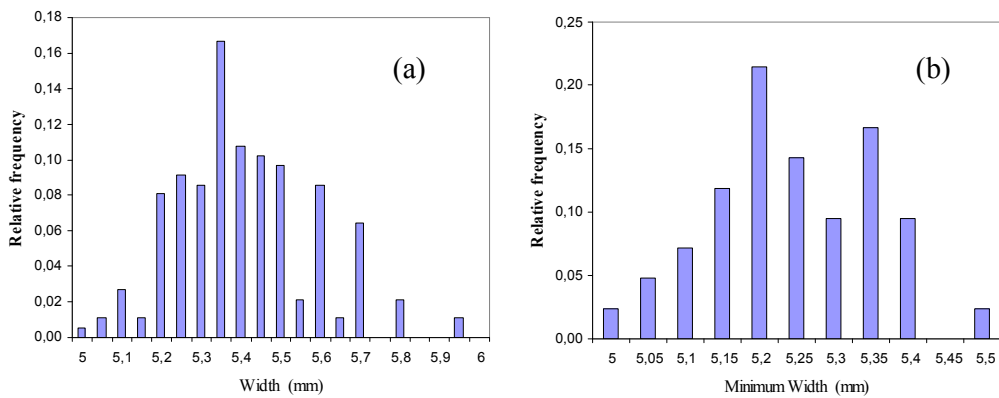


Figure II.6. Dispersion de la géométrie du spécimen : a) 210 valeurs de la largeur; b) 42 largeurs minimales.

II.2.3.2. Comparaison des largeurs moyennes

La comparaison des largeurs moyennes des 42 spécimens pour 5 répétitions a été effectuée à l'aide du test d'analyse de la variance à un critère de classification de modèle fixe. Le principe du test de l'analyse de la variance consiste à comparer la valeur F_{obs} , qui est le rapport du carré moyen obtenu entre les nombres de cycles sur le carré moyen résiduel obtenu dans les nombres de cycles, avec une valeur théorique $F_{1-\alpha}$ tirée à partir des tables de Fisher pour un niveau de signification α le plus souvent 5%, 1% ou 0,1% et pour $k_1 = 41$ et $k_2 = 168$ degrés de liberté. Selon que l'égalité des 42 largeurs moyennes est rejetée au niveau 5%, 1% ou 0,1%, on dit conventionnellement que l'écart observé est significatif, hautement significatif ou très hautement significatif. On marque généralement ces écarts d'un, deux ou trois astérisques [78].

Une autre façon de tester l'égalité des 42 valeurs moyennes est de calculer la probabilité p de mettre en évidence des différences significatives entre les 42 moyennes en question. On compare ensuite la valeur de cette probabilité p avec le niveau de signification α . Selon la valeur de α , on distingue les cas suivants :

- si $p > \alpha = 5\%$, il n'existe pas de différences significatives entre les moyennes ;
- si $p \leq \alpha = 5\%$, il existe des différences significatives entre les moyennes et on note ces différences d'une étoile (*) ;
- si $p \leq 1\%$, il existe des différences hautement significatives entre les moyennes et on note ces différences de deux étoiles (**);
- si $p \leq \alpha = 0,1\%$, alors il existe des différences très hautement significatives entre les moyennes et on note ces différences de trois étoiles (***) .

Les résultats obtenus par le logiciel Minitab sont donnés dans le tableau II.4.

La distribution utilisée est celle de Fischer-Snedecor

$$F = \frac{\chi_{v_1}^2 / v_1}{\chi_{v_2}^2 / v_2} \quad (\text{II.2})$$

avec v_1 et v_2 de degrés de liberté et une densité de probabilité :

$$f(F) = \frac{\Gamma\left(\frac{v_1+v_2}{2}\right) \cdot v_1^{\frac{v_1}{2}} \cdot v_2^{\frac{v_2}{2}}}{\Gamma\left(\frac{v_1}{2}\right) \cdot \Gamma\left(\frac{v_2}{2}\right)} \cdot \frac{F^{\frac{v_1}{2}-1}}{(v_2 + v_1 \cdot F)^{\frac{v_1+v_2}{2}}} \quad (\text{II.3})$$

La probabilité pour que F soit supérieure à une valeur donnée s'écrit :

$$P(F > F_{\alpha, \nu_1, \nu_2}) = \int_{F_{\alpha, \nu_1, \nu_2}}^{+\infty} f(F) dF \quad (\text{II.4})$$

sachant que le résultat est égal à α .

Tableau II.4. Analyse de la variance à un critère pour la comparaison des largeurs moyennes des 42 spécimens.

Source de variation	Degré de liberté (ddl)	Somme des carrés des écarts (SCE)	Carré moyen CM	F_{obs}	p
Différences entre spécimens	41	2,46657	0,06016	1,53	0,032*
Variation résiduelle	168	6,59748	0,03927	-	-
Variation totale	209	9,0645	-	-	-

La faible valeur de la probabilité ($p=0,032$) montre bien qu'il existe à peine des différences significatives entre les largeurs moyennes des 42 spécimens pour les 5 répétitions.

II.2.3.3. Recherche des groupes de spécimens identiques

La différence entre les largeurs moyennes des 42 spécimens est tellement faible que la méthode de la plus petite différence significative dite (p.p.d.s) pour la recherche de groupes homogènes donne un seul groupe, i.e les 42 spécimens donnent tous en moyenne des largeurs égales.

II.3. Procédure expérimentale : cas de la traction

II.3.1. Essai de traction

Pour caractériser le matériau utilisé, des essais de traction ont été effectués sur 5 spécimens. Les essais sont réalisés sur une machine universelle destinée aux polymères "Zwick 1120". La charge maximale d'essai est 2000N. La machine contient une cellule de déplacement et une cellule de force, celle-ci est montée avec les amarrages supérieurs sur la traverse mobile (en forme de col de cygne) qui se déplace selon un guidage sans jeu (figure

II.7). Elle peut être commandée manuellement grâce au pupitre de commande manuelle ou par ordinateur (utilisation du logiciel TestXpert). Le logiciel correspondant assure le traitement des valeurs mesurées et le contrôle du déroulement des essais.



Figure II.7. Machine de traction Zwick

II.3.2. Caractérisation du matériau

L'essai de traction permet de déterminer des caractéristiques normalisées des matériaux, souvent exigées dans les cahiers des charges : limites d'élasticité, charges et allongement à la rupture. En second lieu, on en déduit la relation entre la contrainte et la déformation. En dépit de sa simplicité, l'essai de traction demande cependant quelques précautions dans sa réalisation et dans son utilisation [81,82]. Les éprouvettes testées sont choisies parmi celles ayant un écart-type sur la largeur usinée ne dépassant pas 0,2 mm.

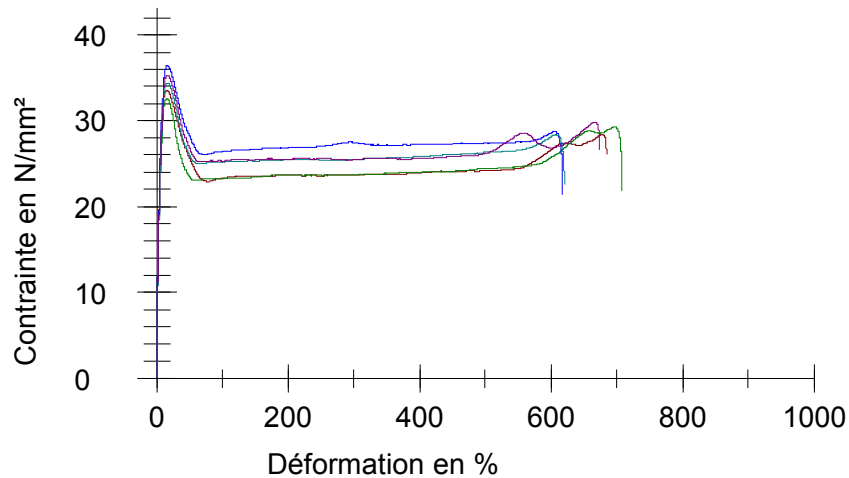


Figure II.8. Les courbes de la contrainte en fonction de la déformation pour 5 spécimens en HDPE.

Les résultats des essais de traction pour cinq éprouvettes, sont illustrés sur la figure II.8. En effet, une partie de la courbe suit une allure quasi-linéaire ; cette partie concerne la déformation élastique où le comportement suit la loi de Hooke. Cette déformation est assurée par la phase amorphe et est liée à la distorsion des liaisons de Van der Waals. La contrainte arrive à un maximum et commence à diminuer dès la formation d'une striction au centre ou aux extrémités de l'éprouvette. Ainsi, le maximum ou seuil d'écoulement haut correspond à l'apparition du phénomène de striction. Une réduction de section pouvant aller jusqu'à 1/3, s'amorce et se propage ensuite, au seuil d'écoulement bas à charge quasiment constante, jusque dans les têtes d'éprouvettes, avant d'atteindre la rupture pour des allongements pouvant atteindre 1000%. Cet étirage se traduit par une très forte orientation moléculaire. La longueur des zones de striction augmente avec l'allongement, comme le montre la figure II.8. Pendant toute cette phase, la contrainte d'étirage est sensiblement constante, mais elle adopte quelques fluctuations (pics) qui sont attribuées aux petites strictions qui apparaissent pendant l'étirement et forment des petits faisceaux de matière compris entre les strictions initiales et nouvelles. L'apparition d'un pic correspond en général à la disparition d'un faisceau de matière. Chaque fois qu'une striction se forme, la charge diminue et l'étirement d'un faisceau de matière comprise entre deux strictions requiert une augmentation de la contrainte dans cette phase. Les cristallites se déforment plastiquement et subissent un cisaillement plastique localisé dans des plans de glissement. Le durcissement plastique est dû, pour une faible part, à la consolidation de cette plasticité cristalline, mais davantage aux effets entropiques de

l'orientation moléculaire dans la phase amorphe puis dans les cristallites eux-mêmes. Aux plus fortes déformations plastiques, les chaînes subissent aussi une orientation progressive de sorte que leur distorsion ultérieure devient de plus en plus difficile (durcissement plastique). Ce qui requiert l'augmentation de la contrainte et les cristallites finissent par se fragmenter en une texture fibreuse fortement anisotrope alignée dans le sens de la traction. Les propriétés mécaniques obtenues sont comparables à celles trouvées dans la littérature [83,84]. La figure II.9 montre les éprouvettes testées pour différentes vitesses et pour une largeur de 4 mm. Les zones de striction, ayant lieu après glissement et rotation de blocs cristallins, ne se forment qu'à partir d'une vitesse critique d'allongement, qui diminue avec la température d'étirage [9]. Une diminution de la vitesse d'allongement ou une élévation de la température contribue à l'évolution de la déformation par striction vers une déformation plus uniforme de l'éprouvette. Le grand nombre de ramifications et les enchevêtrements des chaînes, dans le cas de masses molaires élevées en particulier, empêchent, dès le début de l'essai de traction, la réorientation des zones cristallines perturbées. Pour les courbes représentées sur la figure II.10, le phénomène de striction débute au seuil d'écoulement, lorsque l'éprouvette est soumise à une vitesse de déformation constante. La longueur des zones de striction augmente avec l'allongement. On observe que la rupture de trois éprouvettes parmi les cinq était remarquée avant d'accomplir l'étape après durcissement, cela est dû à la présence de défauts liés aux modes de préparation de celles-ci.

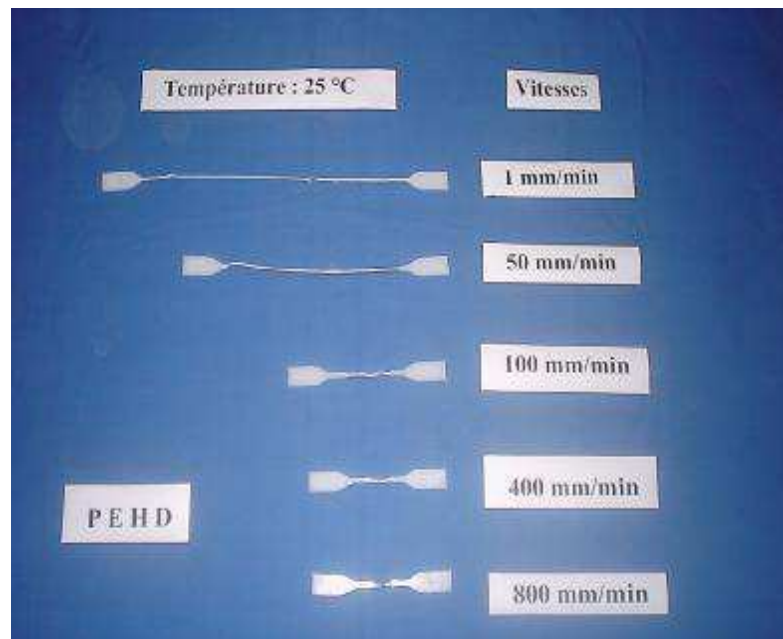


Figure II.9. Eprouvettes testées pour différentes vitesses.

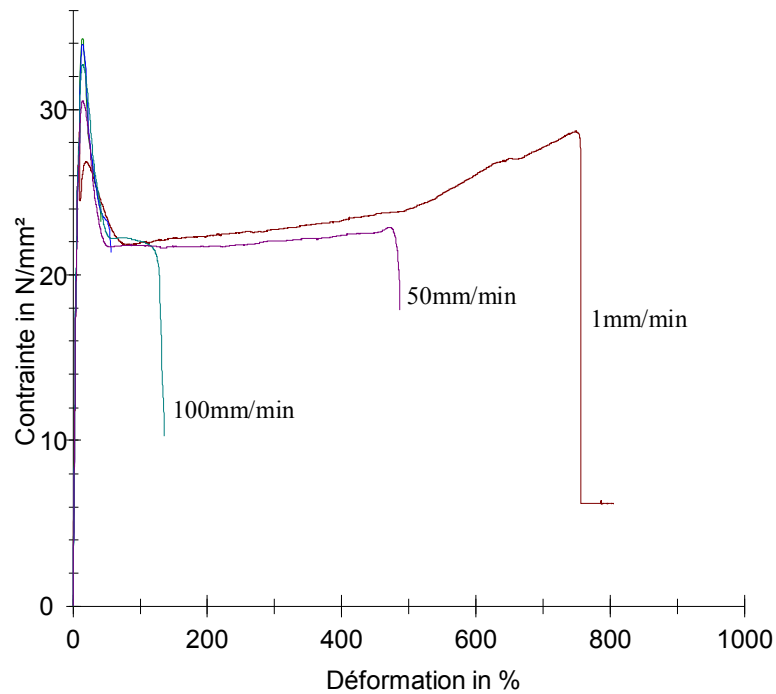


Figure II.10. *Contrainte en fonction de la déformation pour différentes vitesses.*

Le tableau II.5 indique les valeurs du module d'élasticité et de la contrainte de traction maximale pour les éprouvettes. Pour les dix spécimens, le module d'élasticité moyen est de 677MPa et la contrainte moyenne ultime est de 33MPa. Du point de vue dispersion, les résultats montrent un matériau plutôt homogène car les coefficients de variation (CV) sont respectivement moins de 3% et 7% pour le module d'élasticité et la contrainte ultime. Comme prévu, ces coefficients sont inférieurs pour les spécimens plus épais que pour les spécimens minces, ce qui est dû aux effets bénéfiques d'homogénéisation. Cette amélioration est particulièrement significative pour la contrainte ultime où le CV est réduit de 6,7% à 4,3%.

Tableau II.5. Résultats de l'essai de traction.

Ordre du test	Largeur de 4 mm		Largeur de 5 mm	
	Module d'élasticité (MPa)	Contrainte maximale σ_{\max} (MPa)	Module d'élasticité (MPa)	Contrainte maximale σ_{\max} (MPa)
1	697,92	29,37	652,06	33,56
2	696,61	34,30	674,81	32,54
3	666,17	33,93	693,23	36,41
4	681,06	32,70	665,69	34,42
5	654,67	30,52	683,39	35,24
Moyenne	679,29	32,16	673,84	34,43
Ecart-type	18,90	2,15	15,88	1,49
CV	2,8%	6,7%	2,4%	4,3%

II.4. Procédure expérimentale : essai de fatigue

II.4.1. Description de l'essai

La machine MTS (figure II.11) est constituée d'un bâti rigide, un mors fixe et un mobile dont le mouvement est assuré par un vérin hydraulique. Elle permet de réaliser des essais de traction uniaxiale en dynamique. Sa capacité est de 15 kN et la fréquence peut atteindre 200 Hz. Le pilotage et la mesure des paramètres sont effectués par ordinateur (Logiciel Dynatest). Le montage et le démontage des éprouvettes s'effectuent par vis de serrage sur un mandrin. Les grandeurs utilisées sont mentionnées dans le tableau II.6.

Le principal objectif de la manipulation est l'obtention d'une courbe de Wöhler du polyéthylène, pour une sollicitation en traction. A chacune des éprouvettes, nous avons appliqué un chargement mécanique périodique sinusoïdale de fréquence 5 Hertz et un rapport de charge $R=0,1$. Dans le cas de la fatigue, l'utilisation d'une fréquence d'essai inférieure ou égale à 5 Hertz assure que le phénomène d'échauffement hystérique (Hysteric heating) du polyéthylène est réduit et donc influence peu la durée de vie obtenue.

L'allongement à la rupture du polyéthylène est compris entre 500% et 1000%. La contrainte maximale en traction est comprise entre 24 et 45MPa. On peut donc estimer l'effort maximal en traction que l'on peut appliquer à nos éprouvettes :

$$F_{\max} = \sigma \cdot S_e = 24 \cdot 25 = 600 \text{ N.}$$

Ainsi, les essais sont réalisés en imposant un effort maximal de 600 N dans un premier temps. Les autres valeurs des essais sont 550, 500, 450, 400 et 300N.

Une attention particulière est portée sur le fait que les éprouvettes soient positionnées de façon verticale, ceci est assuré par l'utilisation d'une équerre à chaque montage des éprouvettes.



Figure II.11. Machine MTS Elastomer Test System

Tableau II.6. Grandeurs utilisées.

Nom	Symbole	Unité	Méthode de détermination
Largeur partie étroite de l'éprouvette	w	mm	Pied à coulisse
Section de l'éprouvette	S_e	mm ²	$S_e=W*B$
Force	F	N	Capteur d'effort
Contrainte uniaxiale	σ	MPa	
Fréquence	f	Hz	Fourni par le logiciel
Nombre de cycles à rupture	N	Cycle	Allongement à rupture
Rapport de charge	R	sans unité	$\sigma_{\min} / \sigma_{\max}$

II.4.2. Résultats et discussion

La figure II.12 montre les déformations subies par les éprouvettes en fonction du chargement imposé. Pour des chargements supérieurs à 550N, les éprouvettes cassent. Etant donné les limites de la machine, l'essai de fatigue est interrompu au-delà d'un allongement limite. Comme les éprouvettes peuvent se rompre ou peuvent subir des écoulements de matière, nous avons limité les essais à une durée maximale de 10^6 cycles surtout pour les charges qui vont être de l'ordre de 300N.



Figure II.12. Exemple d'éprouvettes après l'essai de fatigue.

II.4.2.1. Description des données

L'analyse et le traitement statistique des données relatives aux six chargements utilisés pour sept répétitions fournissent les résultats figurant dans le tableau II.7.

Tableau II.7. Paramètres statistiques de base calculés à partir des 6 charges appliquées.

Charges	<i>n</i>	Y1	Y2	Y3	Y4	Y5	Y6	Y7	Moyenne	Ecart-type
600	7	1433	3434	1968	289	3245	2022	1294	1955	1106
550	7	4771	3595	1667	2087	3832	2999	1428	2911	1239
500	7	11661	6829	10776	16321	14253	13906	4725	11210	4169
450	7	15743	50931	43715	84613	11667	22028	24954	36236	25707
400	7	52108	36287	35236	77527	43463	84991	41189	52972	20212
300	7	10000000	422484	475897	10000001	305815	201394	1000000	629370	357376

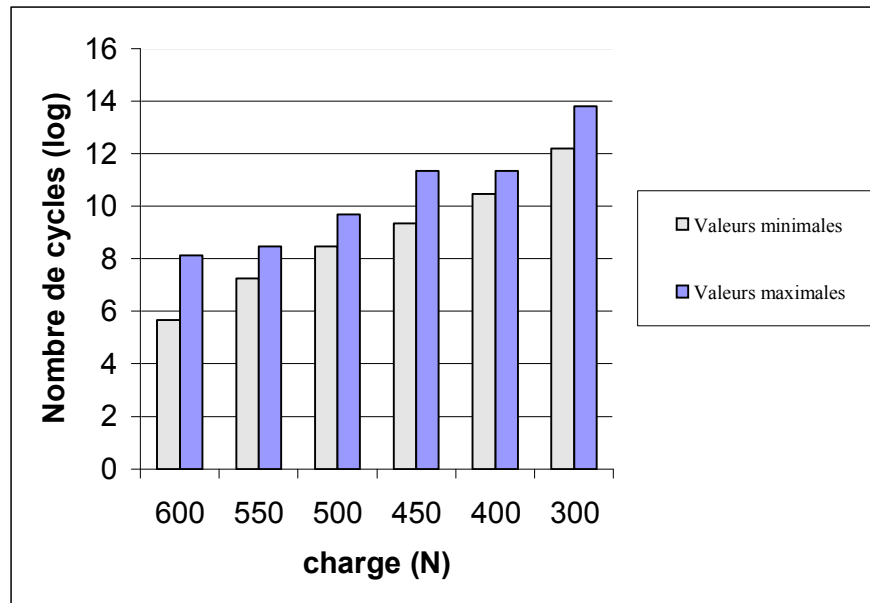


Figure II.13. Evolution de l'étendue du nombre de cycles en fonction de la charge appliquée.

L'examen des résultats du tableau II.7 montre que pour le même nombre de répétitions (sept), le nombre de cycles moyen est inversement proportionnel aux chargements utilisés en expérimentation, i.e. le nombre de cycles moyen augmente avec la diminution des charges utilisées. Il en est de même de la dispersion représentée par l'écart-type (σ) qui augmente au fur et à mesure que la charge diminue sauf dans le cas de la charge 400 où l'écart-type est plus faible que dans le cas de la charge 450. Les coefficients de variation s'étendent de 37% à 71% illustrant la grande dispersion des résultats de fatigue, contrairement aux essais de traction.

La dispersion des résultats de fatigue telle que le montre la figure II.13 est acceptée, à la fois comme un fait d'expérience et comme un fait physique. Attribuée autrefois aux seules imperfections des conditions d'essais, on le considère maintenant comme un des aspects physiques du phénomène [82,85] dont les origines sont liées aux trois causes :

- *au matériau* : dans cette catégorie, se situent tous les défauts liés à l'élaboration du matériau (inclusions, retassures, porosités, hétérogénéité de structure, etc.) qui peuvent constituer des sites préférentiels d'amorçage ;
- *aux éprouvettes* : dans cette catégorie, l'usinage des éprouvettes peut engendrer des différences dans les caractéristiques de surface (différence d'état de surface, tolérances dimensionnelles, écrouissage, contraintes résiduelles, rugosité, etc.) et ainsi modifier les conditions d'amorçage ;

- *aux conditions d'essais* : cette troisième catégorie recouvre tous les facteurs liés au montage de l'éprouvette (défaut d'alignement, centrages des éprouvettes sur la machine, réglage de la charge, fréquence des cycles, échauffement de l'éprouvette) et les facteurs liés à l'environnement qui ne sont pas toujours parfaitement maîtrisés.

II.4.2.2. Analyse statistique de la courbe de Wöhler

Nous avons dans un premier temps tracé la courbe chargement/nombre de cycles sans nous soucier du fait que le compteur de cycles se soit arrêté pour un allongement constant affecté à chaque éprouvette.

La figure II.14 montre les points expérimentaux des essais dans l'espace $S-N$. Sur une échelle logarithmique, l'ajustement des données est effectué pour des fonctions linéaires et donne le résultat suivant :

$$S = 35,6 - 1,85 \ln(N) \quad (\text{II.5})$$

Sachant que la courbe peut être aussi représentée sous la forme :

$$NS^m = C \quad (\text{II.6})$$

on trouve les paramètres suivants pour la fonction de puissance : $m = 8,6$ et $C = 6,7 \times 10^{14}$ avec un coefficient de variation allant de 1,30% à 23%. Cette variation est jugée acceptable étant donnée la dispersion dans les résultats d'essais (cf. II.4.2.2.1).

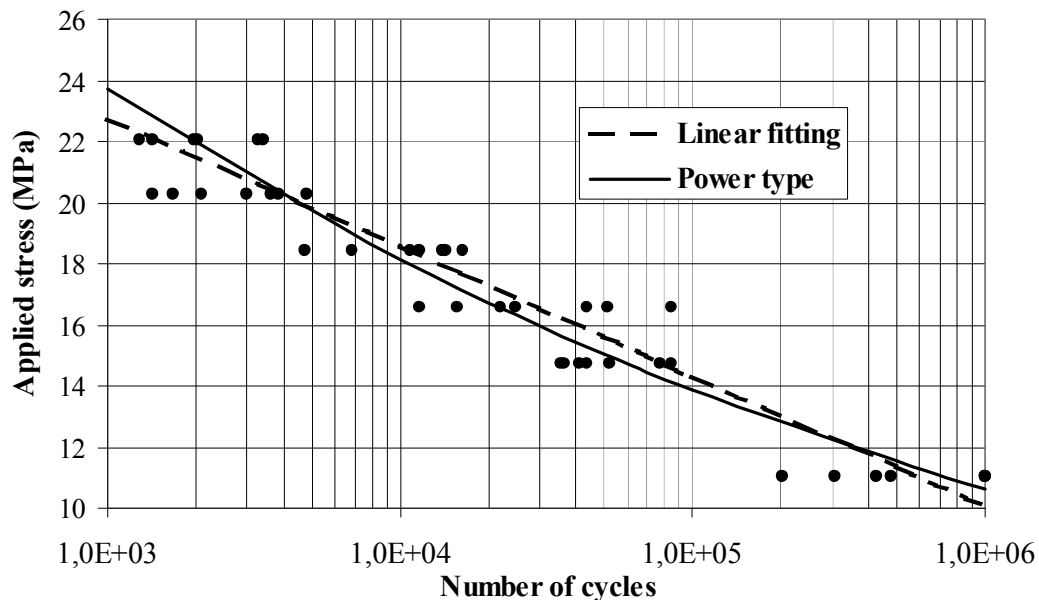


Figure II.14. Evolution de la courbe $S-N$ pour le HDPE avec des éprouvettes Type 5.

Nous observons que la courbe moyenne présente la forme classique rencontrée sur les thermoplastiques [86]. La durée de vie augmente logiquement lorsque l'amplitude de la sollicitation mécanique diminue.

Sur une échelle normale, nous remarquons que la courbe présente trois domaines caractéristiques :

- Un domaine de fatigue oligocyclique où, sous de fortes contraintes, la rupture survient après un nombre réduit de cycles ; par ailleurs, ces forts niveaux de contrainte sont généralement associés à une déformation plastique notable d'où le nom de fatigue plastique ;
- Une zone de fatigue ou d'endurance limitée où le nombre de cycles à rupture décroît rapidement lorsque l'on diminue l'amplitude de contrainte σ_a ;
- Une région dite d'endurance illimitée observée sous faibles contraintes et où la rupture ne se produit pas en dessous d'un nombre donné de cycles.

Dans certains cas, il est possible de déterminer une asymptote horizontale définissant une valeur limite de la contrainte σ_D en dessous de laquelle la probabilité de rupture est quasi-nulle. Cette valeur est appelée limite de fatigue et dépend du mode de sollicitation. Il est d'usage aussi de définir un rapport d'endurance σ_D / R_m , où R_m désigne la résistance à la traction. A la différence des aciers, il n'existe pas d'asymptote horizontale permettant de trouver la limite d'endurance σ_D . Même au-delà de 10^6 cycles, la courbe présente une légère pente, ce qui n'est pas surprenant étant donné que nous réalisons des essais sur un thermoplastique.

Le nombre d'essais étant limité pour chaque niveau de charge, les estimations classiques des paramètres ne sont pas bien adaptées car elles sont seulement valides pour des échantillons de grande taille. Ainsi, les méthodes de ré-échantillonnage permettent entre autres d'estimer la variance et le biais d'une multitude d'estimateurs, de même que construire des intervalles de confiance pour les paramètres que ces estimateurs proposent. Elles permettent aussi d'améliorer les propriétés et la fiabilité des estimateurs et des statistiques de tests, notamment en petits échantillons. On se base alors sur les méthodes d'évaluation de la validité des résultats. Il s'agit donc d'utiliser au mieux les données dont on dispose pour juger de la pertinence du modèle, de la confiance qu'on peut lui accorder, de sa stabilité, de ses avantages ou de ses inconvénients par rapport à d'autres modèles testés. Parmi ces méthodes, on peut citer :

- Le *Resampling* : les méthodes resampling deviennent de plus en plus populaires en tant qu'outils statistiques, car elles sont (généralement) très robustes, leur simplicité est contraignante, et leurs demandes informatiques ne sont (en grande partie) plus une issue à leur exécution répandue. Ces méthodes impliquent le prélèvement ou la génération de nombreuses fois des données originales [87].
- Le *Bootstrap* : cette méthode permet non seulement de construire un intervalle de confiance pour les paramètres d'une loi mais aussi d'obtenir leur distribution. Introduite par B. Efron (1981), elle a fortement bénéficié de la capacité de plus en plus grande des moyens de calcul, et fait partie des méthodes utilisant des calculs statistiques intensifs sur ordinateur. Le Bootstrap apparaît comme la plus ingénieuse, la mieux fondée théoriquement, et potentiellement la plus féconde, des méthodes d'estimation d'échantillons. Le principe du Bootstrap consiste à créer, à partir de l'échantillon original, un grand nombre d'échantillons par tirage aléatoire. Sur chacun de ces échantillons, le (ou les) paramètre(s) sont calculés permettant ainsi d'approcher au mieux leur variance ou leur loi [88,89].
- Le *Jackknife* [88,87] : cette technique a été proposée par Quenouille pour diminuer le biais d'un estimateur et reprise par Turkey. Ce dernier a émis une conjecture, ce qui permet d'obtenir des intervalles de confiance indépendamment de toute hypothèse sur la loi d'une variable et en se servant uniquement de l'information apportée par les données.

Pour cette raison, une analyse complémentaire est effectuée pour examiner la robustesse des estimations des paramètres comme les intervalles de confiance à 95%. Deux méthodes sont ainsi appliquées: (i) la technique du Resampling qui consiste en la ré-évaluation des estimations en enlevant aléatoirement une expérience (ou plus) et (ii) la méthode du Bootstrap qui est une technique d'inférence statistique basée sur une succession de ré-échantillonnage, où une distribution virtuelle de 1000 échantillons est produite de l'échantillon initial. En créant des échantillons d'observations par tirage aléatoire dans l'échantillon original, la technique du Bootstrap a montré qu'elle donne des intervalles de confiance plus petits. D'ailleurs, l'erreur-type (i.e. le rapport entre l'écart-type et la racine carrée de la taille de l'échantillon) donnée par cette technique est inférieure à celle des autres méthodes. Le tableau II.8 donne l'écart-type moyen obtenu et les intervalles de confiance à différents niveaux de chargement. Nous remarquons que les intervalles de confiance sont globalement plus petits avec la méthode du Bootstrap. Pour le niveau de chargement à 600N (i.e. 22,09 MPa), la

comparaison des distributions, illustrée sur la figure II.15, montre qu’avec la méthode du Bootstrap, la distribution de durée de vie est plus régulière.

Tableau II.8. Estimation des paramètres et intervalles de confiance par trois différentes méthodes.

Chargement	400 N	450 N	500 N	550 N	600 N
Classique	52972	36236	11210	2911	1955
Ecart- type	7639	9716	1576	468	418
Intervalle de confiance	37998 ; 67944	17193 ; 55279	8122 ; 14299	1993 ; 3829	1136 ; 2774
Resampling	52820	36284	11200	2913	1950
Erreur-type	7635	9767	1576	472	419
Intervalle de confiance	39321 ; 68857	19415 ; 56626	8017 ; 14070	2009 ; 3862	1141 ; 2793
Bootstrap	52964	36227	11208	2908	1959
Erreur-type	7068	8988	1458	429	388
Intervalle de confiance	39111 ; 66818	18610 ; 53843	8351 ; 14065	2068 ; 3748	1198 ; 2720

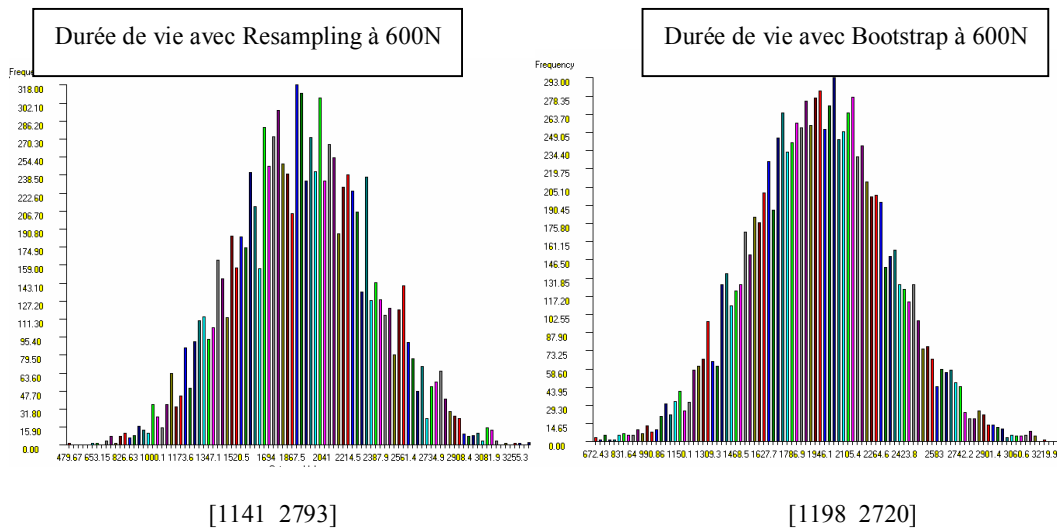


Figure II.15. Distributions de Resampling et de Bootstrap pour la moyenne des durées de vie du HDPE au niveau de chargement de 600N.

En général, les résultats de campagne d'essais sur de nombreuses éprouvettes montrent que la distribution de durée de vie pour une valeur de l'amplitude de contrainte donnée est log-normale dans le domaine de l'endurance limitée. La distribution de la résistance à la fatigue pour une durée de vie donnée obéit quand à elle à une loi de distribution normale [73]. On peut aussi définir des courbes d'isoprobabilité de rupture. La courbe correspondant à une probabilité de rupture égale à 50% est communément appelée courbe de Wöhler.

Pour la conception basée sur la fiabilité, il est nécessaire de définir une distribution appropriée des durées de vie de fatigue. Habituellement, La distribution de Weibull et la distribution log-normale [90] sont proposées dans la littérature mais le choix de la loi la plus appropriée reste une tâche très délicate. Trois méthodes sont comparées : lissage linéaire sur le papier d'Alain Plait (ou de Weibull), estimation du maximum de vraisemblance et lissage par Kolmogorov-Smirnov.

II.4.2.3. Traitement statistique des temps à la rupture

Le tableau II.9 donne les paramètres de la loi de Weibull sur la base de la méthode du rang médian, en lissant par une droite les données sur une échelle logarithmique. La distribution utilisée est celle de Weibull à 3 paramètres [91] et présentée sous la forme :

$$P(x) = 1 - e^{-\left(\frac{x-\gamma}{\eta}\right)^\beta} \quad (\text{II.7})$$

La fonction a une limite inférieure γ pour laquelle $P(x) = 0$. Elle implique que la fatigue ne peut pas se produire avant N_0 (correspondant à $\gamma = \log(N_0)$). Ceci semble être réaliste d'un point de vue physique. Le paramètre η s'appelle le paramètre d'échelle et β le paramètre de forme en raison de leurs effets sur la courbe de densité de probabilité. Dans plusieurs publications [74] γ (appelé paramètre de position) est supposé nul. La fonction de Weibull est alors réduite à deux paramètres. Pour la fatigue, le paramètre de forme est sans dimension alors que le paramètre d'échelle et le paramètre de position sont exprimés en nombre de cycles.

Le rang médian est calculé à partir de la formule suivante :

$$F_i = \frac{r_i - 0,3}{n + 0,4} \quad (\text{II.8})$$

où r_i est le rang du nombre de cycles N_i et n le nombre total d'expériences. Les points sont alors tracés sur les axes $\ln(N_i)$ et $\ln\left[\ln\left[\frac{1}{1-F_i}\right]\right]$. L'ajustement de ces points mène aux paramètres de Weibull. Si le paramètre d'échelle η a une allure décroissante, le paramètre de forme β n'a pas une évolution monotone spécifique ; ceci peut être dû au matériau, aux conditions opératoires, au nombre d'essais et à la grande dispersion des données de fatigue (le cas d'une évolution décroissante monotone peut être considéré seulement à partir de la charge de 500N). La figure II.16 montre le tracé de la fonction de densité de probabilité de rupture pour les différents niveaux de chargement.

Tableau II.9. Estimation des paramètres de Weibull par ajustement linéaire.

Charge (N)	300	400	450	500	550	600
Contrainte (MPa)	10,04	11,32	14,30	15,58	18,56	22,75
β	1,600	2,732	1,496	2,354	2,312	1,228
η	733 819	60 270	41 304	12 900	3 332	2 378

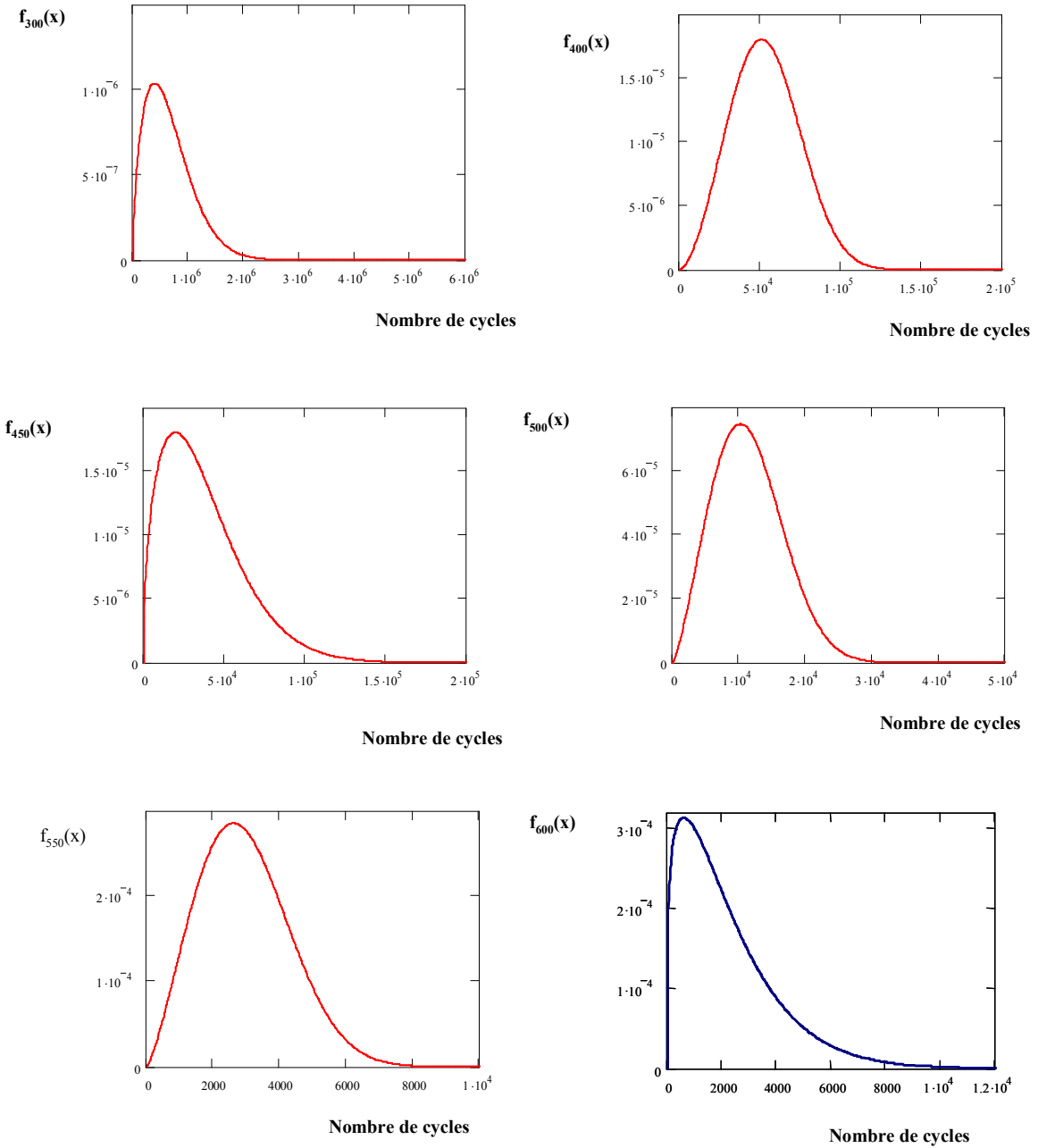


Figure II.16. Courbes des probabilités instantanées de rupture pour différents types de chargement.

Le tableau II.10 indique l'estimation du maximum de vraisemblance pour le modèle de Weibull à deux et à trois paramètres. Pour la distribution de Weibull à deux paramètres, les estimations sont plus ou moins proches de celles obtenues par le modèle du lissage linéaire. Le paramètre de forme β est globalement inférieur pour les niveaux de chargement élevés (notons que le paramètre de position négatif ne peut pas avoir d'interprétation physique dans ce cas). Contrairement à ce qui est attendu et pour la plupart des points, le modèle de Weibull à deux paramètres ajuste mieux le test de Kolmogorov-Smirnov (K-S) que le modèle de Weibull à trois paramètres.

Table II.10. Estimation du Maximum de Vraisemblance pour les distributions de Weibull.

Charge (N)	300	400	450	500	550	600
Contrainte (MPa)	10,04	11,32	14,30	15,58	18,56	22,75
β	1,400	2,774	1,5744	2,0311	1,95	1,0336
η	674 110	54 255	33 216	12 147	2000	2173
Test de K-S	0,177	0,154	0,100	0,162	0,120	0,201
β	0,794	0,407	0,6786	0,826	2,598	2,5984
η	382 050	17 381	24 623	5228	2747	2747
γ	201 390	35 236	11 667	4725	-481,7	-481,7
Test de K-S	0,166	0,213	0,124	0,145	0,170	0,170

Pour trouver le meilleur ajustement, nous avons comparé cinq distributions de la durée de vie (tableau II.11) : loi normale, loi log-normale, loi log-normale à trois paramètres, loi de Weibull à deux paramètres et loi de Weibull à trois paramètres.

Table II.11. Estimations basées sur le test de Kolmogorov-Smirnov pour cinq différentes distributions.

Distribution	300	400	450	500	550	600
Weibull (β, η, γ)	0,8	0,5	0,75	2,2	2,1	1,5
	350000	11000	20000	10000	2900	1500
	200000	35000	11000	2000	100	500
Test de K-S	0,144	0,119	0,070	0,110	0,065	0,074
Weibull (β, η)	1,7	2,75	1,4	2,8	2,2	1,8
	674000	53000	32000	12000	3000	2000
Test de K-S	0,146	0,135	0,073	0,099	0,066	0,113
Lognormal (m, σ, N_0)	13,1	8,4	9,6	9,1	7,7	7,2
	0,63	2,0	1,1	0,5	0,55	0,55
	37000	35000	8500	1000	200	300
Test de K-S	0,145	0,137	0,0710	0,141	0,095	0,084
Lognormal (m, σ)	13,88	10,821	10,289	9,25	7,89	7,36
	0,6	0,3291	0,65	0,414	0,42	0,77
Test de K-S	0,148	0,237	0,172	0,138	0,155	0,156
Normal (m, σ)	629370	52972	36236	11210	1955	1955
	35738	20212	25707	4169	1106	1106
Test de K-S	0,238	0,252	0,241	0,139	0,176	0,190

Les estimateurs des lois normale et log-normale étant non modifiables, les paramètres des autres distributions sont recherchés par un procédé itératif permettant de réduire au minimum les valeurs du test de Kolmogorov-Smirnov (K-S). En d'autres termes, la recherche est orientée vers les paramètres qui donnent le meilleur ajustement du test de K-S. Les distributions sont ordonnées dans le tableau II.11 selon le bon ajustement. La distribution de Weibull à trois paramètres donne globalement le meilleur ajustement, mais la différence entre les trois premières distributions : Weibull à deux paramètres, Weibull à trois paramètres et log-normale à trois paramètres n'est pas significative. Alternativement, les lois normale et log-normale ne sont pas adaptées à la durée de vie en fatigue des structures en HDPE bien qu'elles sont couramment utilisées pour les défaillances industrielles, en particulier la loi log-normale classique qui est généralement utilisée pour cette issue.

Pour la loi de Weibull à deux paramètres, la figure II.17 montre la comparaison des distributions obtenues par différentes approches à deux niveaux de chargement (450 N et 600 N). Il semble que l'approche par la méthode du rang médian qui est à un niveau de confiance spécifique de 50%, donne la plus grande étendue du côté droit, i.e. cette méthode s'étend à des durées de vie beaucoup plus longues que les autres méthodes. Par ailleurs, la méthode de Kolmogorov-Smirnov basée sur l'ajustement linéaire mène à de plus grande diminution des probabilités pour des durées de vie de fatigue élevées. La méthode du maximum de vraisemblance semble être entre les deux méthodes ci-dessus. En ce qui concerne les bornes inférieures des distributions, la méthode du maximum de vraisemblance semble donner des résultats plus conservatifs que les deux autres méthodes, ce qui est plus approprié à la conception des structures des tubes en HDPE.

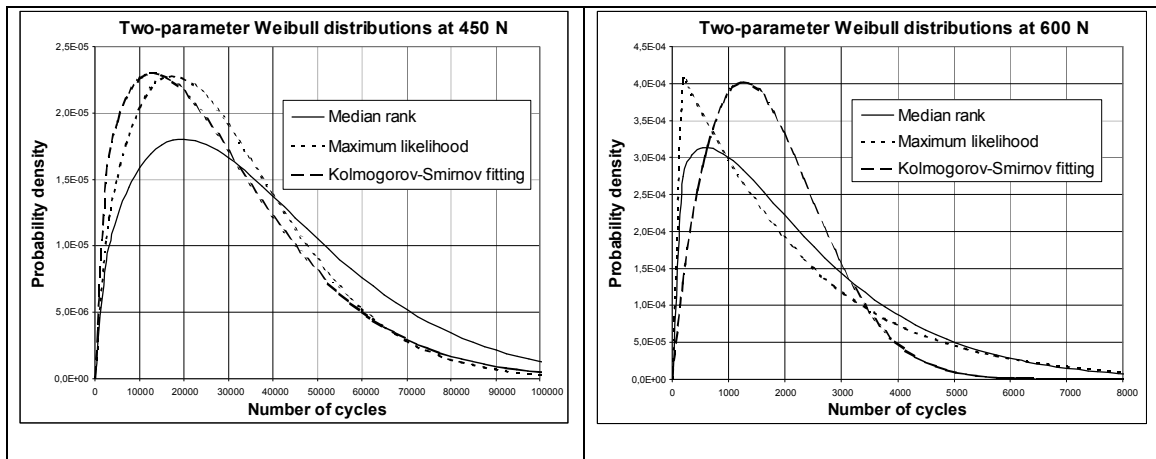


Figure II.17. Comparaison de différentes approches de lissage.

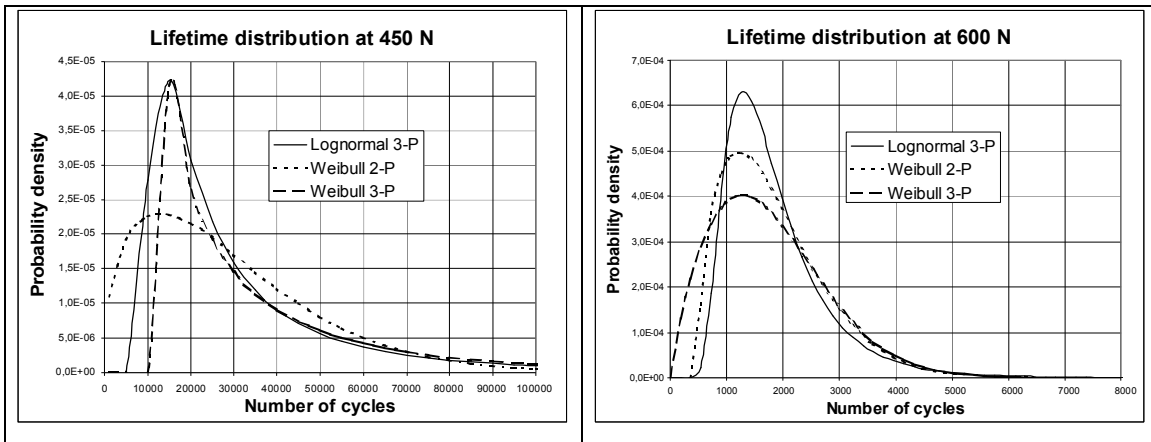


Figure II.18. Comparaison de différentes distributions de durée de vie.

Sur la figure II.18, on compare les meilleures distributions (Weibull à deux et à trois paramètres et log normale à trois paramètres). Bien que les bornes de droite soient semblables, on observe des différences très grandes du côté gauche. Ainsi, beaucoup d'attention doit être accordée au choix de la distribution la plus appropriée dans la conception et l'évaluation de la fiabilité des structures en HDPE, surtout pour les canalisations sous pression.

Pour la conception, il est recommandé de définir les quantiles de la durée de vie à 10%. La figure II.19 montre les courbes de fatigue à 10% pour les trois modèles : log-normal à trois paramètres, Weibull à deux et à trois paramètres. L'expression de ces courbes sont comme suit :

$$\text{Lognormal 3P} : NS^{8,5} = 2,2.10^{14} \quad (\text{II.9})$$

$$\text{Weibull 2P} : NS^{8,5} = 1,6.10^{14} \quad (\text{II.10})$$

$$\text{Weibull 3P} : NS^{8,6} = 3,2.10^{14} \quad (\text{II.11})$$

On peut remarquer que la loi log-normale et la loi de Weibull à trois paramètres donnent presque la même courbe de quantile. La loi de Weibull à deux paramètres mène à une courbe plus conservatrice, qui pourrait être recommandée à la conception dans le cas des HDPE.

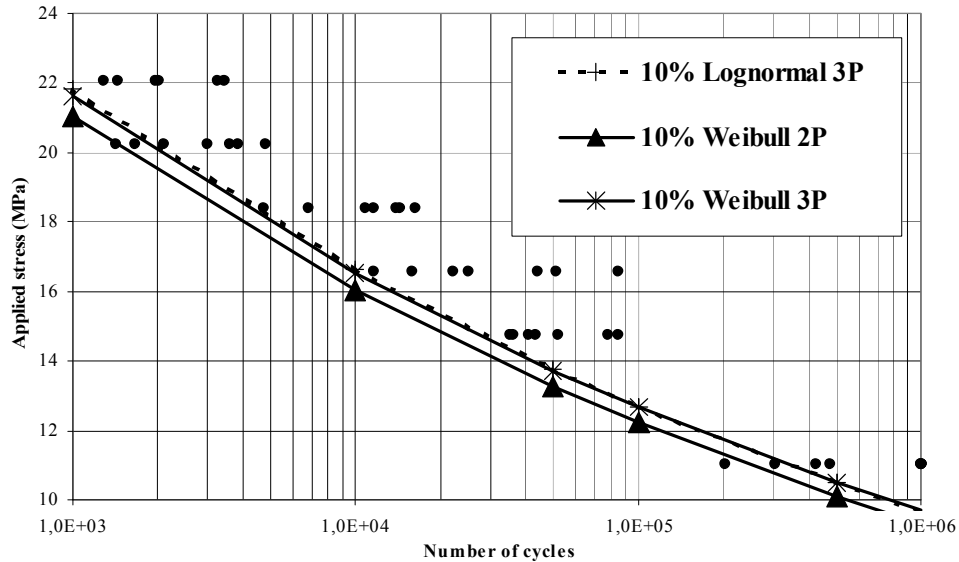


Figure II.19. Quantiles à 10% de la durée de vie de fatigue pour différents modèles.

II.5. Conclusion

Les résultats des essais de traction montre que le matériau est homogène car les coefficients de variation pour le module d'élasticité et la contrainte ultime sont de 3% et 7%. Bien que la résistance ultime présente de basse dispersion, la résistance en fatigue montre une très grande dispersion. Une expression dont la forme est une loi de puissance a mené à une représentation plus appropriée des données de fatigue, comparée au lissage linéaire sur une échelle logarithmique. L'analyse statistique a montré que la durée de vie de fatigue ne peut pas être modélisée par une distribution log-normale adoptée par défaut dans la littérature. La distribution de Weibull à deux et à trois-paramètres, comme la log-normale à trois paramètres, peuvent être appliquées d'une manière adéquate pour la caractérisation probabiliste de la durée de vie. D'ailleurs, les méthodes du rang médian et du maximum de vraisemblance ne mènent pas à la meilleure qualité d'ajustement des résultats d'essai, et par conséquent, elles ne devraient pas être aveuglement appliquées dans la pratique. Selon le lissage du quantile à 10%, on recommande d'utiliser la distribution de Weibull à deux paramètres pour l'évaluation de la conception et de la fiabilité des canalisations en thermoplastique de distribution de gaz, car elle mène à des produits plus sécurisants.

PARTIE DEUX : ETUDE DE LA TRANSITION FRAGILE DUCTILE DANS LES TUBES EN POLYETHYLENE

II.6. Introduction

Les polymères continuent à être le sujet de beaucoup d'études qui traitent de divers aspects comportementaux et de durée de vie [30,92-96]. L'examen des incidents sur les tubes de transport de gaz, montre que dans les cas les plus fréquents, ces incidents sont amorcés à partir de défauts issus soit de l'élaboration du matériau, soit de la fabrication, de l'assemblage, de la réparation ou des conditions d'exploitation des tubes et qui ont conduit à la naissance et à la propagation de fissures superficielles où traversantes suivie de fuite. Selon le comportement du matériau durant la propagation d'une fissure, le solide peut présenter différents mécanismes de rupture. Aujourd'hui, il est bien établi dans les travaux de recherche que les tubes en plastique extrudés se rompent d'une manière ductile à courts termes car les charges appliquées sont suffisamment hautes et la zone de défaillance est caractérisée par de grandes déformations autour de la surface endommagée. En dépit d'une telle ductilité importante favorable, les matériaux de tuyauterie en PE subissent également la rupture fragile quand ils sont soumis à de faibles charges pour de longues périodes de service combinées à des températures données au-dessus de l'ambiante. De telles conditions favorisent habituellement le mode lent de propagation de la fissure (SCG) dans des tubes en polyéthylène. En conséquence, les essais de charges constantes montrent deux mécanismes généraux de propagation de fissure : (a) une rupture ductile qui est dominée par des déformations homogènes à grande échelle dans le volume et (b) une rupture fragile qui commence aux points de concentration de contrainte et se propage lentement, précédée par une zone de craquelures.

La transition est employée pour décrire le changement rapide des propriétés mécaniques d'un matériau à une température ambiante relativement petite.

La propagation rapide de fissure fragile (RCP) dans des tubes de polyéthylène se produit aux pressions relativement hautes et aux températures relativement basses. Un indice efficace de qualité pour la RCP est la température critique au-dessus de laquelle la RCP ne se produit à aucune pression de l'essai. Cette température critique correspond à la température de transition fragile-ductile dans ce mécanisme. Par conséquent, l'utilité de l'application de l'essai de Charpy [97,98] et de l'essai de chute de poids [99] pour l'évaluation de la température de la transition fragile ductile (BDTT) est expérimentalement étudiée par K. Kiab [100].

Le polyéthylène a une basse température de fragilité et est traditionnellement considéré comme un polymère fortement résistant aux chocs dans ces conditions. La figure II.20 présente la transition classique subie par le HDPE sous l'effet de la température et qui indique le passage de l'état fragile à l'état ductile aux environs de -125°C [101]. Cependant, les études de l'effet de la morphologie du matériau, telle que la cristallinité, sur la BDTT sont limitées. Il a été montré qu'en faisant le recuit ou le refroidissement ralenti, on a comme conséquence une valeur plus élevée de la BDTT pour le polyéthylène de faible densité (LDPE), et que le recuit a également comme conséquence une diminution de la dureté entre -60 et -90°C pour le MDPE. Pour le HDPE, le recuit augmente la dureté à la température ambiante environ trois fois. Ces résultats semblent se contredire. Par conséquent, l'effet de la cristallinité et du recuit sur la BDTT en utilisant l'essai de Charpy a été examiné. On a constaté que plus la cristallinité augmente, plus la BDTT diminue. Dans le cas du recuit du HDPE, une diminution de la BDTT a été remarquée, alors que des résultats opposés étaient obtenus pour la résine de basse densité.

Il a été constaté également qu'une augmentation du poids moléculaire abaisse la BDTT. La présence des unités de comonomère dans la chaîne de polymère, qui est considérée comme agent d'augmentation de la densité d'enchevêtrement, décale la BDTT pour un poids moléculaire donné à une température plus élevée. D'autre part, en recuisant ou en ralentissant le refroidissement du polyéthylène haute densité, on réduit la densité d'enchevêtrement [101].

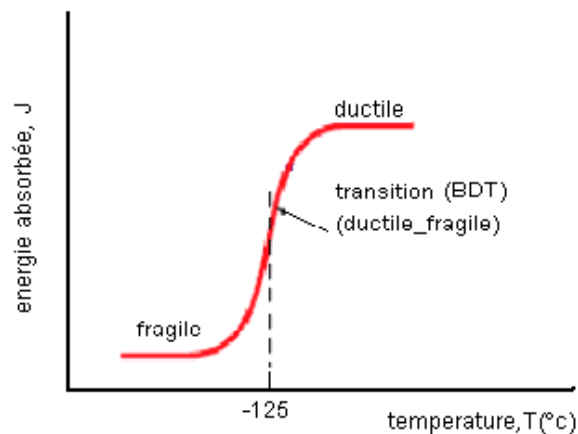


Figure II.20. La dépendance de l'énergie absorbée en fonction de la température dans le HDPE.

II.7. Rupture ductile

II.7.1. Aspect microscopique

L'amorçage d'une fissure dans un matériau polycristallin peut être causé par plusieurs endommagements, entre autres :

- le clivage (séparation en mode I, matériau fragile) ;
- le glissement (rupture de la liaison inter-atomique dans la direction parallèle) ;
- la cavitation (condensation de lacunes).

Ces phénomènes de rupture se font à une échelle microscopique. Mais, les nombreuses études consacrées à la rupture ductile [102,103] montrent que celle-ci se manifeste en trois phases qui se succèdent au cours de la déformation du matériau conduisant à la rupture : phase de nucléation des cavités ou décohésion, phase de croissance des cavités et phase de coalescence des cavités. Dans les polymères, des situations correspondantes sont aussi observées mais dépendent de la morphologie initiale.

II.7.2. Aspect macroscopique

Du point de vue de l'observation macroscopique, une fissure ductile sera caractérisée par une grande déformation plastique (fibreuse, grande lèvre de cisaillement). Ainsi, la distinction macroscopique entre les types de rupture, ductile et fragile, est claire lorsque l'on examine la réponse mécanique de la structure soumise à des sollicitations extérieures. Le point de rupture se trouve soit dans la partie élastique de la réponse, il s'agit de la rupture fragile, soit dans la partie plastique, il s'agit de la rupture ductile.

La rupture ductile est contrôlée par une déformation localisée, par opposition au clivage qui est contrôlé par une contrainte locale. Pour obtenir la rupture ductile, la plasticité du matériau doit être suffisamment élevée et doit permettre des déformations plastiques locales conduisant au déchirement ductile avant que la contrainte n'ait atteint une valeur critique sur une distance suffisante.

II.8. Rupture Fragile

Une rupture fragile pour les métaux, au niveau macroscopique, ne montre pas de déformation plastique importante. La rupture fragile produit une surface granulaire avec des facettes qui réfléchissent bien la lumière. Lorsque la taille de grains est suffisamment grande, il est possible de discerner si la fissure a eu lieu par clivage transgranulaire ou par décohésion le long des joints de grains. Les lignes des rivières sont souvent présentes, mais elles peuvent être peu évidentes si la fissuration a eu lieu de façon très fragile.

La transition fragilite-ductilite est liée à une déformation plastique qui devient significativement plus difficile lorsque la température diminue ou lorsque la vitesse de déformation augmente. Cette transition a lieu dans les matériaux dont la limite d'élasticité augmente rapidement lorsque la température décroît. Par contre, la contrainte locale, causant l'amorçage d'une rupture fragile par clivage, augmente peu lorsque la température diminue.

La transition de la rupture ductile vers la rupture fragile est illustrée sur les courbes de fluage de tubes HDPE soumis à une pression interne en fonction du temps de rupture comme un genou (figure I.6). Le point de cette transition varie avec la température. Dans le mode de rupture par fissuration fragile, on observe l'initiation et le développement de la fissure au fond de l'entaille. Cela se produit dans le centre du spécimen où la condition de la déformation plane est dominante (cas du spécimen mené à une simple traction qui donne des résultats comparables à ceux obtenus par les essais de pression hydrostatique) [104]. Ce mode de rupture intervient pour les petits taux de chargement et à long-terme. Comme la fissure se développe, l'action de la contrainte augmente au ligament. Finalement, le matériau s'étrangle (necks down) de la même manière observée dans le mode de rupture par fissuration ductile.

II.9. Décomposition du taux de restitution d'énergie G

La rupture d'un matériau, fragile ou ductile, est caractérisée par le paramètre global énergétique G . C'est un phénomène consommateur d'énergie qui est dû à la dissipation plastique et à la rupture des liaisons dans la structure du matériau. Nous décomposons le taux de restitution global G en deux parties : l'une définit une partie élastique qui représente le taux d'énergie de rupture et l'autre une partie plastique représentant le taux de dissipation dû aux déformations anélastiques autour de la fissure (figure II.21). Les deux parties décomposées sont déduites de la décomposition de l'énergie de déformation et de l'énergie des forces extérieures. Le bilan énergétique E_T s'écrit sous la forme suivante :

$$E_T = W_{ext} + W_e + W_s \quad (\text{II.12})$$

où W_{ext} est l'énergie correspondant au travail des forces extérieures, W_e est l'énergie de déformation totale, W_s est l'énergie dissipée dans l'ouverture de la fissure.

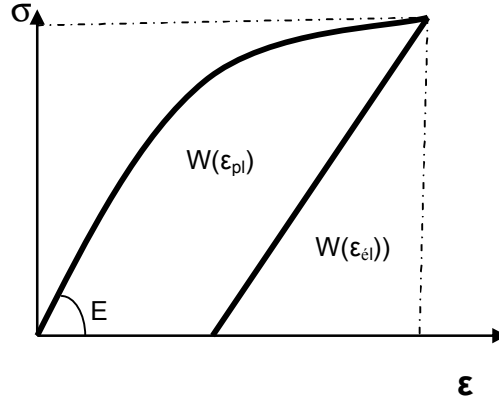


Figure II.21. Décomposition de l'énergie de déformation.

Selon le principe de conservation d'énergie (1^{er} principe de thermodynamique), nous avons :

$$\frac{\delta E_T}{\delta a} = 0 \quad (\text{II.13})$$

$$\delta E_T = \delta (W_{ext} + W_\epsilon + W_s) = 0 \quad (\text{II.14})$$

$$W_\epsilon = W_{el}(\epsilon) + W_{pl}(\epsilon) \quad (\text{II.15})$$

$$W_{ext} = W_{el}(ext) + W_{pl}(ext) \quad (\text{II.16})$$

où $W_{el}(\epsilon)$ est l'énergie de déformation élastique, $W_{pl}(\epsilon)$ est l'énergie dissipée en déformation plastique, $W_{el}(ext)$ est l'énergie des forces extérieures élastique, $W_{pl}(ext)$ est l'énergie des forces extérieures plastique.

En remplaçant ces équations dans l'équation de l'énergie potentielle totale Π , on obtient :

$$\Pi = [W_{el}(\epsilon) + W_{el}(ext)] + [W_{pl}(\epsilon) + W_{pl}(ext)] \quad (\text{II.17})$$

A partir de cette équation, on sépare les parties plastique et élastique, de l'énergie potentielle totale. Remplaçons l'énergie potentielle totale (équation II.17) dans l'équation du taux de restitution d'énergie, on obtient alors :

$$G = -\frac{\delta}{\delta a} [W_{el}(\epsilon) + W_{el}(ext)] - \frac{\delta}{\delta a} [W_{pl}(\epsilon) + W_{pl}(ext)] \quad (\text{II.18})$$

Notons par G_{el} et G_{pl} les parties élastique et plastique, G s'écrit finalement de la manière suivante:

$$G = G_{el} + G_{pl} \quad (\text{II.19})$$

On peut définir un coefficient C_p par le rapport des deux parties élastique et plastique. Ce coefficient représente le degré d'énergie plastique dissipée dans la structure :

$$C_p = \frac{G_{pl}}{G_{el}} \quad (\text{II.20})$$

La rupture est qualifiée de fragile si $C_p \leq \varepsilon$ et de ductile si $C_p > \varepsilon$ avec $\varepsilon \rightarrow 0$.

La propagation stable d'une fissure dans un milieu élastoplastique peut se traduire par la dissipation d'énergie en plasticité et le coefficient C_p nous permet de mesurer cette quantité d'énergie par rapport à l'énergie élastique. La rupture du polyéthylène peut être aussi caractérisée par l'intégrale J ou par le taux de restitution d'énergie G . Ces paramètres peuvent être déterminés en élastoplasticité, soit par les méthodes élastiques équivalentes lorsque la zone plastique est confinée en fond de fissure, soit par les méthodes simplifiées ou par la méthode élastoplastique incrémentale lorsque la zone plastique est étendue.

D'autre part et dans le cas des polymères, l'indépendance entre le module de Young et la température ne se vérifie pas. Dans le travail de Massa [105] portant sur le polyéthylène haute densité, des essais de choc Charpy sont réalisés. Il montre que G_{IC} augmente d'un facteur 2 entre -200°C et 0°C , au-delà la plasticité est très envahissante. En même temps, le module de Young diminue d'un facteur de 10. Avec l'évolution inverse de ces deux paramètres, on s'aperçoit que K_{IC} diminue avec la température. Ainsi, dans le cas du polyéthylène, compte tenu de l'évolution de E , il n'est pas possible de se baser sur l'évolution de K_{IC} . Ce paramètre est trop dépendant des paramètres du matériau. En revanche, on pourra se baser sur le critère énergétique G_{IC} .

II.10. La transition fragile-ductile

Le passage d'un comportement fragile à un comportement ductile et inversement ne s'effectue généralement pas de façon monotone, mais plutôt de façon plus ou moins brutale, ce qui permet de définir ce qu'on appelle une transition ductile-fragile [106]. Cette dernière, qui n'est pas une transition au sens thermodynamique du terme, va apparaître comme une frontière dans l'espace temps-température.

La transition ductile-fragile peut être vue comme le point d'équilibre d'une compétition entre mécanisme de rupture fragile et mécanisme de déformation plastique, respectivement caractérisés par les contraintes σ_F (contrainte à la rupture fragile) et σ_Y (contrainte au seuil de plasticité). La compétition entre les deux mécanismes est illustrée par la figure (II.22).

Les critères de type $K_C = f(T)$ ou $K_C = f(1/\nu)$ sont inadaptés pour caractériser la transition de la ténacité critique à l'amorçage des polyéthylènes. L'identification d'un facteur de

décalage qui traduit l'équivalence temps-température appliquée à la contrainte seuil permet de combiner la vitesse et la température sous la forme d'une seule variable (facteur de décalage multiplié par la vitesse de déformation). Seul le critère $G_C = f(1/\text{facteur de décalage fois la vitesse de déformation})$ est adapté pour caractériser la ténacité à l'amorçage des polyéthylènes. Il est possible de caractériser la transition fragile-ductile des PE de manière intrinsèque avec le paramètre combiné. La validation de ce critère s'est effectuée sur plusieurs géométries d'éprouvettes fissurées.

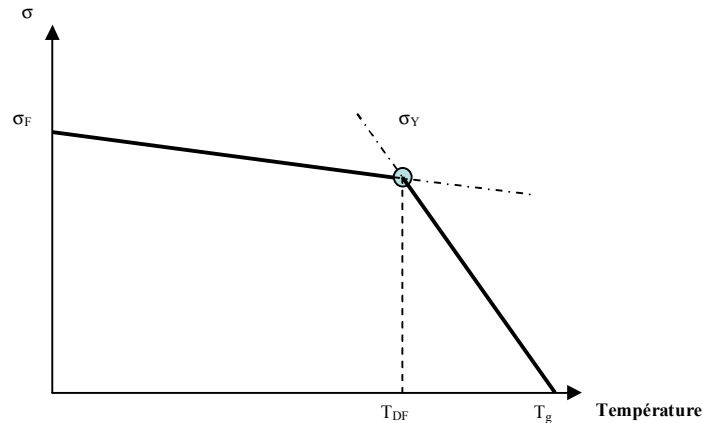


Figure II.22. Définition de T_{DF} comme le point d'équilibre de la compétition entre rupture fragile et rupture ductile.

II.11. Cas des tubes en PE

II.11.1. Représentation $\sigma - \ln t$

Le dimensionnement des tubes en thermoplastiques est réalisé par la méthode (Rate Process Method for Projecting Performance of Polyethylene Piping Components) qui est consignée dans les normes ASTM D-2837 et D-2513. Cette méthode est employée pour estimer la durée de vie du pipe en polyéthylène. La projection est basée sur la charge primaire, qui est la pression interne. Elle peut être également utilisée pour déterminer les effets des charges secondaires. Le calcul est basé sur une équation regroupant trois coefficients liant le temps de rupture, la contrainte circonférentielle et la température d'essai. En règle générale, les courbes de défaillance sont bien décrites par le relation suivante :

$$t_f = C\sigma^{-n} \quad (\text{II.21})$$

où C est une constante positive représentant le niveau de contrainte auquel le matériel se rompt à l'unité de temps (appelée aussi paramètre de capacité de charge). L'exposant n est un indice d'évolution du dommage et est respectivement dans la gamme ($2,5 \leq n \leq 4,5$) et ($20 \leq n$

≤ 27) pour les régimes fragile et ductile alors que la contrainte de transition est égale à la moitié de la contrainte au seuil d'écoulement [107]. La relation de régression linéaire suivante peut être aussi utilisée [108] :

$$\text{Log}_{10} \sigma = a + b \text{Log}_{10} t_f \quad (\text{II.22})$$

où σ est la contrainte circonférentielle, t_f est le temps à la rupture, a et b sont deux paramètres à déterminer par l'analyse de régression. S'il y a une propagation lente de la fissure en fluage, le tube ayant une entaille de longueur a_0 , il est montré que le temps à la rupture dans le domaine ductile peut être sous la forme [109] :

$$t_f = \sigma^{-n} a_0^{-m} \quad (\text{II.23})$$

Dans le cas du HDPE, n varie de 2 jusqu'à 5 avec $m = n/2$ [109].

Dans une étude de la défaillance de homopolymère de PE dans des conditions de contrainte plane pour une variété de températures et de vitesses, il a été constaté qu'à une température donnée, le comportement est observé comme fragile à des vitesses élevées et basses tandis que la rupture ductile caractérisait les vitesses intermédiaires [110]. Une augmentation de la température a décalé les transitions fragile-ductile-fragile à des vitesses plus élevées en raison de la concurrence entre trois mécanismes concourants : (a) la rupture fragile par démêlage, (b) l'écoulement ductile de cisaillement et (c) la rupture fragile par scission de chaînes [100].

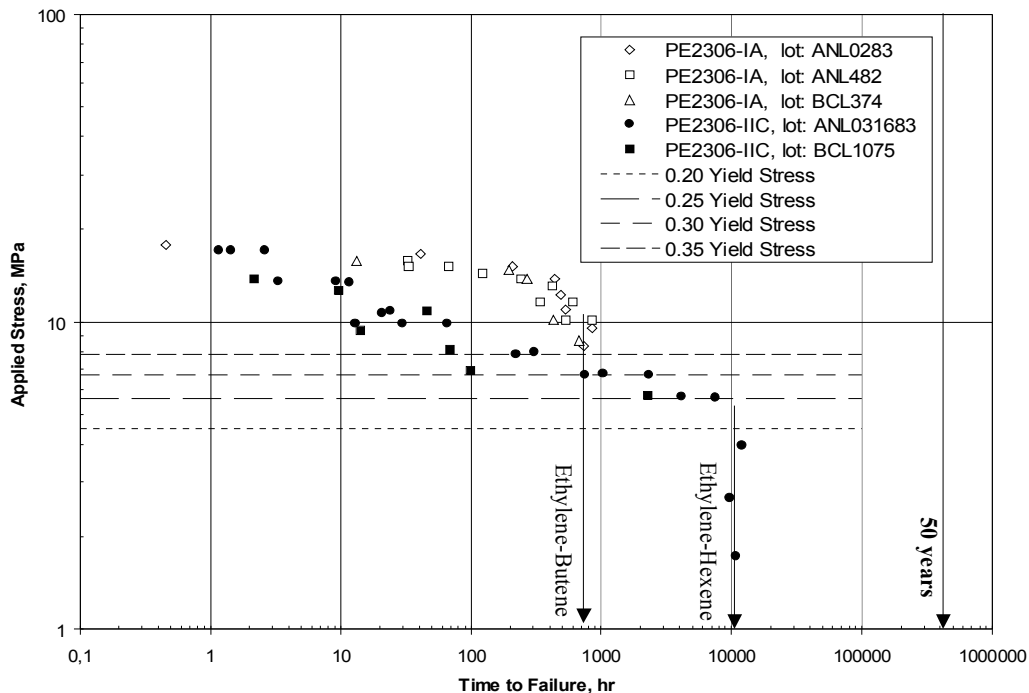


Figure II.23. Contrainte appliquée en fonction du temps de rupture sous une pression soutenue pour des tubes de diamètre extérieur de 50 mm

La figure II.23 est une représentation typique de la contrainte en fonction du temps à la rupture obtenue expérimentalement à partir d'essais hydrostatiques pour différentes résines de PE pour tubes [111]. La transition de la rupture fragile à la rupture ductile est observée comme le changement de pente d'une courbe donnée. Il apparaît clairement que l'extrapolation linéaire de telles données pour estimer la résistance à long terme (30 ou 50 ans) n'est pas une approche réaliste en se basant sur l'ensemble des données. Les lignes horizontales discontinues montrent les niveaux des essais de fatigue dans cette étude.

L'objectif de cette partie est d'analyser la zone d'endommagement et d'étudier la transition fragile-ductile de fatigue (FBDT) dans des tubes de polyéthylène par corrélation entre le taux de progression de la fissure et la quantité de travail irréversible dépensée sur des processus viscoélastiques dans le volume. La méthode proposée est basée sur la mesure de deux paramètres de fatigue. Il s'agit du taux de progression de la fissure extérieure, obtenu à différents niveaux de charge, qui est exprimé comme $\left(\frac{1}{t_0} \frac{da}{dN}\right)$ où t_0 est l'épaisseur initiale et

du taux de travail irréversible $\left(\frac{dW_i}{dN}\right)$ qui est calculé à partir des boucles instantanées d'hystérésis.

II.11.2. Approche de Klingbeil

L'approche de W. Klingbeil [112] propose une nouvelle théorie de propagation de fissures par fatigue dans les solides ductiles, basée sur la dissipation de toute l'énergie plastique par cycle en pointe de fissure. L'hypothèse du modèle repose sur le bilan énergétique pendant une extension de fissure Δa dans des conditions de charge monotone et de fatigue (figure II.24). Au début de l'extension de la fissure sous le chargement monotone, le changement de l'énergie potentielle totale due à la prolongation de fissure par unité de superficie $\frac{dPE}{da}$ doit équilibrer le taux de travail plastique $\frac{dW}{da}$, qui est simplement le taux de restitution d'énergie critique du matériau.

$$\frac{dPE}{da} = \frac{dW}{da} \quad (\text{II.24})$$

et

$$\frac{dW}{da} \equiv G_c \quad (\text{II.25})$$

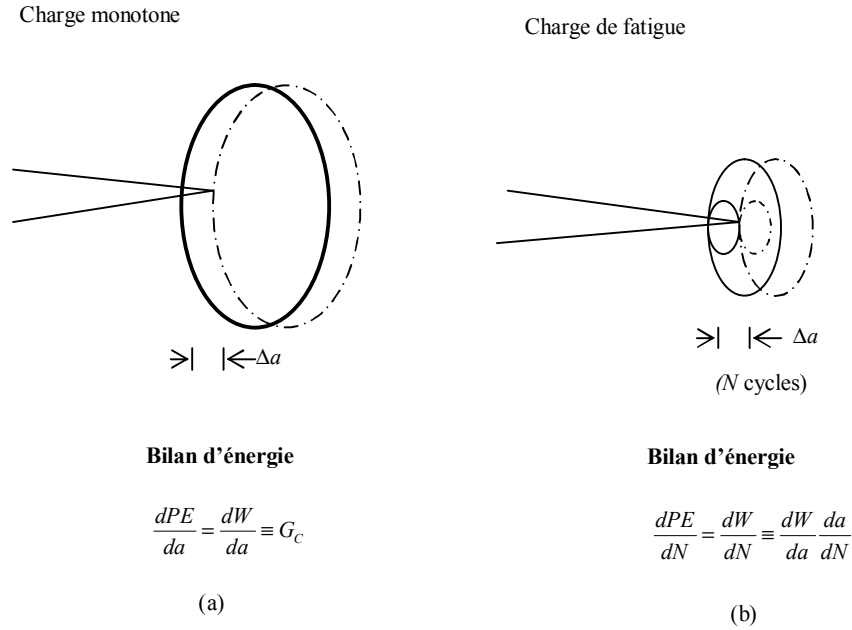


Figure II.24. Bilan d'énergie pendant une extension de fissure (a) de charge monotone et (b) de fatigue.

Ceci suppose que l'énergie de fissuration liée à la séparation des surfaces de fissure est négligeable, ce qui est généralement appropriée pour les solides ductiles. Pendant la prolongation de fissure par fatigue, le changement de l'énergie potentielle totale par cycle

$\frac{dPE}{dN}$ doit équilibrer le travail plastique par cycle $\frac{dW}{dN}$:

$$\frac{dPE}{dN} = \frac{dW}{dN} = \frac{dW}{da} \frac{da}{dN} \tag{II.26}$$

avec :

$$\frac{dW}{dN} = \frac{dW}{da} \frac{da}{dN} \tag{II.27}$$

La théorie courante propose que $\frac{dW}{da}$ n'est autre que le taux de restitution d'énergie critique du matériau.

Par conséquent, égalisons $\frac{dW}{da}$ à G_c dans l'équation (II.27), le taux de propagation de fissure

par fatigue $\frac{da}{dN}$ peut être écrit en termes de dissipation totale plastique par cycle $\frac{dW}{dN}$ comme

suit :

$$\frac{da}{dN} = \frac{1}{G_c} \frac{dW}{dN} \quad (\text{II.28})$$

Le FCG est explicitement donné, en termes de dissipation plastique totale par cycle et de résistance à la rupture en déformation plane du matériau, de l'équation (II.28) en considérant la rupture sous forme de surfaces créées en faisant appel à l'épaisseur initiale du spécimen t_0 :

$$\frac{1}{t_0} \frac{da}{dN} = \frac{1}{G_c} \frac{dW}{dN} \quad (\text{II.29})$$

où G_c est le taux de restitution d'énergie critique.

La loi de propagation de la fissure (équation II.28) suggère que pour un mode donné de chargement, toute l'énergie requise pour prolonger une fissure d'une distance Δa est indépendante de la manière dans laquelle l'énergie est absorbée. En tant que tels, on propose un lien direct entre les champs phénoménologiques de la rupture et la fatigue et il a été montré la non validité du modèle de Paris pour les données de propagation de la fissure pour une variété de matériaux ductiles. Il convient de noter que l'équivalence de $\frac{dW}{da}$ sous des conditions de chargement monotone et de fatigue est proposée malgré les différences de tailles de la zone plastique, de sorte que seulement la dissipation plastique totale au bout de fissure soit importante.

II.11.3. Procédure expérimentale

Les tubes sont extrudés d'une résine non pigmentée de Phillips Petroleum Co.R418. Le poids moléculaire moyen est 170000 et la densité est 939 kg/m³. Le MFI est entre 0.4 et 1.5 et le degré de cristallinité est de 67% ±0.03 [113]. L'épaisseur minimale de la paroi tubaire est de 11mm, et le diamètre extérieur moyen est de 115mm. En raison du fait que l'état spécifique des contraintes résiduelles et les gradients de structure ont des effets importants sur le taux de propagation de la fissure, des éprouvettes sous forme d'anneaux de 28 millimètres de largeur sont obtenues du tube. Des spécimens en forme de C sont fabriqués par usinage suivant les recommandations de ASTM E-399. La figure II.25 montre le spécimen ainsi que son dispositif de maintien. Des douilles spéciales en acier ont été conçues pour renforcer les lignes de chargement du spécimen et réduire les frottements entre la goupille métallique et le polymère. La distance S séparant les trous de chargement est de 25 millimètres. Une entaille

profonde de 2,5 millimètres a été réalisée longitudinalement sur la face interne du tube à l'aide d'une lame de rasoir et d'une presse.

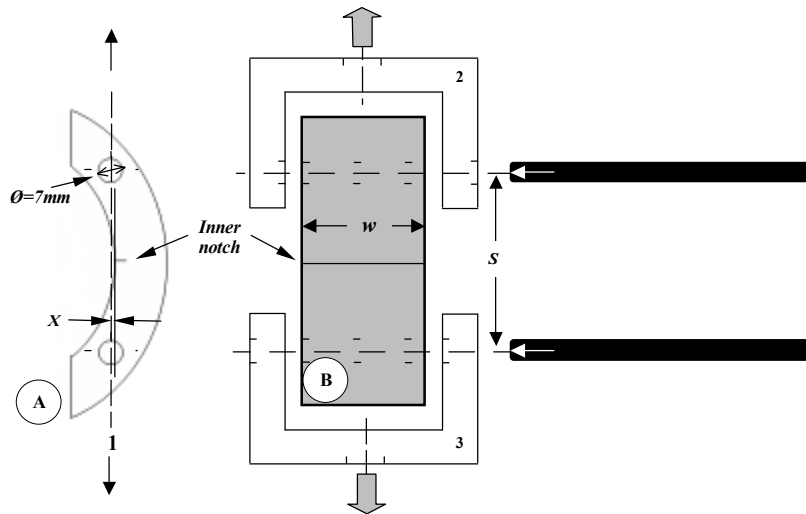


Figure II.25. Schémas des vues de droite (A) et de face (B) du spécimen en PE en forme de C avec ses garnitures de serrage en métal (2 et 3) et les goupilles de chargement (4).

Des essais de propagation de fissure sous le mode traction–traction ont été effectués sur une machine d’essai servo-hydraulique MTS. La charge maximum a été choisie à 20%, 25%, 30% et 35% de σ_Y tandis que le rapport de charge R a été choisi de 0,1 afin d’éviter les effets de fluage qui se produisent à des rapports plus élevés. La fréquence a été maintenue constante à 0,5 Hz pour réduire l’échauffement dû à l’hystérésis, qui, alternativement, pourrait causer des changements structurels dans le matériau. Les courbes de chargement-déchargement ont été enregistrées en fonction du déplacement à différentes longueurs de fissure.

II.11.4. Résultats et Discussion

Il est admis que pendant la propagation d’une fissure de fatigue dans les polymères, les aspects de ductilité et de fragilité co-existent sans interruption jusqu’à la séparation finale du matériau par déchirure. En outre, plus les niveaux de chargement de fatigue sont faibles, plus les contributions de rupture fragile sont importantes.

Les méthodes d’analyse de la rupture en conditions de plasticité généralisée conduiront à évaluer la valeur de l’intégrale J pour diverses avancées de la fissure. Ces avancées de fissure sont mesurées soit par des déchargements partiels permettant, via les variations de

complaisance de l'éprouvette, de déterminer la longueur de la fissure, soit par des méthodes permettant de marquer cette fissure, à divers niveaux de chargement. Cette deuxième méthode, plus rigoureuse, nécessite généralement l'usage de plusieurs éprouvettes.

Au cours de ces essais, on mesure la valeur de J en fonction de l'avancée de la fissure δa . La mesure de J se ramène à la mesure du travail des forces appliquées sur l'éprouvette, i.e. l'aire sous la courbe Force-Déplacement des points d'appui sur l'éprouvette. L'enregistrement se réduit à deux domaines, le premier associé à l'érousement du front de fissure correspond à une forte augmentation de J avec δa (figure II.26), et le second, dû à la propagation de la fissure, correspond à une plus faible augmentation de J avec δa . L'intersection des deux domaines permet de définir J_{IC} .

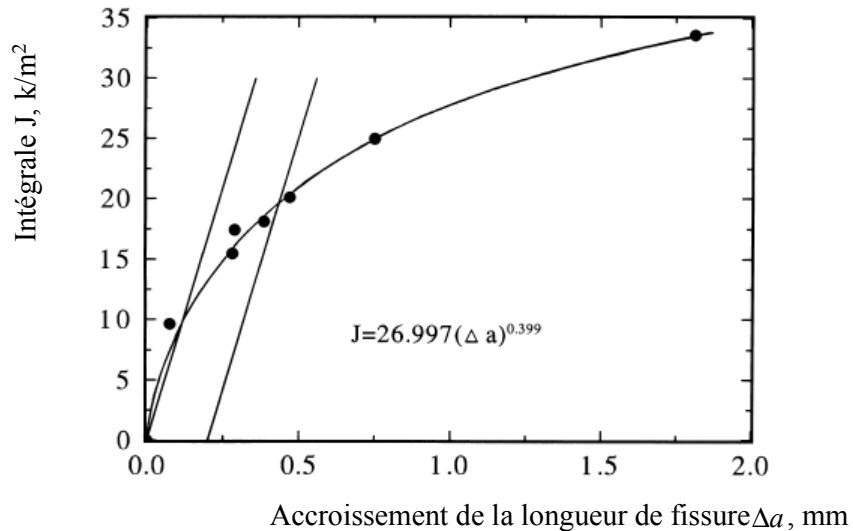


Figure II.26. Graphe de J_1 en fonction de l'accroissement de la longueur de fissure pour un polymère semi cristallin [114].

La figure II.27 représente des taux de restitution d'énergie (ERR) mesurés expérimentalement à différents niveaux de charge à partir des courbes de charge-déplacement en utilisant la relation :

$$J_1 = -\frac{1}{t_0} \frac{dP}{da} \quad (\text{II.30})$$

où $\frac{dP}{da}$ est la variation de l'énergie potentielle par rapport à celle de la longueur de fissure et t_0 l'épaisseur initiale de l'éprouvette. Le comportement des courbes d'ERR est semblable : en

variant la contrainte moyenne appliquée, l'énergie dégagée augmente et peut aller jusqu'à environ 20 kJ/m^2 . Ce comportement est prévu puisque l'énergie libérée est essentiellement dissipée dans la propagation de fissure. La mesure est réalisée en utilisant des courbes de déchargement à différentes longueurs de fissure. Comparée à l'énergie élastique, cette mesure est plus représentative car elle inclut tout autre processus irréversible dû à l'accroissement de la fissure. La méthode pour calculer J_1 , des données enregistrées déplacement-charge, est expliquée dans la littérature [114]. On constate que J_1 augmente avec les augmentations des contraintes maximales et à une plus petite longueur de fissure, le changement de J_1 est moins important.

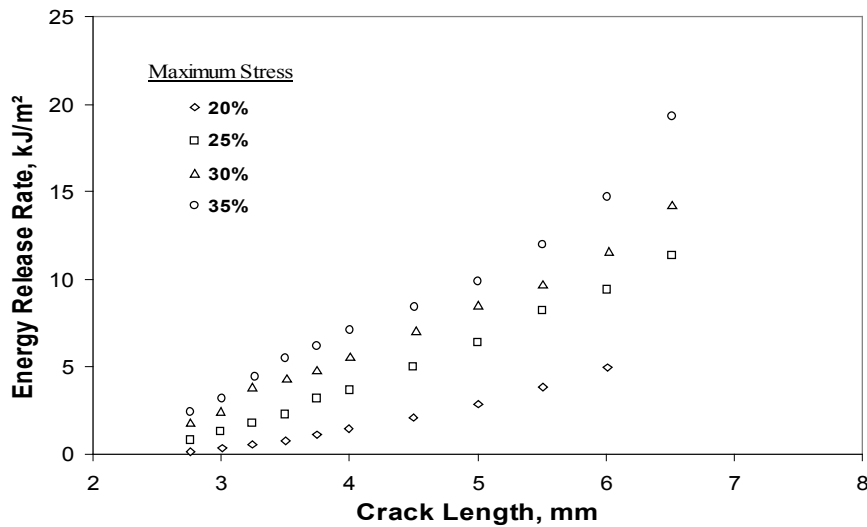


Figure II.27. Taux de restitution d'énergie à divers niveaux de chargement.

La vitesse de propagation de la fissure est illustrée sur la figure II.28 en fonction de la longueur de la fissure. Puisque la rupture finale s'est produite par écoulement de matière et par déchirure, les mesures précises de la vitesse ont été faites jusqu'à une longueur de 7,5 mm. A mesure que la contrainte maximum appliquée augmente, la vitesse de fissuration devient importante mais la contribution fragile s'amointrit.

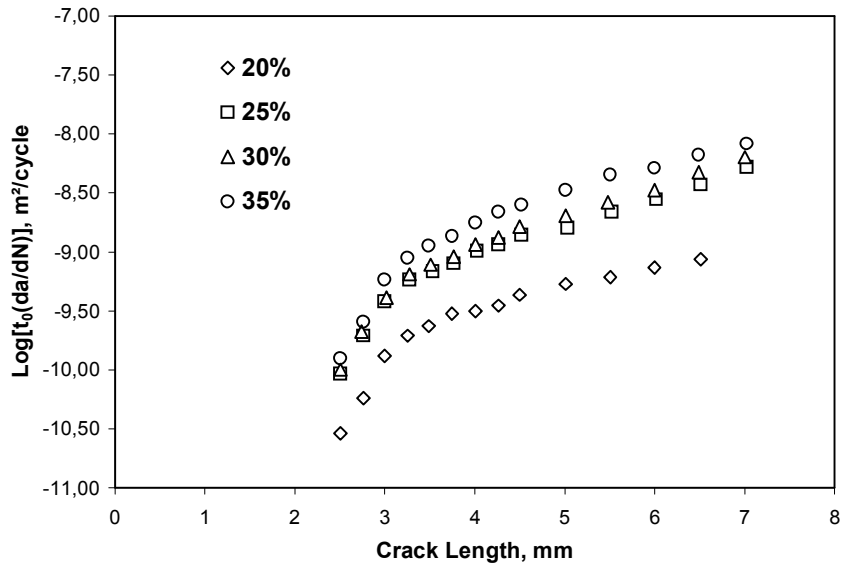


Figure II.28. Vitesse de propagation en fonction de la longueur de la fissure.

En utilisant les boucles d'hystérésis, W_i est mesurée et représente la surface d'une boucle (comprise entre le chargement et le déchargement). Les résultats sont illustrés dans la figure II.29. En fonction de la longueur de la fissure, W_i est en augmentation continue pour tous les niveaux de charge.

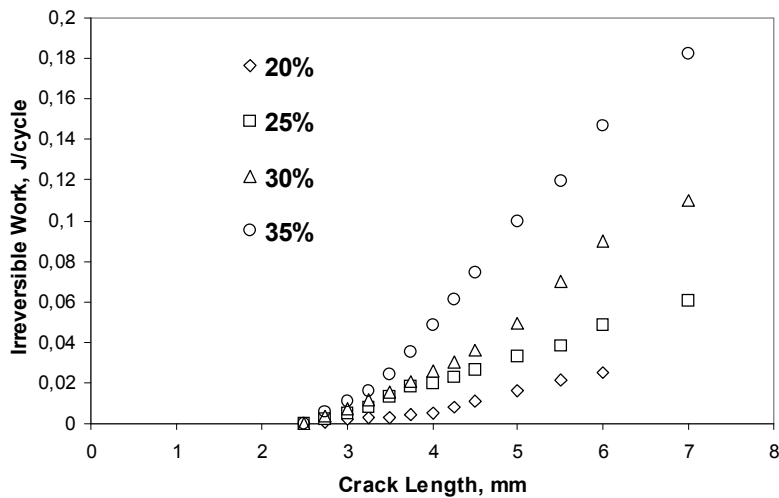


Figure II.29. Evolution du travail irréversible (W_i) en fonction de la longueur de fissure à différents niveaux de chargement.

Comme les essais normalisés par l'ASTM sont basés sur des données de fluage, il est intéressant de comparer les temps de rupture en modes de fluage et de fatigue. La figure II.30 illustre une relation de proportionnalité caractérisant les temps de rupture de différentes résines de PE sous chargements de fatigue et de fluage. Les données ont été recueillies de la littérature [95,115,116]. On peut alors écrire une relation de la forme : $[\text{Ln}(\text{temps}(\text{rupture fluage}))=A.\text{Ln}(\text{temps}(\text{rupture fatigue}))+B]$. En calculant la pente, on trouve 0,0031 ce qui implique que le temps de rupture en fluage est 3100 fois plus grand que celui de la fatigue. C'est une constatation importante qui montre que des essais de fatigue peuvent être également employés pour accélérer la rupture dans les tubes en PE et étudier la durée de vie.

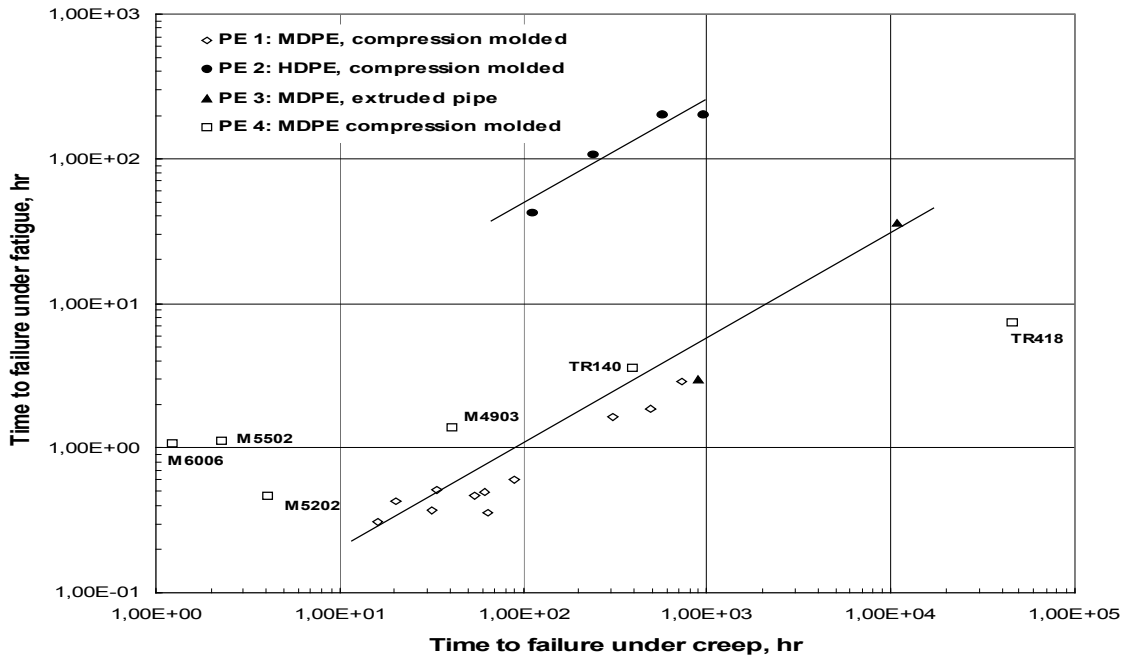


Figure II.30. Rapport entre les temps de rupture sous les modes de fluage et de fatigue pour différentes résines de PE [95,115,116].

Tableau II.12. Comparaison des durées de vie d'initiation, fragile et ductile en fonction du niveau de contrainte appliquée.

* Tests arrêtés et rompus en azote liquide

Matériau du tube	% Contrainte	N initiation (10 ³ cycles)	N fragile (10 ³ cycles)	N ductile (10 ³ cycles)	N total (10 ³ cycles)
PE2306-IIC	20	251	347	>22*	>620*
	25	140	65	35	230
	30	90	50	66	206
	35	75	40	35	150
PE2306-IA	25	10	6	15	30

Le tableau II.12 compare les périodes d'initiation et de propagation de la fissure au nombre total de cycles. Pour le niveau de 20% de σ_y , l'initiation comme prévue prend plus de temps ; la même tendance est suivie par la propagation fragile. Globalement, la tendance est maintenue particulièrement pour les conditions limites. En comparant à un autre matériau (PE2306-IA), la même décomposition peut être faite et puisqu'il est connu de l'expérience que ce matériau est d'une performance inférieure, il est constaté que sa performance est effectivement très faible.

Dans ce cas, des courbes typiques du taux de travail plastique et irréversible en fonction du taux de propagation de fissure sont construites en se basant sur la théorie de Klingbeil. Les résultats pour 20%, 25%, 30% et 35% de la contrainte au seuil d'écoulement σ_y sont indiqués sur la figure II.31. Les résultats indiquent que les deux mécanismes de dommage sont en compétition et ils apparaissent distinctivement séparés et chacun est représenté par une pente propre. Cette observation se répète à chaque niveau de chargement représenté sur la figure II.23 en utilisant des lignes pointillées horizontales. Les valeurs calculées de la ténacité donnée par l'équation II.29 sont récapitulées dans le tableau (II.13). Le taux de restitution d'énergie critique du régime fragile se trouve compris entre 97,7 J/m² et 264 J/m² et ces valeurs sont plus faibles comparées aux taux d'énergie mesurés de l'évolution de l'énergie potentielle (figure II.27). D'autre part, les énergies critiques ductiles varient de 589,5 J/m² à 987,8 J/m². L'énergie du régime ductile est importante car elle considère beaucoup d'énergie

qui est dépensée sur des dommages et des grandes déformations. Il y a une évolution cohérente de G_C quand les deux régimes (fragile et ductile) sont comparés et c'est normal que les valeurs de G_C soient fonction du niveau de chargement appliqué.

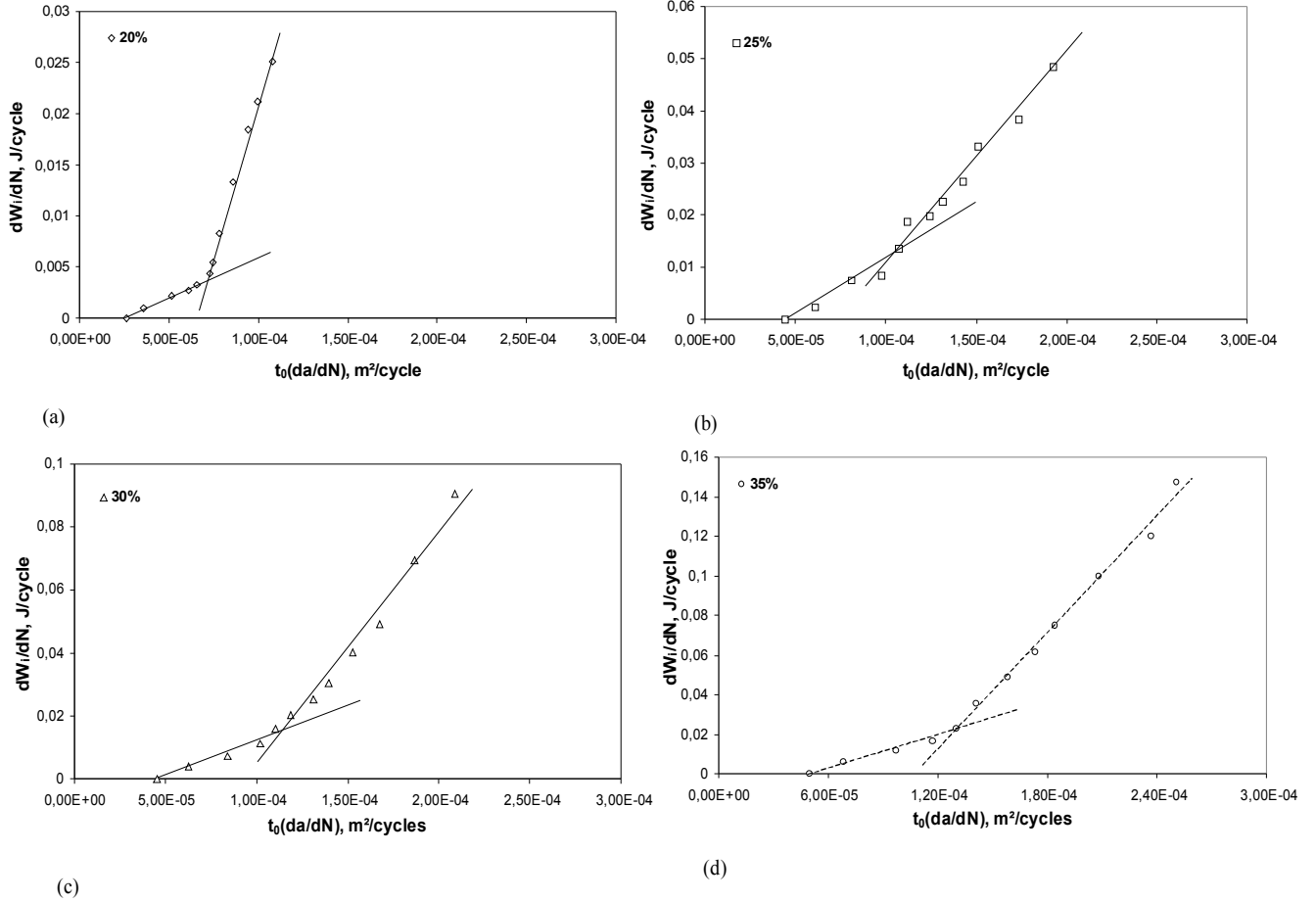


Figure II.31. Taux de travail irréversible en fonction du taux de progression de fissure

A : (a) 20%, (b) 25%, (c) 30% et (d) 35% de la contrainte appliquée.

Tableau II.13. Valeurs de G_C évaluées en fonction du % σ .

Niveau de contrainte (% σ_y)	G_c fragile (J/m ²)	R ² (fragile)	G_c ductile (J/m ²)	R ² (ductile)
0,20	97,7	0,937	589,5	0,997
0,25	256,5	0,928	411,6	0,976
0,30	226,2	0,971	790,1	0,982
0,35	264,0	0,980	987,8	0,988

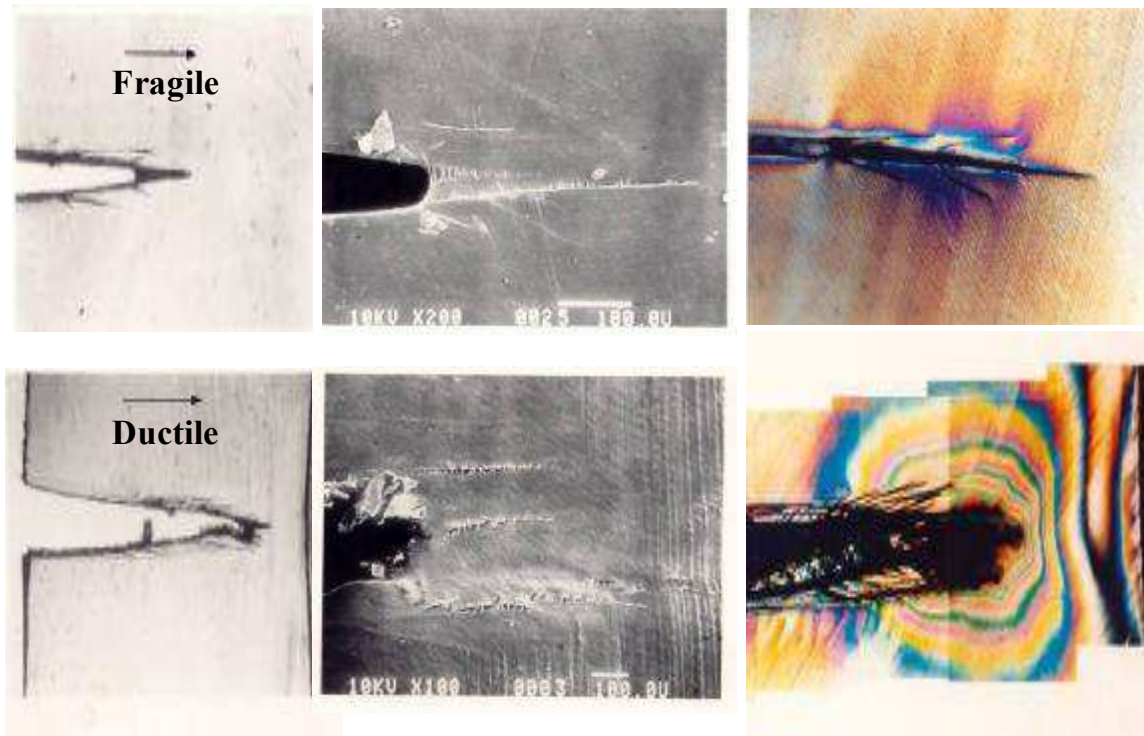


Figure II.32. Observations sur microscope optique, MEB et sous lumière polarisée d'une zone plastique au fond de fissure de fatigue dans les deux régimes fragile et ductile.

Afin de confirmer une telle approche, la microscopie est employée pour caractériser l'étendue de la zone plastique et aussi pour identifier les éléments de base qui la constituent. Pour ce faire, des coupes perpendiculaires à la direction de propagation de la fissure, sous forme de sections minces de l'ordre de 0,5mm, ont été obtenues à partir d'essais interrompus et observées sous différentes conditions en utilisant la microscopie. Les résultats sont représentés dans la figure II.32. Durant le régime fragile, la zone plastique est très petite et elle est associée à une craquelure principale constituée du matériau écroui et de fibrilles. Sous la lumière polarisée, l'ampleur du matériau endommagé est confinée à une zone étroite à côté de la fissure plane. Pour le régime ductile, l'étendue de la zone d'endommagement est plus importante et les craquelures sont plus longues par rapport à une fissure fragile. L'examen au MEB montre des craquelures multiples de part et d'autre du plan de fissure et le matériau est fortement endommagé en pointe de fissure. Autour de la zone de dommage, une autre partie du matériau transformé est fortement affectée par la plasticité pendant que ses limites s'étendent jusqu'au bord du spécimen. Cette approche est intéressante, car elle permet la

séparation des contributions fragiles de celles ductiles dans un essai donné de fissuration sous fatigue du polyéthylène.

L'étude précédente apporte la lumière sur un chargement en fatigue qui est beaucoup plus utilisé pour accélérer les processus d'initiation et de propagation de la fissuration, par contre les études qui utilisent le fluage concentrent l'action sur les mécanismes de rupture qui ont lieu à long terme. Ainsi, la rupture de fluage par propagation de fissure lente a été récemment étudiée en considérant le polyéthylène de moyenne densité à 60°C et à 80°C [117]. La corrélation établie avec des essais sous une charge de traction a été validée sur des échantillons fissurés, i.e. entaillés, à partir de tube de gaz sous une pression hydrostatique. En général, les essais sont effectués sous un taux de déformation en fluage constant afin de reproduire les conditions de service [118]. Il a été trouvé que la contrainte de relaxation et les données expérimentales indiquaient deux régimes de déformation de fluage liés à un effet passé de contrainte et au matériau fissuré : (i) réponse à court terme observée dans les deux essais de traction monotone et au début des essais de relaxation (affaiblissement important de la contrainte) ; ce régime est essentiellement dû à la phase amorphe et (ii) régime à long terme obtenu à la dernière partie des tests de relaxation où la contrainte est presque stabilisée. Pour les essais de fluage, ceci correspond également au taux de déformation de fluage stabilisé 'asymptotique' (fluage stationnaire). La courbe de déformation en fonction du temps à la rupture peut être appliquée pour une approche de temps d'incubation, qui représente l'initiation du fluage. Le modèle prédictif proposé [118] montre clairement sa supériorité et son efficacité par rapport aux modèles qui tiennent compte seulement d'une déformation viscoplastique non élastique dans des conditions uniaxiales. D'ailleurs, la méthode d'extrapolation exige au moins pour vérifier les mécanismes, de fonctionner au temps de rupture extrapolé (niveau bas de contrainte pour des composants de technologie).

II.12. Conclusion

Les résultats de l'étude permettent de faire les conclusions suivantes basées sur des observations et l'analyse énergétique :

- Le spécimen en forme de C est bien indiqué pour étudier la propagation de fissure dans des tubes de polyéthylène ;
- L'accélération de la propagation de fissure peut être obtenue en utilisant des chargements de fatigue avec la fréquence appropriée pour éviter le chauffage dû à l'hystérésis du matériau examiné ;

- La rupture fragile peut être reproduite de l'essai de fatigue. Plus la contrainte moyenne appliquée est faible, plus la contribution fragile est grande comme indiqué par l'analyse microscopique ;
- La transition fragile-ductile de fatigue (FBDT) du polyéthylène peut être analysée en utilisant le travail irréversible et le taux de propagation de fissure sous la fatigue pour obtenir le taux de restitution d'énergie critique pour les deux mécanismes de dommages ;
- Pour les charges maximales de fatigue entre 20% et 35% de la contrainte de traction au seuil d'écoulement σ_y , les résultats montrent des énergies critiques moyennes de 211 J/m² et de 695 J/m² respectivement pour des régimes fragile et ductile.

CHAPITRE TROIS

CONCEPTION BASEE SUR LA FIABILITE

ETUDE DE LA FIABILITE DU TUBE

III.1. Introduction

Si la réponse d'une structure dépend de son comportement mécanique et du type de l'amplitude des actions appliquées, le caractère acceptable ou non de cette réponse est quant à lui fonction de la satisfaction des exigences (Normes ISO 9000 version 2000). Parmi ces dernières, la sécurité structurale et l'aptitude au service constituent les aspects les plus importants. Ces exigences doivent alors être garanties sur une période définie (durabilité) et être satisfaites pour un coût minimal (économie). Elles sont également définies en termes d'états limites. La violation d'un état limite est alors synonyme de la non garantie d'une exigence et donc de l'apparition d'un fonctionnement indésirable de la structure ou d'une de ses parties. Les deux états limites définis, qui sont largement repris dans les règlements sont :

(i) les états limites ultimes qui sont décrits comme étant la défaillance d'une partie ou de la totalité de la structure (ruine) telle que la fatigue, l'instabilité et la plastification et (ii) les états limites de service qui sont décrits comme étant la perturbation du fonctionnement normal telle que les vibrations, la fissuration excessive ou la déformation permanente.

L'étude de la fiabilité d'une structure vise à vérifier que les états limites ne soient pas violés. Il existe de nombreuses manières d'appréhender cette vérification et d'introduire des exigences pour réduire l'éventualité de cette violation et l'incertitude sur les variables de résistance et de chargement. Parmi ces approches, on peut citer l'approche probabiliste.

Plusieurs degrés de sophistication peuvent être considérés dans l'évaluation de la fiabilité des structures [119] :

- Etudes de niveau un, correspondant à la démarche déterministe traditionnelle ;
- Etudes de niveau deux, basées sur des méthodes fiabilistes où chaque paramètre d'intérêt est caractérisé par les deux premiers moments de sa distribution ;
- Etudes de niveau trois, permettant d'analyser les différents états limites, en considérant la distribution de probabilité conjointe pour l'ensemble des variables aléatoires ;
- Etudes de niveau quatre, qui permettent d'optimiser le dimensionnement, l'inspection, la maintenance et le déclassement des structures en fonction de critères fiabilistes et économiques.

La conception des structures et la prévision de leur bon fonctionnement conduisent à la vérification de règles résultant de la connaissance physique, mécanique et experte des constructeurs. Elles traduisent, sous des formes plus ou moins complexes, la nécessité de limiter des variables de sollicitation, telles que les contraintes et les déplacements [120].

Chaque règle représente un événement élémentaire et leurs enchaînements sont définis comme des *scénarios de défaillance*. La vérification d'une règle de dimensionnement traduit simplement la vérification d'un mode potentiel de défaillance parmi d'autres possibles.

La connaissance des variables entrant dans l'écriture d'un scénario de défaillance n'est, au mieux, qu'une connaissance statistique et nous admettons une représentation par variables aléatoires. L'objectif est alors d'évaluer une probabilité, celle de se trouver dans une situation de défaillance.

La défaillance se produit parce que la marge de sécurité devient inférieure au niveau adéquat permettant de couvrir les incertitudes normales sur les charges et les résistances. La nature des erreurs humaines ou erreurs grossières diffère de ces phénomènes et des variabilités et des incertitudes normales de fabrication. Ainsi, différentes mesures de la sécurité sont requises pour le contrôle des risques induits par des erreurs. Généralement, les mesures de sécurité sont destinées à :

- réduire les événements de défaillance les plus probables ;
- augmenter les coefficients de sécurité ;
- renforcer les inspections en exploitation ;
- garantir la qualité de la conception, de la fabrication et de l'exploitation ;
- réduire ou atténuer les conséquences de la défaillance ;
- augmenter la tolérance au dommage, à travers la redondance et la sélection des matériaux ;
- renforcer les mesures de contrôle des événements redoutables, telles que les procédures d'évacuation.

Les besoins fondamentaux en conception concernent les conditions d'exploitation (dites normales), les conditions extrêmes (ou anormales) et les critères de robustesse et de survivabilité. Le premier besoin est connu sous le nom : *Etat limite de service*, le second sous le nom : *Etat limite ultime* et le troisième sous le nom : *Etat limite accidentel* ou défaillance progressive. Pour les systèmes exposés aux charges variables, il est nécessaire d'introduire une condition de durabilité : *Etat limite de fatigue*.

Le coût total des systèmes mécaniques est entaché de différentes sources d'incertitudes et de variabilités, non seulement d'ordre technique, mais également socio-économique. L'optimisation de la conception et de la maintenance doit tenir compte de la dimension aléatoire pour garantir les marges nécessaires et pour maximiser l'espérance des bénéfices

socio-économiques des structures. Dans la phase de conception, la meilleure répartition de la matière est recherchée au niveau du choix de la topologie et de la forme structurale. Pour la maintenance, les méthodes et les planifications des inspections/réparations/remplacements doivent tenir compte du vieillissement et des interactions mécano-fiabilistes des composants dans les systèmes mécaniques. Dans l'élaboration des règlements, les coefficients partiels doivent être définis pour répondre à des besoins ciblés : minimisation des risques ou maximisation de l'utilité du système.

L'utilisation des tubes sous pression avec les charges extérieures exercées (environnement, trafic,...) nécessite une recherche des conditions optimales d'exploitation et une connaissance des limites de service. Le tube pour le transport de gaz est le siège potentiel de dégradations diverses, responsables de mauvais fonctionnements et de dommages plus ou moins sérieux. Bien que ces risques de dégradation soient multiples, il est cependant nécessaire d'apporter une attention particulière aux principaux facteurs de désordres d'origine mécanique, chimique ou biologique, à l'âge des canalisations et aux matériaux utilisés et à leurs principales caractéristiques. Dans l'annexe D, nous présentons un ensemble non exhaustif des causes de défaillance pour les tubes en PE, illustré sous forme d'un arbre de défaillance non probabilisé. La détérioration des propriétés du polyéthylène (PE) sous les effets du vieillissement, dus aux mécanismes mécaniques, environnementaux et chimiques, conduit à une durée de vie utile limitée des tubes. Sous un chargement continu et à hautes températures, la durée de vie est régie par la contrainte de fluage. Plusieurs modèles sont disponibles dans la littérature [121,122].

Quelques études comparatives sont menées du point de vue déterministe. Cependant, les incertitudes représentent une partie intrinsèque du comportement du matériau, et par conséquent devraient être convenablement prises en considération.

Nous abordons dans ce travail, l'analyse du comportement d'un tube en PE du point de vue fiabilité. En effet, cette analyse de fiabilité nous permet d'estimer le niveau de sécurité de cet ouvrage. En considérant comme variables aléatoires du système les caractéristiques du sol et de la conduite, ainsi que le chargement appliqué dû au trafic, nous utilisons la méthode du premier ordre FORM pour calculer les indices de fiabilité correspondant à un critère de défaillance traduisant la résistance de la conduite.

Cette approche est alors analysée en utilisant le logiciel Phimeca [123] pour résoudre le modèle global. Le logiciel offre plusieurs méthodes pour le calcul de fiabilité telles que

l'intégration de Monte Carlo, et les méthodes de fiabilité du premier et du second ordre (FORM/SORM) [124,125].

L'évaluation basée sur la fiabilité des modèles de durée de vie des tubes est ensuite effectuée afin de proposer une méthodologie probabiliste pour le choix de modèles de durée de vie et de déterminer les niveaux de sécurité du tube et les paramètres les plus importants influençant sa fiabilité. Cette étude est complétée par une analyse paramétrique sur la configuration du tube, de la pression du gaz et la température de service.

Le but est d'utiliser les outils probabilistes pour évaluer la sûreté et la durée de vie du tube en HDPE. L'effet de la température et des incertitudes sur les paramètres du matériau est analysé pour mettre en évidence leur importance vis-à-vis de la sûreté, plutôt que celle d'une épaisseur excessive du tube.

III.2. Principes de la fiabilité des structures

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

Une définition technique de la fiabilité est donnée par l'AFNOR [126] : « *aptitude d'un dispositif à accomplir une fonction requise dans des conditions données, pendant une durée donnée...le terme est aussi utilisé comme caractéristique désignant une probabilité de succès ou un pourcentage de succès* ».

Cette distinction montre l'intérêt d'une définition qualitative (aptitude) et d'une définition quantitative (probabilité) étroitement associées. Une telle définition tranche immédiatement un débat possible en associant la maîtrise de l'incertain à une modélisation probabiliste.

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

Bien que rares, les événements tels que rupture de tuyauteries et d'enceintes sous pression, peuvent conduire à des conséquences extrêmement graves. Jusqu'à un passé récent, on se protégeait de ces événements en prenant des marges, des facteurs de sécurité, que l'on cumulait sur l'ensemble de paramètres influents, à l'aide d'une méthode uniquement déterministe. Cette démarche ne permet pas néanmoins, de bien connaître les risques pris. Dans l'analyse de la fiabilité des structures, les paramètres influents sont considérés comme

des variables probabilisées et l'on calcule la probabilité de défaillance et des inspections, la durée de vie résiduelle, etc ... Le retour d'expérience et la connaissance des cinétiques de dégradation sont deux des conditions essentielles d'application de l'analyse de fiabilité des structures.

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

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

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

Pour chaque règle de dimensionnement, on définit un scénario de défaillance au moyen d'une fonction de performance $G(x_i) = R(x_i) - S(x_i)$ (x_i étant les variables aléatoires de base, $R(x_i)$ la résistance et $S(x_i)$ la sollicitation). L'inégalité $G(x_i) > 0$ indique l'état de sécurité, alors que $G(x_i) \leq 0$ traduit l'état de défaillance. La connaissance des variables entrant dans l'écriture d'un scénario de défaillance n'est souvent qu'une information statistique. L'objectif est alors d'évaluer une probabilité P_f , celle de se trouver dans une situation de défaillance. Dans le cadre de l'approximation du premier ordre, le calcul de P_f est équivalent à l'évaluation d'un indicateur appelé indice de fiabilité β . Cet indice est calculé par la résolution d'un problème d'optimisation sous limitations [120].

Quand le fonctionnement du système dépend de son état mécanique, il existe une interdépendance entre les rôles mécanique et fiabiliste des variables de conception, c'est le couplage mécano-fiabiliste, qui se déroule en cinq étapes principales :

- 1) Tout d'abord, l'objet de la structure doit être identifié : sa fonction, son comportement, ses conditions d'utilisation et ses défauts potentiels.

- 2) La deuxième étape consiste à élaborer des modèles prévisionnels du comportement mécanique avec et sans défauts, ainsi que des distributions probabilistes des variables de conception.
- 3) Dans la troisième étape, les scénarios de défaillance potentiels sont identifiés. Le bon fonctionnement du système est défini par des fonctions de performance (ou états limites) à respecter. La défaillance est atteinte si l'un de ces états limites est violé.
- 4) Pour chacun des scénarios de défaillance, on calcule le niveau de fiabilité et les facteurs de sensibilité. Ces derniers sont très utiles dans la prise de décision, pour le contrôle de qualité et l'optimisation du système.
- 5) Enfin, la dernière étape s'intéresse à l'évaluation de la probabilité de défaillance globale du système structural et à la définition des coefficients partiels qui servent à la calibration des règlements.

L'objectif de l'analyse fiabiliste est de déterminer la probabilité de succès (ou de gagner contre les effets de l'environnement). Etant donné que cette probabilité est le plus souvent proche de l'unité, il est plus significatif de parler en terme de son complémentaire : *la probabilité de défaillance* (ou probabilité d'échec). Or, pour calculer cette dernière, nous devons, tout d'abord, répondre à trois questions de type : quoi ? Comment ? Pourquoi ? ou plus explicitement :

- 1) Qu'est ce que c'est que la défaillance ?
- 2) Comment le système évolue-t-il jusqu'à la défaillance ?
- 3) Pourquoi arrive-t-on à la défaillance ?

La réponse à la première question consiste à définir les deux états possibles du système : *état de sécurité* et *état de défaillance*. A l'état de sécurité, le système est capable de satisfaire à tous les besoins (mécaniques et fonctionnels) pour lesquels il a été conçu, pendant sa durée de vie opérationnelle. L'état de défaillance est atteint lorsque cette condition n'est plus satisfaite, d'une façon totale ou partielle. La frontière entre ces deux états est la *surface d'état limite*.

La réponse à la deuxième question réside dans la nature du comportement mécanique (ou plus généralement *physique*), du système. Sous l'effet des actions extérieures, la structure va parcourir une certaine trajectoire pour arriver à la défaillance. Notre capacité à prévoir le comportement mécanique est un élément crucial pour dire comment la défaillance est atteinte et surtout le degré de sensibilité de cette défaillance par rapport aux variables de base. L'analyse de fiabilité est très exigeante en terme de précision du calcul mécanique. De nos jours, l'analyse des systèmes réels ne peut se passer des méthodes numériques, en particulier

de la méthode des éléments finis. Par conséquent, l'atteinte d'un niveau de précision satisfaisant mobilise des ressources informatiques très importantes.

La réponse à la troisième question est l'essence même des méthodes fiabilistes. Ce sont les variabilités et les incertitudes qui font qu'un système bien conçu dévie de sa trajectoire *déterministe* prévisionnelle. Pour répondre à la question posée, il faut identifier les variables de conception X_i traduisant un niveau significatif de fluctuation ou d'incertitude. Ces variables, dites *de base*, peuvent être des actions extérieures, des caractéristiques géométriques ou des propriétés des matériaux. Pour chacune de ces variables X_i , nous affectons une loi de probabilité représentant la dispersion associée. Ceci peut être effectué par l'intermédiaire des études statistiques, des observations physiques ou par des avis d'experts. La qualité des informations se reflète sur la précision des résultats obtenus.

Deux hypothèses importantes sont nécessaires :

- 1) l'état du système peut être défini dans l'espace des variables aléatoires ;
- 2) le système doit appartenir à un des deux états exclusifs : état de défaillance ou état de sécurité.

La variable G et le vecteur X_i sont reliés par une *transformation mécanique*, réponse de la structure :

$$G(R, S) \equiv G(X_i) \tag{III.2}$$

Nous considérons que cette transformation est connue, même si pour la plupart des systèmes, elle est uniquement disponible à l'aide d'un algorithme, par exemple un code de calcul (e.g. éléments finis).

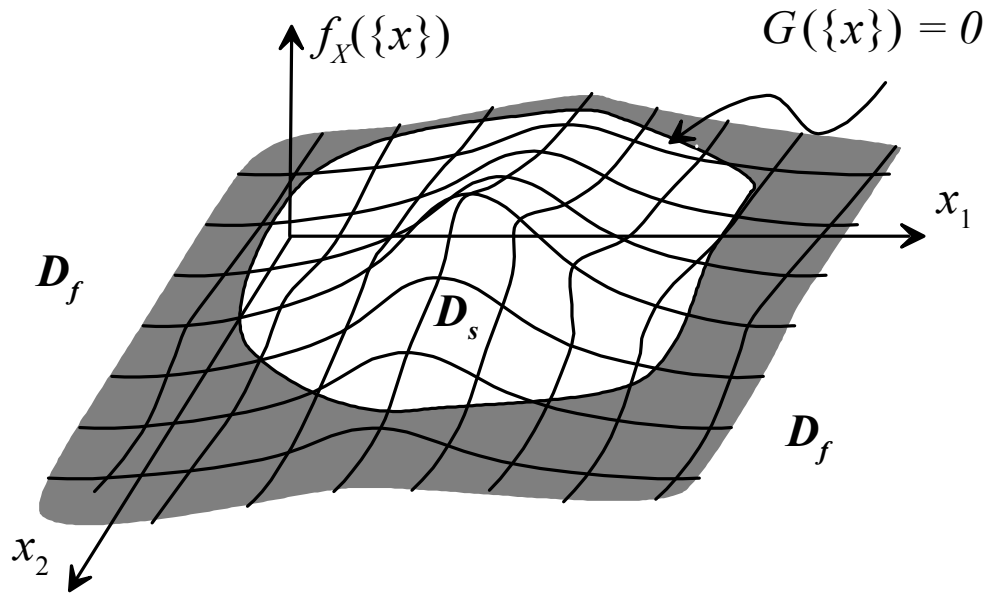


Figure III.1 . Fonction de densité de probabilité $f_x(x_i)$.

Ayant formulé les réponses aux trois questions principales, la probabilité de défaillance est tout simplement la probabilité d'avoir une marge négative (figure III.1).

$$\begin{aligned}
 P_f &= \text{Prob}[G \leq 0] \\
 &= \int_{G(x_i) \leq 0} f_{X_1, \dots, X_n}(x_1, \dots, x_n) dx_1 \dots dx_n \\
 &= \int_{-\infty}^0 f_G(g) dg
 \end{aligned} \tag{III.3}$$

où P_f est la probabilité de défaillance, $f_{X_1, \dots, X_n}(x_1, \dots, x_n)$ est la densité de probabilité conjointe des variables X_i , g est la variable réalisation de la fonction d'état limite et $f_G(\cdot)$ est la densité de probabilité de la marge G .

En construction, une probabilité de défaillance structurale engendrant un risque de 10^{-7} décès par an apparaît comme une valeur suffisamment forte pour motiver une attention particulière des concepteurs [120]. Ce n'est cependant pas le seul critère et le niveau de fiabilité dépend aussi d'une optimisation économique. Un niveau plus faible est tout à fait acceptable si les risques encourus restent dans des limites géométriques et temporelles strictes. Le tableau III.1, souvent cité dans les documents concernant les constructions civiles, propose des valeurs d'objectif selon certaines situations en constructions, sans toutefois préciser clairement les durées de référence.

Tableau III.1. *Ordre de grandeur de probabilités cibles en construction.*

Nombre moyen de personnes mises en danger	Conséquences économiques		
	Sans gravité	Graves	Très graves
Petit (<0,1)	10^{-3}	10^{-4}	10^{-5}
Moyen	10^{-4}	10^{-5}	10^{-6}
Grand (>0,1)	10^{-5}	10^{-6}	10^{-7}

Même si l'expression (III.3) peut paraître assez simple, son évaluation est extrêmement coûteuse en temps de calcul, car il s'agit d'une quantité très petite et car toute l'information nécessaire sur la densité conjointe de probabilité n'est pas disponible. Pour ces raisons, des méthodes plus efficaces ont été développées, elles sont connues sous le nom *FORM/SORM* (*First/Second Order Reliability Methods*). Ces méthodes se basent sur le calcul d'une certaine mesure de la fiabilité appelée *indice de fiabilité*, noté β , suivi par une approximation de la probabilité de défaillance. L'organigramme (figure III.2) illustre la démarche du calcul fiabiliste. Après la collecte des informations disponibles sur le système, la première étape consiste à définir les modèles mécanique et probabiliste à utiliser dans l'analyse. Ces deux modèles sont complétés par la définition des scénarios de défaillance potentiels, pour former ce que nous appelons *le modèle mécano-fiabiliste*. A défaut d'intégration directe de la probabilité de défaillance (ce qui est très rare), des techniques de simulations de Monte Carlo peuvent être utilisées pourvu que le coût du calcul mécanique reste faible.

Dans les cas réels, le calcul de l'indice de fiabilité est un moyen efficace pour l'analyse des systèmes industriels. Le point de conception est obtenu par un algorithme d'optimisation particulier, permettant de piloter directement ou indirectement le modèle mécanique. A l'issue de cette étape, la probabilité recherchée est estimée soit par les techniques FORM/SORM, soit par des tirages d'importance au voisinage du point de conception.

En plus du niveau de fiabilité, la procédure permet au concepteur d'accéder aux facteurs d'importance des différents paramètres mécaniques et probabilistes. Ces informations sont essentielles pour l'optimisation du système en tenant compte des incertitudes aux différents niveaux de la conception, de la fabrication, de l'installation et de la maintenance.

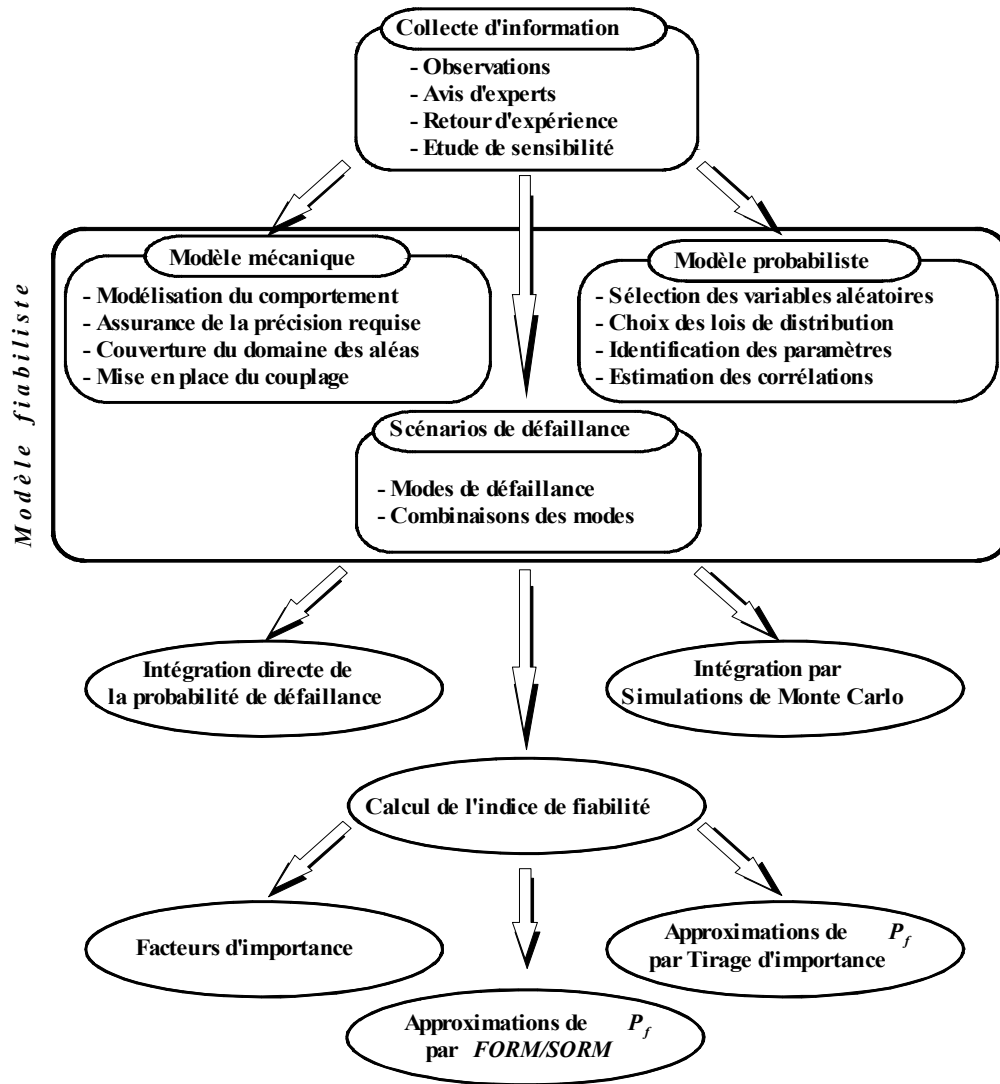


Figure III.2. Organigramme de l'analyse fiabiliste des systèmes mécaniques.

III.3. Evolution des concepts de la fiabilité

L'introduction d'analyses fiabilistes, dans le domaine de l'ingénierie, s'est produite pour la première fois en 1947 quand Freudenthal a présenté les problèmes fondamentaux de la sûreté structurale d'un détail constructif sous chargement variable. Lévi [127] a publié les premiers calculs probabilistes de la sécurité des constructions en 1949. Cette présentation a été alors suivie par d'autres publications importantes, comme celle de Rjanitzyne en 1949 qui a pour la première fois défini un indice de fiabilité, repris par la suite par Cornel [128] et

amélioré par Hasofer et Lind [129]. La publication de Rjanitzyne a été suivie par celles de Johson en 1953 [130], de Pugsley en 1966 [131] et de Ferry-Borges et Castanheta en 1971 [132]. Ces derniers ont développé la théorie classique de la fiabilité, et l'ont fait connaître très largement. Après cette période, il y a eu un nombre considérable de publications et d'ouvrages relatifs au calcul des structures basé sur la fiabilité.

Depuis 1947, diverses méthodes fiabilistes ont été développées telles que les méthodes de transformations FORM et SORM, les méthodes de simulations, dites de Monte Carlo ou d'autres méthodes comme la théorie de Markov, exploitées par Lin et Yang [133] et par Lassen et Sorensen [134],...Beaucoup d'ouvrages font référence à l'ensemble de ces méthodes comme ceux de Thoft-Christensen et Baker [135], Madsen et al [136], Melchers [137] et Lemaire [120].

III.4. Incertitudes dans le modèle mécano-fiabiliste

Différents types de classement sont utilisés dans la littérature. Un premier niveau consiste à classer les incertitudes en aléatoires (ou intrinsèques) et en épistémiques. La première catégorie correspond au caractère inhérent (ou irréductible) alors que la deuxième traduit le caractère réductible, en cas d'acquisition de plus de données ou d'informations, d'une meilleure modélisation, ou d'une meilleure estimation des paramètres.

Une autre façon de classer les incertitudes consiste à les regrouper en deux catégories en fonction de leur rôle dans l'état de la structure :

Variabilités externes

Les variabilités qui n'affectent pas l'état interne de la structure sont appelées : *variabilités externes*. A titre d'exemple, nous pouvons citer les actions naturelles et les charges de fonctionnement.

Variabilités internes

Les variabilités qui modifient l'état interne de la structure sont appelées : *variabilités internes*. Dans cette catégorie, nous avons tous les paramètres intervenant dans le calcul de la rigidité :

- les propriétés des matériaux : module d'élasticité, coefficient de Poisson, masse volumique, coefficient de dilatation thermique, ... ;
- les paramètres géométriques : ils sont simples tels que les dimensions, ou composés tels que les aires et les inerties ;
- les conditions aux limites et les liaisons internes.

III.5. Méthodes de calcul de la fiabilité

L'analyse fiabiliste des systèmes mécaniques fait intervenir différents niveaux de complexité d'ordre probabiliste et mécanique. La complexité du modèle probabiliste dépend des distributions des variables, de leurs limitations physiques et de leur interdépendance. La complexité du comportement mécanique découle des phénomènes transitoires et non linéaires. Le couplage des modèles mécaniques et probabilistes est donc une étape primordiale pour l'analyse des systèmes industriels. La qualité des résultats de l'analyse de la fiabilité dépend directement de la qualité des informations disponibles, une connaissance de plus en plus fine améliore les résultats, mais elle exige des développements spécifiques et des procédures adaptées. Pour réaliser le couplage mécano-fiabiliste, différentes approches sont possibles. Il est très difficile d'identifier une approche comme étant la meilleure ; certaines approches nécessitent le calcul des gradients, d'autres sont plus générales mais plus coûteuses, ... etc.

III.5.1. Indices de fiabilité

Le principe de l'indice de fiabilité de Cornell (ou simplement : *indice de Cornell*) consiste à mesurer la distance entre le point moyen de la marge $G(x_i)$ et le point où la marge devient nulle (point de défaillance), cette distance est mesurée en nombre d'écart-types. En d'autres termes, pour évaluer la fiabilité, on détermine combien d'écart-types séparent l'état moyen de fonctionnement de celui de défaillance. Si m_G et σ_G représentent respectivement la moyenne et l'écart-type de la marge G (figure III.3), l'indice de Cornell β_C s'écrit par :

$$\beta_C = \frac{m_G}{\sigma_G}$$

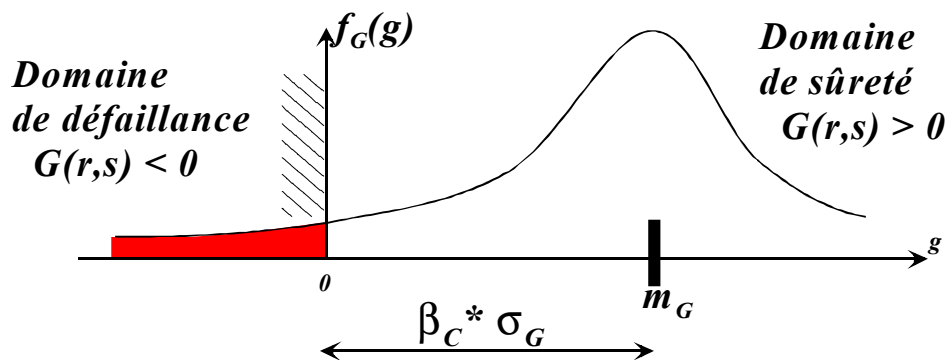


Figure III.3. Marge de fiabilité et indice de Cornell.

Si la distribution de la marge suit une loi normale, la probabilité de défaillance est directement donnée par :

$$P_f = \Phi(-\beta_C) \quad (\text{III.4})$$

où $\Phi(\cdot)$ est la loi de répartition normale centrée réduite. L'erreur dans cette expression augmente lorsque la marge s'éloigne de la loi normale.

Pour illustrer cet indice, prenons le cas de deux variables gaussiennes indépendantes R et S , de moyennes m_R et m_S , et d'écart-types σ_R et σ_S , respectivement. La marge de sécurité et ses paramètres sont donnés par :

$$\begin{aligned} G &= R - S \\ m_G &= m_R - m_S \\ \sigma_G &= \sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_S^2} \end{aligned} \quad (\text{III.5})$$

L'indice de Cornell prend la forme :

$$\beta_C = \frac{m_R - m_S}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_S^2}} \quad (\text{III.6})$$

Dans ce cas, la probabilité $P_f = \Phi(-\beta_C)$ est exacte parce que la loi de G est également gaussienne.

Considérons maintenant le cas du même état limite écrit sous une autre forme :

$$G = 1 - \frac{S}{R} \quad (\text{III.7})$$

La loi de G n'est plus normale et la relation $P_f \approx \Phi(-\beta_C)$ devient plus ou moins approximative. Dans ce cas, l'indice de Cornell donne seulement une mesure de la sécurité, qui n'est pas directement liée à la probabilité de défaillance du système.

Dans l'optique de fournir une mesure représentative et invariante de la fiabilité, Hasofer et Lind [129] ont proposé de ne pas se placer dans l'espace des variables physiques mais d'effectuer un changement de variables et de se placer ainsi dans l'espace des variables gaussiennes centrées réduites (i.e. de moyennes nulles, d'écart-types unitaires) et statistiquement indépendantes. La transformation des variables x_j en variables normées u_i est écrite par :

$$u_i = T_i(x_j) \tag{III.8}$$

Cette transformation est nommée *transformation isoprobabiliste*, elle est illustrée sur la figure III.4. Dans ce nouvel espace, la fonction d'état limite prend la forme :

$$G(x_i) = G(T_i^{-1}(u_j)) \equiv H(u_j) = 0 \tag{III.9}$$

La probabilité de défaillance s'écrit :

$$P_f = \int_{H(u) \leq 0} \phi_n(u) du_1 \cdots du_n \tag{III.10}$$

où $\phi_n(u)$ est la fonction de densité de la loi normale centrée réduite à n dimensions.

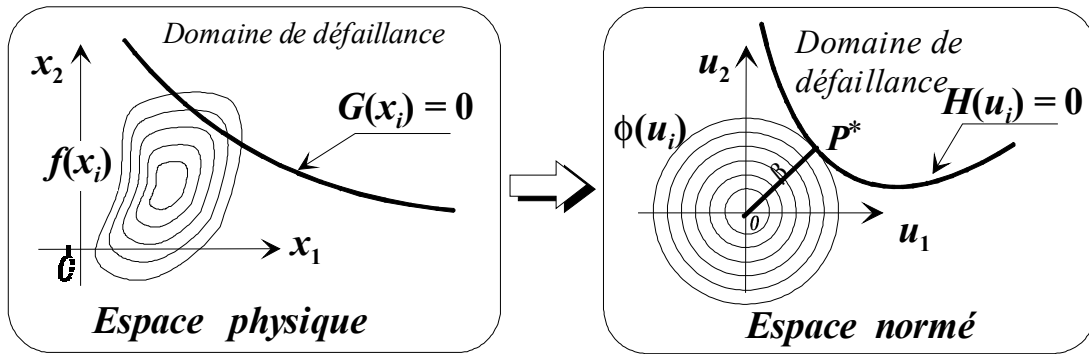


Figure III.4. Transformation isoprobabiliste $T_i(x_j)$ [129].

Selon la définition de Hasofer et Lind, l'indice de fiabilité β est la distance minimale entre l'origine et le domaine de défaillance $H(u_i) \leq 0$ dans l'espace normé. Cette distance définit un hyperplan tangent à la fonction d'état limite et un point P^* , dit *point de conception* ou *point de défaillance le plus probable* (figure III.4).

Trouver β est donc un problème d'optimisation sous contrainte :

$$\beta = \min_{\{u\}} d(\{u\}) = \sqrt{\{u\}'\{u\}} \tag{III.11}$$

sous la contrainte : $H(\{u\}) \leq 0$

La recherche du point P^* peut être effectuée par une méthode d'optimisation adaptée à la forme particulière du problème.

Une première approximation de P_f est obtenue en remplaçant l'état limite $H(u_i) = 0$ par un hyperplan tangent au point de conception P^* ; c'est la Méthode de Fiabilité du Premier Ordre, *FORM*. En tenant compte de la propriété de symétrie rotationnelle de la densité de probabilité standard, nous pouvons estimer cette probabilité par [138, 139,140] :

$$P_f \approx \Phi(-\beta) \quad (\text{III.12})$$

où $\Phi(\cdot)$ est la fonction de répartition de Gauss. Le degré de précision de cette approximation est fonction de la non linéarité de l'état limite.

Pour déterminer l'importance des variables, nous devons évaluer les cosinus directeurs du vecteur unitaire normal à la fonction de performance dans l'espace normé. Le poids de chacune des variables aléatoires normées dans l'évaluation de l'indice de fiabilité s'écrit :

$$\alpha_i = -\left. \frac{\partial \beta}{\partial u_i} \right|_{P^*} = -\frac{u_i^*}{\beta} \quad (\text{III.13})$$

où α_i est le cosinus directeur de la variable u_i et P^* est le point de conception.

III.5.2. Simulations de Monte Carlo

C'est le moyen le plus coûteux, mais certainement le plus robuste pour l'évaluation de la probabilité de défaillance, surtout pour des comportements complexes. Les simulations permettent d'obtenir des résultats de référence et de contrôler les autres types d'approximation. Le résultat est simplement une estimation de la probabilité de défaillance accompagnée d'une évaluation de la variance. Il est à noter que les simulations ne fournissent aucune information supplémentaire sur le point de défaillance et les facteurs d'importance des variables aléatoires. Les tirages se font dans l'espace standard ; la transformation isoprobabiliste permet de passer à l'espace physique. Pour chaque tirage, un calcul mécanique permet l'évaluation de la fonction d'état limite. Un indicateur de défaillance est activé si le jeu de données appartient au domaine de défaillance. Une estimation de la probabilité est ainsi donnée en fonction des défaillances observées.

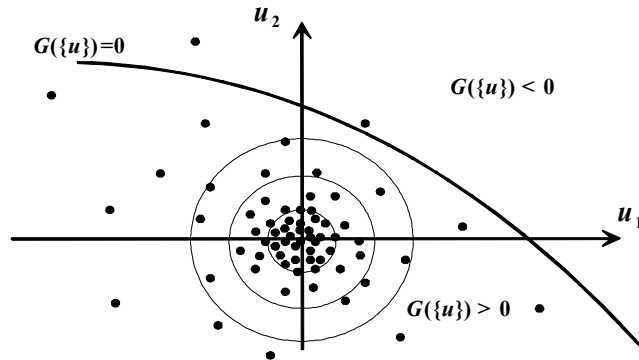


Figure III.5. Principe de la simulation de Monte Carlo.

L'évaluation de l'intégrale est directement effectuée au prix d'un certain nombre d'appels à la fonction d'état limite (*i.e.* appels mécaniques). Six méthodes de simulation peuvent être utilisées [120]. Nous développons ici la méthode la plus générale et la plus coûteuse, dite ‘‘Simulations de Monte Carlo classique (MC)’’. Les tirages sont effectués dans tout l'espace suivant la loi multi-normale. Pour N tirages aléatoires, l'espérance de l'intégrale est évaluée par le ratio des échantillons défailants sur le nombre total de tirages.

Pour obtenir la probabilité de défaillance, nous devons calculer l'intégrale multi-normale suivante :

$$P_f = \int_{D_f} \phi_n(u) du \tag{III.14}$$

où P_f est la probabilité de défaillance, $\phi_n(u)$ est la fonction de densité multi-normale à n dimensions et D_f est le domaine de défaillance défini par $H(u) \leq 0$ (ou $G(x) \leq 0$). En introduisant un indicateur de défaillance, cette intégrale peut être écrite sous la forme :

$$P_f = \int_{R^n} I_{D_f} \phi_n(u) du = E[I_{D_f}] \tag{III.15}$$

où $E[\cdot]$ est l'espérance mathématique et I_{D_f} est l'indicateur de défaillance donné par :

$$I_{D_f} = \begin{cases} 1 & \text{si } G(u) \leq 0 \\ 0 & \text{si } G(u) > 0 \end{cases} \tag{III.16}$$

Pour N tirages aléatoires, la moyenne empirique de I_{Df} est une estimation non biaisée de P_f :

$$P_f \approx \frac{1}{N} \sum_{r=1}^N I_{Df}^r \quad (\text{III.17})$$

La variance est :

$$\sigma_{I_{Df}}^2 \approx \frac{1}{N^2} \left[\sum_{r=1}^N (I_{Df}^r)^2 - \left(\sum_{r=1}^N I_{Df}^r \right)^2 \right] \quad (\text{III.18})$$

L'erreur commise dans l'évaluation de P_f est donnée par :

$$e\% = 200 \sqrt{\frac{1 - P_f}{N P_f}} \quad (\text{III.19})$$

D'une manière générale, pour évaluer correctement une probabilité de l'ordre de 10^{-n} , il faut effectuer de 10^{n+2} à 10^{n+3} simulations (i.e. calculs mécaniques). Selon la formule ci-dessus (dans le cas de $P_f \ll 1$), l'erreur est de 20% pour 10^{n+2} tirages et de 6,3% pour 10^{n+3} tirages. Il est évident que cette méthode est impossible à utiliser pour les grands systèmes à faible probabilité de défaillance.

III.6. Prévision de la durée de vie

La modélisation des variabilités temporelles fait appel à la notion de processus stochastiques. Ces processus sont assimilés à une infinité de variables aléatoires indexées sur la coordonnée du paramètre déterministe considéré (espace ou temps). En plus de la moyenne et de l'écart-type qui peuvent évoluer avec la variable d'indexation, les processus stochastiques se caractérisent par la fonction d'autocorrélation, qui implique une certaine dépendance entre les points voisins du même processus.

A un instant t de la vie de la structure, la probabilité de défaillance instantanée est :

$$P_f(t) = \Pr[R(t) \leq S(t)] \quad (\text{III.20})$$

Si les densités instantanées $f_R(x,t)$ et $f_S(x,t)$ sont connues, la probabilité de défaillance instantanée $P_f(t)$ peut être calculée par l'intégrale de convolution :

$$P_f(t) = \int_{-\infty}^{+\infty} F_R(x,t) f_S(x,t) dx \quad (\text{III.21})$$

L'équation a un sens seulement lorsque la sollicitation $S(t)$ augmente au temps t (sinon, la défaillance aurait eu lieu avant cet instant). Dans la pratique, il n'est pas possible de détecter la défaillance de façon continue sur l'axe du temps. Si la surcharge n'est pas appliquée par incréments, on discrétise le temps en petits intervalles dans lesquels le niveau de sollicitation est considéré constant, ce qui permet d'approximer la probabilité instantanée. Si la densité conjointe des variables est connue, la probabilité instantanée s'écrit :

$$P_f(t) = \int_{G(x_i(t)) \leq 0} f_{x_i(t)}(x(t)) dx(t) \quad (\text{III.22})$$

En principe, la probabilité instantanée $P_f(t)$ peut être intégrée sur l'intervalle $[0, t]$ pour déterminer la probabilité de défaillance sur la période d'intérêt. Néanmoins, la probabilité instantanée en t est fortement corrélée à la probabilité instantanée en $t + dt$, surtout lorsque $dt \rightarrow 0$ (le processus lui-même est autocorrélé).

Une solution classique consiste à reporter l'intégration sur la sollicitation, par l'utilisation des distributions des valeurs extrêmes, qui sont supposées représentatives sur la période d'observation. La résistance est généralement supposée invariante dans le temps.

Une autre approche est basée sur la considération de l'évolution de la marge de sécurité $G(t)$ sur la durée de vie de la structure ; dans ce cas, la marge est modélisée par un processus stochastique. On cherche donc la probabilité que la marge soit négative ou nulle sur l'intervalle d'observation ; cette approche est appelée méthode du franchissement (figure III.6). L'instant auquel la marge devient négatif ou nul pour la première fois est appelé temps à la défaillance, qui est donc une variable aléatoire. La probabilité correspondante $\Pr[G(t) \leq 0]$ est appelée probabilité du premier franchissement ; pour les systèmes non réparables, cette dernière correspond à la probabilité de ruine.

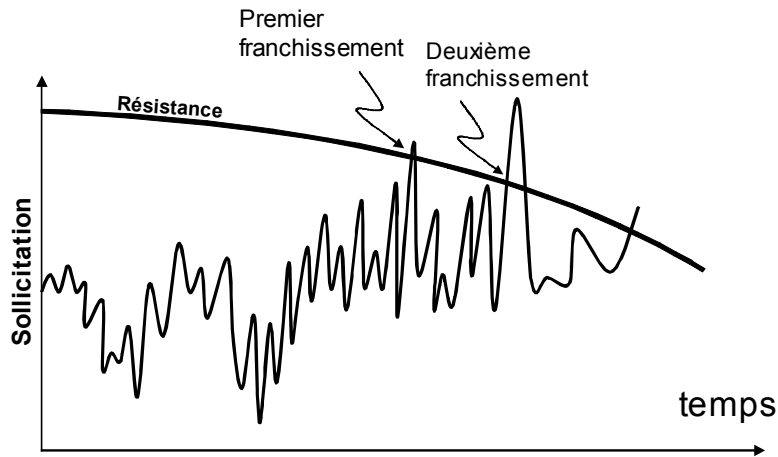


Figure III. 6. Prédiction de la durée de vie.

V.7. Travaux récents dans la fiabilité des tubes

Les principes de base de la fiabilité appliquée aux problèmes des structures, sont rappelés dans [141] et une présentation exhaustive peut être trouvée dans [120].

Plusieurs auteurs ont étudié la fiabilité des pipelines construits avec des matériaux autres que les polymères. Ainsi, Ahammad et al. [142] ont proposé une méthodologie pour l'analyse de la fiabilité des canalisations enterrées. Cependant, l'effet des efforts longitudinaux n'a pas été considéré.

Dans leurs notes [143], Planeix et al. ont présenté une comparaison entre les facteurs de sûreté déterministes et probabilistes, avec une application d'analyse probabiliste pour le cas d'un tube sous un chargement complexe. L'influence des divers paramètres de chargement/résistance est évaluée et discutée dans cet article.

Ahamed et al. [144] ont ensuite proposé une approche utilisant un procédé probabiliste pour modéliser le comportement de la corrosion en acier dans les canalisations enterrées. Cet article présente un modèle non linéaire de l'état limite pour l'analyse des canalisations enterrées, soumises à une contrainte dans les deux directions circonférentielle et longitudinale. Les effets de la pression interne du fluide, les charges externes dues au sol et à la circulation, la température et la flexion longitudinale du pipe...etc, sont considérés. Un modèle non linéaire de corrosion est employé pour représenter la perte d'épaisseur de la paroi du pipe avec le temps. Pour tenir compte des incertitudes sur les variables de conception, une technique d'analyse de fiabilité a été adoptée.

Un procédé probabiliste est employé pour effectuer l'évaluation locale de rupture des canalisations soumises à de multiples fissures de service [145]. La mécanique de la rupture en mode mixte est appliquée à un cas de deux fissures non-coplanaires dans un plan élastique infini. Un modèle numérique de simulation est alors employé pour déterminer la relation entre la proximité des pointes de fissures agissantes l'un sur l'autre et les conditions dans lesquelles elles peuvent ne pas fusionner.

Dans la recherche en fiabilité pour les grands systèmes, le problème de complexité de leurs fonctions de fiabilité apparaît. Ce problème peut être approximativement résolu en supposant que le nombre de composants du système tend vers l'infini et en trouvant la fonction limite de la fiabilité du système. Dans l'article [146], les fonctions limites de fiabilité des systèmes plus complexes de deux états série-parallèle et parallèle-série avec des composants identiques sont discutées. Les systèmes avec des composants multi-états sont plus généraux et jouent un rôle important dans la pratique en matière de fiabilité, particulièrement dans l'analyse de sûreté de système. Quelques applications des résultats d'évaluation de fiabilité et de risque des canalisations sont présentées.

La durée de vie est idéalisée pour un réseau sous chargement sismique, en considérant la capacité de ses éléments aléatoires [147]. Le modèle probabiliste dans l'espace corrélé pour l'évaluation de la fiabilité des durées de vie sous des charges de tremblement de terre est développé.

La longévité des polymères est habituellement affectée par la température, le rayonnement solaire, l'oxygène, le vent et l'humidité. Aguiar [148] a étudié la longévité des pipes en PVC et en PE en contact avec quelques produits de commerce intérieur. Il a conclu que la longévité est bonne et que le traitement utilisé de produits de commerce intérieur pendant un an n'a pas affecté les pipes en polymères.

Caleyo et al. [149] ont présenté une étude sur la méthodologie de probabilité pour l'évaluation de la durée de vie résiduelle des canalisations pressurisées contenant des défauts actifs de corrosion.

Santosh et al. [150] ont présenté une analyse de fiabilité des canalisations contenant les défauts dus à H_2S . L'objectif de cette étude est d'obtenir les probabilités de rupture dans les canalisations en établissant un programme d'inspection basé sur le risque pour les installations d'eau lourde. Plusieurs modèles de rupture ont été étudiés à cet effet. La méthode *FORM* a été utilisée pour effectuer l'analyse de fiabilité. L'incertitude des variables aléatoires desquelles la fonction d'état limite dépend, est modélisée en utilisant des distributions

probabilistes normales et non-normales. Les résultats de l'analyse de sensibilité sont présentés dans ce travail.

Une approche basée sur la probabilité en intégrant des méthodes probabilistes et des modèles déterministes basés sur la méthode des éléments finis est proposée par Gintautas et al. [151]. Les incertitudes sur les propriétés du matériau, les données relatives à la géométrie des composants et sur les charges ont été prises en compte. La simulation de Monte Carlo, la méthode *FORM* et la méthode de surface de réponse ont été également employées dans l'analyse probabiliste.

La rupture des canalisations de transport de pétrole et de gaz peut également être analysée par l'utilisation d'un arbre de défaillance. Ainsi, Dong et al. [152] ont construit un arbre de défaillance pour les tubes, selon des modes de défaillance, tels que la fuite et la rupture. Une nouvelle méthode combine l'avis des experts avec la théorie des ensembles flous pour évaluer la probabilité des événements a été proposée.

Les approches probabilistes sont considérées comme une méthode appropriée pour l'évaluation de l'installation de systèmes de canalisation dans les travaux de Sang et al. [153]. Les objectifs de leur étude consistent à estimer les probabilités de rupture de la paroi mince des tubes dans les systèmes secondaires nucléaires et à proposer des conditions de fonctionnement limitées sous différents types de chargement. Un programme d'évaluation de l'indice de fiabilité, en utilisant des techniques de simulation, a été développé et appliqué pour évaluer des probabilités de rupture des parois minces des tubes soumis à la pression interne, au moment de flexion et au chargement combiné des deux.

Les équations simplifiées basées sur la contrainte de la mécanique de la rupture, établies pour la surface externe fissurée des canalisations sous une charge de flexion externe, sont présentées et utilisées dans l'évaluation probabiliste d'une soudure au périmètre d'une canalisation [154]. Le modèle tient compte de plusieurs paramètres, tels que la variation dans la profondeur et la longueur de la fissure, dans la pression interne et dans le durcissement du matériau. La déformation critique de la déchirure ductile dans la canalisation fissurée est trouvée en employant le critère de tangence. Le problème de fiabilité est résolu en utilisant *FORM* et *SORM* pour différentes dimensions du pipe et niveaux de charge.

Dans le travail de Amirat et al. [155], la distribution de la contrainte résiduelle dans les pipes de grand diamètre a été caractérisée expérimentalement afin d'être couplée au modèle de corrosion. L'évaluation basée sur la fiabilité des effets de la contrainte résiduelle est appliquée aux canalisations enterrées, avec et sans corrosion active. Il est constaté que la contrainte

résiduelle augmente considérablement la probabilité de défaillance particulièrement à la première partie de la durée de vie du pipe.

Nous pouvons ainsi remarquer que la recherche dans le domaine de la fiabilité des tubes en polymères voire en Polyéthylène est insuffisante.

V.8. Fiabilité des gazoducs en Polyéthylène

Cette étude permet de mettre en évidence les paramètres sur lesquels il convient de jouer pour améliorer la sécurité de ce type d'ouvrages dans un contexte qui restera toujours incertain.

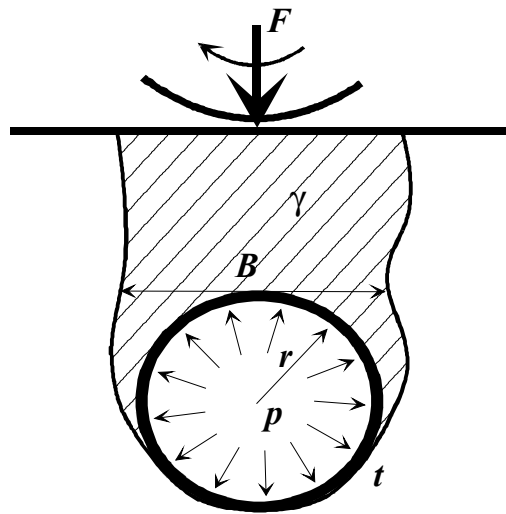


Figure III.7. Configuration d'un pipe sous terre.

L'analyse du comportement des conduites enterrées (figure III.7) dépend d'un grand nombre de facteurs mal contrôlés, dont il est difficile de modéliser les effets de façon réaliste. En effet, les conditions de pose, les conditions géotechniques locales, les surcharges accidentelles sont dans une certaine mesure aléatoires.

Différents états du tube peuvent présenter un danger et se développer, sous certaines conditions en accident ou ruine (notamment les défauts structuraux) de la conduite. Les défauts de service donnent lieu à des problèmes de fonctionnement du réseau.

Les résultats obtenus permettent de mieux appréhender le comportement du tube en vue d'une meilleure politique de maintenance et d'inspection.

III.8.1. Modèle mécanique

Les tubes de faibles épaisseurs sont principalement soumis à des efforts longitudinaux et circulaires. Le modèle mécanique vise à définir ces efforts en fonction des différents chargements appliqués. La contrainte circonférentielle σ_c est la seule contrainte prise en compte dans les calculs, étant donné que les contraintes longitudinale σ_l et radiale σ_r sont souvent négligées.

La contrainte circonférentielle σ_c se compose principalement de quatre contraintes :

$$\sigma_c = \sigma_{p_c} + \sigma_{s_c} + \sigma_{t_c} + \sigma_{r_c} \quad (\text{III.25})$$

où σ_{p_c} est la contrainte due à la pression interne, σ_{s_c} est la contrainte de chargement du sol, σ_{t_c} est la tension de flexion et σ_{r_c} la contrainte résiduelle. Sous l'hypothèse du tube mince, la contrainte circonférentielle σ_{p_c} due à la pression interne est évaluée par [156] :

$$\sigma_{p_c} = \frac{P r}{h} \quad (\text{III.26})$$

où P est la pression de service, r est le rayon interne du tube et h est l'épaisseur de la paroi du tube.

Pour les canalisations, sans contraintes particulières, la pression de service est égale à la pression nominale. Lorsque d'autres paramètres, connus ou mal connus, interviennent et ajoutent leurs effets à ceux dus à la pression statique, la durée de vie de la canalisation en matériaux plastiques peut être affectée. Pour conserver une durée de vie identique, un détimbrage des pressions doit être effectué. Alors, P est calculée par la formule suivante [157] :

$$P = p.D_F \quad (\text{III.27})$$

où p est la pression interne et D_F est le coefficient de détimbrage (figure III.8) prenant la forme suivante :

$$D_F = 2,4963 \exp(-0,0458 T) \quad (\text{III.28})$$

T étant la température en °C.

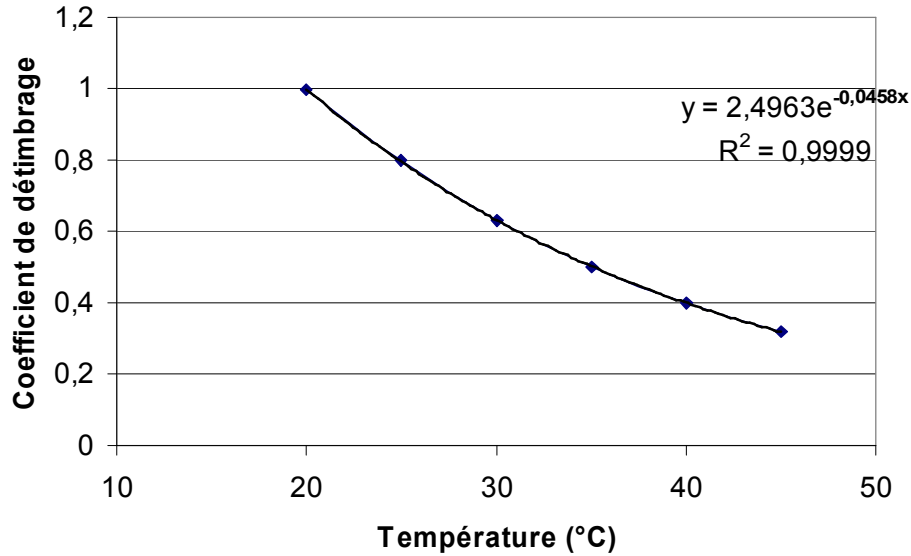


Figure III.8. Le coefficient de détimbrage en fonction du temps pour le HDPE [157].

Le sol crée une courbure du tube dans la direction circonférentielle; la tension de flexion correspondante est donnée par [156] :

$$\sigma_{s_c} = \frac{6 k_m C_d \gamma B^2 E h r}{E h^3 + 24 k_d P r^3} \quad \text{(III.29)}$$

où σ_{s_c} est la contrainte circonférentielle de flexion, B est la largeur du fossé au-dessus du tube, C_d est le coefficient de pression de la terre, E est le module d'élasticité, k_m est le coefficient de débattement, k_d est le coefficient de déflexion et γ la densité du sol.

De la même manière, les charges actives produisent une tension de flexion dans la direction circulaire [156] :

$$\sigma_{t_c} = \frac{6 K_M I_C C_L \gamma F E h r}{L_e (E h^3 + 24 K_d P r^3)} \quad \text{(III.30)}$$

où σ_{t_c} est la contrainte circonférentielle de flexion due aux charges de la circulation, I_C est le facteur d'impact, C_L est le coefficient extérieur de charge et L_e est la longueur utile du tube sur laquelle la charge est calculée. La contrainte résiduelle est donnée par sa valeur maximale :

$$\sigma_{RC} = \frac{\pm E(t)h}{1-\nu^2} \frac{D_2(t) - D_1}{D_2(t).D_1} \quad (\text{III.31})$$

D_1 et D_2 sont les diamètres du tube avant et après le sectionnement de l'anneau.

La fonction d'état limite s'exprime sous la forme :

$$G(X) = R - \sigma_c \quad (\text{III.32})$$

III.8.2. Résultats de l'analyse fiabiliste

La probabilité de défaillance des tuyaux enterrés en HDPE sous la pression interne, les charges externes et les contraintes résiduelles est calculée avec et sans prise en compte de la température. Connaître le poids d'une variable consiste à identifier l'influence de sa variation sur l'état du tube. Le but est de sélectionner les variables les plus significatives, ce qui permet de mieux les maîtriser selon leur rôle par rapport au comportement mécanique ou fiabiliste. La figure III.9 illustre l'importance des variables dans le calcul de fiabilité (Annexe E). En étudiant l'effet de la pression et de l'épaisseur, dans les deux cas, E , avec 29% est la variable la plus importante, suivie de la température avec 23%. La pression vient ensuite avec 20%, suivie de l'épaisseur et du rayon du tube avec 13% et 7%, respectivement. La longueur et la contrainte admissible du pipe participent avec 8%. Par conséquent, la marge de sûreté du tube enterré, en conditions de charge est la plupart du temps dépendante à 72% de trois variables principales : la limite d'élasticité, la température et la pression. Les variables les plus influentes doivent être soumises à de sévères contrôles de qualité ; par contre, celles qui jouent un faible rôle peuvent être moins contrôlées et même supposées déterministes.

En considérant l'effet augmentant la pression interne et réduisant l'épaisseur du tube, il est très important de noter la différence principale dans le comportement de la probabilité de défaillance, comme le montre la figure III.10. En négligeant, la température, la durée de vie du tube dépend fortement des deux paramètres : pression interne et épaisseur. Dans ce cas-ci, si une probabilité admise de défaillance de 10^{-4} est prise comme valeur de référence (figure III.11), alors le tube aura éclaté pour toutes les pressions et épaisseurs considérées. Ceci signifie que pour être dans la marge sûre, l'épaisseur devrait être augmentée. La figure III.12 montre l'évolution de l'indice de fiabilité en fonction de la pression. Ainsi, l'indice de fiabilité $\beta = 3,5$ à la pression de 4 bars diminue avec l'augmentation de la pression et atteint la valeur de 2 pour une pression de 12 bars.

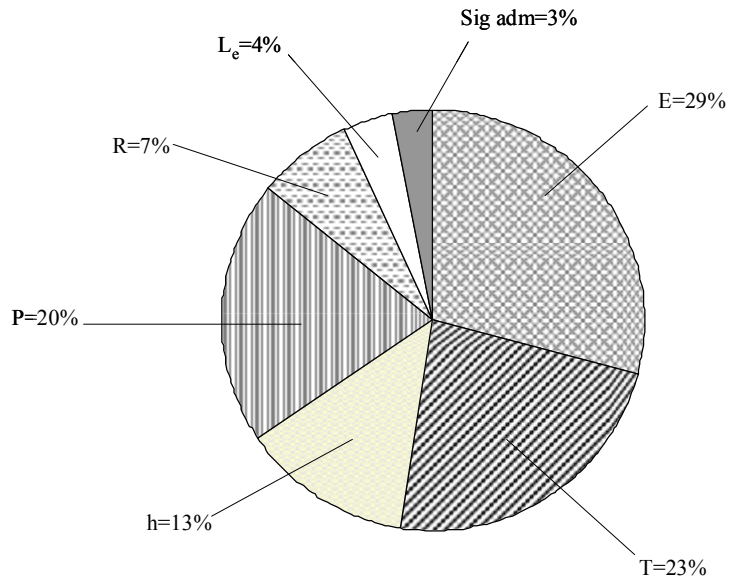


Figure III.9. Importance des variables dans la fiabilité des tubes en HDPE pour le transport de gaz.

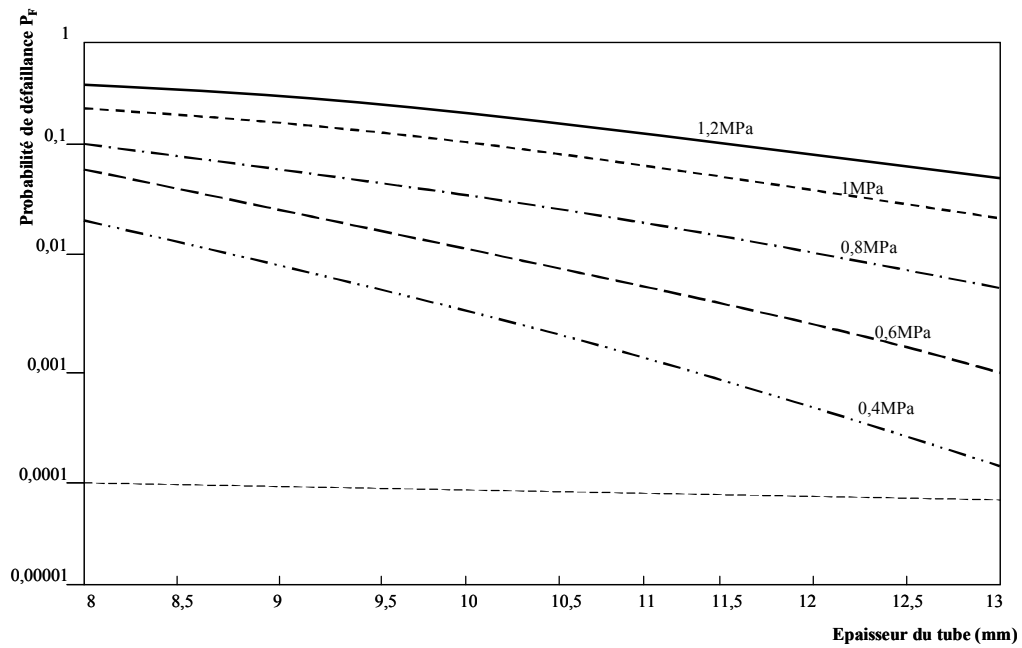


Figure III.10. Probabilité de défaillance dans les tubes en HDPE en fonction de l'épaisseur et la pression moyenne.

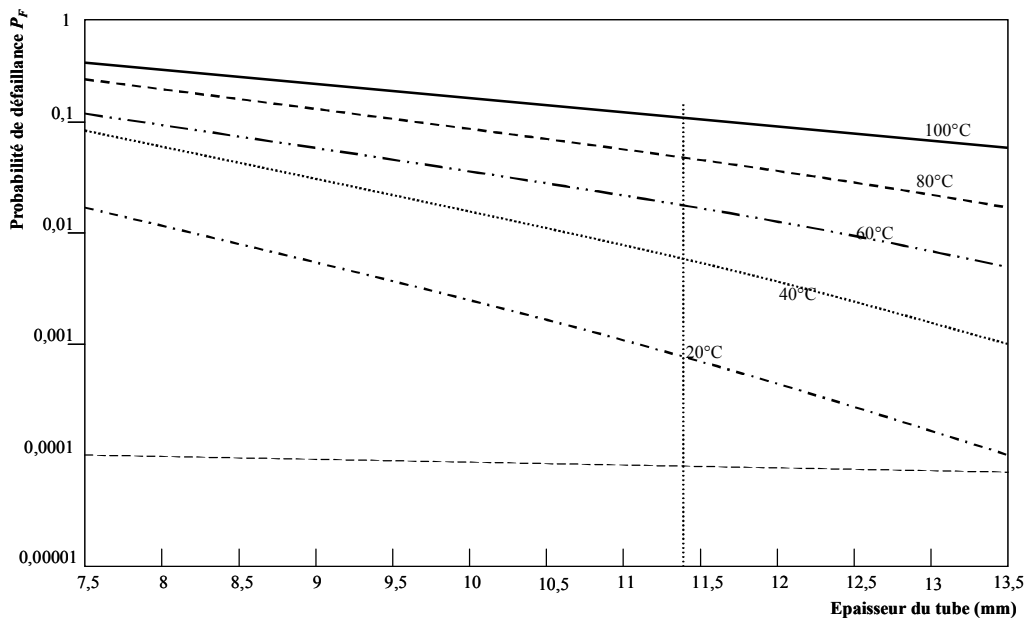


Figure III.11. Probabilité de défaillance en fonction de l'épaisseur pour une pression de 0,4MPa et pour différentes températures.

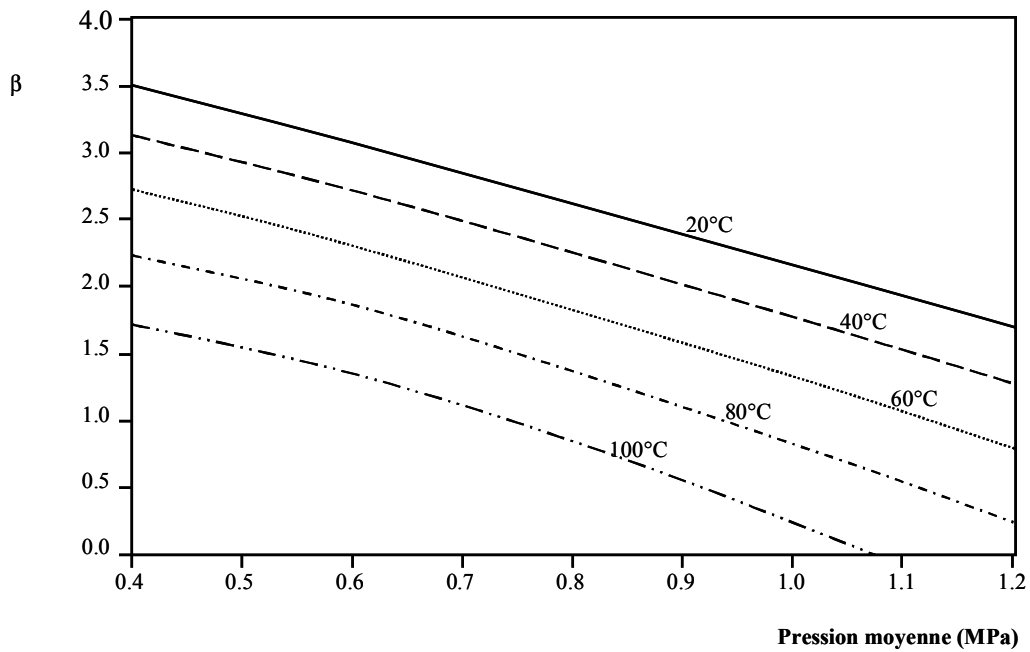


Figure III.12. Evolution de l'indice de fiabilité en fonction de la pression pour différentes températures, cas d'un tube de diamètre 200mm et d'épaisseur 11,4mm.

III.9. Conclusion

L'évaluation de la fiabilité en approche stochastique apporte plus d'information qu'une simple analyse déterministe. L'indice de fiabilité qui consiste à trouver la distance entre le point moyen de la marge $G(x_i)$ et le point où la marge devient nulle (point de défaillance) en mesurant cette distance en nombre d'écart-types nous permet d'évaluer la fiabilité du tube. Cet indice diminue une fois que la pression et la température augmentent. L'analyse de sensibilité permet de rechercher les variables aléatoires principales dont la dispersion apporte la contribution significative de probabilité de défaillance de la structure. En effet, la marge de sûreté en dimensionnant un tube enterré dépend essentiellement du module d'élasticité, de la température et de la pression interne avec 72%. L'analyse du tube montre que l'influence de la température de service sur la sûreté est plus grande que les fluctuations de pression de gaz et la précision de la géométrie. De telles études ouvrent des perspectives pour l'évaluation basée sur la fiabilité de la durée vie des tubes et pour l'analyse de la maintenance des réseaux de gaz.

EVALUATION DE LA DUREE DE VIE BASEE SUR LA FIABILITE DU TUBE

III.10. Introduction

Dans cette partie, l'évaluation basée sur la fiabilité des modèles de durée de vie des tubes est effectuée afin de proposer une méthodologie probabiliste pour le choix de ces modèles et de déterminer les niveaux de sécurité du tube et les paramètres les plus importants pour la fiabilité du système. Cette étude est complétée par une analyse paramétrique sur la configuration du tube, la pression du gaz et la température de service.

Le but de cette étude est d'utiliser les outils probabilistes pour évaluer la sûreté et la durée de vie du tube en HDPE. L'effet de la température et des incertitudes sur les paramètres est analysé pour mettre en évidence leur importance en ce qui concerne l'équilibre de la sûreté et du coût plutôt que l'épaisseur excessive du tube.

III.11. Comportement à long terme

III.11.1 Contrainte mécanique

En faisant abstraction de la contrainte résiduelle, la contrainte circonférentielle σ_c est déterminée par la superposition de trois contraintes principales (cf. II.7.2) :

$$\sigma_c = \sigma_{pc} + \sigma_{sc} + \sigma_{tc} \quad (33)$$

Pour des tubes minces, ces contraintes sont données par les formules III.26, III.29 et III.30.

III.11.2. Modèle de fiabilité

Dans cette section, le modèle probabiliste, devant être utilisé dans des analyses de fiabilité de canalisation, est présenté. Chaque variable de conception doit être représentée par une variable aléatoire, décrite par le type de distribution et les paramètres (généralement, moyenne et écart-type). Des algorithmes spécifiques sont ensuite appliqués pour rechercher la configuration de rupture la plus probable.

III.11.2.1. État limite de conception

La fonction $G(x_i)$ correspond à la marge de sûreté de la durée de vie définie par la différence entre le temps à la rupture et la durée de vie de service requise, qui est :

$$G(x_i) = t(x_i) - t_{service} \quad (III.34)$$

où x_i sont les variables aléatoires dans le système. Dans cette expression, le temps de rupture dépend des paramètres de la contrainte circonférentielle et du modèle reflétant les propriétés du matériau (i.e. résistance de vieillissement). Pour évaluer la probabilité de défaillance, on peut appliquer les techniques de Monte Carlo pour produire l'échantillon aléatoire de distribution de la durée de vie du tube. Ce procédé est commode pour l'évaluation des paramètres de distribution, mais il exige un nombre très grand de simulations pour l'évaluation de basses probabilités de rupture, qui est généralement le cas dans la conception. Afin de réduire le temps de calcul, des algorithmes itératifs [141] sont commodément appliqués pour traiter des fonctions d'état limite non-linéaires.

Pour le scénario de défaillance (III.34), l'indice de fiabilité β est évalué en résolvant le problème d'optimisation sous contrainte indiqué dans l'équation III.11. La solution de ce problème d'optimisation peut être obtenue par n'importe quel algorithme standard d'optimisation. Dans notre cas, des algorithmes spécifiques de fiabilité ont été employés et combinés avec une procédure de recherche hiérarchique.

III.11.2.2. Incertitudes sur le pipe

Les incertitudes du tube sont liées aux états de la géométrie, du chargement, de la fabrication et de service. Sur la base des données de la littérature [158], le tableau III.2 indique les paramètres statistiques pour les variables aléatoires choisies. En raison du manque d'informations, la corrélation entre les variables est supposée négligeable.

Alors que les incertitudes liées au coefficient C_d sont plutôt grandes, les coefficients k_d et k_m ont des incertitudes modérées et doivent être choisis pour une situation donnée sur la base d'information imparfaite. Les paramètres géométriques tels que la largeur du fossé B , le rayon du tube r , et l'épaisseur de la paroi h contiennent des incertitudes dépendant des procédures de fabrication, d'exécution et du contrôle de qualité lors de la mise en place du pipe.

Table III. 2. Variables aléatoires et paramètres correspondants.

Variable types	Symbole	Description	Valeur moyenne	Coefficient de variation
Géométrie	R	Rayon interne du tube	100 mm ou 62,5 mm	0,02
	h	Epaisseur du tube	11,4 mm	0,05
	B	Largeur du fossé	440 mm	0,10
Coefficients	C _d	Coefficient de pression : sol	1,32	0,20
	k _d	Coefficient de déflexion	0,108	0,15
	k _m	Coefficient de débattement	0,235	0,15
	γ	Densité du sol	1,89 · 10 ⁻⁵	0,10
Chargement	P	Pression interne	0,2 MPa à 0,5MPa	0,10
	T	Température de service	20°C	0,10

Les paramètres de la pression sont définis par les conditions de fonctionnement. Pour le tube considéré en HDPE avec le diamètre 200mm, la pression du gaz de 0,4MPa produit une contrainte circonférentielle $\sigma_p = 2,93\text{MPa}$, qui est beaucoup plus élevée que la contrainte due au chargement du sol $\sigma_s = 0,01\text{MPa}$ (pour information, la contrainte de flexion due au trafic est $\sigma_t = 0,06\text{MPa}$) ; c'est pourquoi les contraintes dues au sol et au trafic peuvent être négligées.

III.11.2.3. Incertitudes du modèle

Comme décrite dans la section I.12, la méthode « Rate Process Method RPM » est calibrée pour donner le meilleur ajustement avec des données expérimentales. Il est ainsi nécessaire d'expliquer les incertitudes du modèle dans la prédiction de la durée de vie de la canalisation. Dans cette présente étude, deux paramètres incertains δ_1 et δ_2 sont introduits afin de refléter la dispersion observée pendant l'essai du pipe.

$$\log_{10} t_f = \delta_1 \left(A + \frac{B}{T} \right) + \frac{\delta_2 C}{T} \log_{10} \sigma_c \quad (\text{III.35})$$

Dans cette expression, on suppose que les paramètres δ_1 et δ_2 suivent une fonction de probabilité normalement distribuée avec une valeur moyenne égale à un et des coefficients de variation identifiés par les résultats d'essai. En utilisant la technique du Resampling, on a trouvé que les coefficients de variation de 0,004 et de 0,015 sont appropriés pour δ_1 et δ_2 ,

respectivement. Pour $T = 80^{\circ}\text{C}$, la figure III.13 montre la dispersion des temps de rupture et quelques résultats d'essai.

$$\log_{10} t_f = A + B \log_{10} \sigma_c \quad (\text{III.36})$$

avec $A=-16,241$; $B=9342,2$ et $C=-1120,4$.

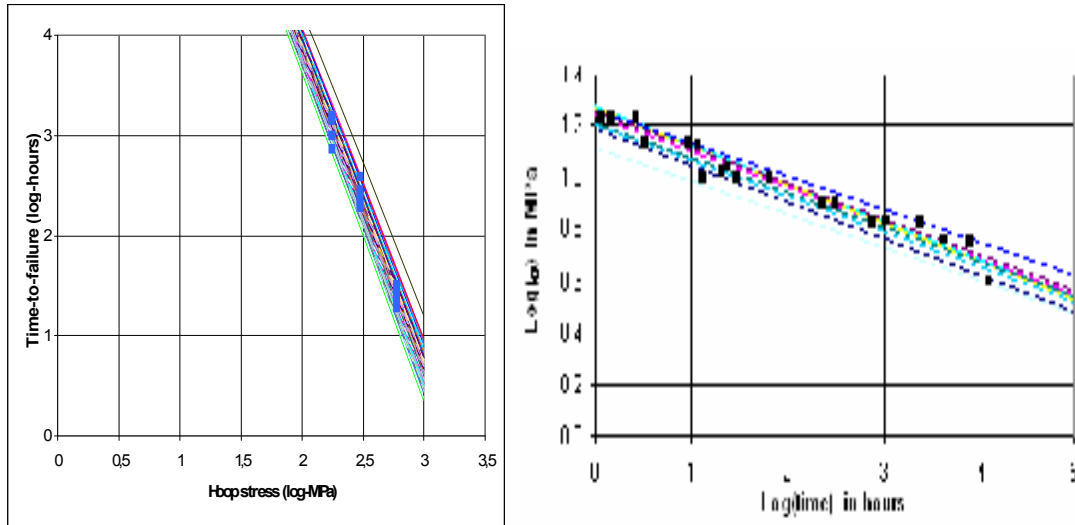


Figure III.13. Temps de rupture en fonction de la contrainte circonférentielle.

III.12. Évaluation de la fiabilité de la canalisation

L'évaluation de la fiabilité est d'abord concentrée sur la comparaison des modèles de prévision de la durée de vie basés sur le temps et sur la contrainte de fluage, afin d'identifier la sensibilité du modèle aux incertitudes du tube. Dans la deuxième étape, la sensibilité des paramètres du modèle RPM est analysée selon les données disponibles ; ceci ne peut pas être fait pour la contrainte de fluage dû au manque de données expérimentales suffisantes. Finalement, l'évaluation de la fiabilité d'une canalisation est considérée pour une situation pratique de conception.

III.12.1. Comparaison probabiliste des modèles de durée de vie

Dans cette section, le modèle RPM est comparé au modèle de déformation ultime équivalente EDC. D'abord, les variables aléatoires sont liées à la géométrie du tube et au

chargement appliqué, comme donné dans le tableau III.3. Pour tenir compte d'une comparaison juste, les paramètres du modèle sont considérés déterministes pour les deux modèles RPM et EDC.

Le seuil admissible de sûreté dépend des conséquences de la défaillance. Selon les risques naturels dans des activités humaines, la probabilité admissible de défaillance s'étend de 10^{-2} pour de basses conséquences à 10^{-7} pour des conséquences de défaillance élevées (par exemple centrales nucléaires). Pour les structures de génie civil, la valeur admissible de 10^{-4} semble être appropriée comme décrite par le Comité Mixte de la Sûreté des Structures (JCSS) [120,159].

III.12.1.1. Modèle RPM

Pour les tubes avec le diamètre de 200 mm à 20°C, la figure III.14 montre la distribution de la durée de vie selon le modèle RPM, obtenue par 10000 simulations de Monte Carlo. Sous la pression de service de 0,3 MPa, la durée de vie moyenne est de 115 ans tandis que l'écart-type est de 36 ans. La distribution est clairement biaisée et la loi log-normale nous permet d'estimer en juste proportion la dispersion de la durée de vie, comme représenté sur la figure III.14. À 20°C, la probabilité de défaillance avant d'atteindre 50 ans de service est $4,9 \times 10^{-3}$, qui est significative, étant donné que les incertitudes sur la résistance du matériau ne sont pas encore prises en compte.

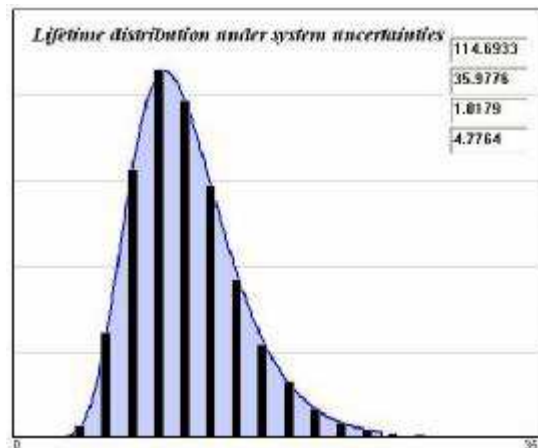


Figure III.14. Distribution de la durée de vie sous le système d'incertitudes.

Les facteurs d'importance représentés sur la figure III.15 nous permet d'identifier trois paramètres : l'épaisseur de la paroi, la pression du gaz et le diamètre extérieur du tube. Les

autres paramètres ont des effets très petits sur la sûreté du tube. La différence entre les facteurs d'importance pour les deux tubes de diamètres 125mm et 200mm est très faible pour des applications pratiques.

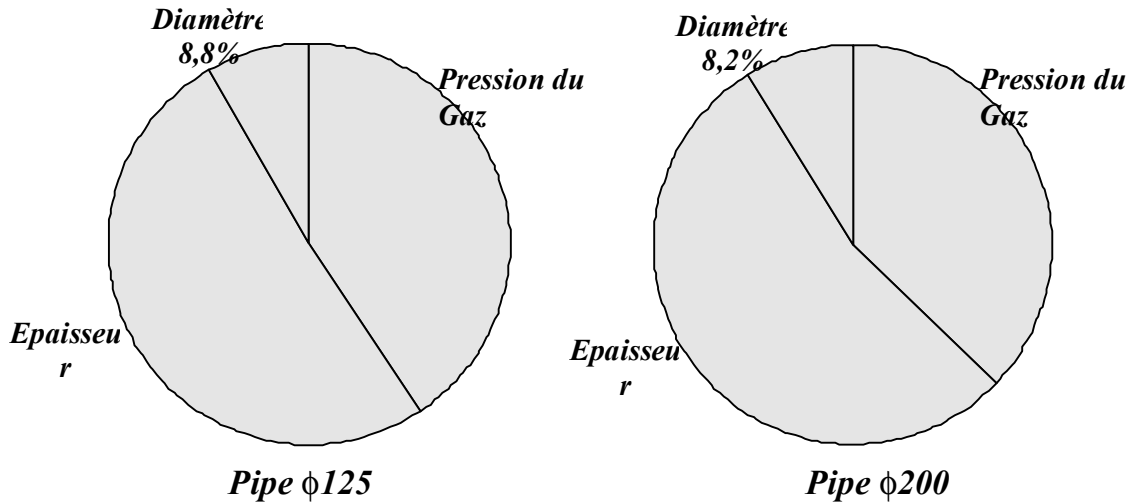


Figure III.15. Facteurs d'importance pour des pipes avec des diamètres de 125 et 200mm.

Pour les tubes de diamètre 125mm, la figure III.16 montre les fonctions de distribution cumulées (CDF) de la durée de vie sous différentes pressions internes. L'effet de la pression du gaz sur la distribution de la durée de vie est naturellement très grand. La figure de droite est donnée pour de basses probabilités de défaillance. Le taux de défaillance admissible de 10^{-4} mène à une durée de vie de 46 ans pour la pression de gaz de 0,5MPa, de 95 ans pour 0,4MPa et de plus de 200 ans pour 0,3MPa. Pour les trois pressions 0,3, 0,4 et 0,5MPa, les probabilités de défaillance à 50 ans sont $6,2 \times 10^{-22}$, $4,2 \times 10^{-9}$ et $1,3 \times 10^{-3}$, respectivement ; on doit noter que ces valeurs correspondent aux probabilités conditionnelles, comme les incertitudes sur le matériau ne sont pas encore prises en considération. Etant donné les incertitudes prescrites, la pression de gaz de 0,4MPa semble être commode pour ce genre de tubes.

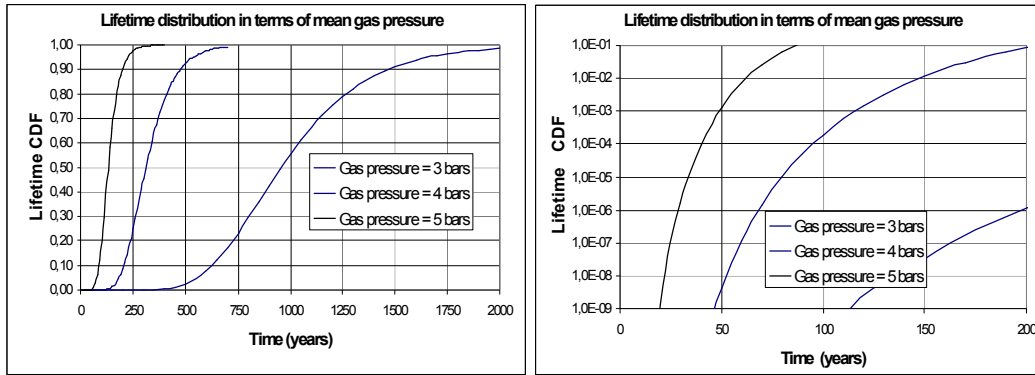


Figure III.16. Fonctions de distribution Cumulées de la durée de vie sous différentes pressions internes.

L'effet de la température sur la probabilité de rupture à 50 ans est montré sur la figure III.17 pour les deux diamètres 125 et 200mm. Le rôle dominant de la température est fortement souligné par ces résultats. Considérons des tubes de diamètre 125mm sous une pression de 0,4MPa, pendant que la probabilité de défaillance est en dessous de 10^{-8} pour 20°C, elle passe au-dessus de 10^{-2} pour 25°C et devient 37% pour 30°C. On observe la même tendance pour les tubes avec 200mm de diamètre. Cette sensibilité est très élevée et ne pourrait pas être prévue par une analyse déterministe, parce que la réduction de la durée de vie moyenne ne peut pas refléter les pertes de sûreté. Pour éclaircir cette idée, considérons un tube avec un diamètre de 125mm, la durée de vie déterministe est réduite d'un facteur de 0,42 lorsque la température passe de 20°C à 25°C, alors que la probabilité de défaillance est multipliée par un facteur de 10^6 . La situation est pire quand la température présente des variations aléatoires pendant la durée de service. Pour cette raison, beaucoup d'attention doit être accordée à l'utilisation des tubes en HDPE dans les régions chaudes, afin d'assurer le niveau cible de sûreté.

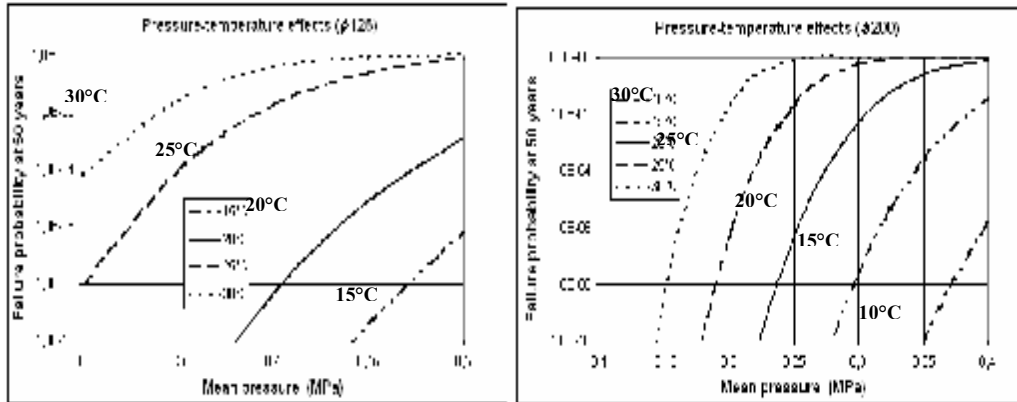


Figure III.17. Effets de la Pression- Température sur la probabilité de défaillance à 50 ans.

III.12.1.2. Critère de déformation ultime

Afin de tenir compte de la comparaison entre les deux critères de défaillance, la déformation ultime est prise comme déformation correspondant à la durée de vie déterministe donnée par le modèle RPM. Ainsi, les durées de vie déterministes sont de 313 ans pour le tube de diamètre 125mm sous une pression de 0,4MPa, et de 109 ans pour le tube de diamètre 200 mm sous une pression de 0,3MPa. A partir des courbes de déformation à long terme, les déformations trouvées sont $\epsilon_{u125} = 0,0099$ et $\epsilon_{u200} = 0,0128$ pour ces tubes à 313 et 109 ans respectivement. Ces valeurs sont prises comme les déformations à la rupture, menant aux états limites suivants :

$$\begin{aligned} G_{125} &= \epsilon_{u125} - \epsilon(t) \\ G_{200} &= \epsilon_{u200} - \epsilon(t) \end{aligned} \tag{III.37}$$

où $\epsilon(t)$ est la déformation à long terme déterminée par la contrainte circonférentielle appliquée. Ces états limites sont nommés « critères de déformation équivalente EDC ». Du point de vue déterministe, les conditions sur le temps ou sur la déformation sont théoriquement équivalentes. Cependant, du point de vue probabiliste, la dispersion prévue de la durée de vie est complètement différente, comme représenté sur la figure III.18 donnant les fonctions cumulées de distribution pour les deux critères (RPM et EDC) pour les deux diamètres 125mm et 200mm du tube, sous les pressions de 0,4MPa et de 0,3MPa, respectivement. Pendant que les deux distributions se coupent à la probabilité de 50%, la dispersion donnée par le modèle RPM est beaucoup plus faible que celle donnée par la méthode EDC, qui présente une fonction de distribution très plate. Sous des incertitudes de chargement, EDC mène à une prévision pessimiste de la sûreté du tube, comme les

probabilités significatives de défaillance apparaissent même pour de durées courtes. Ce résultat nous permet de choisir largement les modèles basés sur le temps, tels que le RPM, plutôt que des modèles basés sur la déformation.

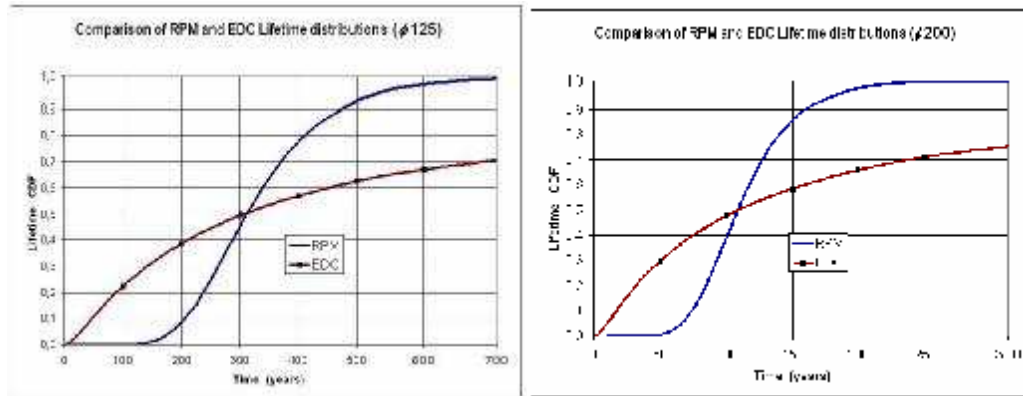


Figure III.18. Fonctions de distribution Cumulées pour les critères RPM et EDC.

III.12.2. Incertitudes du modèle RPM

Dans cette section, les incertitudes de la résistance du matériau sont présentées dans le modèle probabiliste. La dispersion de la durée de vie du tube avec RPM peut être définie par l'échantillonnage aléatoire des paramètres δ_1 et δ_2 (pour le moment, les autres variables sont gardées constantes). Les données expérimentales donnent un coefficient de variation égal à 0,004 pour δ_1 et à 0,015 pour δ_2 . Ces coefficients de variation sont dus à deux sources d'incertitudes : (1) le procédé expérimental et la taille du spécimen et (2) la dispersion intrinsèque du matériau. Pendant que la première partie peut être réduite par plus d'expériences et de meilleures procédures, la deuxième partie est liée aux propriétés et au processus de fabrication du matériau, et par conséquent ne peut pas être réduite. Pour vérifier l'effet des incertitudes du modèle, dix mille simulations de Monte Carlo ont été effectuées pour différents coefficients de variation et pressions du gaz, comme représenté sur la figure III.19. On observe que la distribution des temps de rupture peut être correctement modélisée par des distributions log-normales. L'écart-type de la durée de vie est très grand, ceci est déjà confirmé par des essais et des modèles développés par le PPI (Plastic Pipe Institute) [160] ; par exemple, dans une application donnée d'un tube soumis à 0,2 MPa à 20°C, le PPI a trouvé le quantile à 5% égal à seulement 65 ans, quand la moyenne est égale à 165 ans (sous l'hypothèse de normalité, ceci correspond à un coefficient de variation de 0,36).

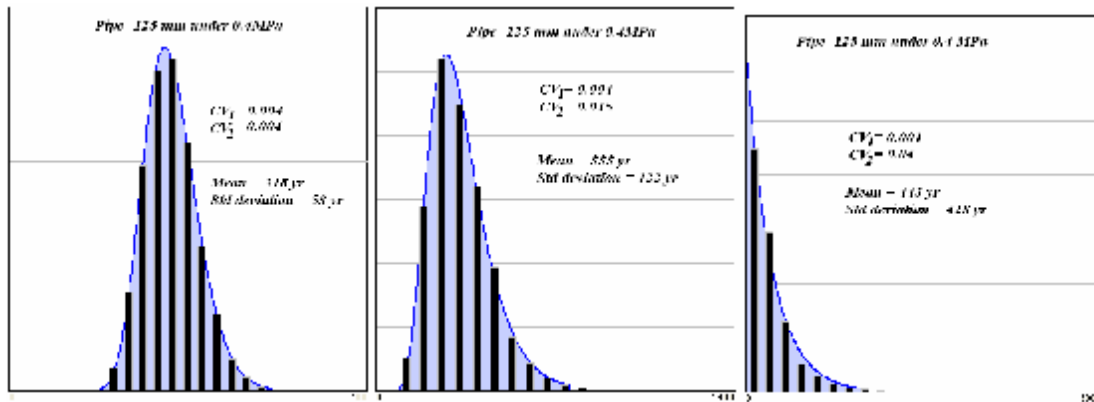


Figure III.19. Simulations de Monte Carlo avec divers modèles d'incertitudes.

Ces résultats montrent que le coefficient de variation de la durée de vie est plus sensible à la dispersion du paramètre δ_2 qu'à celui de δ_1 . En comparant les deux configurations, on peut constater que le coefficient de variation est pratiquement indépendant de la configuration du tube (i.e. diamètre et pression), dans la plage de service considérée. Par ailleurs, la figure III.19 montre que la distribution de durée de vie est normale pour une petite dispersion des paramètres, log-normale pour une dispersion modérée (ce qui correspond à la pratique), et tend à converger vers la distribution exponentielle quand la dispersion du paramètre δ_2 augmente au-dessus de 0,03. Plus généralement, la tendance est de diminuer la queue gauche de la distribution de durée de vie quand la dispersion de δ_2 augmente.

Table III.3. Paramètres de durée de vie sous divers coefficients de variation du paramètre du modèle.

Cas	Diamètre = 125mm Pression du Gaz = 0,4 MPa					Diamètre = 200mm Pression du Gaz = 0,3 MPa				
	CV de δ_1	0,001	0,001	0,004	0,004	0,004	0,001	0,001	0,004	0,004
CV de δ_2	0,004	0,015	0,004	0,010	0,015	0,004	0,015	0,004	0,010	0,015
Moyenne de durée de vie (an)	314	329	318	323	333	109	115	111	113	117
Ecart-type de durée de vie (an)	29	109	53	86	122	11	40	19	30	44
CV de durée de vie	0,092	0,331	0,170	0,266	0,366	0,101	0,348	0,171	0,265	0,376

III.12.3. Analyse de la fiabilité des tubes en HDPE

L'analyse de la fiabilité est effectuée pour un tube en considérant toutes les incertitudes : chargement et géométrie (tableau III.2) aussi bien que les incertitudes sur les paramètres de RPM. Pour le tube de diamètre 125mm à 20°C soumis à une pression de gaz de 0,4MPa, la probabilité de défaillance est $P_f = 10^{-3}$. Si le coefficient de variation du paramètre δ_2 est pris comme 0,004, au lieu de 0,015, la probabilité de défaillance passe à $1,3 \times 10^{-4}$. L'importance de la variable sur la sûreté du tube est illustrée dans la figure III.20, où la température est la variable la plus importante, suivie du paramètre du modèle δ_2 et de l'épaisseur du tube ; les autres paramètres dans le tableau III.2 n'ont aucun effet significatif sur la sûreté du tube. La réduction de la dispersion δ_2 mène à l'augmentation significative de l'importance de la température (de 33% à 48%) et de l'épaisseur (de 17% à 22,4%), aussi bien que la pression de gaz (de 11% à 15%). On observe la même tendance pour les tubes de diamètre 200mm.

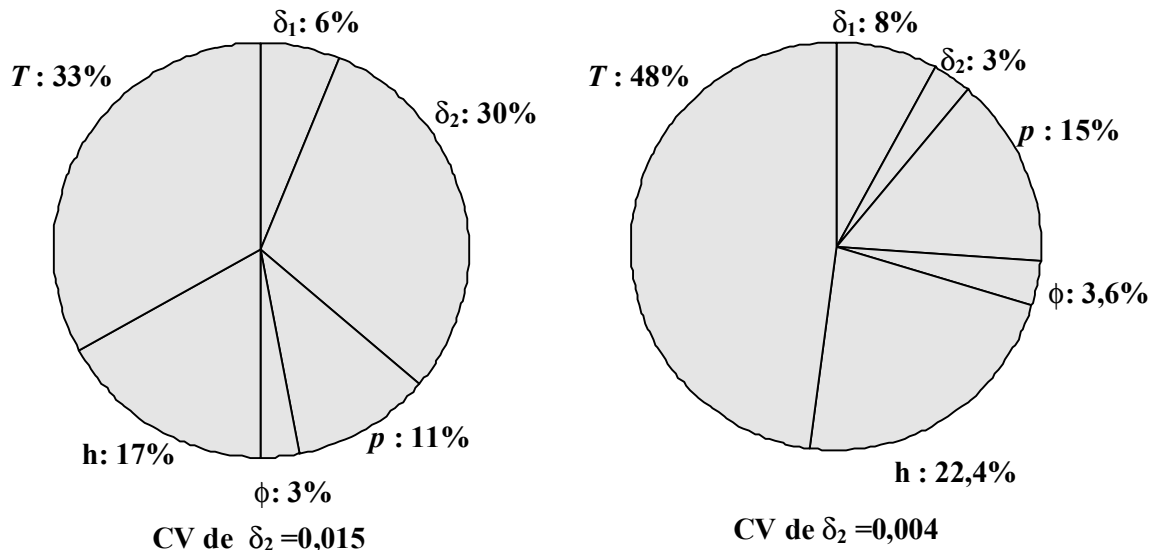


Figure III.20. Importance des variables sur la sécurité du pipe en terme de CV de δ_2 .

Le tableau III.4 indique les probabilités de rupture à 50 ans pour différentes considérations d'incertitudes, avec les données de probabilité pour la géométrie et le chargement (sol, pression du gaz et température) tirées du tableau III.2. Quand le modèle et la température sont déterministes, les niveaux de probabilité sont plutôt bas. Cependant, quand les incertitudes du

modèle sont considérées, particulièrement avec un coefficient de variation $c_{\delta 2} = 0,015$, la probabilité de défaillance est respectivement multipliée par 10000 et par 10 pour les deux diamètres du pipe (125mm et 200mm). L'introduction des fluctuations de la température multiplie une fois de plus ces probabilités par un facteur d'environ 10. Tandis que pour le diamètre 125mm sous une pression de 0,4MPa, la probabilité de défaillance est encore basse, le diamètre 200mm sous 0,3MPa indique une probabilité de défaillance à 50 ans d'environ 10%, ce qui est extrêmement élevé. Naturellement, ces résultats doivent être considérés avec une attention particulière comme ils dépendent fortement des modèles probabilistes adoptés. L'acquisition des incertitudes sur le modèle à long terme nous permet d'améliorer une telle évaluation, mais le manque d'informations pratiques sur le comportement in-situ à long terme demeure toujours la difficulté principale.

Table III.4. Probabilités de défaillance à 50 ans pour différentes considérations d'incertitude.

Cas	Géométrie (Table 1)	Charge- ment (Table 1)	Modèle		Température	$\phi 125\text{mm}$ (0,4MPa)	$\phi 200\text{mm}$ (0,3MPa)
1	Aléatoire	Aléatoire	Déterministe		Déterministe	$4,2 \times 10^{-9}$	$4,9 \times 10^{-3}$
2	Aléatoire	Aléatoire	$c_{\delta 1}=0,004$	$c_{\delta 2}=0,004$	Déterministe	$2,1 \times 10^{-7}$	$1,2 \times 10^{-2}$
3	Aléatoire	Aléatoire	$c_{\delta 1}=0,004$	$c_{\delta 2}=0,015$	Déterministe	$7,7 \times 10^{-5}$	$5,1 \times 10^{-2}$
4	Aléatoire	Aléatoire	$c_{\delta 1}=0,004$	$c_{\delta 2}=0,004$	$c_T=0,1$	$1,3 \times 10^{-4}$	$5,5 \times 10^{-2}$
5	Aléatoire	Aléatoire	$c_{\delta 1}=0,004$	$c_{\delta 2}=0,015$	$c_T=0,1$	$9,9 \times 10^{-4}$	$9,2 \times 10^{-2}$

La figure III.21 montre l'évolution de l'indice de fiabilité en fonction de la pression à différentes températures. Il est clair que pour une température permanente au-dessus de 30°C, la durée de vie de service à 50 ans ne peut pas être assurée avec sûreté. Pour le niveau de sûreté de 3,8 (i.e. une probabilité de défaillance égale à 10^{-4}), la pression du gaz permise dans des tubes de diamètre 125mm est donnée par 3 bars à 25°C, 3,6 bars à 20°C et 5 bars à 15°C. Ces courbes confirment la grande influence de la température ambiante sur la fiabilité du tube.

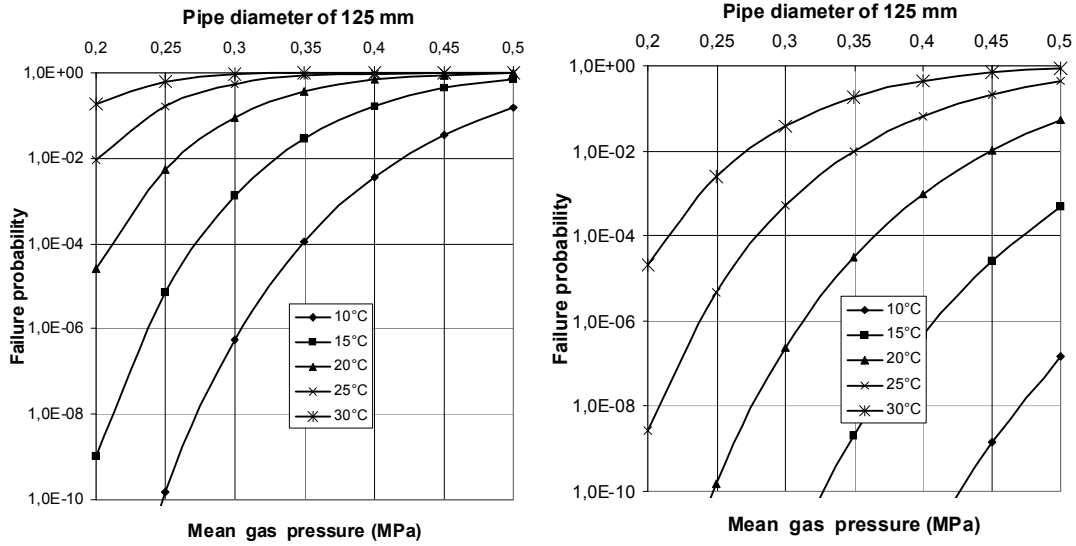


Figure III.21. Evolution de l'indice de fiabilité en fonction de la pression renforcée à différentes températures.

L'évolution des facteurs d'importance quant à la pression moyenne appliquée (figure III.22) montre que le paramètre δ_2 devient plus important avec les hautes pressions (ce qui n'est pas surprenant puisqu'il représente la pente de la courbe de durée de vie en ce qui concerne la contrainte) et la diminution significative de l'importance de la pression du gaz elle-même (ce qui n'est qu'évident à comprendre en analyse déterministe) aussi bien que l'épaisseur du tube et la température de service. L'importance des autres paramètres est inchangée pour tous les niveaux de pression.

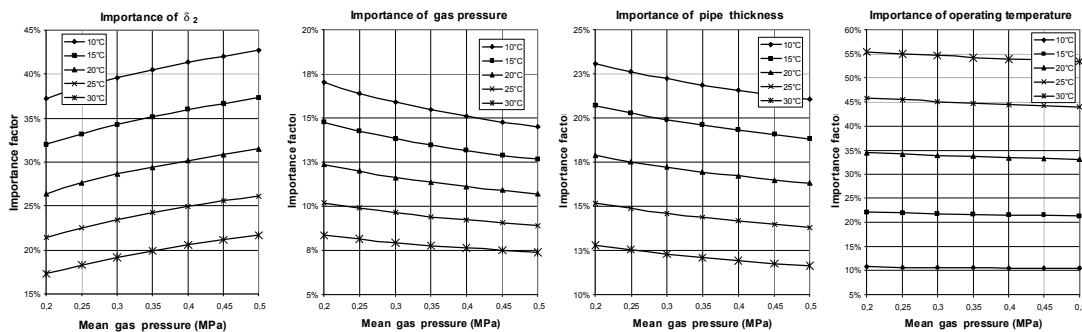


Figure III.22. Facteurs d'importance pour les incertitudes du modèle, la pression, l'épaisseur et la température.

III.13. Conclusion

Un des principaux résultats de cette étude réside dans l'utilisation des outils probabilistes pour la qualification des modèles de durée de vie et pour l'évaluation de la sûreté du pipe. Celle-ci est obligatoire pour fournir au concepteur et au service de maintenance, une image réaliste du risque de défaillance des canalisations à différents stades de la durée de vie quant au vieillissement du pipe. Le choix du modèle de durée de vie ne doit pas être seulement basé sur l'équivalence entre les valeurs nominales déterministes, mais il doit également considérer les incertitudes liées aux paramètres d'entrée : géométrie, chargement et matériau. Au sens probabiliste, deux modèles sont équivalents seulement quand les deux moyennes et dispersions sont identiques ; autrement, même avec des valeurs moyennes identiques, la durée de vie prévisionnelle ne mène pas aux niveaux équivalents de sûreté. Dans cette étude, le critère basé sur le temps mène à des résultats plus conformes que le critère basé sur la déformation.

Selon les données disponibles, les incertitudes des paramètres du modèle devraient être considérées dans l'évaluation de la sûreté du tube. L'analyse complète montre que l'influence de la température et des paramètres du modèle sur la sûreté du tube est beaucoup plus grande que les fluctuations de la pression du gaz et la précision de la géométrie. Une conclusion pratique peut être formulée en orientant l'équilibre du coût/sûreté sur les conditions de service et d'installation, plutôt que sur les contrôles excessifs de l'épaisseur du pipe.

CHAPITRE QUATRE
OPTIMISATION DU REMPLACEMENT D' UN RESEAU DE
TRANSPORT DU GAZ

IV.1. Introduction

Face à la dégradation du fonctionnement des systèmes mécaniques, les opérations de maintenance visent à préserver un niveau de fiabilité acceptable tout au long de la durée de vie. En dépit de la réduction significative des probabilités de défaillance, la maintenance préventive engendre des coûts supplémentaires, qui sont dans beaucoup de cas dus au manque à gagner. L'objectif de la politique de maintenance est de rechercher le meilleur compromis entre des exigences contradictoires de coût et de fiabilité. Le plan de maintenance optimal est celui qui garantit la meilleure fiabilité/disponibilité, au moindre coût d'intervention.

L'un des problèmes économiques qui peut être résolu par la connaissance de la fiabilité opérationnelle est la détermination du moment le plus avantageux pour effectuer une maintenance préventive, voire un remplacement. En plus des impératifs de sécurité, parfois prépondérants, une maintenance préventive est justifiée par des considérations économiques lorsque les deux conditions suivantes sont réunies :

- l'intervention préventive planifiée et/ou l'inspection à des dates bien déterminées coûtent moins cher qu'une intervention aléatoire corrective qu'il faut quelquefois effectuer à un moment critique ;
- le taux de défaillance sur lequel on veut programmer une maintenance préventive, présente un accroissement dû à la dégradation.

La dépendance économique résulte de la perte d'exploitation pendant la durée d'arrêt du système, lors d'un remplacement correctif ou préventif. En cas d'arrêt correctif, des coûts supplémentaires sont envisagés pour tenir compte des conséquences directes et indirectes de la défaillance (dédommagement, intervention en urgence,...). Lors d'un remplacement, il peut être admis que l'opération de maintenance restaure complètement les composants remplacés ; dans ce cas, on parle de composant « aussi bon que neuf ». Pendant le remplacement correctif d'un composant, il est possible de saisir l'opportunité de remplacer préventivement d'autres composants ; il s'agit de l'optimisation opportuniste.

Avant la phase ultime de défaillance d'une structure, des possibilités d'intervention restent donc envisageables : l'inspection régulière de la structure pour surveiller son état, sa maintenance afin de corriger le dommage existant, sa réparation pour la ramener dans un état aussi proche que possible de l'état initial, et enfin son remplacement lorsqu'elle a atteint son obsolescence technique de service.

Ces actions conduisent à des enjeux économiques pris en compte dans les développements les plus récents de la théorie de décision statistique [161]. Le risque associé à chaque mode de

dégradation puis de défaillance est évalué de façon probabiliste. Des actions possibles telles que : inspection en service (inspection programmée en fonction du risque ou Risk Based Inspection RBI), maintenance (Optimisation de la Maintenance par la Fiabilité, OMF, ou Reliability Centered Maintenance, RCM), réparation ou déclassement, sont considérées avec les incertitudes qu'elles supposent et avec les conséquences potentielles en terme de risque ou de fonction d'utilité : perte économique, impact social et humain afin de déterminer les meilleures décisions possibles en fonction des actions à envisager.

Les normes ISO 9080 et ASTM D2837 prévoient une vie nominale de 50 ans à la pression de service pour les tubes en PE [162,163]. Cependant, on ne doit pas oublier que même si le PE ne présente pas de risque de corrosion, il est toujours un matériau qui vieillit et la vie peut être affectée par divers facteurs tels que la contrainte mécanique, la température, les conditions d'emploi et la dégradation chimique de la structure (figure IV.1).

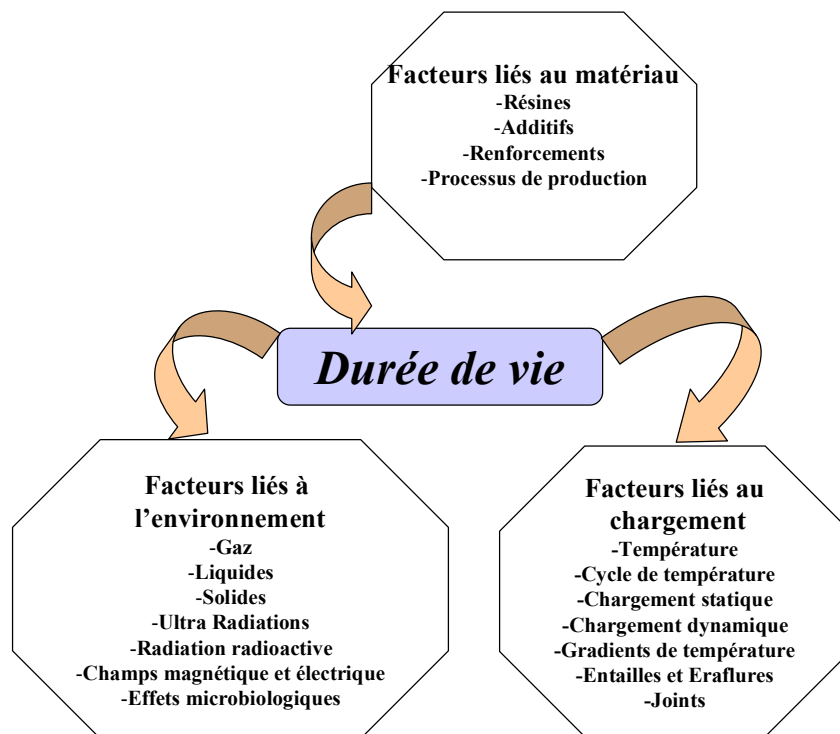


Figure IV.1. Exemples des différents facteurs affectant la durée de vie des tubes en plastique.

En conséquence, pour obtenir des durées de vie très longues, l'importance est accordée à la qualité qui doit être strictement respectée de la production de résine jusqu'au fonctionnement du réseau. L'approche systématique pour la sûreté des canalisations comprend la conception,

la construction, le fonctionnement et la maintenance. La sûreté en service exige que ces étapes soient réalisées correctement. Une maintenance adéquate implique l'inspection continue des fuites, le contrôle de la dégradation, la prévention d'endommagement, et les programmes de réduction des risques de ruine tels que le remplacement au temps opportun [164]. Pour faciliter la détection de la tuyauterie souterraine en PE, des mesures telles que les bandes de fils d'identification et de détection par traceur, les lignes de marqueurs, les systèmes électroniques de marquage, le traçage acoustique de pipes, et autres peuvent être employés [165].

Dans cette partie, nous abordons une étude permettant d'aboutir à une politique de remplacement groupé plus appropriée du réseau de transport de gaz en PE, alimentant une partie d'une ville d'un million d'habitants.

IV.2. Maintenance et cycle de vie

L'objectif de la maintenance consiste à mieux maîtriser le vieillissement du composant. La figure IV.2 illustre la probabilité de défaillance en fonction de l'âge de la structure.

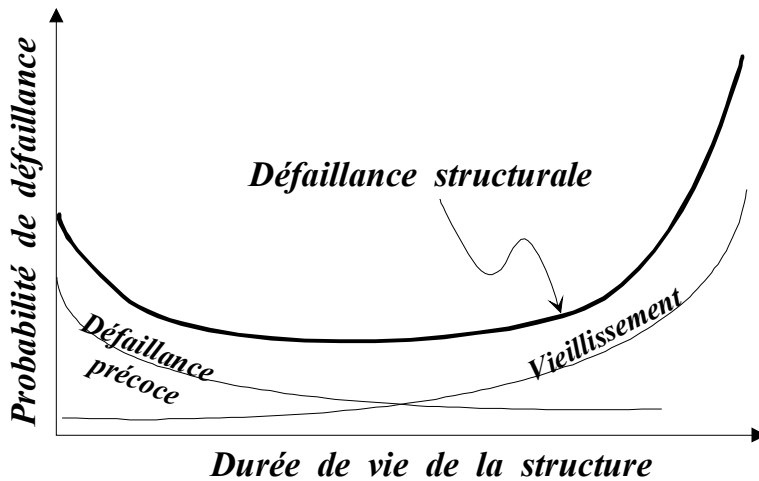


Figure IV.2. Probabilité de défaillance en fonction de la durée de vie de la structure.

En général, le choix d'une stratégie de maintenance dépend de trois critères : coût de défaillance, données de dégradation et qualité des inspections. Quand le coût de défaillance

est faible, la maintenance corrective est adoptée sur la base des défaillances observées. Par contre, si le coût de défaillance est élevé, la maintenance préventive devient nécessaire. Si le temps à la défaillance est connu et peut être contrôlé, la maintenance préventive peut être planifiée à des intervalles réguliers de temps, de fonctionnement ou de service. Si la dégradation peut être inspectée ou surveillée, la maintenance préventive est basée sur la connaissance de l'état du système. Néanmoins, si le coût de défaillance est très élevé, le taux de dégradation est largement incertain et l'état ne peut pas être inspecté, une simple maintenance n'est plus possible et une reconception complète du système devient nécessaire. La planification de la maintenance doit être basée sur une combinaison équilibrée des opérations préventives et correctives, en accord avec les inspections en service. La stratégie de maintenance est une séquence de décisions aux différents niveaux. Au stade de la conception, les paramètres du système doivent être définis de façon optimale. Dans la phase d'exploitation, le concepteur et l'exploitant doivent spécifier les inspections et les actions en vue de permettre une meilleure connaissance du comportement du système. Les paramètres d'inspection sont souvent l'intervalle de temps entre deux inspections et la méthode/qualité de l'inspection. Le résultat de l'inspection conduit aux informations permettant de décider si oui ou non, la réparation et la maintenance doivent être effectuées. L'objectif principal dans cet arbre de décision consiste à maximiser l'espérance de l'utilité ou à minimiser l'espérance du coût total. La figure IV.3 illustre un exemple de deux politiques de maintenance : la première est basée sur un remplacement systématique à des intervalles réguliers, à chaque fois que la fiabilité diminue à un certain niveau. Dans cette politique, la fiabilité peut être ramenée au niveau initial suite au remplacement. La deuxième politique consiste à adapter les intervalles et le niveau de restauration en fonction de l'âge et de l'état de dégradation du système ; dans ce cas, les réparations ne visent pas la restauration de la fiabilité au niveau de l'état neuf.

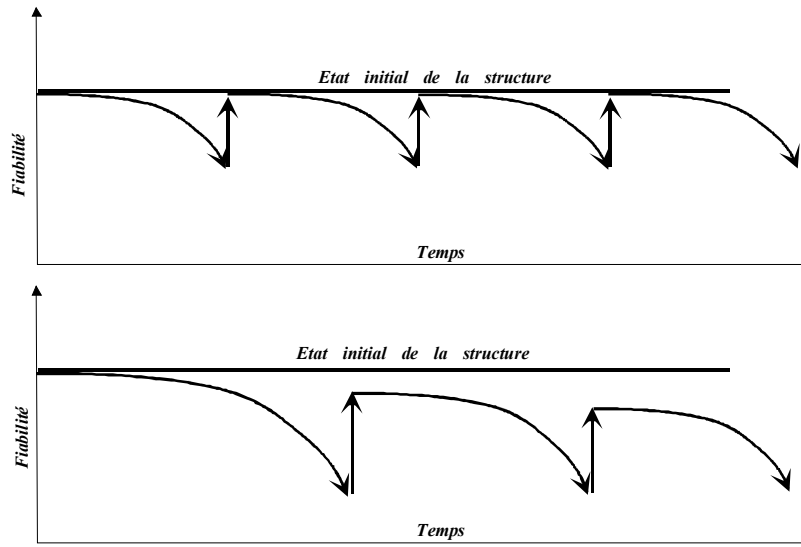


Figure IV.3. Exemples de deux politiques de maintenance.

Au début de l'exploitation, le système est en état de bon fonctionnement jusqu'à l'occurrence de la première défaillance. Dans de nombreux cas, le système est partiellement ou totalement réparable et le système reprend un nouveau cycle de vie jusqu'à la défaillance suivante. Le traitement de la défaillance en service est généralement accompagné d'un certain délai technique et administratif avant de commencer réellement la réparation, cette opération nécessite un certain temps pour réaliser l'intervention elle-même. Compte tenu des variabilités et incertitudes, la durée de chacun de ces états est aléatoire et par conséquent, nous devons considérer non seulement les valeurs moyennes, mais aussi leurs dispersions. Le temps moyen à la défaillance *MTTF* (Mean Time To First Failure) est l'espérance du temps d'occurrence de la première défaillance (figure IV.4) ; pour les systèmes non réparables, le *MTTF* correspond à l'espérance de la durée de vie opérationnelle. Le temps moyen entre défaillances *MTBF* (Mean Time Between Failures) est l'espérance du temps entre deux défaillances successives du même composant. Le *MTBF* est divisé en une partie non-opérationnelle appelée Temps moyen d'arrêt *MDT* (Mean Dow Time) et une partie opérationnelle, appelée Temps moyen de fonctionnement *MUT* (Mean Up Time). Le temps moyen d'arrêt *MDT* est à son tour divisé en deux parties : temps moyen d'attente *MWT* (Mean Waiting Time) et temps moyen de réparation *MTTR* (Mean Time To Repair).

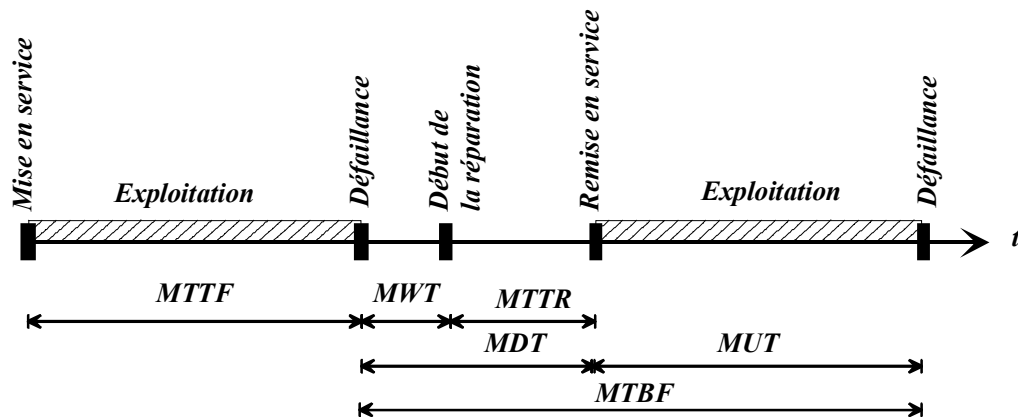


Figure IV.4. Les temps en maintenance

IV.3. Coût total d'un système

L'optimisation des systèmes mécaniques doit tenir compte des différents coûts mis en jeu pendant toute la durée de vie. Le coût total d'un système est écrit sous la forme :

$$C_T = C_I + C_F + C_{PM} + C_{INS} + C_{REP} + C_U \quad (IV.1)$$

où C_T est le coût total sur tout le cycle de vie de la structure, C_I est le coût initial, incluant la conception, l'achat, la fabrication et l'installation, C_F est le coût moyen de défaillance (incluant les coûts de réparation, les pertes d'exploitation, le manque à gagner, les dommages directs et indirects liés à la défaillance), C_{PM} est le coût de la maintenance préventive, C_{INS} est le coût d'inspection, C_{REP} est le coût de réparation et C_U est le coût d'exploitation (i.e. coûts opérationnels et amortissements). L'optimisation du coût total réside dans le choix des paramètres de conception et de maintenance. Le coût initial C_I dépend du choix des paramètres nominaux de la conception qui déterminent la configuration du système. Les coûts associés à la maintenance : $(C_{PM}, C_{INS}, C_{REP})$ dépendent du choix du nombre d'inspections et de remplacements préventifs, des intervalles de temps entre les interventions successives, de la qualité de la maintenance préventive, des inspections et des méthodes de réparation. Le coût d'exploitation C_U dépend également des paramètres de conception et de maintenance, puisque la capacité du système et sa disponibilité dépendent de ces paramètres. Dans tous ces

coûts, les incertitudes sont fortement liées à l'état de vieillissement du système, aux résultats des inspections et aux décisions de réparations/remplacements. De plus, ces paramètres peuvent varier en fonction de l'environnement socio-économique, tels que le taux d'intérêt, l'inflation et les fluctuations des prix du marché.

Le problème d'optimisation est formulé comme suit :

$$\begin{aligned} \text{Min} : C_T &= C_I + C_F + C_{PM} + C_{INS} + C_{REP} + C_U \\ \text{sous} : P_f(t) &< P_{fd} \\ &: g_k(t) \leq 0 \end{aligned} \quad (\text{IV.2})$$

où $P_f(t)$ est la probabilité de défaillance du système à un instant t et P_{fd} est la probabilité de défaillance admissible; $g_k(t)$ représente les contraintes pratiques d'optimisation (délais, encombrement,...). Ce problème peut être écrit sous une autre forme :

$$\begin{aligned} \text{Max} : U &= B_e - C_I - L \\ \text{sous} : P_f(t) &< P_{fd} \\ &: g_k(x) \leq 0 \end{aligned} \quad (\text{IV.3})$$

où U est la fonction d'utilité du système, B_e est la fonction de bénéfice, C_I est le coût initial et L représente les pertes dues à la défaillance, à la maintenance et aux frais d'exploitation.

IV.4. Coût des inspections

Pour un nombre d'inspections N_{INS} , l'expression du coût total d'inspection s'écrit :

$$C_{INS}(N_{INS}, q) = \sum_{i=1}^{N_{INS}} (1 - P_f(t_i)) \frac{C_{ins}^i(q)}{(1+r)^{t_i}} \quad (\text{IV.4})$$

où $C_{ins}^i(q)$ est le coût de la $i^{\text{ème}}$ inspection qui dépend du type et de la qualité requise q , $P_f(t_i)$ est la probabilité de défaillance du composant avant la $i^{\text{ème}}$ inspection et r est le taux d'intérêt effectif (en tenant compte de l'inflation). Pour la prise de décision, on associe à chaque inspection, une certaine probabilité de détection du défaut.

IV.5. Coût des réparations et/ou remplacements

A l'issue de chaque inspection, une décision doit être prise vis-à-vis de la réparation du système. Cette décision est généralement basée sur le niveau de fiabilité admissible. Les coûts de réparation/remplacement dépendent de la nature et du nombre d'actions à effectuer :

$$C_{REP}(N_{INS}, q) = \sum_{i=1}^{N_{INS}} P_{REP}(t_i) \frac{C_{rep}^i(q)}{(1+r)^{t_i}} \quad (IV.5)$$

où $C_{rep}^i(q)$ est le coût de remplacement suite à la $i^{\text{ème}}$ inspection et $P_{REP}(t_i)$ est la probabilité de réparation associée.

IV.6. Coût de la défaillance

Si la défaillance a lieu entre deux inspections aux instants t_{i-1} et t_i , le coût de défaillance s'exprime par :

$$C_F(N_{INS}) = \sum_{i=1}^{N_{INS}} (P_f(t_i) - P_f(t_{i-1})) \frac{C_f(t_i)}{(1+r)^{t_i}} \quad (IV.6)$$

où $C_f(t_i)$ est le coût des conséquences de la défaillance.

IV.7. Utilité de la maintenance préventive

La maintenance préventive permet d'assurer un niveau de fiabilité acceptable pendant le cycle de vie du système. La politique de maintenance conditionnelle est basée sur des inspections périodiques de la dégradation jusqu'au déclenchement de l'alarme exigeant des réparations et/ou des remplacements planifiés. En pratique, la connaissance quantitative de l'état de dégradation et des conditions d'exploitation présente une grande part d'incertitude, ce qui rend la prise de décision assez difficile. La maintenance basée sur la fiabilité devient donc essentielle pour l'aide à la décision.

La figure IV.5 illustre les coûts de maintenance préventive et corrective en fonction du niveau de planification. Une faible planification conduit à des interventions d'urgence plus nombreuses et par conséquent, plus coûteuses. A l'opposé, une planification intensive coûte plus cher et conduit à des pertes liées à la sur-maintenance. L'optimisation du coût total permet de trouver le meilleur équilibre en fonction des risques mis en jeu. Une formulation générale consiste à minimiser l'espérance du coût total par unité de temps :

$$C_T(t) = \lim_{t \rightarrow \infty} \frac{E[C(t)]}{t} \approx \frac{E[C(t)]}{E[t]} \quad (\text{IV.7})$$

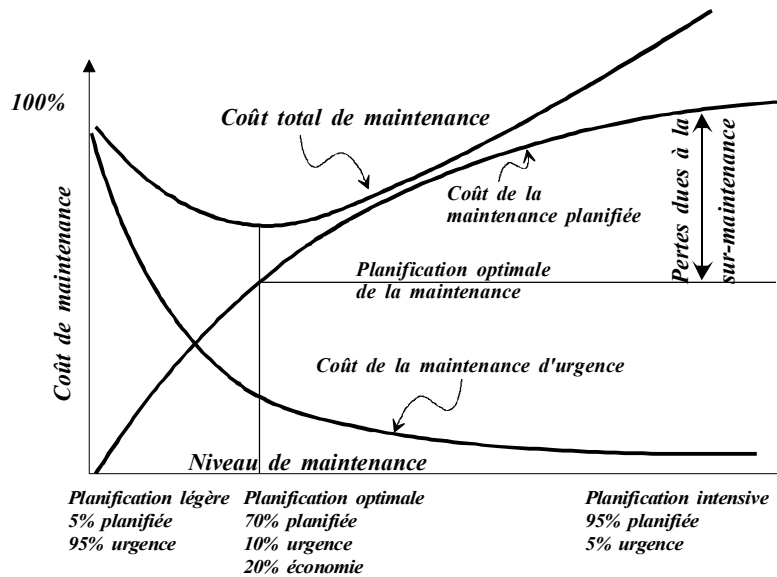


Figure IV.5. Les coûts de maintenance en fonction du niveau de planification

La stratégie de remplacement systématique consiste à changer à un intervalle constant T le composant mécanique. Si la défaillance a lieu entre deux remplacements périodiques, le composant est également remplacé par un nouveau, il s'agit de la *réparation d'urgence*. Le coût de la réparation d'urgence C_{ER} est naturellement plus élevé que celui de la maintenance préventive C_{PM} , à cause des pertes inattendues résultant des dommages, des pertes d'exploitation, de l'impact médiatique,...etc. Dans beaucoup de systèmes, le temps de remplacement peut être négligé par rapport aux périodes d'exploitation.

Pour un cycle de remplacement $[0, T]$, l'espérance du coût de maintenance par unité de temps s'écrit :

$$C_M(T) = \frac{C_{ER} P_f(T) + C_{PM} [1 - P_f(T)]}{T} \quad (\text{IV.8})$$

où T est l'intervalle de maintenance, C_{ER} est le coût de la maintenance d'urgence (i.e. corrective), C_{PM} est celui de la maintenance préventive et $P_f(T)$ est la probabilité de défaillance au temps T (i.e. la fiabilité est donnée par la probabilité de survie : $1 - P_f(T)$).

Le choix d'une stratégie de maintenance dépend du rapport entre les coûts préventifs et correctifs ; si :

$$\frac{C_{PM}}{C_{ER}} < 1 \quad (IV.9)$$

la maintenance préventive devient utile, sinon, le remplacement doit être effectué seulement pour les composants défectueux. Pour déterminer l'intervalle de maintenance optimale, on doit résoudre le problème suivant :

$$Min_t : C_M(t) = \frac{C_{PM}(1 - P_f(t)) + C_{ER} P_f(t)}{t} \quad (IV.10)$$

A la place de la maintenance systématique, il est plus avantageux d'adopter une politique de maintenance basée sur le vieillissement du composant. Dans ce cas, l'espérance du coût par unité de temps s'écrit :

$$C_M(T) = \frac{C_{PM}(1 - P_f(T)) + C_{ER} P_f(T)}{\int_0^T (1 - P_f(t)) dt} \quad (IV.11)$$

où le dénominateur représente l'espérance de la longueur du cycle dans l'intervalle $[0, T]$. L'intervalle optimal de maintenance est obtenu par la résolution de l'expression :

$$\frac{\partial C_M(t)}{\partial t} = 0 \quad (IV.12)$$

Pour des coûts d'exploitation élevés, il est possible de maximiser la disponibilité du système, définie par :

$$A = \frac{MUT}{MUT + MDT} \quad (IV.13)$$

où MUT et MDT sont respectivement le temps d'exploitation et le temps d'arrêt du système. La somme $MUT + MDT$ représente l'espérance de la durée du cycle. La maximisation de la disponibilité est équivalente à la minimisation des coûts d'arrêt du système.

IV.8. Modèles de coût de remplacement

Les coûts de maintenance liés au remplacement correctif ou préventif peuvent être divisés en deux parties :

- La première partie dépend des coûts fixes du système (C_0^p ou C_0^c), en particulier ceux de la perte d'exploitation pendant l'arrêt du système et les frais associés (administration, transport, outils,...). Pour beaucoup de systèmes, ce coût peut être très important par rapport au coût de l'intervention lui-même. Naturellement, les coûts sont différents pour le préventif et le correctif, puisqu'il n'y a pas d'effet de surprise/urgence et il est par conséquent plus facile de préparer l'intervention préventive afin de minimiser les coûts associés.
- La deuxième partie dépend des caractéristiques spécifiques du composant à remplacer (C_i^p ou C_i^c), telles que le coût des pièces de rechange, des outillages et des procédures spécifiques.

Lorsqu'un remplacement est effectué (correctivement ou préventivement), son impact sur le coût du système est obtenu par la somme des coûts spécifiques et généraux.

Pour un composant simple, cette espérance du coût est donnée par :

$$C_{T_i}(t) = \frac{(C_0^c + C_i^c) P_{f_i}(t) + (C_0^p + C_i^p) [1 - P_{f_i}(t)]}{\int_0^t [1 - P_{f_i}(u)] du} \quad (IV.11)$$

où $P_{f_i}(t)$ est la probabilité de défaillance du $i^{\text{ème}}$ composant. Pour un système formé de plusieurs composants en série, cette formulation peut être améliorée par deux considérations :

- 1) La probabilité de défaillance simultanée de plusieurs composants est pratiquement nulle ; on trouvera toujours un composant qui tombe en panne avant les autres, ce qui implique l'arrêt de tout le système. Le coût correctif doit être considéré pour ce composant, mais d'autres remplacements préventifs peuvent être considérés.
- 2) Pendant l'opération de maintenance, il n'est pas nécessaire de remplacer tous les composants disponibles, mais seulement une sélection des composants les plus critiques paraît convenable.

Dans le cas où la défaillance du système est engendrée par celle du $i^{\text{ème}}$ composant, on peut choisir de remplacer préventivement les composants j , avec $j = 1, 2, \dots, q_h$. Si aucune défaillance n'est observée jusqu'à l'instant de remplacement planifié, on remplace

préventivement les composants r , avec $r = 1, 2, \dots, q_p$. Ainsi, le modèle de coût du système prend la forme :

$$C_T(t) = \frac{\left(C_0^c + C_i^c + \sum_{j=1}^{q_h} C_j^p \right) P_{f_{\text{sys}}}(t) + \left(C_0^p + \sum_{r=1}^{q_p} C_r^p \right) [1 - P_{f_{\text{sys}}}(t)]}{\int_0^t [1 - P_{f_{\text{sys}}}(u)] du} \quad (\text{IV.12})$$

où $P_{f_{\text{sys}}}(t)$ est la probabilité de défaillance du système.

IV.9. Critères de choix d'une politique de maintenance

Les politiques de maintenance peuvent s'articuler sur différents critères pour définir la stratégie optimale à adopter. On peut citer les stratégies suivantes :

- *Critère purement économique* : l'intervalle de temps entre les inspections/remplacements est défini par le coût optimal de maintenance sans contrainte sur le niveau de fiabilité requis ;
- *Critère économique avec un intervalle minimum* : pour éviter des interventions trop rapprochées, on rajoute une condition sur le temps minimum entre deux interventions successives ;
- *Critère purement opérationnel* : pour mieux gérer l'exploitation du système et sa disponibilité, un intervalle de temps constant est adopté pour les interventions. Le choix de cet intervalle est basé sur la minimisation du coût de maintenance ;
- *Critère purement fiabiliste* : l'intervalle de temps est déterminé par l'instant où la fiabilité du système atteint le niveau minimum acceptable. Suite à la dégradation du système, les intervalles de temps obtenus varient le long de la durée de vie du composant ;
- *Critère fiabiliste basé sur la qualité de l'inspection* : dans ce cas, les intervalles d'inspection/remplacement sont réguliers, mais la qualité de l'inspection est ajustée de telle façon que la fiabilité minimale requise soit respectée.

D'une façon générale, le critère purement économique conduit à des réductions importantes des coûts, mais implique souvent des interventions trop rapprochées. Le choix d'une politique spécifique dépend fortement de la nature du système et des conséquences de la défaillance. Le critère de fiabilité avec prise en compte de la qualité des inspections paraît comme un compromis raisonnable puisqu'il permet de réduire les coûts, tout en assurant un niveau de fiabilité acceptable.

IV.10. Modélisation de la décision de maintenance préventive

Comme aide à la décision pour la gestion de la maintenance, on fait recours à une modélisation mathématique. Proposer, au delà de l'évaluation du risque de défaillance, des modèles normatifs de choix « préventif vs. Correctif », des règles de calcul de la périodicité du préventif, est un projet impliquant plusieurs acteurs dans le temps. Les modèles de base des deux principales classes de politiques de maintenance sont : (i) les modèles de remplacements préventifs et (ii) les modèles d'inspection. Nous n'aborderons ici que la première classe qui va être utilisée dans ce travail.

Les politiques de remplacement préventif s'appliquent à des systèmes dont on connaît à chaque instant l'état d'avancement. L'action entreprise est alors un remplacement au sens propre ou une réparation. Une hypothèse très souvent utilisée consiste à considérer que cette réparation est un renouvellement à l'identique. La décision concerne toujours l'échéancier de ces remplacements. Lorsque la durée d'utilisation d'un matériel le permet, la politique de remplacement préventif est définie en horizon illimité : elle est alors périodique. Cette périodicité peut s'exprimer en fonction de l'âge du composant (ou en unité d'usage équivalente) ou par intervalle de temps constant indépendant de l'âge. La politique de remplacement préventif est représentée sur la figure IV.6.

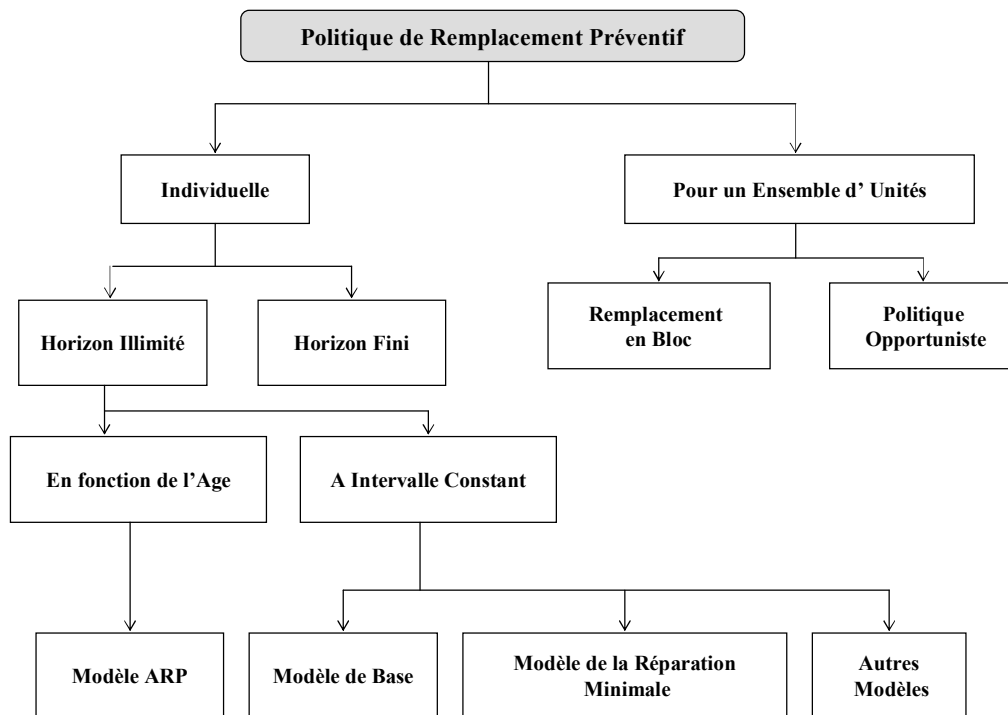


Figure IV.6. Classification des modèles de remplacement préventif.

Les modèles en horizon fini s'appliquent à des structures dont la durée de vie est censurée a priori. Les politiques en horizon fini sont nécessairement séquentielles : l'âge du remplacement est recalculé après chaque régénération du système en fonction de la durée de vie restante.

La maintenance basée sur la fiabilité vise à optimiser l'espérance du coût total et par conséquent à éviter la sur-maintenance et la sous-maintenance.

Trois paramètres régissent la stratégie choisie : (1) distributions de la défaillance, (2) degré de redondance, et (3) rapport entre la maintenance corrective et préventive. Deux stratégies sont habituellement considérées :

- Remplacement basé sur l'âge ;
- Remplacement en bloc.

Pour le remplacement basé sur l'âge, l'intervalle commence à $t = 0$ et finit à $t = T$, dû à la défaillance du composant ou dû au remplacement prévu. La probabilité de défaillance cumulée pour l'intervalle $[0, T]$ est notée $F(T) = 1 - R(T)$, où $R(t)$ est la fonction de fiabilité.

La durée de vie moyenne dans cet intervalle est indiquée par :

$$\bar{X} = \int_0^T R(t) dt \quad (IV.16)$$

Le coût par unité de temps prend la forme :

$$C_T = \frac{C^c P_f(t) + C^p (1 - P_f(t))}{\int_0^t (1 - P_f(u)) du} \quad (IV.17)$$

où C_c et le C_p sont les coûts correctifs et préventifs, respectivement. Pour le remplacement en bloc, l'opération est effectuée au temps $t = T$, même lorsque la défaillance se produit avant ce temps. Dans ce cas, le coût par unité de temps, peut être écrit sous la forme :

$$C_T = \frac{C^c}{\int_0^\infty t f_T(t) dt} + \frac{C^p}{T} \quad (IV.18)$$

IV.11. Recherches sur les politiques de remplacement préventif

Mathématiquement, l'un des problèmes les plus importants dans les politiques de maintenance est de concevoir un plan de maintenance avec deux options : remplacement préventif et remplacement correctif. En remplacement préventif, le système ou l'unité est remplacé par un neuf avant qu'il soit défaillant. Dans le remplacement correctif, c'est l'unité

défaillante qui est remplacée. Des méthodes sont proposées dans la littérature traitant plusieurs aspects de la maintenance et particulièrement le remplacement d'un ou de plusieurs composants. Par ailleurs, quelques livres techniques sur ce problème ont été édités. Par exemple, Arrow et al. [166], Barlow et Proschan [167,168], Jorgenson et al. [169], Gnedenko et al. [170], Gertsbakh [171], Ascher et Feingold [172] et Osaki [173,174] ont publié des textes classiques mais très importants à étudier concernant la théorie mathématique de la maintenance. Plusieurs auteurs tels que Ozekici, ont publié des travaux sur des cas typiques [175]. Barlow [176] et Aven et Jensen [177] ont publié des livres sur la théorie mathématique de la maintenance.

Des critères du coût marginal sont présentés dans les travaux de Dekker et al. [178] pour déterminer le moment optimum de remplacement préventif d'un groupe fixe de composants. Berg [179] a développé une étude qui consiste en l'élaboration d'une méthode d'analyse du coût marginal et de l'optimisation des politiques de maintenance. Une politique de réparation et de remplacement où la décision de réparer un organe défaillant ou le remplacer est basée sur le coût de réparation, est présentée.

Le problème du management du capital d'un propriétaire de réseau de distribution d'eau, de gaz ou d'électricité, fonctionnant dans un cadre régulier est discuté dans le papier de Scarf et al. [180]. Le but de ce travail est de regarder comment des projets d'investissement de réseau concernant la rénovation, le remplacement ou l'extension, peuvent donner la priorité au ratio du capital.

Qian et al. [181] ont proposé un modèle d'extension du dommage cumulé avec la maintenance à chaque choc et la réparation minimale à la défaillance ; le remplacement étant programmé au temps T ou à la N^{ème} défaillance.

La théorie de la fiabilité a été appliquée dans beaucoup de cas entre autres le système de production de gaz [182]. La fiabilité des réseaux Multi-états joue des rôles importants dans la société. Le but des travaux de Yeh [183] est de développer un algorithme intuitif pour évaluer la fiabilité du réseau multi-états sous la contrainte de coût de maintenance.

Dans leur article, Tsai et al. [184] ont présenté une méthode de politique de la maintenance préventive systématique en considérant simultanément trois actions : fonctionnement mécanique, réparation et remplacement pour un système multi-composants basé sur la disponibilité. D'autres articles plus récents tels que [185] proposent une nouvelle méthode pour déterminer les distributions de durée de vie des ponts et calculer l'espérance du coût afin de maintenir et remplacer des éléments du pont.

Neves et al. [186] ont proposé un modèle qui considère l'interaction entre le coût de maintenance et son effet sur l'indice de fiabilité. Ce modèle est utilisé pour comparer la rentabilité de plusieurs stratégies de maintenance pour une structure dégradée. D'autres aspects liés au remplacement, aux fonctions de durée de vie et à l'optimisation de la stratégie de maintenance sont discutés dans [187,188]. Une méthodologie pour la planification des inspections et du remplacement basée sur le coût optimal pour les canalisations soumises à la corrosion par CO₂ est décrite dans les travaux de Hellevik et al. [189]. Les avantages les plus importants gagnés par l'application de cette méthodologie sont l'évaluation conforme des conséquences des différents plans d'inspection et de remplacement, l'incorporation des incertitudes et la mise à jour de ces plans à partir des résultats d'inspection. Plus récemment, une étude sur le remplacement selon l'âge est proposée par Coolen-Schrijner et al. [190]. L'article de Nakagawa et al. [191] convertit les modèles habituels de maintenance en modèles de maintenance finis. Trois modèles habituels de remplacement périodique avec la réparation minimale, le remplacement en bloc et le remplacement simple sont transformés en modèles de remplacement finis.

Dans le papier de Castanier et Rausand [192], le modèle classique de la probabilité de défaillance proposé pour la RCM est employé pour optimiser la politique de remplacement préventif d'une canalisation offshore de pétrole. La politique proposée de remplacement est basée sur des mesures régulières des conditions de la qualité de l'enduit interne de la canalisation. L'évaluation mathématique de la politique de remplacement exige de nombreuses hypothèses.

La plupart des articles dédiés à l'optimisation des politiques de maintenance préventive et corrective supposent implicitement que les composants usés ou défaillants sont toujours remplacés par des composants identiques. Or la plupart des composants sont soumis à l'obsolescence technologique. Actuellement, la littérature contient quelques articles envisageant la question de l'obsolescence sous un angle simplifié. Alors, Clavareau et Labeau [193] ont proposé d'étudier un modèle plus réaliste, permettant de définir les stratégies de remplacement de manière plus générale et d'étudier l'influence des différents paramètres sur les coûts moyens engendrés au cours du temps par les différentes stratégies ainsi que sur la variabilité des coûts.

Afin de conserver le réseau de distribution de gaz dans son état normal de fonctionnement tel qu'il garantisse la sécurité des personnes et des biens, il est nécessaire de définir et de mettre en œuvre une politique de surveillance et de maintenance, ainsi que les contrôles internes

destinés à s'assurer de la réalisation effective de ce plan. Dans un souci constant d'amélioration de la qualité et de la sécurité de la chaîne des ouvrages gaz en Polyéthylène, Gaz de France [194] a mis en place un système d'assurance qualité devant permettre d'éviter toute dérive dans la réalisation de ses réseaux, depuis la fabrication des résines, des tubes et des accessoires, jusqu'à l'exploitation des canalisations sous 4 à 8 bars de pression. Ce guide constitue un vecteur d'information intéressant destiné à sensibiliser la profession aux risques et aux conséquences des endommagements subis par les canalisations en PE dans des conditions de fabrication, de stockage, de manutention, de pose ou d'exploitation incorrectement maîtrisées.

Pour une durée de vie de plus de 50 ans de l'ouvrage et une pression maximale de service déterminée, les tubes en PE sont conçus en fonction des caractéristiques de la composition de base utilisée (Résine), des conditions de stockage, et des conditions de service (pression, température, rayon de courbure, etc.). Durant le transport, la manutention et le stockage des tubes, toutes les précautions doivent être prises afin de garantir, à toutes les étapes que leurs propriétés et états spécifiés, susceptibles d'être affectés par les facteurs d'environnement, sont préservés et que tout dommage d'ordre physique et toute déformation sont évités. Aussi, la qualité et la sécurité de la distribution de gaz reposent sur la surveillance des ouvrages ainsi que sur les actions de maintenance et de renouvellement menées. Le concessionnaire recherche les fuites sur les réseaux à l'aide d'un véhicule spécialisé ou à pied dans les zones les moins accessibles. La recherche systématique de fuite trouve sa justification première dans le légitime souci du distributeur d'assurer avec le maximum d'efficacité, la sécurité des personnes et des biens. Elle se fixe comme objectif essentiel la sélection des fuites qui demandent une réparation d'urgence et le choix de la stratégie à adopter pour les autres fuites en vue de leur traitement, en fonction de leur nature et de leur réparation le long des ouvrages concernés. Le véhicule de surveillance des réseaux (VSR) est basé sur le principe d'aspiration d'un échantillon d'air ambiant qu'on le met au contact d'un détecteur de gaz. Les informations du détecteur sont enregistrées dans un micro-ordinateur, puis sont restituées sous la forme d'un graphe ou d'un fichier informatique, permettant ainsi un traitement optimal et rapide des données recueillies. La surveillance à pied s'effectue grâce à un appareil portatif associé à une canne d'aspiration.

La littérature est pauvre en matière de références traitant la maintenance des réseaux de distribution de gaz ou d'eau.

Ce travail vise à définir le remplacement optimal pour un réseau de distribution de gaz, soumis à de diverses conditions de fonctionnement. L'optimisation de l'espérance du coût total nous permet de définir une stratégie dite « groupée ».

IV.12. Modèle groupé pour le réseau de distribution du gaz

IV.12.1. Disposition du réseau

L'étude porte sur un réseau de distribution du gaz alimentant des cités d'un million d'habitants d'une ville (figure IV.7). Les principaux tronçons TR11 et TR12 avec un diamètre de 250mm alimentent les tubes du réseau avec les diamètres 160, 125, 90 et 63mm. La pression nominale est 4 bars. Puisque la ville considérée a différentes altitudes, il y a un léger gradient thermique qui est pris en compte dans l'évaluation de la durée de vie. Les données de calcul sont présentées dans l'annexe F.

Dans ce réseau, les conditions de pression et de température mènent à quarante cinq configurations différentes des pipes. En considérant les incertitudes dans la pression et la température pour les différents tubes, il peut être possible d'obtenir les distributions de la durée de vie en appliquant des simulations de Monte Carlo. Un ajustement de la distribution de Weibull à deux paramètres peut être ainsi effectué. Le choix du modèle est justifié suite aux résultats obtenus dans les chapitres précédents. Pour ces tubes, le paramètre de forme β se trouve dans la gamme 3,05 à 3,35, alors que le paramètre d'échelle η varie de 101 à 735 ans. La figure IV.8 montre les distributions de la durée de vie de 8 tronçons du réseau couvrant la plage de variation du réseau (TR11 et TR32 représentent respectivement les limites basses et hautes des durées de vie des composants).

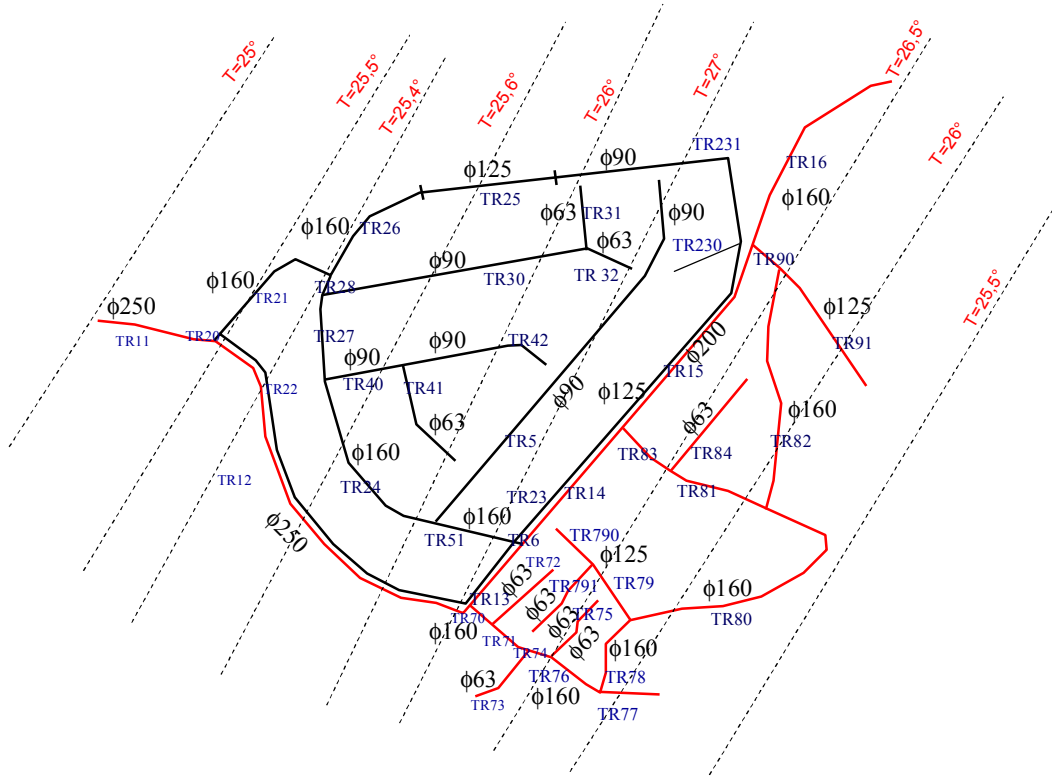


Figure IV.7. Réseau de distribution de gaz.

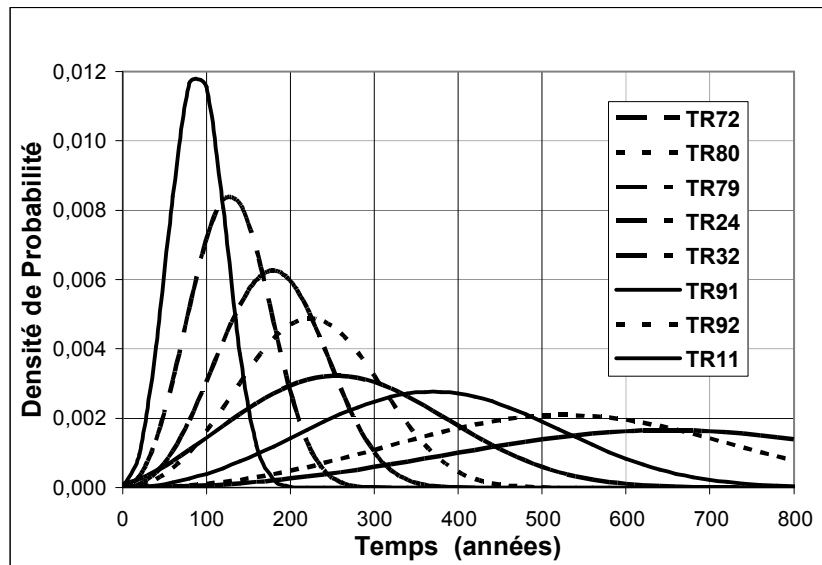


Figure IV.8. Distributions de durée de vie de Weibull pour les tronçons sélectionnés.

IV.12.2. Optimisation du remplacement des différents tronçons

Pour chaque tronçon dans le réseau, le nombre de citoyens servi nous permet de déterminer les pertes de production dues à la maintenance ou à la défaillance. Il devient alors possible de déterminer le moment optimal de remplacement pour chaque tronçon, comme indiqué sur la figure IV.9 pour le réseau entier (45 tronçons). Seulement sept tronçons présentent un temps optimal de remplacement inférieur à la durée de vie de service de 50 ans préconisée par la norme.

Le tableau IV.1 indique les paramètres et les coûts, aussi bien que le temps optimal de remplacement pour les sept tronçons critiques (i.e. tronçons avec le remplacement optimal avant 50 ans). Les distributions de probabilité et tous les coûts prévus sont tracés sur la figure IV.10. Pendant que le tronçon TR11 devrait être remplacé à 37 ans, les tronçons TR22, TR70 et TR71 peuvent attendre jusqu'à 47 ans avant remplacement. Du point de vue pratique, ces derniers ne peuvent pas être remplacés dans le cas où le réseau est changé à l'âge de 50 ans. Du point de vue de la sûreté, la probabilité de défaillance de 10^{-3} correspond à 12 ans pour TR11, à 24 ans pour TR20, à 27 ans pour TR12, à 28 ans pour TR22 et à 30 ans pour TR21, TR70 et TR71. Cela signifie que, du point de vue économique, plus de risque devrait être considéré pour l'optimisation du réseau.

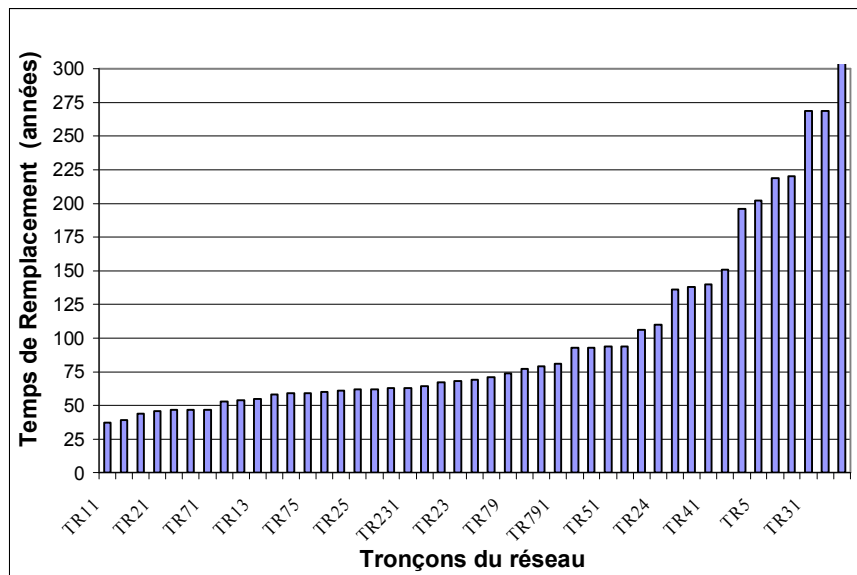


Figure IV.9. Temps Optimaux de Remplacement pour différents tronçons du réseau.

Table IV.1. Les tronçons les plus critiques et temps de remplacement.

Tronçon	β	η	C_d	C_p	$T_{optimal}$
TR11	3,14	101	8324002	693667	37
TR20	3,25	106	3995599	332967	39
TR12	3,18	119	4524733	377061	44
TR21	3,24	125	2903691	241974	46
TR22	3,03	131	1788568	3302363	47
TR70	3,23	127	1238821	103235	47
TR71	3,13	131	1158609	96551	47

Etant donné que les temps optimaux de remplacement sont très rapprochés pour plusieurs types de tronçons, la stratégie de maintenance préventive devrait être basée sur le groupement des tronçons à remplacer. Ce procédé nous permet de réduire le coût global dû aux pertes de distribution de gaz, en considérant la dépendance économique entre les composants. Cela signifie que, quand la distribution du gaz est coupée sur certains secteurs, il devient possible de changer préventivement les tubes correspondant à la population concernée ; cette stratégie s'appelle la stratégie opportuniste. Cependant, le remplacement tôt des tubes de gaz devrait être évité, car il n'améliore pas la fiabilité du réseau. Dans notre cas, trois groupes sont considérés pendant la durée de vie de référence de 50 ans : (1) TR11 et TR20, (2) TR12 et TR21, et (3) TR22, TR70 et TR71. Les pertes de gaz sont groupées pour chacun de ces trois groupes et l'optimisation du coût total est effectuée. La figure IV.11 montre tous les coûts prévus, où l'optimum est trouvé à 38 ans, 44 ans et 49 ans, pour les trois groupes, respectivement. Si la durée de vie désirée est placée à 50 ans, il est clair que le dernier remplacement est inutile et devrait donc être supprimé.

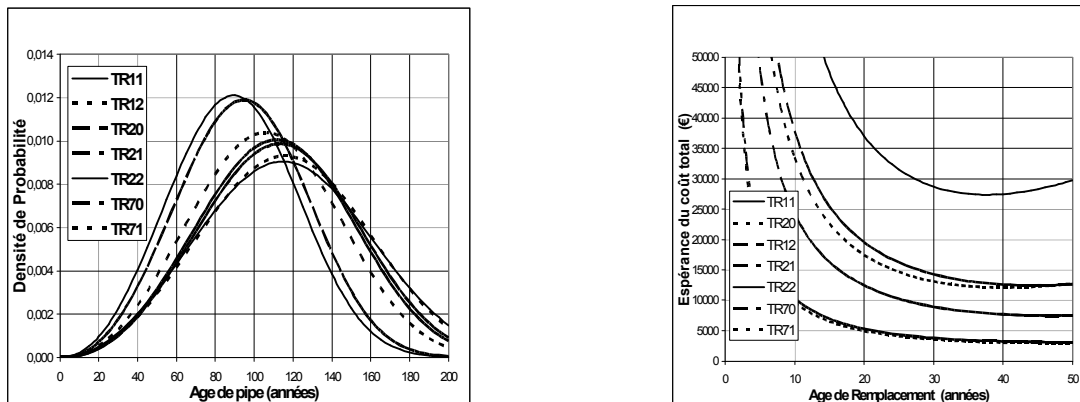


Figure IV.10. Distributions de durée de vie de Weibull pour les tronçons critiques.

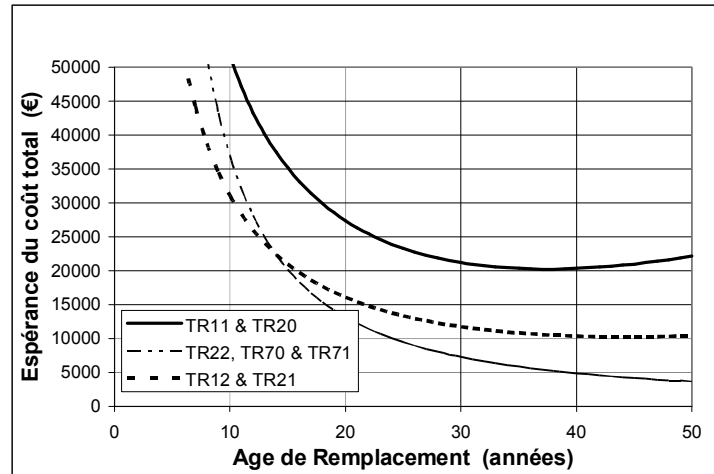


Figure IV.11. Périodes de Remplacement Optimal pour différents groupes de tronçons.

IV.12.3. Conclusion

Cette partie concerne le management de la durée de vie des tubes de distribution du gaz en Polyéthylène. La dispersion des données expérimentales, du chargement et des conditions environnementales implique une analyse profonde de la fiabilité pour les réseaux de distribution de gaz. Pour ce système, la maintenance préventive peut être efficacement définie par les remplacements groupés des tubes. En effet, à partir des durées de vie calculées pour chaque tronçon du réseau étudié, des coûts de défaillance et des coûts préventifs, les temps optimaux de remplacements des tronçons sont calculés. La politique de remplacement groupé est élaborée pour les tronçons ayant une durée de vie inférieure à 50 ans telle que préconisée par les normes ISO 9080 et ASTM D2837.

CONCLUSION GENERALE

Conclusion générale

Les tubes en thermoplastiques conçus pour le transport de gaz, sont utilisés dans des conditions difficiles avec beaucoup de succès. Le polyéthylène (PE) qui est actuellement très répandu pour ces canalisations, dispose de propriétés indispensables à ces réseaux. Il est résistant aux produits chimiques et robuste à long terme. Cependant, plusieurs facteurs influencent sa durée de vie. La compréhension et la maîtrise du comportement du polyéthylène nécessite le développement d'une description de la rupture basée sur la physique microscopique et macroscopique.

Dans ce travail, nous avons introduit, dans un premier temps, une bibliographie mettant en évidence les divers mécanismes de déformation et de rupture pouvant exister. L'état de l'art sur la rupture du PE et les notions fondamentales permettant la caractérisation et la compréhension de la rupture, sont discutées. L'accent est mis sur l'explication des différents modes de rupture des tubes en polyéthylène, sur l'étude du comportement mécanique et sur l'analyse de la transition fragile-ductile. Les modèles de vieillissement des tubes en plastiques sont aussi présentés.

Comme la fatigue est un mode de rupture important pour les canalisations de transport de gaz, une étude expérimentale de fatigue sur des éprouvettes en HDPE a été réalisée. Dans cette étude, une caractérisation de la résistance du HDPE et de la durée de vie en fatigue a été effectuée à partir d'éprouvettes usinées à cet effet. Bien que la résistance ultime présente de basse dispersion, la résistance en fatigue montre une dispersion très grande. Il a été trouvé qu'une expression du type *loi de puissance* est plus appropriée pour représenter des données de fatigue, comparée à l'ajustement linéaire sur une échelle logarithmique. L'analyse statistique a montré que la durée de vie en fatigue ne peut pas être modélisée par une distribution log-normale, couramment adoptée dans la littérature. Les distributions de Weibull à deux et à trois paramètres, ainsi que la log-normale à trois paramètres, peuvent être appliquées d'une manière satisfaisante pour la caractérisation probabiliste de la durée de vie. Par ailleurs, les méthodes du rang médian et du maximum de vraisemblance ne mènent pas à la meilleure qualité d'ajustement des résultats d'essai, et par conséquent elles ne devraient pas être aveuglement appliquées dans la pratique. Selon le lissage du quantile à 10%, on recommande d'employer la distribution de Weibull à deux paramètres pour l'évaluation de la conception et de la fiabilité des canalisations en thermoplastiques pour la distribution de gaz, car elle mène à des produits plus conservateurs en conception.

Nous avons présenté une contribution pour analyser des résultats de la propagation de fissure de fatigue en termes de paramètres énergétiques mesurés sur le polyéthylène. Fondamentalement deux mécanismes majeurs de dommages sont en concurrence pendant la fissuration ; ce sont les mécanismes fragile et ductile de rupture. L'identification est faite en utilisant une approche énergétique, qui calcule le taux de travail irréversible, à dépenser sur la diffusion du dommage et la vitesse de propagation de la fissure. Il a été trouvé que l'accélération de la propagation de fissure peut être obtenue en utilisant des chargements de fatigue avec la fréquence appropriée pour éviter l'échauffement des résines en PE. Aussi, la rupture fragile peut être reproductible par l'essai de fatigue ; i.e. plus la contrainte moyenne appliquée est faible, plus la contribution fragile est grande comme révélé par l'analyse au microscope. En approchant la transition fragile-ductile par le modèle de Klingbeil, les taux de restitution d'énergie ont été calculés pour différents niveaux de chargement en fatigue. Les résultats sont en concordance avec les observations de la littérature (G_c du mécanisme fragile est plus petit que celui du cas ductile). Cependant, les valeurs sont d'un ordre de grandeur plus petit que J mesuré à partir des courbes charge-décharge. Ceci est probablement dû au fait que le PE présente une zone plastique importante et que le modèle de Klingbeil ne fait pas intervenir explicitement toute l'énergie dissipée dans l'endommagement.

Dans la partie relative à l'introduction de la fiabilité dans le dimensionnement des tubes en HDPE, il ressort que l'effet de la température est déterminant pour le calcul de la durée de vie. Nous avons montré que l'indice de fiabilité se dégrade avec la température. De telles études ouvrent des perspectives pour l'évaluation basée sur la fiabilité de la durée vie des tubes et pour l'analyse de la maintenance basée sur la fiabilité des réseaux de gaz. Selon les données disponibles, les incertitudes des paramètres du modèle de durée de vie doivent être considérées dans l'évaluation de la sûreté du tube. L'analyse complète montre que l'influence des incertitudes de la température de service et du modèle sur la sûreté du tube est beaucoup plus grande que les fluctuations de pression du gaz et la précision de la géométrie. Une conclusion pratique peut être formulée en orientant l'équilibre du coût/sûreté sur les conditions de service et d'installation, plutôt qu'aux contrôles excessifs de l'épaisseur du pipe. Enfin, dans la dernière partie, une étude de la politique de remplacement du réseau de transport de gaz est proposée. Compte tenu des différences dans les durées de vie des divers tronçons et des coûts relatifs à la maintenance, un remplacement groupé s'avère très utile.

PERSPECTIVES

Les perspectives offertes par ce travail de thèse sont nombreuses car l'analyse de la fiabilité porte sur la recherche de réponses à des questionnements de fond relatifs à la sûreté des structures en service. Dans le cas des tubes de gaz, l'essentiel du dimensionnement repose sur les approches MRS et HDB qui emploient plusieurs facteurs de sécurité et des appréciations de spécialistes. Il devient impératif de voir quelle est la probabilité de défaillance dans ces modèles pseudo-déterministes qui sont supposés caractériser le niveau de résistance après 50 voire 100 ans de service. Cette démarche s'avère très utile, parce que le risque est évalué sous la forme d'une probabilité et non comme un jugement binaire ; i.e. le dimensionnement est-il acceptable ou non ? ou bien l'exploitation du réseau peut-elle être poursuivie ou non ?

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

- a) Reprendre les méthodes normatives de dimensionnement des tubes HDPE et dégager tous les facteurs présentant des incertitudes dans le but de modéliser leurs effets sur la durée de vie. Ce travail nécessite l'analyse de toutes les normes ISO et ASTM relatives à la construction des réseaux en PE et d'étudier ces facteurs au moyen d'un outil de calcul fiabiliste.
- b) Sur le plan de la gestion des réseaux de distribution de gaz, une autre étude importante peut concerner les plans de maintenance et d'inspection. En effet, cette étude utilisera les données fournies dans cette thèse pour rechercher comment mettre au point une optimisation des remplacements des tubes en HDPE en considérant la dégradation, la durée de vie calculée, les moyens de détection, les techniques d'inspection et les risques mis en jeu.
- c) Chercher à mettre au point une base de données concernant les dégradations et les ruptures observées dans le but de pratiquer le retour d'expérience surtout en terme de sûreté de fonctionnement des réseaux de gaz construits en HDPE. Ces bases de données serviront aux programmes de maintenance, aux calculs de risque, aux modélisations de fiabilité et au développement de nouvelles techniques de travail.

REFERENCES

Références

- [1]. **A. Zeghloul**, *Concepts fondamentaux de la mécanique de la rupture*, cours DEA, Université de Metz, 2004.
- [2]. **Société Française de Chimie**, Paris Décembre 2006, www.sfi.fr.
- [3]. **Sonelgaz** 2006, www.sonelgaz.dz.
- [4]. **Gas Research Institute**, *Pipeline Statistics, Distribution and Transmission, Annual Mileage Totals*, (www.gri.org/pub); Chicago, 2002.
- [5]. **The PE 100 + Association**, *Plastic Pipes*, 3R International, 13,40, 2001.
- [6]. **MPSA Méridionale des plastiques SA**, *Extruder tubes raccord*, 2002.
- [7]. **N. Recho**, *Rupture par fissuration des structures*, HERMES, 1995.
- [8]. **V. Layer**, *analyse de défaillance des pièces plastiques et composites*, édition Cetim, Nantes, pages 21-42, 1996.
- [9]. **G.W. Ehrenstein et F. Montagne**, *Matériaux polymères: structure, propriétés et applications*, Hermes Science, 2000.
- [10]. **S.J.K. Ritchie, P. Davis & P.S. Leever**, *Brittle-tough transition of rapid crack propagation in polyethylene*, *Polymer*, 1998, vol: 39, pages: 6657 – 6663.
- [11]. **A. Marquez-Lucero, C. G'Sell & K.W. Neale**, *Experimental investigation of neck propagation in polymers*, *Polymer*, vol:30, 1989, pages:636-642.
- [12]. **C. G'Sell, JM. Hiver, A. Dahoun & A. Souahi**, *Video-controlled Tensile testing of polymers and metals beyond the necking point*, *Journal of Material Science*, 1992;27:5031-9.
- [13]. **M. Ishikawa et I. Narisawa**, *Crazing in semi crystalline thermoplastics*, *Advance in polymer science*,91/92, 1990, pages 353-391.
- [14]. **A. Peterlin**, *Mechanical properties of fibrous structure, extrait de " ultra-high modulus polymers"*, A Ciferri, I. M. Ward, London : Applied Sci.Pub. Ltd,1979, pages 279-320.
- [15]. **I.M. Ward**, *Review : the yield behavior of polymers*, *Journal of materials Science*, 6(11), 1971, pages 1397-1417.
- [16]. **H.H. Kausch, R Gensler, C. Grein, C.JG Plummer, P. Scaramuzzino**, *Crazing in semicrystalline thermoplastics*, *Journal of macromoleculas science, part B-Physics*, 1999, B38 (5-6).
- [17]. **H. Peterlin**, *Molecular model of drawing polyethylene and polypropylene*, *Journal of materials science*, 6(6), 1971b, pages 490-508.
- [18]. **S.N. Zhurkov et V.V. Kuksenko**, *the micromechanics of polymer fracture*, *International Journal of fracture*, 11(4), 1975, pages 629-639.

- [19]. **Q.Fu, Y.Men et G. Strobl**, *A molar mass induced transition in the yield properties of linear polyethylene*, Polymer, 44(6), 2003, pages 1941-1947.
- [20]. **J.P. Trotignon, M. Piperaud, J. Verdu et A. Dobraczynski**, *Précis de matières plastiques, Structure–Propriétés, Mise en oeuvre et Normalisation*, AFNOR, Nathan, 1992.
- [21]. **M.F. Ashby et D.R.H. Jones**, *Matériaux 2, Microstructure et mise en œuvre*, Editions Dunod, Paris, 1991.
- [22]. **P. Krawczak**, *Essais mécaniques des plastiques. Caractéristiques à long terme et ténacité*, Techniques de l'ingénieur, Traités plastiques et composites, 1999.
- [23]. **N. Kiass et K. Chaoui**, *Comportement à long terme des déformations résiduelles dans les tubes de gaz en PE-HD*, Séminaire international de Génie Mécanique, Oran, SIGMA'02, 2002.
- [24]. **I. Narisawa et A.F. Yee**, *Crazing and fracture of polymer, extrait de "Materials science and technology, A comprehensive treatment"*, Ed.P.H.R.W. Cahn,E.J. Kramer, New York VCH, 1993.
- [25]. **A. Chudnovsky, O.M. Uy et P.D. Wienhold**, *Lifetime of HDPE drain Pipe in an aggressive environment*, TRB 2006 Annual Meeting.
- [26]. **J. Zhang**, *Experimental Study of Stress, Cracking in High Density Polyethylene Pipes*, Thesis of PHD, Drexel University, 2005.
- [27]. **J. Schultz, A. Carré et C. Mazeau**, *Formation and rupture of grafted polyethylene/aluminium interfaces*, International Journal of Adhesion and Adhesives, Volume 4, Issue 4, 1984, pages 163-168.
- [28]. **X.Lu et N.Brown**, *The ductile-brittle transition in a polyethylene copolymer*, Journal of materials science, 1990, 25, pages 29-34.
- [29]. **H.B.H. Hamouda**, *Endommagement et fissuration en fluage de Polyéthylène extrudés : Approche locale- Approche globale*, Thèse de doctorat, Ecole des Mines de Paris, 2000, 267p.
- [30]. **H.B.H. Hamouda, M. Simoes-betbeder, F. Grillon, P. Blouet, N. Billon et R. Piques**, *Creep Damage mechanisms in Polyethylene gas pipe*, Polymer, Volume 42, Issue 12, 2001, pages 5425-5437.
- [31]. **X.Lu et N.Brown**, *the ductile-brittle transition in a polyethylene copolymer*, Journal of materials science, 25, 1990, pages 29-34.
- [32]. **X. Lu, R. Qian et N. Brown**, *Discontinuons crack growth in polyethylene under a constant load*, Journal of Materials Science, 26(4), 1991, pages 917-924.

- [33]. **L.J. Rose, A.D. Channell, C.J. Frye et G. Capaccio**, *Slow crack growth in polyethylene : a novel prediction model based on the creep of craze fibrils*, Journal of applied polymer science, 54(13), 1994, pages 2119- 2124.
- [34]. **Q. Fu, Y. Men et G. Strobl** , *Understanding of the tensile deformation in HDPE/LDPE blends based on their crystal structure and phase morphology*, Polymer, 44(6), 2003, pages 1927-1933.
- [35]. **K. Ishikawa, K. Miyasaka et M. Maeda**, *Drawing of single-crystal mats of linear polyethylene*, Journal of polymer science, polymer physics edition, 7(12), 1969, pages 2029-2041.
- [36]. **J.M Haudin**, *Plastic Deformation of semi-crystalline polymers, extrait de « Plastic deformation of amorphous and semi-crystallin materials »*, Ed.B. Escaig and C. G'Sell, 1982.
- [37]. **R. Seguéla et F. Rietsch**, *Double yield point in Polyethylene under tensile loading*, Journal of Material Science letters,9(1), 1990, pages 46-47.
- [38]. **A. Peterlin et G. Meinel**, *Small angle X ray diffraction studies of plastically deformed Polyethylene III- Small draw ratios*, Makromolekulare chimie, 142, 1971a, pages 227- 240.
- [39]. **J.M. Schultz**, *Microstructural aspects of failure in semicrystalline polymer*, Polymer engineering and science,24(10), 1984, pages 770-785.
- [40]. **K. Friedrich**, *Crazes and shear bands in semi-crystalline thermoplastics*, Advances in polymer science, 52/53, 1983, pages 225-274.
- [41]. **H.H.Kausch et C.J.G. Plummer**, *The role of individual chains in polymer deformation*, Polymer,35 (18), 1994, pages 3848-3857.
- [42]. **A. Lustiger et R.D. Comeliussen**, *the role of crazes in the crack growth of Polyethylene*, Journal of materials Science,22(7), 1987, pages 2470-2476.
- [43]. **Y.L. Huang et N. Brown** , *The dependence of butyl branch density on slow crack growth in Polyethylene : kinetics*, journal of polymer science : Part B : Polymer physics, 28(11), 1990, pages 2007-2021.
- [44]. **M. Ishikawa, K. Ushui et Y. Kondo**, *Effect of tie molecules on the craze strength of polypropylene*, Polymer,37(24), 1996, pages 5375-5379.
- [45]. **N. Brown et X.Lu**, *A quality control test for predicting the lifetime of Polyethylene pipes, fitting and resins*, Journal of Materials Science, 1991, 26, pages 617-623. 20, 2001, pages 8425-8434.

- [46]. **N.Kiass, R.Khelif, L. Boulanouar et K. Chaoui**, *Experimental approach to Mechanical property Variability through a High-Density polyethylene gas Pipe Wall*, Polymer of Science, 2004.
- [47]. **Ed.M.F. Kanninen et A.T.Hopper**, *Fracture Mechanics :sixteenth symposium/ West Conshohocken*, ASTM STP 868, 1985.
- [48]. **C. Lemaignan**, *La rupture des matériaux*, EDP Sciences, 2003.
- [49]. **R. Marissen, R.F.M. Lange, S. Bißels, P. Hinkel et H. Nowack**, *Scanning electron microscope visualisation of crack initiation and propagation under static and fatigue loading in thermoplastic elastomers*, International journal of Fatigue, 27, 2005, pages 71-84.
- [50]. **D. François, A. Pineau et A. Zaoui**, *Comportement mécanique des matériaux- Elasticité et plasticité*, Hermès, Paris,1995.
- [51]. **P.Krawczak**, *Techniques de l'Ingénieur*, AM3 510, 1998.
- [52]. **M. Parsons, E.V. Stepanov, A. hiltner et E. Baer**, J.mater. Sci, 34, pages 3315,1999.
- [53]. **S.K. Phua, C.C. Lawrence et R. Potter**, J.Mter.Sci, 32, page 6583,1997.
- [54]. **G.E. Dieter**, *Mechanical Metallurgy*, McGraw-Hill Book Company 1988.
- [55]. **The NW Natural Handbook**, *NW Natural & Pipeline Safety*, MIST-STORAGE, 2002.
- [56]. **G.W. Ehrenstein et F. Montagne**, *Matériaux polymères: Structure-Propriétés et Applications*, Chapitre 6, HERMES Science Publications, Paris, 2000.
- [57]. **TechTendances**, *Vieillissement et durabilité des polymères à usage industriel*, Innovation 128, 2001.
- [58]. **L. Molent, R. Jones et S. Barter**, *S.Pitt, Recent developments in fatigue crack growth assessment*, International Journal of fatigue, 2006.
- [59]. **V.Favier, T. Giroud, E. Strijko, J. M. Hiver, C. G'Sell, S. Hellinckx et A. Goldberg**, *Slow crack propagation in polyethylene under fatigue at controlled stress intensity*, Polymer 43 (2002), pages 1375-1382.
- [60]. **L. Andrew, Ward, X. Lu et N. Brown**, *Accelerated test for evaluating slow crack growth of polyethylene copolymers in Igepal and air*, Polymer engineering and science, Volume 30, No 18, 1990.
- [61]. **M. L. Kasakevich et A. Moet**, *Comparative crack layer analysis of fatigue and creep crack propagation in high density polyethylene*, Polymer, Volume 31, issue 3,1990.
- [62]. **W. L. Sauer, K.D. Weaver et N.B. Beals**, *Fatigue performance of ultra-high-molecular-weight polyethylene: effect of gamma radiation sterilization*, Biomaterials 17, 1996, pages 1929-1935.

- [63]. **M. Parsons, E.V.Stepanov, A.Hiltner et E. Baer**, *Correlation of fatigue and creep slow crack growth in a medium density polyethylene pipe material*, Journal of materials science 35, 2000, pages 2659-2674.
- [64]. **K. Varadarajan et C.M. Rimanac**, *Compliance Calibration for fatigue crack propagation testing of Ultra High Molecular Weight polyethylene*, Biomaterials 27, 2006, pages 4693-4697.
- [65]. **P.T. Reynolds et C.C. Lawrence**, *mechanisms of deformation on the fatigue polyethylene pipe*, Journal of Materials Science, volume 28, N° 9, 1993, pages 2277-2282.
- [66]. **W. Weibull**, *A statistical distribution function of wide applicability*, J. Appl. Mech 1951;18(3):293-7.
- [67]. **T. Trankner, M. Hedenqvist et U. W. Gedde**, *Struture and Crack Growth in Gas Pipes*, Polymer Engineering And Science, Volume 36, No.16, 1996 .
- [68]. **The plastic Pipe Institute Inc.**, *Rate Process Method for Projecting Performance of Polyethylene Piping Components*, 1999, Technical Note TN-16/99.
- [69]. **M. Farshad**, *Two new criteria for the service life prediction of plastics pipes*, Polymer Testing, Volume 23, Issue 8, December 2004, Pages 967-972.
- [70]. **J. Lai et A. Bakker**, *Analysis of the non- linear creep of high- density polyethylene*, Polymer, 1995, Vol. 36, No. 1, pp. 93-99.
- [71]. **G. Pluinage et V.T. Sapunov**, *Fuite et rupture des tubes endommagés*, Cépadues-Editions, 2004.
- [72]. **P. Rabbe, P. Lieurade et A. Galtier**, *essais de fatigue*, Techniques de l'ingénieur, Fascicules, M4 170 et 171, 3, 2000.
- [73]. **J. Schijve**, *Statistical distribution functions and fatigue of structures*, International Journal of Fatigue, 27, 2005, pages 1031-1039.
- [74]. **P. Tobias et G. Karsten**, *Statistical analysis of slow crack growth experiments*, Journal of the Europeen Ceramic Society 26, 2006, pages 3061-3065.
- [75]. **W.F. Wu et C.C. Ni**, *Statistical aspects of some fatigue crack growth data*, Engineering Fracture Mechanics xxx (2006).
- [76]. **M. Bigerelle, D. Najjar, B. Fournier, N. Rupin et A. Lost**, *Application of Lambda Distributions and Bootstrap analysis to prediction of fatigue lifetime and confidence intervals*, International Journal of Fatigue, 28, 2006, pages 223-236.
- [77]. **Goodfellow Polyéthylène, Lille, France**, www.goodfellow.com/csp/active/gfHome.csp

- [78]. **P. Danelie**, *Statistique théorique appliquée*, Tome 2, Edition Université Lakcier et De Bock (Belgique), 650 pages, 1999.
- [79]. **Minitab Reference Manual**. *Release 13.0. for windows*. PA state college, Minitab, 1047 pages, 2000.
- [80]. **C. Laurent et C. Sumner**, *Notch generation and geometry in quality control test specimens*, Polymer Testing, Volme7, Issue 4, 1987, pages 225-237.
- [81]. **B. Deriquehem**, *Pratique des plastiques et composites, choix, contrôle, production, qualité*, Partie 7, DUNOD, Paris (12-2002).
- [82]. **D. François**, *essais mécaniques et lois de comportement*, Hermes Science (2001).
- [83]. **R. Dossogne**, *Polyéthylène haute densité PE-HD*, Technique de l'ingénieur, traité plastiques et composites A 3315 (02-1996).
- [84]. **M. Biron**, *Propriétés des thermoplastiques, Tableau comparatifs*, Technique de l'ingénieur, traité plastiques et composites, AM 3306 (10-1998).
- [85]. **G. Hénaff et F. Morel**, *Fatigue des structures : endurance, critères de dimensionnement, propagation des fissures, rupture*, Ellipses 2005.
- [86]. **S.E. Kultural et I.B. Eryurek**, *Fatigue behavior of calcium carbonate filled polypropylene under high frequency loading*, Materials & Design, Volume 28, Issue 3, 2007, pages 816-823.
- [87]. **W. J. Wisnowski, J.R. Simpson, O.C.Montgomery et G.C. Runger**, Resampling methods for variable selection in robust regression, Computational Statistics & Data Analysis 43, 2003.
- [88]. **B. Efron et R.J. Tibshirani**, *An introduction to the Bootstrap, Monographs on statistics and applied probability 57*, Chapman & Hall, 1993.
- [89]. **A. Lannoy**, *Analyse quantitative et utilité du retour d'expérience pour la maintenance des matériels et la sécurité*, collection de la direction des études et recherches d'électricité de France, Editions Eyrolles, 1996.
- [90]. **PC. Gope**, *Determination of sample size for estimation of fatigue life by using Weibull or lognormal distribution*, International Journal of Fatigue, 1999;21(8), pages745-752
- [91]. **Daniela Jaruskova**, *Maximum log-likelihood ratio test for a change in three parameter Weibull distribution*, Journal of Statistical Planning and Inference, 2007, 137, pages 1805-1815.
- [92]. **A. Chudnovsky et Y. Sulkhin**, *Application of crack layer theory to modelling of slow crack growth in polyethylene*, Int. J. Fract., 1999, 97, pages 83-102.

- [93]. **L. Hubert, L. David, R. Séguéla, G. Vigier, C. Corfias-Zuccalli et Y. Germain**, *Physical and mechanical properties of PE pipes in relation to molecular architecture: Short-term creep of isotropic and drawn materials*, J. Appl. Polym. Sci., 2002, 84, pages 2308-2317.
- [94]. **K. Chaoui, A. Moet et A. Chudnovsky**, *Consequences of residual stress on crack propagation in PE Pipes*", Proc. 10th Inter. Conf. Experim. Mech., Lisbon, Portugal, 1994, pages 811-816.
- [95]. **Y. Zhou, X. Lu, Z. Zhou et N. Brown**, *The relative influence of molecular structure on brittle fracture by fatigue and under constant loads in polyethylene*. Poly. Eng. and Sci., 1996, 36(16), pages 2101-2107.
- [96]. **B-H. Choi, Z. Zhou, A. Chudnovsky, S. Stivala, K. Sehanobish et C.P. Bosnyak**, *Fracture initiation associated with chemical degradation: observation and modelling*. Int. J. Solid. and Struct. 2005, 42, pages 681-695.
- [97]. **W.P. James**, *Transition, Mechanical behaviour of materials*, University of Hlinnois at Urbana-Champaign, 1998.
- [98]. **M. Fève et J. Tatibouet**, *Rupture, Tests et essais des polymères*, AFNOR, Cedex7, Paris (12-1976).
- [99]. **F. Ramsteiner**, *$J_{0.2}$ – values by impact testing*. Polymer Testing 1999; 18: pages 641-647.
- [100]. **Koichi Kiato**, *A study of brittle – ductile transition in Polyethylene*, Polymer Engineering and Science, Volume 37, N°5, 1997, pages 777-788.
- [101]. **Koichi Kiato**, *Effect of entanglement on brittle-ductile transition in polyethylene*, Polymer Engineering and Science, Volume 41, N°7, 2001, pages, 1146-1156.
- [102]. **D. François, A. Pineau et A. Zaoui**, *Comportement Mécanique des matériaux*, Editions Hermès 1993.
- [103]. **R. Kiazand**, *Contribution à l'étude d'un milieu élasto- plastique fissuré aux états limites de rupture et de fatigue*, Thèse de Doctorat, Université Blaise Pascal, 1996.
- [104]. **N.Kiass**, *Une nouvelle approche expérimentale pour l'étude de la variabilité des Propriétés Mécaniques des tubes semi-cristallins en HDPE 80*, Thèse de Doctorat, Université d'Annaba, 2005.
- [105]. **F. Massa**, *Nocivité des fissures dans le Polyéthylène, critères de rupture*, Thèse de Doctorat de l'Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 1995.

- [106]. **S. Choi et L.J. Broutman**, *A plane-strain tensile specimen to determine ductile-brittle transitions in PE pipe grade resins*, Ninth plastic fuel gas pipe symposium, AGA, 1985.
- [107]. **D-M. Duan et J G.Williams**, *Craze testing for tough polyethylene*, J. Mater. Sci., 33, 1998, pages 625-638.
- [108]. **M. Farshad**, *Two new criteria for the service life prediction of plastics pipes*, Polymer Testing, 2004.
- [109]. **N. Brown, X. Lu, Y.L. Huang, R. Quan et C. Makrom**, Symposium, 41,55,1991.
- [110]. **P.A. O'Connell, R.A. Duckett et I.M. Wards**, *Brittle-Ductile transition in polyethylene*, Polym. Eng. and Sci., 42(7), 2002, pages 1493-1508.
- [111]. **J. E. Young, L. A. Raphaelian et D. T. Raske**, *GRI Project Review Meeting*, 1986.
- [112]. **Klingbeil N. W.**, *A total dissipated energy theory of fatigue crack growth in ductile solids*. Int. J. Fract., 25, 2003, pages 117-128.
- [113]. **J.M. Crissman**, *Reference Standard Polyethylene Resins and Piping Materials*, GRI Final Report 87-0326, 1987.
- [114]. **S.C. Tjong et Y.C. Ke**, *Fracture toughening behaviour of Elastomer modified polyphenylene ether/ polyamide blends*, European Polymer Journal, Volume 34, N° 11,1998, pages 1565-1570.
- [115]. **K. Kadota, S. Chum et A. Chudnovsky**, *Bridging the PE lifetime under fatigue and creep conditions with its crystallization behavior*. J. Appl. Polym. Sci., 49, 1999, pages 863-875.
- [116]. **M. Parsons, E.V. Stepanov, A. Hiltner et E. Baer**, *Correlation of stepwise fatigue and creep slow crack growth in high-density polyethylene*. J. Mater. Sci., 2000, 35, pages 1857-1866.
- [117]. **H.B.H. Hamouda, L. Laiarinandrasana et R. Piques**, *Fracture mechanics global approach concepts applied to creep slow crack growth in a medium density polyethylene (MDPE)*. Engineering Fracture Mechanics 2007;74, pages 2187-2204.
- [118]. **H.B.H. Hamouda, L. Laiarinandrasana et R. Piques**, *Viscoplastic behaviour of a medium density polyethylene (MDPE): Constitutive equations based on double nonlinear deformation model*, International Journal of Plasticity 2007; 23, pages 1307-1327.
- [119]. **H. Procaccia et P. Morilhat**, *Fiabilité des structures des installations industrielles, Théorie et applications de la mécanique probabiliste*, Editions EYROLLES, 1996.
- [120]. **M. Lemaire, en collaboration avec A. Chateauneuf et J.C. Mitteau**, *Fiabilité des*

- Structures, Couplage Mécano-Fiabiliste Statique*, Hermès Science Publication, ISBN, 2, 2005, pages 7462-1057-6.
- [121]. **M. S. Song, G. X. Hu et L. J. Hu**, *Prediction of long-term mechanical behaviour and lifetime of polymeric materials*, Polymer Testing, Volume 17, Issue 5, August 1998, pages 311-332.
- [122]. **P.A. O'Connell, M.J. Bonner, R.A. Duckett et I.M. Ward**, *The relationship between slow crack propagation and tensile creep behaviour in polyethylene*, Polymer, Volume 36, Issue 12, 1995, pages 2355-2362.
- [123]. **Phimeca Engineering**. *PHIMECA- Reliability- based design and analysis. Users Manual, Ver 2.0*, Aubière, France, 2004.
- [124]. **Z. Yan-Gang et O. Tetsuro**, *A general procedure for first/ second-order reliability method (FORM/SORM)*, Structural Safety 1999; 21, pages 95-112.
- [125]. **E. Castillo, J.M. Sarabia, C. Solares et P.Gomez**, *Uncertainty analyses in fault trees and Bayesian networks using FORM/SORM methods*, Reliability Engineering & System Safety 1999;65, pages 29-40.
- [126]. **Normes françaises**, *NF X50-120*, 1988.
- [127]. **R. Levi**, *Calculs probabilistes de la sécurité des constructions*, Annales des Ponts et Chaussées, 1949, 4, pages 493-539.
- [128]. **C.A. Cornel**, *A probabilistic- Based Structural Code*, Journal of the American Concrete Institute, 1969,66,12, pages 974-985.
- [129]. **A.M. Hasofer et N.C. Lind**, *Exact and Invariant Second Moment Code Format*, Journal of the Engineering Mechanics Division, 1974,100, pages 111-121.
- [130]. **A.L. Johnson**, *Strength, Safety and Economical Dimensions of Structures*, Stockholm: Statens Kommitte för Byggnadsforskning, 1953.
- [131]. **A. Pugsley**, *The Safety of Structures*, London: Edward Arnold, 1966.
- [132]. **J. Ferry-Borges et M.Castanheta**, *Structural Safety*, Lisbon: laboratório Nacional de Engenharia Civil, 1971.
- [133]. **Y.K. Lin et J.N.Yang**, *On Statistical moments of Fatigue Crack Propagation*, Engineering Fracture Mechanics, 18, 1983, pages 243-356.
- [134]. **T. Lassen et J.D. Sorensen**, *A probabilistic Damage Tolerance Concept for Welded Joints, Part I: Data base and stochastic modelling*, Marine Structures, 15, 6, 2002, pages 599-613.
- [135]. **P.Thoft- Christensen et M.J Backer**, *Structural Reliability Theory and its Applications*, Berlin: Springer Verlag, 1982.

- [136]. **H.O. Madsen, S. Krenk et N.C. Lind**, *Methods of Structural safety*, Englewood: Prentice- Hall, 1986.
- [137]. **R.E. Melchers**, *Structural Reliability Analysis and Prediction*, Chichester: John Wiley & Sons, 1999.
- [138]. **Z.Yan-Gang et O.Tetsuro**, *A general procedure for first/ second-order reliability method (FORM/SORM)*, *Structural Safety* 1999; 21, pages 95-112.
- [139]. **R. Rackwitz**, *Reliability analysis- a review and some perspectives*, *structural safety*, 23,2001, pages 365-395.
- [140]. **O. Ditlevsen**, *Structural reliability codes for probabilistic design — a debate paper based on elementary reliability and decision analysis concepts*, *Structural Safety*, Volume 19, Issue 3, 1997, pages 253-270
- [141]. **O. Ditlevsen et H.O. Madsen**, *Structural reliability methods*, John Wiley & Sons, 1996.
- [142]. **M. Ahammad et R.E.Melchers**, *Reliability of underground pipelines subject to corrosion*, *J.Transport Engng*, 1994.
- [143]. **J.M. Planeix et M. Zehri**, *Pipe under Complex Loading: a Probabilistic Approach*, *Marine Structures*, 1995.
- [144]. **M. Ahammad et R.E. Melchers**, *Probabilistic analysis of underground pipelines subject to combined stresses and corrosion*, *Engineering structures*,1997;19(12), pages 988-994.
- [145]. **W.A. Moussa**, *Risk-based reliability Evaluation of Multi-site Damage in Pipelines*, *Computers Ind. Engng*, Vol 35 , 1998, Nos 364, pages 595-598
- [146]. **K. Kolowrocki**, *on applications of asymptotic reliability functions to the reliability and risk evaluation of pipelines*, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 75, 1998, pages 545-558
- [147]. **A.S. Selçuk et M.S. Yucemen**, *Reliability of lifetime Network under seismic hazard*, *Reliability Engineering and System Safety*, 65, 1999, pages 213-227.
- [148]. **J.B. Aguiar**, *Durability of polymeric pipes in contact with domestic products*, *Construction and Building Materials*, 1999.
- [149]. **F. Caleyó F., J.L. Gonzalez et J.M. Hallen**, *A study on the reliability assessment methodology for pipelines with active corrosion defects*, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 2002.
- [150]. **Santosh, G. Vinod, O.P. Shrivastava, R.K.Saraf, A.K. Ghosh et H.S.Kushwaha**, *reliability analysis of pipelines carrying H₂S for risk based inspection of heavy water*

- plants, reliability engineering & system safety 2004-2006.*
- [151]. **G. Dundulis, R. Alzbutas, F.K. Ronald et P. Marchertas**, *Reliability Analysis of Pipe Whip Impacts*, Nuclear Engineering and Design, 2005.
- [152]. **D. Yuhua et Y. Datao**, *estimation of failure probability of oil and gas transmission, pipelines by fuzzy fault tree analysis*, Journal of loss prevention in the process industries, 2005.
- [153]. **S.M. Lee, Y.S. Chang, J.B. Choi et Y.J. Kim**, *Failure probability assessment of wall-thinned nuclear pipes using probabilistic fracture mechanics*, nuclear Engineering and Design, 2005.
- [154]. **A. Sandvik, E. Østby et C. Thau low**, Probabilistic fracture assessment of surface cracked pipes using strain-based approach, Engineering fracture Mechanics, 73, 2006, pages 1491-1509.
- [155]. **A. Amirat, A. Chateaufneuf et K. Chaoui**, Reliability assessment of underground pipelines under the combined effect of active corrosion and residual stress. Int J of Pressure Vessels Piping 2006; 83(2), pages 107-117.
- [156]. **M.G. Spangler et R.L. Handy**, *Soil engineering, 4th edition*, Harper and Row, New York, 1982.
- [157]. **STPM Chiali**, *Catalogue Technique : Tubes polyéthylène (PE) et accessoires*, Sidi Bel Abbès, Algérie.
- [158]. **J. Zhou**, *Reliability assessment method for pressure piping containing circumferential defects based on fuzzy probability*, International Journal of Pressure Vessels and Piping 2005; Volume 82, Issue 9, pages 669-678.
- [159]. **Madsen H.O., Krenk S., Lind N.C.**, *Methods of Structural Safety*, Dover Publications 2006.
- [160]. **The Plastic Pipe Institute**, *Nature of Hydrostatic Stress Rupture Curves*, Technical Note TN-7/2000, p. 11.
- [161]. **C. Pellegrin**, *Fondements de la Décision de Maintenance*, Economica 1997.
- [162]. **J.J. Cheron**, Pipeline and Gas Industry, 84,5, 2001.
- [163]. **I.K. DeBieu**, Ninth plastic fuel gas pipe symposium, AGA, 1985
- [164]. **NW Natural & Pipeline Safety**, MIST-STORAGE, The NW Natural Handbook, 2002.
- [165]. **Chevron Philips Chemical Compagny LP DRISCOPEXTM**, Bulletin PP 301, (www.performancepipe.com), 2001.
- [166]. **Kj. Arrow, S. Karlin et H. Scarf**, editors, *Studies in applied probability and*

- management science*, Stanford, Stanford University Press, 1962.
- [167]. **RE. Barlow et F. Proschan**, *Mathematical Reliability*, New York; John Wiley & sons, 1965.
- [168]. **RE. Barlow et F. Proschan**, *Statistical theory of reliability and life testing probability models*, New York; Holt, Rinehart and Winston, 1975.
- [169]. **DW Jorgenson, J. McCall et R. Radner**, *Optimal replacement policy*, Amsterdam, North-Holland, 1967.
- [170]. **BV Gnedenko, YK. Belayev et AD. Solovyev**, *Mathematical methods of reliability theory*, New York, Academic press, 1969.
- [171]. **IB. Gertsbakh**, *Models of preventive maintenance*, Amsterdam, North-Holland, 1977.
- [172]. **H. Ascher et H. Feingold**, *Repairable systems reliability*, New York, Marcel Dekker, 1984.
- [173]. **S. Osaki**, *Stochastic system reliability modelling*, Singapore, World scientific, 1985.
- [174]. **S. Osaki**, *Applied stochastic system modelling*, Berlin, Springer-Verlag, 1992.
- [175]. **S. Ozekici**, editor, *Reliability and maintenance of complex system*, NATO ASI series, Berlin Springer-Verlag, 1996.
- [176]. **RE. Barlow**, *Engineering reliability*, Philadelphia, SIAM, 1998.
- [177]. **T. Aven et U. Jensen**, *Stochastic models in reliability*, New York, Springer-Verlag, 1999.
- [178]. **R. Dekker et I. F.K. Roelvink**, *Marginal cost criteria for preventive replacement of a group of components*, European journal of Operational Research 84, 1995, pages 467-480.
- [179]. **M. P. Berg**, *The marginal cost analysis and its application to repair and replacement policies*, European Journal of Operational Research 82, 1995, pages 214-224.
- [180]. **P.A. Scarf et H. H. Martin**, *A framework for maintenance and replacement of a network structured system*, International Journal Production Economics 69, 2001, pages 287-296.
- [181]. **C. Qian, S. Nakamura et T. Nakagawa**, *Replacement and Minimal Repair Policies for a Cumulative Damage Model with Maintenance*, Computers and Mathematics with Applications 46, 2003, pages 1111-1118.
- [182]. **T. Aven**, Availability evaluation of oil/ gas production and transportation

- systems, Reliability engineering 18, 1987, pages 35-44.
- [183]. **W-C. Yeh**, *Mutistate network reliability evaluation under the maintenance cost constraint*, Internatioanl Journal Production Economics 88, 2004, pages 73-83.
- [184]. **Y-T. Tsai, K-S. Wang et L-C. Tsai**, *A study of availability-centered preventive maintenance for multi-component systems*, Reliability Engineering & System Safety 84, 2004, pages 261-270.
- [185]. **J.M. van Noortwijk et H.E. Klatter**, *The use of lifetime distribution in bridge maintenance and replacement modelling*, Computer and Structures 82, 2004, pages 1091-1099.
- [186]. **L.C. Neves, D.M. Frangopol et P.S. Cruz**, *Cost of life extension of deteriorating structures under reliability-based maintenance*, Computer and Structures 82, 2004, pages 1077-1089.
- [187]. **S.I. Yang, D.M. Frangopol et L.C. Neves**, *Optimum maintenance strategy for deteriorating bridge structures based on lifetime functions*, Engineering structures 28, 2006, pages 196-206.
- [188]. **R. Pascual et J.H. Ortega**, *Optimal replacement and overhaul decisions with imperfect maintenance and warranty contracts*, Reliability Engineering and System safety 91, 2006, pages 241-248.
- [189]. **S.G. Hellevik, I. Langen et J.D.Sorensen**, *Cost optimal reliability based inspection and replacement planning of piping subjected to CO₂ corrosion*, International Journal of Pressure Vessels and Piping, 76, 1999, pages 527-538.
- [190]. **P. Coolen-Schrijner et F.P.A.Coolen**, *Nonparametric adaptive age replacement with a one-cycle criterion*, Reliability Engineering & System Safety, 92, 2007, pages 74-84.
- [191]. **T. Nakagawa et S. Mizutani**, *A Summary of maintenance policies for a finite interval*, Reliability Engineering & System Safety, In Press 2007.
- [192]. **B. Castanier et M. Rausand**, *Maintenance optimization for subsea oil pipelines*, International Journal of Pressure Vessels and Piping, 83, 2006, pages 236-243.
- [193]. **J. Clavareau et P-E Labeau**, *Maintenance et stratégies de remplacement de composants soumis à obsolescence technologique*, 15^{ème} congrès de Maîtrise des risques et de Sûreté de fonctinnement- Lille 10-12 Octobre 2006-Présentation 2C-2.
- [194]. **D. Gueugnaut, A. Darut et J-C. Bergeron**, *Développement d'un guide de prévention, évaluation et traitement des endommagements des réseaux en polyéthylène pour la distribution du gaz*, Mécanique et Industrie 6, 2006, pages 641-650.

ANNEXES

Annexe A

Principales Propriétés et Caractéristiques du polyéthylène

Polyéthylène haute densité

Types : semi-cristallin (60-80%).
Propriétés : faible masse volumique, faible rigidité, bonne tenue chimique, stabilisation usuelle (noir de carbone, amines à encombrement stérique...), aptitude au soudage, fabrication de tubes.
Caractéristiques : couleur blanc laiteux, brûle avec une flamme jaune et flotte sur l'eau.

Grandeurs :

$$\rho = 0,940 - 0,960 \text{ g/cm}^3$$

$$E \approx 600 - 1400 \text{ MPa}$$

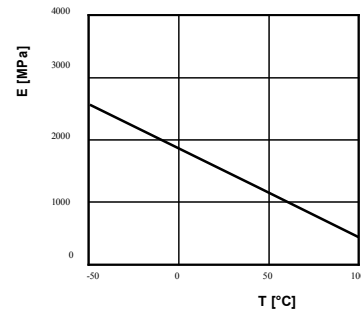
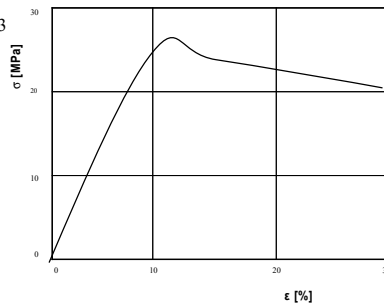
$$\sigma_Y = 18 - 30 \text{ MPa}$$

$$\epsilon_Y = 8 - 12\%$$

$$\epsilon_B \approx 50\%$$

$$T_g \leq -100^\circ\text{C}$$

$$T_{pf} = 125 - 140^\circ\text{C}$$



Températures limites :

Court terme : $-80^\circ\text{C} - 100^\circ\text{C}$

Long terme : $-60^\circ\text{C} - 80^\circ\text{C}$

Polyéthylène basse densité

Types : semi-cristallin (40-55%).
Propriétés : faible masse volumique, faible rigidité, mise en forme aisée selon différentes techniques, bonnes propriétés à l'écoulement, faible stabilité dimensionnelle, fabrication de feuilles, peu adapté en construction.
Caractéristiques : incolore, brûle avec une flamme jaune et flotte sur l'eau.

Grandeurs :

$$\rho = 0,914 - 0,928 \text{ g/cm}^3$$

$$E \approx 200 - 400 \text{ MPa}$$

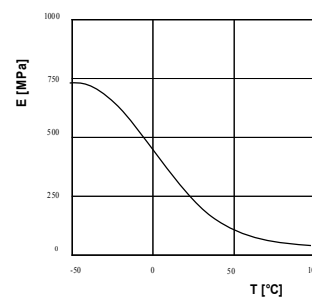
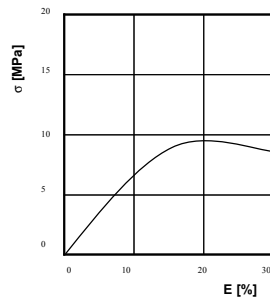
$$\sigma_Y = 8 - 10 \text{ MPa}$$

$$\epsilon_Y \approx 20\%$$

$$\epsilon_B \approx 50\%$$

$$T_g \leq -100^\circ\text{C}$$

$$T_{pf} = 85 - 125^\circ\text{C}$$



Températures limites :

Court terme : $-80^\circ\text{C} - 90^\circ\text{C}$

Long terme : $-60^\circ\text{C} - 70^\circ\text{C}$

Annexe B**Comparaison des méthodes d'essais et des formes de spécimens selon des normes standards.**

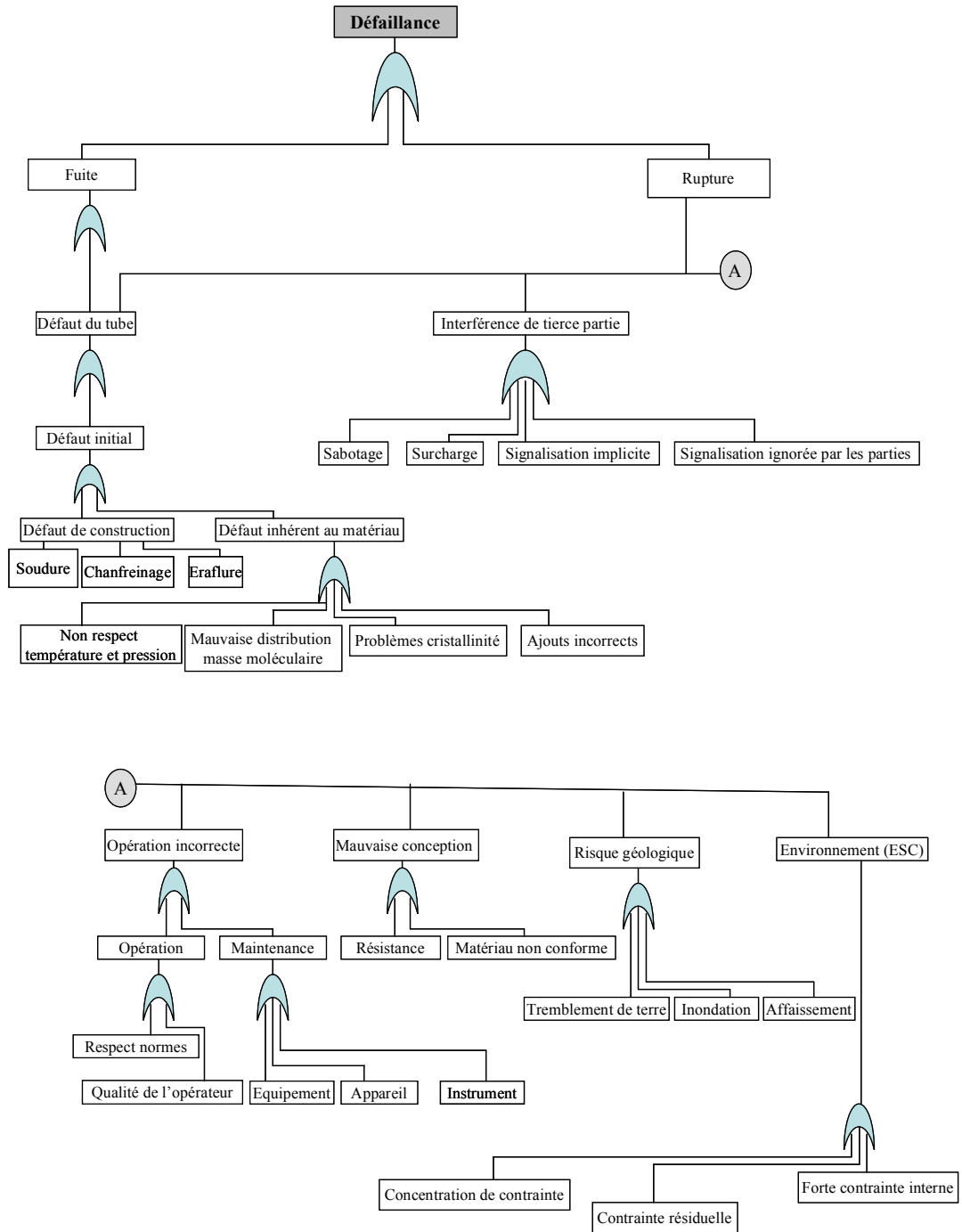
Test Method	Standard	Specimen source	Specimen shape	Notch	Test condition	Note
Bent strip	ASTM D1693	Molded plaque	Rectangular Bar	yes	10% Igepal solution, T= 50°C	Simple, less accurate
Stress rupture test	ASTM D1598	Pipe	Pipe	no	Water, various temperatures and pressures	Most representative of working condition, extremely time-consuming
Notched pipe test	ISO 13479	Pipe	Pipe	yes	Water, 80°C, single stress	Representative of working pipe, very time-consuming
PENT on pipe specimens	ASTM D1473	Pipe	Pipe section for D<25mm, rectangular bar for others	yes	Air, 80°C, single stress	Less representative, less time-consuming
PENT on plaque specimens	ASTM D1473	Molded plaque	Rectangular bar	yes	Air, 80°C, single stress	Not representative, less time-consuming
FNCT	ISO 16770	Molded plaque	Square bar	yes	liquid, 80°C, single stress	Not representative, less time-consuming
NCLS	ASTM F2136	Pipe	Dumbbell U-shape	yes	10% Igepal solution, 50°C, single stress	Not representative, not time-consuming
Fatigue tests	-----	Pipe and molded plaque	Rectangular bar and C-shape	yes	Room air or controlled environment	Depends on particular tests and testing conditions

Annexe C
Paramètres statistiques des mesures obtenus sur les 42 spécimens

Spécimen	X_1	X_2	X_3	X_4	X_5	\bar{X}	s
1	5,17	5,31	5,4	5,45	5,23	5,312	0,115
2	5,78	5,38	5,27	5,17	5,22	5,364	0,245
3	5,18	4,98	5,3	5,22	5,25	5,186	0,123
4	5,28	5,06	5,13	5,07	5,4	5,188	0,147
5	5,35	5,13	5,29	5,53	5,34	5,328	0,143
6	5,18	5,26	5,35	5,42	5,45	5,332	0,112
7	5,58	5,09	5,36	5,24	5,01	5,256	0,226
8	5,78	5,33	5,36	5,35	5,45	5,454	0,188
9	5,78	5,51	5,53	5,51	5,46	5,558	0,126
10	5,68	5,32	5,18	5,3	5,23	5,342	0,197
11	5,69	5,49	5,09	5,32	5,47	5,412	0,223
12	5,78	5,32	5,33	5,28	5,33	5,408	0,209
13	5,78	5,31	5,22	5,46	5,45	5,444	0,212
14	5,78	5,18	5,31	5,35	5,46	5,416	0,227
15	5,78	5,24	5,49	5,41	5,18	5,420	0,237
16	5,78	5,46	5,37	5,19	5,32	5,424	0,221
17	5,78	5,29	5,36	5,17	5,22	5,364	0,243
18	5,78	5,23	5,41	5,3	5,23	5,390	0,230
19	5,78	5,7	5,4	5,6	5,77	5,650	0,157
20	5,58	5,43	5,03	5,6	5,31	5,390	0,233
21	5,7	5,47	5,42	5,36	5,25	5,440	0,166
22	5,78	5,44	5,43	5,6	5,36	5,522	0,168
23	5,78	5,66	5,94	5,6	5,33	5,662	0,227
24	5,7	5,63	5,6	5,36	5,34	5,526	0,164
25	5,78	5,46	5,76	5,41	5,33	5,548	0,208
26	5,78	5,37	5,38	5,26	5,26	5,410	0,214
27	5,58	5,47	5,19	5,46	5,31	5,402	0,152
28	5,78	5,35	5,21	5,36	5,26	5,392	0,226
29	5,78	5,34	5,49	5,41	5,18	5,440	0,221
30	5,78	5,16	5,27	5,39	5,32	5,384	0,237
31	5,68	5,21	5,16	5,17	5,32	5,308	0,217
32	5,78	5,23	5,41	5,3	5,23	5,390	0,230
33	5,78	5,7	5,4	5,6	5,77	5,650	0,157
34	5,7	5,43	5,33	5,46	5,1	5,404	0,217
35	5,7	5,47	5,42	5,36	5,25	5,440	0,166
36	5,78	5,44	5,43	5,6	5,36	5,522	0,168
37	5,78	5,46	5,94	5,6	5,33	5,622	0,244
38	5,7	5,33	5,6	5,6	5,34	5,514	0,168
39	5,7	5,6	5,46	5,41	5,33	5,500	0,148
40	5,78	5,76	5,48	5,36	5,26	5,528	0,234
41	5,58	5,56	5,19	5,46	5,31	5,420	0,167
42	5,78	5,65	5,31	5,36	5,26	5,472	0,229

Annexe D

Arbre de défaillance



Annexe E

Variables aléatoires et paramètres correspondants.

Type de variables	Symbole	Description	Valeur moyenne	Coefficient de variation
Matériau	E	Module d'élasticité	1150 MPa	0,04
= =	σ_y	Contrainte élastique	40 MPa	0,1
Géométrie	R_i	Rayon intérieur	88,6 mm	0,01
= =	h	Épaisseur	11,4 mm	0,05
= =	L_e	Longueur du tube	1000 mm	0,01
= =	B	Largeur du fossé	450 mm	0,05
Coefficient	A	Coefficient de dilatation thermique	$0,2 \cdot 10^{-3}$	0,1
= =	C_d	paramètre de calcul	1,32	0,1
= =	C_L	Facteur de charge ext.	0,12	0,15
= =	I_c	Facteur d'impact	1,25	0,2
= =	K	Facteur multiplicateur	0,066	0,56
= =	K_d	Coeff. de débattement	0,108	0,15
= =	K_m	Facteur Moment fléchissant	0,235	0,15
= =	γ	Poids spécifique du sol	$1,89^E-5$	0,1
= =	χ	Courbure longitudinale	$1,0^E-6$	0,1
= =	μ	Coefficient de Poisson	0,46	0,02
= =	$\Delta\theta$	Différence De température	12° C	0,15
Chargement	P	Pression interne	4 bars	0,1
= =	F	Charge liée au trafic	150 000 N	0,1

Annexe F

Paramètres de calcul du réseau : Tableau 1.

Tronçon	Diamètre D	Epaisseur h	Pression P (Mpa)	Contrainte circonférentielle (MPa)	Paramètre de forme β	Paramètre d'échelle η
TR11	250	22,7	0,395	1,98	3,14	101
TR12	250	22,7	0,37	1,85	3,18	119
TR13	250	22,7	0,335	1,68	3,14	151
TR14	200	18,2	0,31	1,55	3,11	189
TR15	200	18,2	0,275	1,37	3,15	291
TR16	200	18,2	0,225	1,12	3,14	537
TR20	160	14,5	0,39	1,96	3,25	106
TR21	160	14,5	0,37	1,86	3,24	125
TR22	160	14,5	0,355	1,78	3,03	131
TR23	90	8,2	0,315	1,57	3,31	182
TR24	160	14,5	0,275	1,38	2,65	329
TR25	125	11,4	0,335	1,67	3,12	170
TR26	160	14,5	0,345	1,73	3,28	159
TR27	160	14,5	0,335	1,68	3,19	173
TR28	160	14,5	0,345	1,73	3,3	156
TR30	90	8,2	0,33	1,65	3,2	188
TR31	63	5,8	0,21	1,04	3,23	725
TR32	63	5,8	0,21	1,04	3,13	736
TR40	90	8,2	0,29	1,45	3,15	279
TR41	63	5,8	0,265	1,31	3,13	384
TR42	90	8,2	0,265	1,32	3,18	371
TR5	90	8,2	0,23	1,15	3,19	549
TR51	160	14,5	0,285	1,43	3,12	259
TR6	160	14,5	0,32	1,61	3,25	161
TR70	160	14,5	0,247	1,24	3,23	127
TR71	160	14,5	0,342	1,72	3,13	131
TR72	63	5,8	0,342	1,69	3,13	145
TR73	63	5,8	0,335	1,65	3,34	163
TR74	160	14,5	0,34	1,71	3,18	147
TR75	63	5,8	0,335	1,65	3,13	162
TR76	160	14,5	0,33	1,66	3,27	168
TR77	160	14,5	0,325	1,63	3,16	217
TR78	160	14,5	0,317	1,59	3,21	192
TR79	125	11,4	0,312	1,55	3,24	201
TR790	125	11,4	0,305	1,52	3,11	176
TR791	63	5,8	0,305	1,50	3,17	221
TR80	160	14,5	0,297	1,49	3,16	252
TR81	160	14,5	0,29	1,46	3,15	254
TR82	160	14,5	0,26	1,30	3,12	380
TR83	160	14,5	0,3	1,51	3,13	213
TR84	63	5,8	0,29	1,43	3,22	253
TR91	160	14,5	0,245	1,23	2,99	424
TR92	125	11,4	0,225	1,12	3,19	593
TR230	63	5,8	0,305	1,50	3,14	602
TR231	90	8,2	0,32	1,59	3,05	173

Paramètres de calcul du réseau : Tableau 2.

Tronçon	Longueur TR en m	Coût M. Linéaire (euros)	Coût achat (euros)	Nombre d'habitants	Coût unitaire (euros)	Consommation par habitant/an (m³)
TR11	1000	97	97000	1000000	0,53	745
TR12	3000	97	291000	450000	0,53	745
TR13	500	97	48500	300000	0,53	745
TR14	1200	62	74400	250000	0,53	745
TR15	1800	62	111600	210000	0,53	745
TR16	2000	62	124000	40000	0,53	745
TR20	10	40	400	550000	0,53	745
TR21	600	40	24000	350000	0,53	745
TR22	3500	40	140000	200000	0,53	745
TR23	2900	11,8	34220	160000	0,53	745
TR24	800	40	32000	100000	0,53	745
TR25	300	24,3	7290	160000	0,53	745
TR26	350	40	14000	160000	0,53	745
TR27	250	40	10000	190000	0,53	745
TR28	80	40	3200	190000	0,53	745
TR30	700	11,8	8260	50000	0,53	745
TR31	120	6,18	741	20000	0,53	745
TR32	120	6,18	741	30000	0,53	745
TR40	150	11,8	1770	90000	0,53	745
TR41	270	6,18	1668	50000	0,53	745
TR42	350	11,8	4130	40000	0,53	745
TR5	2000	11,8	23600	40000	0,53	745
TR51	300	40	12000	60000	0,53	745
TR6	10	40	400	60000	0,53	745
TR70	120	40	4800	150000	0,53	745
TR71	170	40	6800	140000	0,53	745
TR72	230	6,18	1421	10000	0,53	745
TR73	400	6,18	2472	10000	0,53	745
TR74	150	40	6000	120000	0,53	745
TR75	240	6,18	1483	5000	0,53	745
TR76	300	40	12000	115000	0,53	745
TR77	400	40	16000	5000	0,53	745
TR78	600	40	24000	110000	0,53	745
TR79	500	24,3	12150	8000	0,53	745
TR790	400	24,3	9720	2000	0,53	745
TR791	230	6,18	1421	10000	0,53	745
TR80	1400	40	56000	100000	0,53	745
TR81	500	40	20000	70000	0,53	745
TR82	1600	40	64000	30000	0,53	745
TR83	400	40	16000	40000	0,53	745
TR84	440	6,18	2719	30000	0,53	745
TR91	120	40	4800	20000	0,53	745
TR92	460	24,3	11178	10000	0,53	745
TR230	200	6,18	1236	2000	0,53	745
TR231	700	11,8	8260	9000	0,53	745

Paramètres de calcul du réseau : Tableau 3.

Tronçon	Coût Main OE. (euros)	Coût achat (euros)	Coût expl./h (euros)	Mque à Gagner/h (euros)	Coût défaillance Cd (euros)	Coût M. Prév. Cp (euros)
TR11	960	97000	45074	22537	120497	10041
TR12	2880	291000	20283	10141	304021	25335
TR13	480	48500	13522	6761	55741	4645
TR14	1152	74400	11268	5634	81186	6765
TR15	1728	111600	9465	4732	118060	9838
TR16	1920	124000	1803	901	126821	10568
TR20	9,6	400	24790	12395	12804,6	1067
TR21	576	24000	15776	7887	32463	2705
TR22	3360	140000	9015	4507	147867	12322
TR23	2784	34220	7212	3605	40609	3384
TR24	768	32000	4507	2253	35021	2918
TR25	288	7290	7213	3605	11183	931
TR26	336	14000	7213	3605	17941	1495
TR27	240	10000	8564	4282	14522	1210
TR28	76	3200	8564	4282	7558	629
TR30	672	8260	2253	1126	10058	838
TR31	115	741,6	901	450	1306,6	108
TR32	115	741,6	1352	676	1532,6	127
TR40	144	1770	4056	2028	3942	328
TR41	259	1668	2253	1126	3053	254
TR42	336	4130	1802	901	5367	447
TR5	1920	23600	1803	901	26421	2201
TR51	288	12000	2704	1352	13640	1136
TR6	10	400	2704	1352	1762	146
TR70	115	4800	6761	3380	8295	691
TR71	163	6800	6310	3155	10118	843
TR72	220	1421	450	225	1866	155
TR73	384	2472	450	225	3081	256
TR74	144	6000	5408	2704	8848	737
TR75	230	1483	225	112	1825	152
TR76	288	12000	5183	2591	14879	1239
TR77	384	16000	225	112	16496	1374
TR78	576	24000	4958	2479	27055	2254
TR79	480	12150	360	180	12810	1067
TR790	384	9720	90	45	10149	845
TR791	220	1421	450	225	1866	155
TR80	1344	56000	4507	2253	59597	4966
TR81	480	20000	3155	1577	22057	1838
TR82	1536	64000	1352	676	66212	5517
TR83	384	16000	1802	901	17285	1440
TR84	422	2719	1352	676	3817	318
TR91	115	4800	901	450	5365	447
TR92	441	11178	450	225	11844	987
TR230	192	1236	90	45	1473	122
TR231	672	8260	405	202	9134	761