

Sécurité des réseaux d'adduction d'eau potable en présence de défaut superficiel sous l'effet du phénomène de coup de bélier

Mohamed Ali Bouaziz

▶ **To cite this version:**

Mohamed Ali Bouaziz. Sécurité des réseaux d'adduction d'eau potable en présence de défaut superficiel sous l'effet du phénomène de coup de bélier. Autre. Université de Lorraine; Université de Sfax (Tunisie), 2016. Français. NNT : 2016LORR0044 . tel-01754690

HAL Id: tel-01754690
https://hal.univ-lorraine.fr/tel-01754690

Submitted on 21 Jun 2018

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.

AVERTISSEMENT

Ce document est le fruit d'un long travail approuvé par le jury de soutenance et mis à disposition de l'ensemble de la communauté universitaire élargie.

Il est soumis à la propriété intellectuelle de l'auteur. Ceci implique une obligation de citation et de référencement lors de l'utilisation de ce document.

D'autre part, toute contrefaçon, plagiat, reproduction illicite encourt une poursuite pénale.

Contact : ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4
Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10
http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php
http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm

THESE

En vue de l'obtention du grade de docteur délivré par

L'Université de Lorraine
Et
L'École Nationale d'Ingénieurs de Sfax

Spécialité doctorale "Mécanique et Énergétique"

présentée et soutenue publiquement par

Mohamed Ali BOUAZIZ

Sécurité des réseaux d'adduction d'eau potable en présence de défaut superficiel sous l'effet du phénomène de coup de bélier

Soutenu le 02 juin 2016, devant le jury composé de :

M. Abdelwaheb AMROUCHE (Professeur à Université d'Artois)	Président
M. Abdelouahed LAKSIMI (Professeur à Université de Compiègne)	Rapporteur
M. Ali AKROUT (Maître de conférences à l'ENIT)	Rapporteur
M. Stéphane PANIER (Maître de conférences à l'IUT d'Amiens)	Examinateur
M. Mohsen AKROUT (Maître de conférences à l'ENIS)	Examinateur
M. Christian SCHMITT (Maitre de conférence)	Examinateur
M. Ezzeddine HADJ TAIEB (Professeur à l'ENIS)	Directeur de Thèse
M. Zitouni AZARI (Professeur à l'université de Lorraine)	Directeur de Thèse

Laboratoire de mécanique Biomécanique Polymère Structures, (EA4632). École Nationale d'Ingénieurs de Metz, France

Laboratoire de Mécanique des Fluides Appliquée, Génie des Procédés et Environnement (LR11ES57). École Nationale d'Ingénieurs de Sfax, Tunisie

Résumé

La crise de l'eau dans le monde et la pénurie des ressources en eau exigent une bonne gestion de cette précieuse ressource. La bonne gestion passe en premier lieu par un réseau d'adduction d'eau potable fiable avec un faible taux de fuite. Les fuites causées par la rupture des canalisations, phénomène assez fréquent en milieu urbain, s'amorcent sur un défaut dû à la corrosion ou autres. L'amorçage et la propagation de la fissure se fait par fatigue sous l'effet de contraintes engendrées par le passage des véhicules, ou brutalement à cause du phénomène de coup de bélier. La gravité de ces phénomènes dépend de plusieurs paramètres y compris la nature du matériau des conduites. Les matériaux polymères, comme le PEHD, occupent une bonne partie du marché de transport d'eau, grâce à leurs multiples qualités (coût réduit, facilité de pose, flexibilité), notamment dans les réseaux de distribution (réseau secondaire). L'utilisation de ce matériau dans les réseaux d'adduction (aqueducs) est en pleine expansion mais beaucoup moins étudier dans les travaux de recherche. L'objectif de la thèse consiste à étudier le risque de rupture des conduites en polyéthylène haute densité destinée à l'adduction d'eau potable ainsi que leurs résistances au phénomène de coup de bélier.

Pour répondre à cette problématique, en premier lieu nous avons caractérisé expérimentalement le comportement mécanique à la rupture des conduites en PEHD. Ensuite, nous avons développé un outil numérique de calcul par éléments finis permettant de modéliser la rupture des conduites. À l'issue de cette étude nous avons proposé un modèle semi-empirique reliant la pression d'amorçage d'une fissure à la taille du défaut préexistant ainsi qu'aux dimensions de la conduite. Finalement, nous avons appliqué les outils développés sur un réseau d'adduction d'eau potable existant. Le comportement d'une conduite en PEHD soumise à un phénomène de coup de bélier a été analysé.

Abstract

The water crisis in the world and the shortage of water resources require good management of this precious resource. Good management requires, first and foremost, a reliable drinking water supply system with low leakage rate. Leakage caused by the rupture of pipes, fairly frequent phenomenon in urban areas, initiate from a pre-existing defect in the pipe wall. The initiation and propagation of the crack occur under environmental stress caused by passing vehicles, or it can happen brutally due to water hammer phenomenon. The severity of these phenomena depends on several parameters including the nature of the piping material. Polymeric materials such as HDPE, take a great part of the water transport market, thanks to their many qualities (reduced cost, ease of installation, flexibility), especially in secondary network distribution system. Currently, the use of this material in the supply networks (aqueducts) is booming but less studied in research works. The aim of the present work is to study the failure of high density polyethylene pipes for the supply of drinking water and their resistance to water hammer phenomenon.

In order to address this issue, first we have characterized experimentally the mechanical fracture behavior of HDPE pipe. Then, we have developed a finite element calculation tool allowing the modeling of pipes subjected to internal pressure loads. As a result of this numerical study, we proposed a semi-empirical model linking the failure pressure to the size of pre-existing defects as well as the pipe dimensions. Finally, we applied the developed tools on an existing drinking water system. The behavior of HDPE pipe subjected to a water hammer phenomenon was analyzed.

Table des matières

I. Introduction générale 11
I.1 Contexte économique et social de la thèse 12
I.1.1 Crise de l'eau 12
I.1.2 État physique du patrimoine des réseaux 14
I.1.3 Ecoulement transitoire dans les AEP 15
I.2 Plan général et apports de la thèse 16
II. Etude bibliographique 19
II.1 Introduction 20
II.2 Observation structurelle et technique des réseaux d'Alimentation d'Eau Potable (AEP) 20
II.2.1 Défaillance des AEP 21
II.2.2 Matériaux des conduites des AEP 24
II.2.2.1 La fonte, matériau dominant des AEP 26
II.2.2.2 Le PEHD, matériau de choix pour l'avenir des AEP 26
II.3 Rupture des canalisations d'eau en PEHD 31
II.3.1 La mécanique linéaire-élastique de la rupture 32
II.3.1.1 Critère énergétique 32
II.3.1.2 Le concept du Facteur d'Intensité de Contraintes 33
II.3.2 Théorie de l'Intégrale J 34
II.3.3 Choix d'approche pour calculer la ténacité des conduites en PEHD 36
II.3.4 Calcul de J par la méthode des éléments finis 37
II.3.5 Synthèse 39
II.4 Les écoulements dans les AEP : Régime permanant et écoulement transitoire 40
II.4.1 Régime permanant d'un fluide incompressible 40
II.4.1.1 Equation générale de l'écoulement en charge: 40
II.4.1.2 Perte de charge linéaire : Formule de DARCY-WEISBACH 41
II.4.1.3 Perte de charge singulière 42
II.4.2 Formulation mathématique des écoulements transitoires 42
II.4.2.1 Modèle linéaire élastique (coup de bélier classique) 42
II.4.2.2 Modèle linéaire viscoélastique 44
II.4.2.3 Choix de modèle 45
II.4.3 Méthodes de résolution numérique des écoulements transitoires 47

II.4.3.1 Méthode des caractéristiques 47
II.4.3.2 Conditions aux limites 49
II.4.3.3 Calcul général en un nœud avec branchement de plusieurs conduites 51
II.4.3.4 Conditions initiales 53
III. Etude expérimentale 54
III.1 Introduction 55
III.2 Détermination du comportement mécanique 55
III.2.1 Chargement uniaxial : traction simple 55
III.2.1.1 Généralités 55
III.2.1.2 Choix des éprouvettes 56
III.2.1.3 Résultats et discussion 57
III.2.2 Chargement multiaxial : essais sur les anneaux 59
III.3 Rupture des tubes en polyéthylène haute densité 60
III.3.1 Généralités : Mode de rupture d'un tube en PE sous pression 60
III.3.2 Détermination de la résistance à la fissuration du PEHD 61
III.3.2.1 Choix des éprouvettes 62
III.3.2.2 Méthodologie des essais et courbe J-R 64
III.3.2.3 Essais sur les éprouvettes CT 65
III.3.2.4 Essais sur les éprouvettes SENB 69
III.3.2.5 Analyse et discussion des résultats 69
III.4 Essais d'éclatements des tubes 71
III.4.1 Préparation des éprouvettes 71
III.4.2 Réalisation des essais d'éclatements 73
III.5 Bilan 78
IV. Etude numérique 80
IV.1 Introduction 81
IV.2 Modélisation 81
IV.2.1 Matériau 82
IV.2.2 Maillage 82
IV.2.3 Conditions aux limites et chargement 83
IV.3 Validation du modèle numérique 84
IV.3.1 Validation du comportement du matériau 84
IV.3.1.1 Jauges de déformations 85
IV.3.1.2 Déformation totale 87
IV.3.2 Etude de convergence 89

IV.4 Résistance à la fissuration du PEHD 91
IV.4.1 Contrainte circonférentielle en fonction de la pression 92
IV.4.2 Intégrale J et ténacité à l'amorçage 95
IV.5 Influence des paramètres géométriques sur la pression d'amorçage de fissure 97
IV.5.1 Méthodologie 98
IV.5.2 Démarche et formulation 99
IV.5.3 Validation 103
IV.5.4 Comparaison aux essais d'éclatement 104
IV.5.5 Conclusion partielle 106
IV.6 Bilan 106
V. Application 109
V.1 Introduction 110
V.2 Réseau d'adduction d'eau du sud Tunisien 110
V.2.1 Calcul du coup de bélier 111
V.2.2 Effet du coup de bélier sur une conduite corrodée du réseau en fonte 112
V.2.2.1 Méthodologie 113
V.2.2.2 Modélisation numérique 115
V.2.2.3 Résultats et discussions 115
V.2.3 Conclusion 118
V.3 Réseau combiné fonte-PEHD 119
V.3.1 Calcul du coup de bélier 119
V.3.2 Analyse de la sécurité du nouveau réseau 120
V.3.3 Conclusion 124
V.4 Réseau entièrement en PEHD 125
V.4.1 Coup de bélier dans le réseau en PEHD 125
V.4.2 Analyse de la sécurité du réseau en PEHD 127
V.4.3 Conclusion 128
V.5 Bilan 128
VI. Conclusion et perspectives 130
Perspectives 133

Liste des figures

Figure I-1. *Carte mondiale du stress hydrique* 12
Figure I-2. *Prévision du stress hydrique mondiale en 2040* 13
Figure II-1. *Contraintes subies par une conduite d'eau potable [3]* 23
Figure II-2. *Cause de l'affaiblissement d'une conduite d'eau potable [4]* 24
Figure II-3. *La frise chronologique de pose moyenne par matériau [5]* 25
Figure II-4. *Pourcentages des matériaux dans les AEP en France (Cador, 2002) [12]* 26
Figure II-5. *Chaine moléculaire du polyéthylène* 27
Figure II-6. *Arrangement linéaire et ramifié* 28
Figure II-7. *Différentes zones d'une ligne d'extrusion de tubes* [14] 30
Figure II-8. *Réservoir de dimensionnement sous vide* [14] 30
Figure II-9. *Fissure dans une plaque infinie soumise à une contrainte de traction* 33
Figure II-10. *Contraintes au voisinage de la fissure dans un matériau élastique* 34
Figure II-11. *Un contour arbitraire autour de la pointe de la fissure utilisé dans la définition de l'intégral J* 35
Figure II-12. *Evaluation de J par l'intégrale de domaine* 38
Figure II-13. *Contours choisis par ABAQUS pour l'évaluation de J* 39
Figure II-14**.** *Adduction gravitaire* [67] 40
Figure II-15. *Adduction par refoulement* [67] 40
Figure II-16. *Modèle de Kelvin-Voigt généralisé* 45
Figure II-17. *Variation de la pression au niveau de la vanne : résultats expérimentaux vs résultats numériques sans et avec viscoélasticité* [83] 47
Figure II-18. *Calcul du coup de bélier par la méthode des caractéristiques* 48
Figure II-19. *Conditions aux limites* 50
Figure II-20. *Système réservoir-conduite-vanne* 50
Figure II-21. *Lignes caractéristiques au niveau d'une pompe* 51
Figure II-22. *Jonction de n conduites* 52
Figure III-1. *Courbe contrainte-déformation d'un polymère semi-cristallin en traction uni-axiale* [102] 56
Figure III-2. *Géométrie des éprouvettes de traction selon la norme NF EN ISO 527* 57
Figure III-3. *Courbe Contrainte déformation du PEHD PE100* 58
Figure III-4. *Géométrie des anneaux et dispositif monté sur une machine d'essai* 59

Figure III-5. *Courbe charge/déplacement à différents vitesse pour trois vitesses de chargement* 60
Figure III-6. *Différents modes du comportement à la rupture d'un tube en PE sous pression interne* [112] 60
Figure III-7. *Éprouvette CT (Compact Tension)* 63
Figure III-8. *Éprouvette SENB (Single Edge Notched Bend)* 63
Figure III-9. *Représentation de la méthodologie des essais* 65
Figure III-10. *Courbes charge-déplacement obtenu suite à l'essai de traction sur les éprouvettes CT entaillées et pré-fissurées* 66
Figure III-11. *Courbes charge-déplacement obtenu suite à l'essai de traction sur une éprouvette CT non entaillée* 66
Figure III-12. *Facies de rupture d'une éprouvette CT (* 67
Figure III-13. *Courbe de résistance à la fissuration du PE100 (R-Curve) éprouvette CT* 68
Figure III-14. *Courbe de résistance à la fissuration du PE100 (R-Curve) éprouvette SENB* . 69
Figure III-15. *Courbe de résistance à la fissuration du PE100 (R-Curve) éprouvettes CT et SENB* 71
Figure III-16. *Géométrie des éprouvettes entaillées* 72
Figure III-17. *Bouchon à serrage intérieur* 72
Figure III-18. *Tube instrumenté* 73
Figure III-19. *Principe d'essai d'éclatement* 74
Figure III-20. *Cycles de pressurisation des tubes (a=4mm)* 74
Figure III-21. *Courbes de variation de la pression intérieure en fonction du volume d'eau injecté* 75
Figure III-22. *Variation de la pression d'éclatement en fonction de la profondeur de l'entaille pour le tube PE100 (SDR 11, $\phi_{ext} = 125mm$)* 77
Figure III-23. *Variation de la pression d'éclatement en fonction de la profondeur de l'entaille pour le tube PE100 (points expérimentaux et courbes obtenues par l'équation* (III-5)*)* 78
Figure IV-1.*Géométrie du défaut* 82
Figure IV-2. *Maillage de la conduite fissurée* 83
Figure IV-3. *Conditions aux limites et chargement* 84
Figure IV-4. *Position et orientation des jauges à proximité et loin du défaut* 85
Figure IV-5. *Déformation circonférentielle au voisinage du défaut* 87
Figure IV-6. *Déformation de la paroi du tube* 87

Figure IV-7. *Courbe de variation relative du volume en fonction de la pression pour un tube sans défaut* 88
Figure IV-8. *Courbe variation relative du volume en fonction de la pression expérimentale et numérique pour des tubes sans et avec défaut* 89
Figure IV-9. *Intégrale J en fonction de la pression pour différent contours* 90
Figure IV-10. *Intégrale J en fonction de la pression pour différents maillages* 91
Figure IV-11. *Distribution de la contrainte d'ouverture $\sigma_{\theta\theta}$ en fonction de la pression* 92
Figure IV-12. *Formation de l'émoussement en fonction de l'augmentation de la pression interne et variation de la contrainte circonférentielle S22* 93
Figure IV-13. *Effet de la viscoplacticité du PEHD sur la concentration de la contrainte $\sigma_{\theta\theta}$ au front de fissure* 94
Figure IV-14. *Déformation au front de fissure variation de la contrainte circonférentielle S22* 94
Figure IV-15. *Contrainte circonférentielle et intégrale J au voisinage de la fissure en fonction de la pression interne* 96
Figure IV-16. *Contrainte circonférentielle et intégrale J en fonction de la pression interne pour une fissure de 4mm et 8mm de profondeur* 97
Figure IV-17. *Effet de la longueur de la fissure « c » sur la variation de la pression d'amorçage en fonction du profondeur de la fissure « a »* 100
Figure IV-18. *Interpolation des résultats numériques* 101
Figure IV-19. *Variation du coefficient d'interpolation β en fonction de la longueur du défaut* 102
Figure IV-20. *Interpolation de variation de β en fonction de $(c/2D_e)$* 102
Figure IV-21. *Variation de la pression d'amorçage en fonction du diamètre de la conduite* 103
Figure IV-22. *Interpolation de variation de la pression d'amorçage en fonction du diamètre* 104
Figure IV-23. *Comparaison entre les pressions d'éclatement et les pressions d'amorçage* . 106
Figure V-1. *Caractéristiques géométriques du réseau d'eau potable du sud tunisien* 111
Figure V-2. *Variation de la pression dans le nœud critique pour chaque diamètre de conduite* 112
Figure V-3. *Pressions maximales engendrées par le coup de bélier suite à la fermeture des deux vannes* 112
Figure V-4. *Diagramme intégrité rupture (DIR) définissant les facteurs de sécurité* 114

Figure V-5. *Schéma du diagramme bi-logarithmique de la distribution de la contrainte élastoplastique en fond d'entaille* [170], [179]. 115
Figure V-6. *Géométrie et maillage du défaut.* 115
Figure V-7. *Représentation logarithmique de la distribution des contraintes d'ouverture en fond d'entaille pour tous les diamètres du réseau.* 116
Figure V-8. *Diagramme Intégrité Rupture avec la courbe d'interpolation SINTAP niveau 1 et les points de fonctionnement relatifs à chaque diamètre du réseau* 118
Figure V-9. *Pressions maximales engendrées par le coup de bélier dans le réseau modifié suite à la fermeture des deux vannes.* 119
Figure V-10. *Effet de la conduite en PEHD sur l'évolution de la pression au nœud 18 suite à la fermeture simultanée et instantanée des deux vannes* 120
Figure V-11. *Effet de la conduite en PEHD sur les pressions maximales dans tous les tronçons du réseau* 120
Figure V-12. *Contrainte circonférentielle au voisinage du défaut existant sur la paroi externe de la conduite H500* 122
Figure V-13. *Intégrale J et contrainte circonférentielle au voisinage du défaut existant sur la paroi externe de la conduite H500.* 123
Figure V-14. *Représentation tridimensionnelle de la pression d'amorçage en fonction de la taille du défaut* 124
Figure V-15. *Courbe définissant la taille du défaut admissible dans la conduite H500 en cas de coup de bélier (p=2.41 MPa)* 124
Figure V-16. *Pressions maximales engendrées par le coup de bélier dans le réseau en PEHD suite à la fermeture des deux vannes* 125
Figure V-17. *Variation de la pression au niveau des différents diamètres du réseau en PEHD* 126
Figure V-18. *Effet du PEHD sur les pressions maximales dans tous les tronçons du réseau.* 126
Figure V-19. *Courbe définissant la taille du défaut admissible dans les différentes conduites du réseau en cas de coup de bélier.* 127

Liste des tableaux

Tableau II-1. *Manifestation, origines et mesure de la dégradation des conduites d'eau* [7] .. 22
Tableau II-2. *Les causes de variations des contraintes mécaniques* 23
Tableau III-1. *Force maximale et énergie* U_T 67
Tableau III-2. *Énergie J et extension de la fissure* 67
Tableau III-3. *Pressions d'éclatements des tubes (bar) et poucentage de l'augmentation de la pression d'éclatement* 76
Tableau IV-1. *Effet de taille d'éléments* 91
Tableau IV-2. *Coeifficient d'interpolation* β *en fonction de c* 102
Tableau IV-3. *Pression d'éclatement vs pression d'amorçage* 105
Tableau V-1. *Propriétés mécaniques de la fonte grise* 115
Tableau V-2. k_r, L_r *et facteur de sécurité* 117
Tableau V-3. *Pression d'amorçage calculée numériquement et par l'équation (V-4)* 123

Chapitre I

Introduction générale

I.1 Contexte économique et social de la thèse

I.1.1 Crise de l'eau

Au cours du 20ème siècle, la population mondiale a triplé tandis que l'utilisation des ressources en eau douce à des fins humaines a été multipliée par six.

Selon les prévisions, la population mondiale devrait continuer à croître au moins jusqu'en 2050. Une population de plus en plus croissante, urbanisée et industrialisée se répercute directement sur les ressources en eau. La crise de l'eau risque de devenir de plus en plus sévère et affecte les secteurs sociaux, économiques et environnementaux.

Le **manque d'eau salubre et l'assainissement** touche une partie de la planète. 2,6 milliards de personnes manquent d'installations sanitaires de base. Les maladies diarrhéiques sont la troisième cause de décès des enfants de moins de 5 ans. D'après les estimations, plus de 340 000 enfants de moins de 5 ans, soit presque 1000 par jour, décèdent chaque année en raison d'un mauvais assainissement, d'une hygiène médiocre ou d'une eau insalubre. (Source : O.M.S.) [1].

Le « World Resources Institute » (WRI) a révélé, dans une étude publiée en décembre 2013 [2], que 37 pays dans le monde connaissent un stress hydrique extrêmement élevé, Figure I-1.

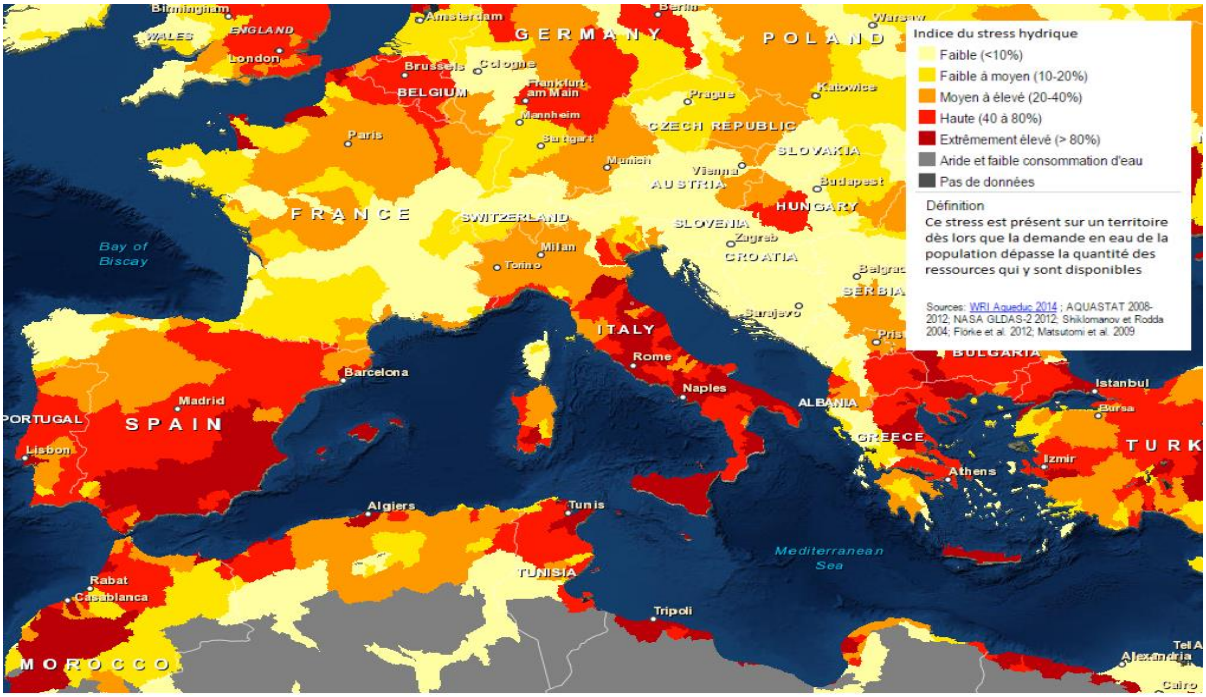


Figure I-1. *Carte mondiale du stress hydrique*

Les chercheurs du projet «Aqueduct» ont mené, pendant trois années, une étude sur les usages et la disponibilité des ressources en eau. Ils ont minutieusement examiné 100 bassins fluviaux situés dans 181 pays. Le plus important des cinq indicateurs principaux, dégagé suite à cette

étude, est l'indice global de stress hydrique (consommation en fonction de la ressource), compris entre 0 et 5 (5 étant le risque le plus élevé).

La Tunisie, du fait de son climat sec, connaît ce que les spécialistes appellent un stress hydrique endémique, qui pourrait bel et bien s'aggraver avec le changement climatique. Les projections pour 2040, Figure I-2, montrent que la pénurie d'eau est entrain de s'étendre sur des pays actuellement à l'abri (ex. la France) et s'aggrave dans les pays déjà touchés.

En Tunisie, par exemple, la quantité d'eau disponible, par habitant et par jour, passera de 1100 actuellement à 750 litres en 2040.

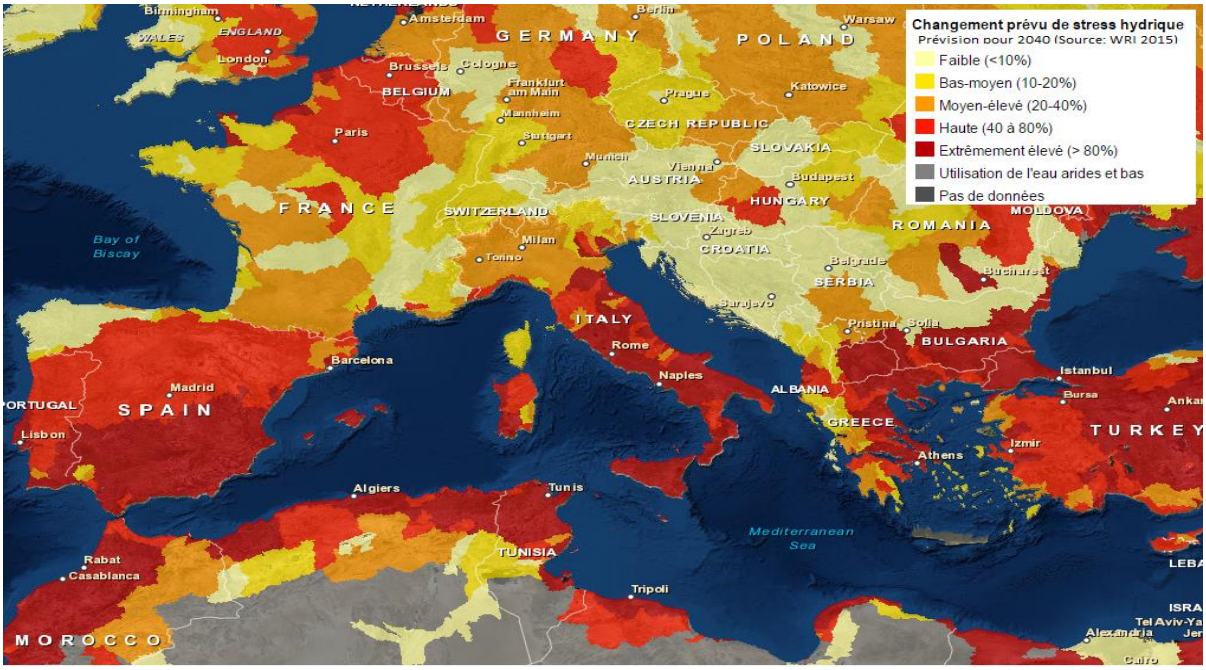


Figure I-2. *Prévision du stress hydrique mondiale en 2040*

Deux facteurs d'influence primordiaux sont pris en considération pour l'avenir de l'eau : l'essor démographique et l'accroissement des besoins. Toutefois, certains experts expliquent que l'enjeu majeur ne réside pas forcément dans la raréfaction des ressources mais dans la bonne gestion de celles-ci :

"Il existe aujourd'hui une crise de l'eau, mais cette crise n'est pas due à son insuffisance à satisfaire nos besoins; elle résulte plutôt d'une si mauvaise gestion de cette ressource que des milliards de personnes et l'environnement en souffrent gravement (Rapport mondial, de l'UNESCO, 2015 sur la mise en valeur des ressources en eau, L'eau pour un monde durable [3]).

La chaîne technique de la gestion de l'eau est divisée en plusieurs étapes principales regroupées en deux catégories : l'alimentation en eau potable et l'assainissement de l'eau.

L'alimentation en eau potable est la mobilisation de la ressource brute fournie au consommateur sous forme d'eau potable. La première étape est, donc, de capter l'eau puis la conduire aux

usines de traitements qui, notamment, éliminent les nitrates et les pesticides. L'eau est acheminée, stockée, comptée puis consommée. Les eaux rejetées par le consommateur, 95% de l'eau consommée, doit être collectées et acheminées jusqu'aux stations d'épuration. L'eau est ensuite assainie dans ces stations puis rejetée vers le milieu naturel.

La gestion de l'eau est, en effet, fort complexe et exige des moyens considérables. La construction, le développement, mais aussi et surtout l'entretien des infrastructures indispensables à l'exercice de ces activités, sont loin d'être assurés. Autrement dit, une bonne gestion des ressources en eau demande un réseau d'alimentation en eau potable (AEP) performant.

Rappelons ici que les performances des réseaux AEP sont particulièrement dépendantes des deux paramètres suivants :

- l'état physique du patrimoine des réseaux,
- la qualité des conditions de fonctionnement et d'exploitation du réseau

I.1.2 État physique du patrimoine des réseaux

En France, la longueur totale de ce réseau est évaluée à 906 000 km (Sources : Association des Maires de France (AMF)) [4]. En Tunisie, la société Nationale d'Exploitation et de Distribution des Eaux (SONEDE) assure la distribution de l'eau potable à travers un réseau de conduites de 40 515 Km de longueur.

Selon un rapport national diffusé, en juillet 2015, par l'Office National de l'Eau et des Milieux Aquatiques (ONEMA) [5], le rendement moyen du réseau de distribution d'eau est de 79%. Ainsi, pour 5 litres mis en distribution, 1 litre d'eau disparaît dans une fuite ou une rupture de canalisation et revient au milieu naturel sans passer par le consommateur. L'enjeu est écologique. Il est aussi économique: cette eau est traitée par les usines pour être rendue potable, mais n'arrive jamais aux robinets. Le calcul est implacable. Un mètre cube revient environ à 1,42 euros. Les réseaux perdent 1,5 milliard de mètres cubes par an. Le coût pour les Français est ainsi évalué à plus de 2 milliards d'euros.

Les fuites proviennent essentiellement d'une dégradation du système de distribution d'eau potable : canalisations et accessoires (vannes, pompes…). Les facteurs de risques sont multiples : conditions de pose, nature du terrain, qualité de l'eau, âge des conduites, environnement du réseau...

A l'échelle globale, l'utilisation de systèmes de canalisations préservant la ressource d'eau s'impose plus que jamais. La vétusté des réseaux existants (principalement constitués de matériaux traditionnels) rend nécessaire le renouvellement de ce patrimoine.

La phase la plus importante dans la conception du réseau est le choix du matériau. Ce choix doit prendre en compte les écoulements transitoires se produisant dans le réseau et engendrant des fuites.

I.1.3 Ecoulement transitoire dans les AEP

Bien que l'écoulement transitoire soit d'abord un sujet difficile et complexe, la plupart des personnes ont une certaine connaissance du phénomène de coup de bélier. Un exemple courant est le claquement ou le bruit martelant parfois entendu quand un robinet d'eau est rapidement fermé. Malgré la grande complexité du phénomène, le mécanisme dans cet exemple simple caractérise tous les écoulements transitoires dans les conduites. La fermeture brusque d'une vanne transforme l'énergie cinétique du fluide en énergie de déformation dans les parois du tuyau, provoquant une onde de pression anormale qui se propage dans le réseau de conduites à partir de la zone de perturbation. Les ondes de pression se déplacent à la vitesse du son (par exemple, vitesse sonique ou acoustique), qui dépend de la compressibilité de l'eau et des propriétés élastiques et géométriques du tube. Le son de martelage, parfois entendu, indique qu'une partie de l'énergie cinétique initiale du fluide est convertie non seulement en pression mais également sous une forme acoustique. L'analyse de la performance des systèmes de tuyauterie, lors des écoulements transitoires, est souvent au moins aussi importante que l'analyse des conditions de fonctionnement en régime permanent. Ces analyses sont généralement utilisées comme base pour la conception du système. Les pressions transitoires deviennent plus importantes suite à un changement rapide de la vitesse d'écoulement, tel que la fermeture rapide d'une vanne ou l'arrêt brusque d'une pompe. La sévérité des pressions transitoires doit être déterminée et prise en compte lors de la conception du réseau afin que les conduites d'eau puissent résister à ces charges additionnelles.

Parce que les ondes du régime transitoire représentent le mécanisme de régulation des conditions d'écoulement, de tels événements dans les systèmes de distribution d'eau sont à la fois inévitables et naturels. Cependant, Les régimes transitoires engendrent des pressions maximales qui peuvent détruire les pipelines, les pompes, les vannes ou d'autres composants, causant des dommages considérables et des dépenses supplémentaires. En règle générale, les phénomènes transitoires sont sévères au niveau des stations de pompage et des vannes de régulation, dans les zones de haute altitude et les endroits aux pressions statiques faibles [6].

Les réseaux d'adduction d'eau potable vieillissants et fragilisés par la présence des défauts superficiels ne peuvent résister à ces variations brusques de pression. Le degré de gravité et le risque de rupture causé par les phénomènes transitoires dépendent de la nature du matériau. En

effet, de nouveaux matériaux utilisés dans les réseaux d'eau comme le polyéthylène haute densité (PEHD) présentent l'avantage d'être moins sensibles à la variation de pression grâce à leur comportement viscoélastique.

I.2 Plan général et apports de la thèse

Les régimes transitoires risquent, dans la plupart des cas, de détruire les installations hydrauliques et d'engendrer des fuites. La rupture des canalisations, phénomène assez fréquent en milieu urbain, s'amorce sur un défaut dû à la corrosion ou autre. La propagation de la fissure se fait par fatigue sous l'effet de contraintes engendrées par le passage des véhicules, ou brutalement à cause du phénomène de coup de bélier. L'ampleur de ces phénomènes dépend de la nature du matériau des conduites. Par exemple les matériaux polymère, comme le PEHD, ont pris une bonne partie du marché de distribution d'eau grâce à leurs multiples qualités (coût réduit, facilité de pose, flexibilité) et notamment leur effet amortisseur des phénomènes transitoires.

Cependant, ces structures en polymère, par leur nature souple, sont plus vulnérables aux endommagements extérieurs. Pour analyser la sécurité des réseaux de conduites en polymère, il est donc important de bien connaître l'effet d'une augmentation brusque de la pression sur un tube en PEHD présentant un défaut superficiel.

L'objectif de cette thèse consiste à définir le risque de rupture d'une conduite droite en polyéthylène haute densité présentant un défaut superficiel de type éraflure. Ce défaut, assimilable à une entaille, est le plus fréquemment rencontré. Cette conduite fait partie d'un réseau d'adduction d'eau potable. Les ondes de pression sont évaluées avec précision tout le long des canalisations du réseau par des codes de calcul des écoulements transitoires, basés sur la théorie des caractéristiques. On s'intéressera particulièrement à analyser les variations brusques de pression dans les canalisations résultant du phénomène de coup de bélier provoqué par la fermeture rapide d'une vanne.

Cette étude est donc le fruit d'une collaboration entre le Laboratoire de mécanique Biomécanique Polymère Structures (LaBPS) et le Laboratoire de Mécanique des Fluides Appliquée, Génie des Procédés et Environnement (MFAGPE), laboratoires spécialisés respectivement dans la mécanique de la rupture des matériaux et la mécanique des fluides. Le travail est structuré naturellement de la manière suivante :

Le chapitre I est une étude bibliographique qui débute par une présentation générale des réseaux d'adduction d'eau potable suivie de deux parties distinctes. La première partie concerne la mécanique de la rupture et présente les différentes approches pour évaluer la nocivité d'un

défaut pour aboutir à un choix du critère le mieux adapté pour le PEHD. La deuxième partie est consacrée à la mécanique des fluides en partant du régime permanant d'un fluide incompressible dans les réseaux de tuyauteries pour arriver à la résolution des écoulements transitoires en passant par la formulation mathématique de ces écoulements.

Le chapitre II a pour but de déterminer expérimentalement les caractéristiques mécaniques du PEHD. Pour cela, nous retiendrons une seule nuance de polyéthylène, le PEHD PE100 utilisé pour l'adduction d'eau potable, sur laquelle divers essais mécaniques seront réalisés et analysés. Ces essais consistent essentiellement en des essais de traction sous différentes vitesses de chargement sur des éprouvettes de traction et sur des anneaux. L'objectif est d'établir une loi de comportement acceptable du matériau qui sera la base des simulations numériques. Par la suite, on s'intéressera à la caractérisation de la résistance à la fissuration du PEHD en définissant expérimentalement sa courbe J-R. Des essais d'éclatements sur des tubes entaillés en PEHD sont réalisés dans le but de suivre la pression d'éclatement en fonction de la profondeur du défaut superficiel.

Le but du Chapitre III est de définir un modèle numérique décrivant au mieux le comportement d'un tube en PE100 présentant un défaut superficiel face à une augmentation de la pression interne. En premier temps, les essais de traction sur les anneaux ont été reproduits numériquement, sur Abaqus, moyennant un modèle basé sur la courbe charge déplacement, obtenue par des essais de traction sur les éprouvettes simples, combinée à celle établie dans la littérature. La comparaison entre les résultats expérimentaux et numérique valide, à ce stade, la loi de comportement choisie. Ensuite la mise sous pression des tubes entaillés est simulée numériquement. La comparaison des résultats numériques et expérimentaux est basée sur la variation de la pression en fonction du volume d'eau injecté (variation du volume intérieur). Les calculs numériques associés à la courbe J-R déterminent la pression d'amorçage de la fissure pour différentes profondeurs du défaut. A ce stade, un diagramme qui définit l'état de sécurité d'une conduite en PE100 sera proposé à partir de l'analyse des résultats expérimentaux et numériques.

Le chapitre IV est consacré à une application sur un réseau de distribution d'eau potable. L'effet du coup de bélier, sur le réseau en fonte sous les conditions les plus défavorables, est examiné. Le réseau en fonte sera sécurisé contre le coup de bélier en changeant certaines conduites initialement en fonte en PEHD. Ensuite, un réseau entièrement en PEHD est proposé pour assurer les mêmes conditions de fonctionnement (débit et pression) que le réseau en fonte. La résistance du nouveau réseau au coup de bélier, en présence de défaut superficiel dans les

conduites, est analysée. La nocivité de la surpression sur les tubes en PEHD est évaluée grâce à la méthode développée dans le chapitre III.

Chapitre II

Etude bibliographique

II.1 Introduction

La bibliographie sur l'analyse de sécurité des réseaux d'alimentation d'eau potable sous l'effet des écoulements transitoire se compose, à l'image du sujet, de trois parties reliées : le réseau d'alimentation d'eau (AEP), la mécanique de la rupture du matériau de l'AEP et la mécanique des fluides.

La première partie de ce chapitre est consacré à l'observation structurelle et technique des AEP. Cette partie débute par des généralités sur les AEP, ensuite nous détaillerons les différentes sources de rupture des conduites du réseau. Le matériau des conduites joue un rôle important dans le niveau de fiabilité d'un réseau de transport de fluide et de ce fait il est important de connaitre la composition des réseaux existant et les matériaux modernes qui représentent une alternative aux anciens matériaux. Dans cette partie de l'étude bibliographique on présente une approximation des pourcentages des matériaux utilisés pour les AEP. Notre étude porte essentiellement sur le polyéthylène haute densité (HDPE), un matériau qui prend une part importante du marché de la distribution d'eau potable. L'historique de ce matériau ainsi que sa composition chimique et la fabrication des tubes en PEHD sont présentés dans ce chapitre.

La deuxième partie est consacrée à la mécanique de la rupture des conduites qui définit une propriété mécanique du matériau traduit par sa résistance à la rupture à partir d'une fissure préexistante. L'évolution de la mécanique de la rupture pour suivre le progrès des matériaux est présentée dans cette partie. La méthode de l'intégrale J semble être l'approche la mieux adaptée pour prévoir la rupture des conduites en PEHD. Le choix d'approche de calcul de la ténacité de ce matériau est discuté dans ce chapitre en se basant sur les travaux de recherches dans la littérature.

La dernière partie est consacrée aux écoulements dans les AEP. Le régime permanent et les écoulements transitoires dans un réseau de conduites sont présentés dans cette partie. Le modèle de calcul de coups de bélier classique est exposé dans ce chapitre et est comparé au modèle qui prend en compte la viscoélasticité de la paroi de la conduite. La méthode des caractéristiques est choisie comme méthode de résolution des équations qui régissent les écoulements transitoires.

II.2 Observation structurelle et technique des réseaux d'Alimentation d'Eau Potable (AEP)

Un système d'alimentation en eau potable (AEP) est l'ensemble des infrastructures et moyens nécessaires pour transporter l'eau depuis la source jusqu'au consommateur. Le système d'AEP

comporte différents composants classés, en fonction de leurs rôles, captage, traitement, transport et stockage de l'eau.

Le transport est nécessaire entre le point de captage et le point d'utilisation ; ces points sont souvent éloignés, mais peuvent se trouver à des distances considérables. Deux catégories d'ouvrage sont distinguées : les ouvrages d'adduction et ceux de distribution.

L'adduction se fait généralement à travers des réseaux de conduites de grandes dimensions (relativement à la distribution) et en écoulement unidirectionnel (linéaire ou ramifié). Par contre, la distribution se fait souvent par des ouvrages maillés où le sens des écoulements est variable. Malgré ces différences, les relations liant débit, pression, dimensions de l'ouvrage de transport et nature de ses parois restent les mêmes pour l'adduction et la distribution.

II.2.1 Défaillance des AEP

Les réseaux de canalisation, comme toutes les autres installations des AEP, font l'objet de dégradation temporelle, des conditions de pose et la corrosion. Ils doivent être surveillés, contrôlés, entretenus et renouvelés. La détérioration des conduites est accélérée en cas de combinaison des phénomènes de dégradation tels que les contraintes mécaniques, la corrosion (interne et externe), les surpressions et bien d'autres. Un réseau est considéré vieilli lorsque le nombre d'interventions et de casses sur le réseau augmentent et la qualité de l'eau transportée se dégrade.

L'évaluation du vieillissement d'une conduite peut être quantifiée à partir des phénomènes par lesquels il se manifeste, comme la qualité de l'eau, la diminution de la capacité de transport, les fuites diffuses ou encore les ruptures appelées aussi fuites apparentes.

Le tableau I présente les différentes manières d'estimer l'état de dégradation d'une conduite.

Tableau II-1. *Manifestation, origines et mesure de la dégradation des conduites d'eau* [7]

Manifestation	Dégradation de la qualité de l'eau	Diminution de la capacité de transport	Augmentation des fuites diffuses	Rupture ou fuites apparentes
Origines	- Corrosion interne - Porosité des joints ou tuyaux	- Entartrage - Protubérance de produits de corrosion	- Corrosion interne et externe - Détérioration des joints	- Corrosion interne et externe - Dégradation du lit de pose - Mouvement de sol - surpressions
Mesure du vieillissement	- Mesure chimique - Plaintes des consommateurs	- Mesure du diamètre ou de coefficients de rugosité - Chutes de pression	- Nombre de fuites par kilomètre - Débit des fuites	- Taux de fuites et casses annuelles

Pour définir la limite entre rupture et fuite (une rupture est une fuite, mais une fuite n'est pas forcément une rupture). Eisenbeis [7] a défini la défaillance comme une rupture ou une fuite apparente nécessitant une intervention sur le réseau.

Les ruptures sur les conduites représentent les défaillances structurelles du tuyau dues à une surcharge excessive, une détérioration du lit de pose, la corrosion ou une combinaison de ces conditions [8].

En général, les ruptures sont différentes en fonction du diamètre de la conduite. Les petits diamètres subissent des ruptures transversales, alors que les ruptures longitudinales auront lieu sur les grands diamètres. Les actions mécaniques (contrainte de cisaillement, moment de flexion, contrainte de traction ou de compression, etc) sont les causes principales des ruptures transversales. Alors que les ruptures longitudinales sont causées par des surpressions internes crées par les régimes transitoires.

Deux phénomènes entraînent l'apparition de défaillance, de types mécaniques et chimiques. Les phénomènes chimiques ou biologiques sont représentés principalement par la corrosion externe ou interne. La qualité de l'eau transportée et ses différentes caractéristiques sont responsables de la corrosion interne. La corrosion externe correspond à un échange d'ions entre le sol et la paroi de la conduite.

Les phénomènes mécaniques sont résumés par Moruzzi [9], Figure II-1, qui récapitule les différentes contraintes agissant sur une conduite d'eau potable en service.

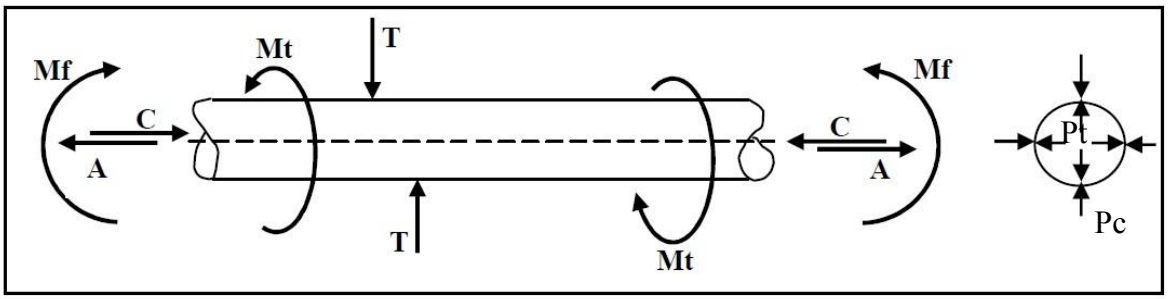


Figure II-1. *Contraintes subies par une conduite d'eau potable [3]*

Mf : Moment de flexion ⇨ Courbure de la canalisation

Mt : Moment de torsion ⇨ Torsion de la canalisation autour de son axe

T : Contrainte de cisaillement

A : Effort de traction axiale

C : Contrainte de compression axiale

Pt : Surpression interne ⇨ Eclatement de la conduite

Pc : Dépression interne/surpression externe ⇨ Ecrasement de la conduite

Ces contraintes mécaniques varient en fonction du type de sollicitation subie par la conduite. Le tableau II, regroupe les principaux types de sollicitation d'une conduite d'eau, après sa pose et son mise en service, ainsi que les contraintes mécaniques engendrées.

Tableau II-2. ***Les causes de variations des contraintes mécaniques***

Type de sollicitation	Contrainte mécanique
Mouvement violant du sol	Mf, Mt, T, A, C, Pc
Mouvement lent du sol	Mf, T, A
Charges accidentelles en surface	Mf, T, Pc
Température peu élevée	Pt, A
Coup de bélier	Pc, Pt, A
Travaux de voirie	Mf, Mt, T, A, Pc

Les phénomènes précurseurs de la défaillance (phénomènes mécanique et chimique), de différentes origines, sont classés par Kremer [10] en trois, Figure II-2 :

- les éléments propres au type de la canalisation
  - Géométrie (diamètre, épaisseur,..)
  - Caractéristiques du matériau comme la résistance à la corrosion ou encore la résistance à la propagation de fissures, etc.
- les éléments liés à l'exploitation des réseaux
  - Variation des conditions d'exploitation : modification du régime hydraulique

- Manœuvres accidentelles sur le réseau : phénomène de coup de bélier
- Nature et température de l'eau

➢ les éléments extérieurs aux réseaux.

- Le sol et son humidité : corrosion externe
- Les mouvements du sol : Tassement dû aux pentes trop importantes ou des séismes
- Les conditions de pose : le choix du matériau de remblai
- La circulation routière : surcharge causée par le trafic

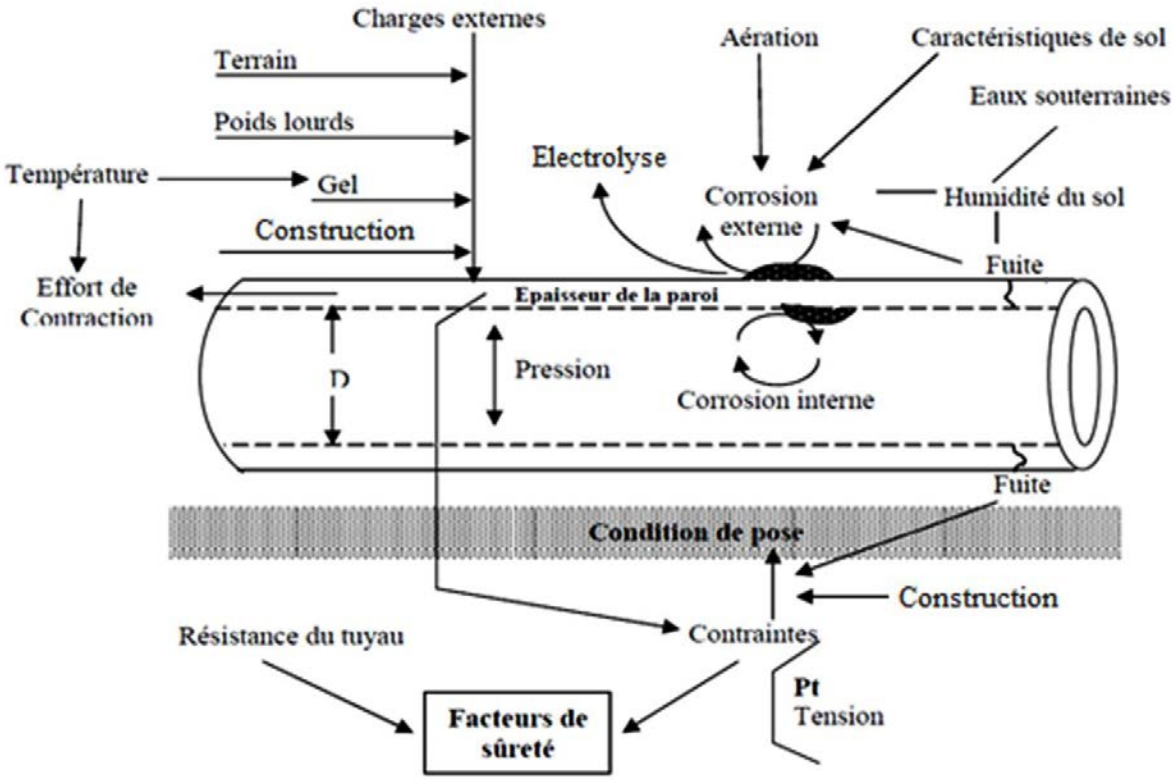


Figure II-2. *Cause de l'affaiblissement d'une conduite d'eau potable [4]*

L'identification des phénomènes et des sources susceptibles de provoquer des défaillances dans les AED sont une étape importante pour envisager une bonne gestion des ressources en eau et améliorer le rendement des AEP. Cette étape confirme que la performance des AEP dépend de différents paramètres. Le plus important parmi ces paramètres reste le matériau des conduites. Pour essayer de maitriser les défaillances dans les canalisations d'eau, il est impératif de connaître et d'étudier les matériaux du réseau existant.

II.2.2 Matériaux des conduites des AEP

Une observation structurelle et technique des réseaux AEP permet de constater que les matériaux utilisés pour les conduites sont différents selon les époques. Les tuyaux les plus couramment utilisés pour l'adduction et la distribution sont la fonte, l'acier, l'amiante-ciment,

le PVC et le PEHD. L'histoire de pose d'une grande partie des réseaux AEP, de la plupart des pays du monde, est méconnue. A ce sujet, une des rares études disponibles est l'État des lieux du patrimoine des réseaux d'eau potable en Seine-et-Marne établi en 2012 par le conseil général du département Seine et Marne [11]. La frise chronologique, Figure II-3, montre la date de pose moyenne par matériau. La date moyenne de pose pour la fonte est 1968. Cependant, il est à noter que la fonte a constamment été posée au cours du temps. En effet, les premières traces de pose de ce matériau remontent à 1918. Encore aujourd'hui, des travaux de rénovation ou d'agrandissement de réseau utilisent la fonte, matériau connu pour sa robustesse.

Le PVC et le Polyéthylène sont des matériaux plus récents, à l'inverse du matériau amiante-ciment principalement posé au début des années 1960.

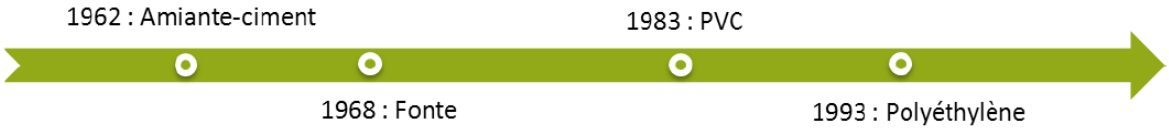


Figure II-3. *La frise chronologique de pose moyenne par matériau [5]*

D'après une étude publiée en mars 2002, Jean-Michel CADOR [12] a pu donner une estimation de la répartition des matériaux utilisés dans le réseau national d'alimentation en eau potable en France, Figure II-4. Les matériaux les plus représentés sont les fontes à hauteur de 53 %, le PVC représente une large part dans le réseau avec 40 % de canalisations. Le polyéthylène haute densité PEHD ne représenterait que 1 % des canalisations (hors branchements).

Ces matériaux réagissent différemment à l'usure naturelle, aux vibrations, aux mouvements de terrain ou à la topographie.

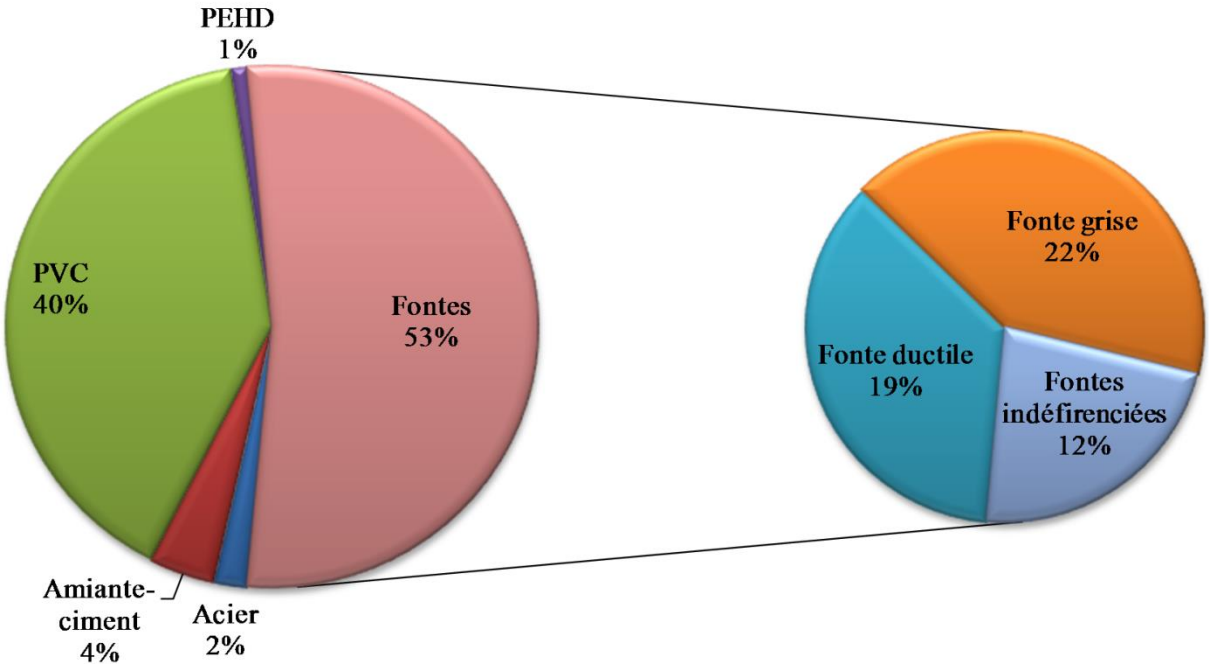


Figure II-4. *Pourcentages des matériaux dans les AEP en France (Cador, 2002) [12]*

Les canalisations polyéthylène sont les préférées pour le transport et la distribution d'eau potable. Depuis dix ans, la part du polyéthylène sur les canalisations posées en Europe représente 70%. Il est de seulement 10% pour la fonte et de 20% pour le PVC (source AMI). [13]. Dans ce qui suit, nous présenterons la fonte, matériau dominant des réseaux. Le PEHD est l'objet de notre étude vu son utilisation pour le renouvellement des AEP.

II.2.2.1 La fonte, matériau dominant des AEP

La fonte a été, sans doute, un des premiers matériaux de canalisations les plus répandus dans le monde pour transporter l'eau potable. D'après les estimations de Cador [12], Figure II-4, plus de la moitié du patrimoine français de canalisations d'eau potables est en fonte. Plusieurs types de fonte grise se sont succédés avec des conduites coulées ou centrifugées, dont nombreuses sont encore en service et restent dominantes. La fonte grise était le seul matériau offrant une durabilité acceptable pour l'époque. Il est principalement constitué de fer (Fe), de carbone (C) et de silicium (Si), mais peut également contenir des traces de soufre (S), de manganèse (Mn) et de phosphore (P). Il a une teneur en carbone relativement élevée de 2,1% à 6,7%. Le carbone se présentait sous forme de lamelles qui rendant le matériau particulièrement cassant. En effet la fonte grise n'est pas seulement la plus utilisée mais aussi le numéro un des défaillances par kilomètre de canalisation et par an. Ce matériau bien trop fragile et source de très nombreuses fuites a été remplacé par la fonte ductile moins cassante, début des années 80. La fonte ductile à graphite sphéroïdal (fonte GS) constitue le matériau moderne actuel. Les particules de graphite éliminent tout risque de propagation de ruptures. Le matériau, certes, n'est plus fragile mais nettement moins résistant à la corrosion. Ainsi, la fonte GS doit être protégée par un revêtement intérieur.

II.2.2.2 Le PEHD, matériau de choix pour l'avenir des AEP

II.2.2.2.1 Historique du PEHD

À la fin du 19ème siècle, le chimiste allemand Hans Von Pechamn obtient un précipité par chauffage du diazométhane CH_2N_2. En 1900, les chimistes allemands Eugen Bamberger et Friedrich Tschirner ont caractérisé cette substance comme étant le poly-méthylène, un cousin proche du polyéthylène. Trente ans après, un résidu de haute densité a été crée par un chimiste américain Carl Shipp Marvel en soumettant l'éthylène à une pression élevée. En travaillant sur l'éthylène sous haute pression, les chimistes britanniques Eric Fawcett et Reginald Gibson ont inventé une forme solide du polyéthylène en 1935. Sa première commercialisation était pendant

la deuxième guerre mondiale lorsque les britanniques l'ont utilisé pour isoler les câbles des radars. En 1953, Karl Ziegler de l'institut Kaiser Wilhelm et Erhard Holzkamp ont inventé le polyéthylène haute densité (HDPE). Deux ans plus tard, en 1955, HDPE a été produit sous forme de conduite. Pour la réussite de son invention de PEHD, Ziegler a été récompensé en 1963 par le Prix Nobel de chimie.

De nos jours, les matériaux en plastiques, utilisés pour les conduites, sont classés en résines thermodurcissables ou thermoplastiques. La plupart des conduites en plastique utilisées pour le transport de fluides appartiennent à la classe thermoplastique (souvent, HDPE, PVC et ABS). Ils présentent des caractéristiques de dureté, de flexibilité et de résistance chimique.

Les tuyaux thermoplastiques ont été utilisés pour l'approvisionnement en eau depuis le début des années 1970. Depuis, les conduites en PEHD ont connu une évolution plus importante que les autres conduites en plastique.

II.2.2.2.2 Les caractéristiques physiquo-chimique du PEHD

Le polyéthylène haute densité (PEHD) (0,941<densité<0,965) est un matériau thermoplastique composé d'atomes de carbone et d'hydrogène lié ensemble et formant des produits de masse moléculaire élevée (Figure II-5).

D'autres formes communes de polyéthylène (PE) à savoir le polyéthylène moyenne densité (PEMD) (0,926<densité<0,940) utilisé pour les conduite de transport de gaz à faible pression, le polyéthylène à basse densité (PEBD) (0,910<densité<0,925), le polyéthylène basse densité Linéaire (PBDL) dans l'extrusion ; le film soufflé, le roto-moulage, le moulage par injection pour les emballages alimentaires ; les produits surgelés, les gaines de chauffage au sol, le film étirable, les tubes cosmétiques et pharmaceutiques etc.

Le polyéthylène existe sous d'autres formes moins communes: Le polyéthylène de masse molaire très élevée (UHMPE) (densité > 0.965) et le polyéthylène à très basse densité (VLDPE) (densité < 0.910).

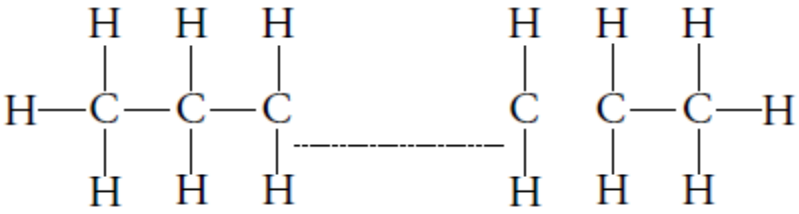


Figure II-5. *Chaine moléculaire du polyéthylène*

Les propriétés caractéristiques du polyéthylène dépendent de l'arrangement de sa chaine moléculaire. Les chaines moléculaire schématisé sur la figure 1 sont tridimensionnelles et se

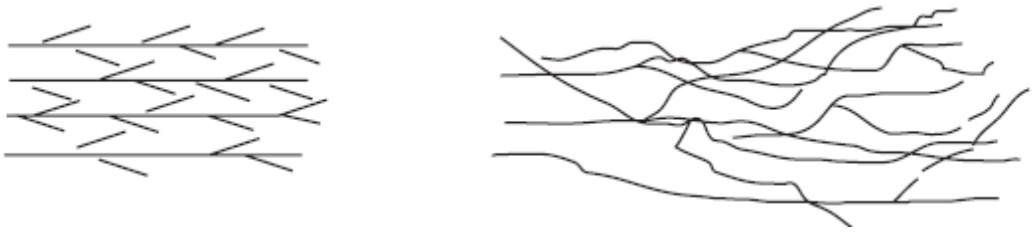
situent dans des plans ondulés. Des chaines moléculaires secondaires de différentes longueurs bifurquent de la chaine principale. Le nombre, la taille et le type de ces chaines déterminent, en grande partie, les propriétés de densité, la rigidité, la résistance à la traction, la flexibilité, la dureté, la fragilité, l'allongement, les caractéristiques de fluage et de viscosité à l'état fondu. Ces caractéristique sont les résultats de l'effort de fabrication, et peuvent être utiles surtout lorsque les tuyaux en polyéthylène sont en service.

Le polyéthylène est caractérisé comme étant un polymère semi-cristallin, constitué par des régions cristallines et des régions amorphes. Les régions cristallines sont celles où les chaines moléculaires sont les mieux ordonnées et organisées et de hautes densités. Cela ne se produit que si les chaines secondaires sont en nombre réduit. Dans les régions cristallines, les molécules ont des propriétés localement (dans chaque cristal) et directionnellement dépendantes. Des chaînes moléculaires secondaires enchevêtrées bifurquent des chaînes moléculaires principales. Lorsque ces chaines secondaires s'interfèrent l'agencement aléatoire résultant est de moindre densité. Il est appelé phase amorphe.

Pour la résine du polyéthylène à haute densité, la portion de régions cristalline est plus grande que celle du polyéthylène à basse densité. La taille et la distribution des régions cristallines sont déterminantes pour la résistance à la traction et la résistance à la fissuration du produit final.

Le PEHD, avec moins de branches que le PEMD ou le PEBD, a une plus grande proportion de cristaux, qui se traduit par une densité et une résistance plus grandes, Figure II-6.

Un polyéthylène complètement cristallin serait trop fragile pour être fonctionnel. Un polyéthylène complètement amorphe serait cireux, un peu comme la paraffine.



PEHD (linéaire) PEHD (ramifié)

Figure II-6. *Arrangement linéaire et ramifié*

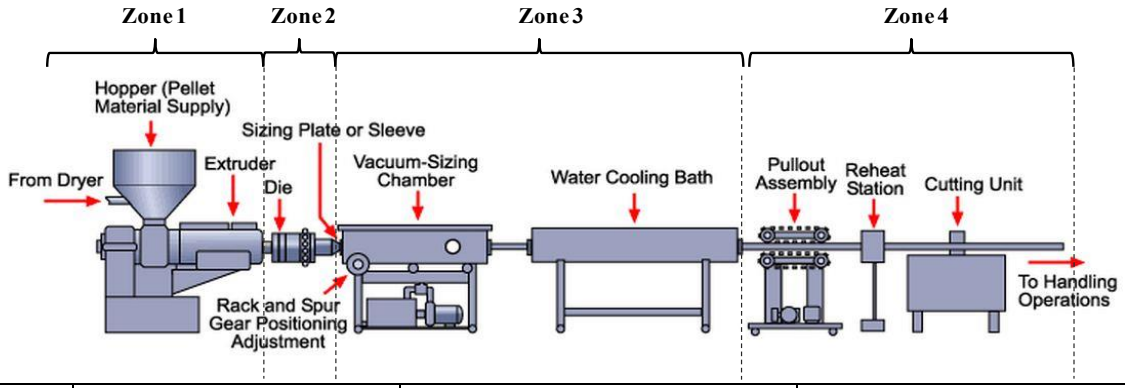
Pendant la transformation, l'augmentation de températures et de l'énergie associés à la formation et à l'élaboration du polyéthylène a causé une orientation aléatoire des molécules. À température ambiante, l'agencement ordonné des molécules cristallines du polyéthylène est maintenu. Des molécules de liaison relient les zones cristallines et amorphes. Lorsque la résistance des chaînes de polymère est dépassée, le polymère coule (forme modifiée). Les contraintes provoquent la rupture fragile. Pour le PEHD cela peut se produire à très grandes vitesses de déformation.

Une fois une fissure initiée, des contraintes, déjà présentes dans la structure, avant l'événement de fissuration, sont libérées. Elles sont captées par le matériau à la pointe de fissure, ce qui augmente considérablement l'intensité du champ de contrainte et la probabilité de poursuite de craquage à ce point et tous les points à l'alentour. Le Facteur d'Intensité de Contraintes est utilisé pour identifier et qualifier l'augmentation du champ de contraintes autour de la pointe de fissure.

II.2.2.2.3 Fabrication des tubes en PE

Les tubes en polyéthylène haute densité sont fabriqués, partout dans le monde, par extrusion.
La ligne d'extrusion est globalement constituée de quatre zones détaillées dans la Figure II-7.
Les dimensions et les tolérances de la conduite sont déterminées et réglées lors de l'opération de calibrage et de refroidissement (zone 3). L'opération de dimensionnement maintient les dimensions appropriées du tube au cours du refroidissement de la matière fondue. Le processus est accompli en tirant le matériau chaud à partir de la filière dans un réservoir de refroidissement et à travers un manchon de calibrage. Deux techniques sont utilisées, le calibrage sous pression ou sous vide. Ce dernier est préféré pour les grands diamètres, Figure II-8.

Dans le système de calibrage sous vide, l'extrudât fondu est tiré à travers un tube de calibrage ou des anneaux. Sa surface est suffisamment refroidie pour maintenir des dimensions appropriées et une forme circulaire. La surface extérieure du tuyau est maintenue contre le manchon de calibrage sous vide. Pour tenir compte du retrait thermique, lors de la solidification, les manchons de géométrie cylindrique ont un diamètre supérieur tube final. Le tuyau sortant du réservoir de dimensionnement sous vide, passe à travers une seconde cuve à vide ou une série de cuves de refroidissement par pulvérisation, ou immersion.



	Nom	Fonction	Composants
Zone 1	Extrudeuse	Fusions des granulés de polyéthylène	Trémie, vis, fourreau
Zone 2	Tête d'extrusion	Mise de la matière fondue sous forme de tube	Filtres, sondes de température et pression, filière, entrefer
Zone 3	Bancs de conformation et de refroidissement	Calibration et dimensionnement du tube	Conformateurs, bacs de refroidissement
Zone 4	Périphériques	Tirage, découpe et conditionnement de tube	Banc de tirage, scie, enrouleur

Figure II-7. *Différentes zones d'une ligne d'extrusion de tubes* [14]

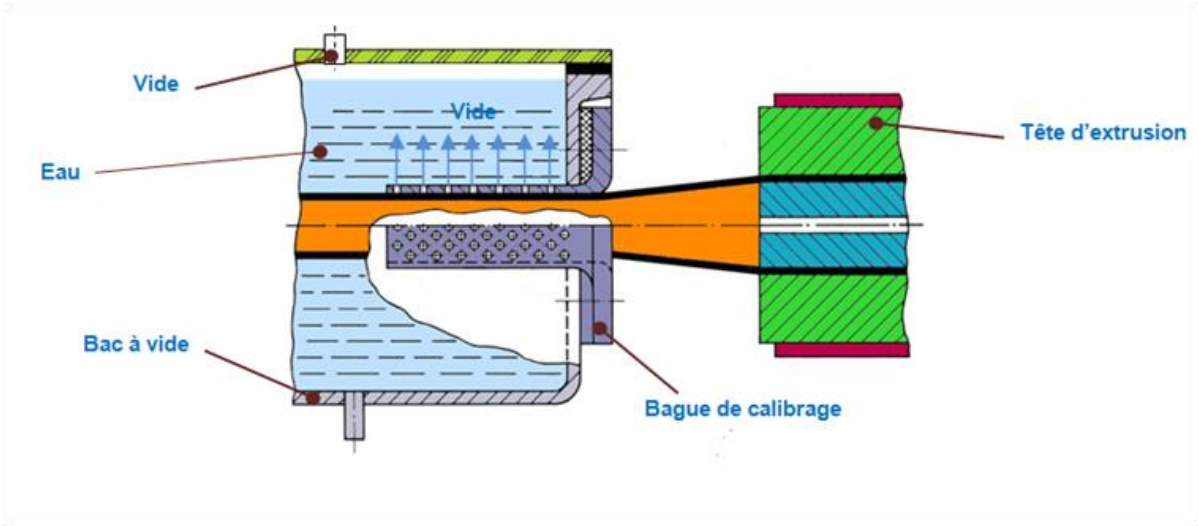


Figure II-8. *Réservoir de dimensionnement sous vide* [14]

Le processus de fabrication par extrusion implique des phénomènes physiques importants : frottements, étirage et orientation macromoléculaire, contraintes résiduelles, refroidissement hétérogène notamment lors de la calibration. Le tube en polyéthylène sera donc un milieu anisotrope dont les propriétés mécaniques varient suivant le sens de sollicitation.

Dans cette étude, l'anisotropie induite par le procédé de fabrication, est prise en considération. Le polyéthylène haute densité (PEHD), utilisé depuis plus de 50 ans, a fait ses preuves et continue à offrir d'innombrables perspectives grâce à l'évolution constante des techniques de fabrication des matières premières, des tubes, raccords et accessoires. La qualité essentielle du matériau est la soudabilité. Elle permet d'assurer la continuité et l'étanchéité des réseaux par

l'absence de raccords. En effet, 80% des fuites rencontrées se trouvent au niveau des raccordements mécaniques ; de ce fait, le choix d'un matériau de grande flexibilité est primordial pour atteindre un bon rendement de réseau. La flexibilité des canalisations en polyéthylène permet de proposer des conditionnements sur de grandes longueurs sans aucun raccordement, couronne ou touret suivant le diamètre. Toutefois, comparé à la fonte ductile et au béton armé, le HDPE est un matériau très souple. Par conséquent plus vulnérable aux éraflures, rayures et autres types de dégâts pendant le transport et l'installation. En effet, la norme ANSI / AWWA C906 stipule que "les parois doivent être exempts de coupures, de fissures, de trous, de cloques, de vides, d'inclusions, ou autres défauts visibles à l'œil nu et pouvant affecter l'intégrité de la paroi". Les rudes conditions des sites de construction rendent cette stipulation sans doute irréaliste. De ce fait, il est important d'étudier le comportement à la rupture de ce matériau en présence de défaut.

II.3 Rupture des canalisations d'eau en PEHD

Le polyéthylène haute densité (PEHD) est un polymère thermoplastique semi-cristallin, ductile à température ambiante utilisé pour la production de tubes extrudés de transport d'eau potable et d'autres fluides. La durée de vie des conduites en PEHD est estimée à au moins 50 ans de services. Cependant plusieurs cas de rupture brusque sont constatés sur des conduites en PEHD fraichement posées, causant des pertes économiques et environnementales graves. Cette problématique a poussé l'industrie pétrochimique à développer des résines plus tenace. De nombreux travaux scientifiques et technologiques ont été menés pour comprendre les mécanismes de rupture et développer des critères permettant de prédire la défaillance de ces matériaux [15].

L'essai le plus couramment utilisé pour caractériser les résines et pour estimer leurs comportements de rupture à long terme est de les soumettre à un test de résistance hydrostatique à long terme (Long-Term Hydrostatic Strength LTHS) [16] qui résultent en courbes bi-logarithmiques connues sous l'appellation ''courbes de régression'' [17]. Ces courbes permettent de classer les différentes résines selon la force minimale requise (MRS), telle que définie par la norme ISO 12162 :2009. Ces tests sont coûteux, inaptes aux fins de contrôle de qualité, en plus de la transférabilité des résultats. Par conséquent, d'autres méthodes ont été proposées dans la littérature. Certaines d'entre elles tentent de simplifier et d'abréger l'ensemble du processus, tandis que d'autres sont basées sur l'accélération de la rupture en utilisant des éprouvettes entaillées, ou en ajoutant des agents tensio-actifs dans l'eau [18], [19].

Au cours des quatre dernières décennies, la compréhension de la rupture des matériaux de tuyaux thermoplastiques a fait l'objet de plusieurs enquêtes [20]–[24]. Actuellement, les concepts de la mécanique de la rupture sont couramment utilisés pour examiner la ténacité des matériaux. Ces concepts ne se basent plus sur le processus de défaillance de la structure entière, mais plutôt sur la région de propagation de fissure.

Les paramètres de la mécanique linéaire de la rupture (LEFM) comme le Facteur d'Intensité de Contraintes (K) ou le taux de restitution d'énergie (G) ont une applicabilité limitée à cause du comportement plastique prononcé des matériaux en polymères, et qui engendre un émoussement excessif du fond de la fissure [25][26]–[28]. Développé à l'origine dans le cadre de l'élasticité linéaire, le concept intégrale J [29], [30] a été étendu à l'élasticité non linéaire et utilisé pour résoudre les problèmes de rupture des matériaux présentant une certaine plasticité. Le concept de l'intégrale J propose des paramètres pour caractériser l'amorçage et la propagation de fissure. La précision de ces paramètres a été mise en question surtout lorsque la ductilité est dominante. Sous cette condition, l'approche du travail essentiel de rupture (The Essential Work of Fracture (EWF)) a été proposée comme une alternative au paramètre J, permettant de caractériser rigoureusement la ténacité des polymères.

II.3.1 La mécanique linéaire-élastique de la rupture

II.3.1.1 Critère énergétique

L'approche énergétique postule que la fissure s'étend lorsque l'énergie disponible pour la propagation de la fissure est suffisante pour vaincre la résistance du matériau. La résistance du matériau peut inclure l'énergie de surface, le travail plastique ou tout autre type de dissipation d'énergie associé à la propagation de fissure.

Bien que Griffith [31] fût le premier à proposer le critère énergétique de la rupture, la version actuelle de cette approche a été développée par Irwin [32] : le taux de restitution d'énergie G est défini comme la vitesse de changement de l'énergie potentielle avec la surface de fissuration d'un matériau élastique linéaire. A la rupture, $G=G_c$, le taux de restitution d'énergie critique est le paramètre caractérisant la résistance à la fissuration du matériau.

Dans le cas d'une fissure de longueur $2a$ dans une plaque infini en traction (Figure II-9), le taux de restitution d'énergie est donné par l'expression suivante :

$$G = \frac{\pi \sigma^2 a}{E} \qquad \textbf{(II-1)}$$

Avec E module de Young, σ la contrainte appliquée et a la moitié de la longueur de la fissure. À rupture $G=G_c$, l'équation (II-1) décrit les combinaisons critiques de la contrainte et la taille de la fissure qui mènent à la rupture.

$$G_c = \frac{\pi \sigma_f{}^2 a_c}{E} \qquad \textbf{(II-2)}$$

Notons que pour une valeur constante de G_c, la contrainte à la rupture σ_f varie de $1/\sqrt{a}$. Le taux de restitution d'énergie « G » constitue la « force motrice » par unité de longueur de fissure, alors que G_c est la résistance du matériau à la fissuration (ténacité).

L'une des hypothèses fondamentales de la mécanique de la rupture est l'indépendance de la ténacité de la taille et de la géométrie du corps fissuré; une mesure de la ténacité sur une éprouvette de laboratoire devrait être applicable à une structure. Tant que cette hypothèse est valable, tous les effets de configuration sont pris en compte par la force motrice G. L'hypothèse de similitude reste valable tant que le comportement du matériau est principalement linéaire élastique.

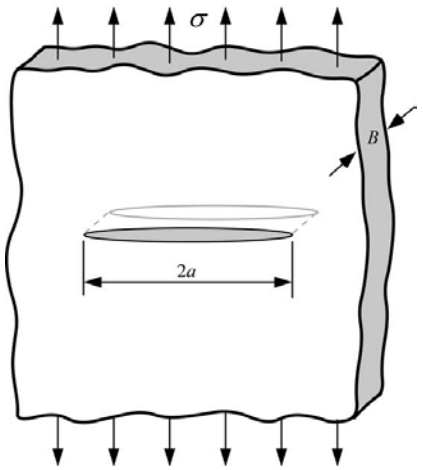


Figure II-9. *Fissure dans une plaque infinie soumise à une contrainte de traction*

II.3.1.2 Le concept du Facteur d'Intensité de Contraintes

La Figure I-10 schématise un élément au voisinage du front de la fissure, ainsi que les contraintes appliquées à cet élément. Chaque composante de la contrainte est proportionnelle à l'unique paramètre constant K_I. Une fois cette constante connue, la distribution des contraintes au fond de fissure peut être calculée à travers les équations de la figure I-10. Cette grandeur, appelée Facteur d'Intensité de Contraintes, caractérise complètement le comportement du front de fissure d'un matériau élastique linéaire. Si on admet que la rupture du matériau se produit localement à une combinaison critique de la contrainte et la déformation, il en résulte que la rupture se produit à une intensité de contrainte critique K_{Ic}, une autre mesure de la ténacité.

Pour la plaque illustrée à la Figure II-9, le Facteur d'Intensité de Contraintes est donnée par :

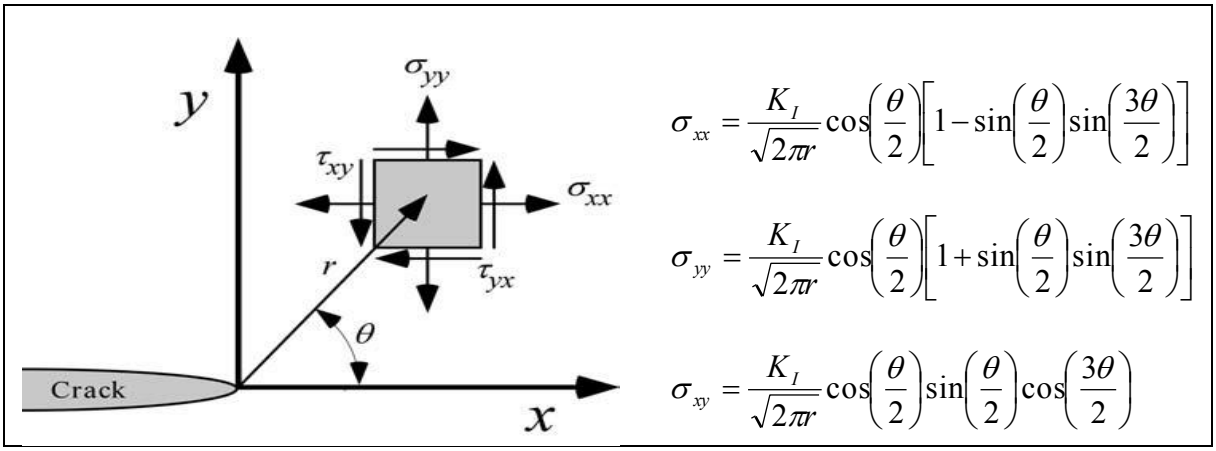
$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a} \qquad \textbf{(II-3)}$$

La rupture se produit lorsque $K_I = K_{Ic}$. Dans ce cas, K_I est la force motrice de la rupture et K_{Ic} est une mesure de la résistance des matériaux. Comme pour G la propriété de similitude est applicable pour le K_{Ic}. C'est à dire que K_{Ic} est considérée comme une propriété du matériau, indépendante de la géométrie.

Une relation entre K_I et G est déduite en comparant les équations (II-1) et (II-3)

$$G = \frac{K_I^2}{E} \qquad \textbf{(II-4)}$$

Ce même rapport tient évidement pour G_c et K_{Ic}. Ainsi, l'approche énergétique et le Facteur d'Intensité de Contraintes sont essentiellement équivalents pour les matériaux élastiques linéaires



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

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

$$\sigma_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}\cos\left(\frac{\theta}{2}\right)\sin\left(\frac{\theta}{2}\right)\cos\left(\frac{3\theta}{2}\right)$$

Figure II-10. *Contraintes au voisinage de la fissure dans un matériau élastique*

II.3.2 Théorie de l'Intégrale J

Basé sur la théorie de la déformation plastique, Rice [30] a proposé un nouveau paramètre de rupture appelé intégrale J défini par :

$$J = \oint_\Gamma \left(w\,dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \right) \qquad \textbf{(II-5)}$$

Où Γ est un contour arbitraire entourant la pointe de fissure, Figure I-11, w la densité de d'énergie de déformation, T_i composantes du vecteur contrainte, u_i composantes du vecteur déplacement, ds l'incrément de longueur le long du contour et x et y les coordonnées rectangulaires.

Pour la déformation plastique, Rice [30] a montré que l'intégrale J est indépendant du contour d'intégration entourant la pointe de fissure. Cette indépendance a été vérifiée par Kobayashi et al. [33] en utilisant la méthode des éléments finis (MEF).

L'intégrale J décrit l'intensité de la singularité du champ de contrainte de pointe de la fissure pour les matériaux élasto-plastique. Le Facteur d'Intensité de Contraintes K caractérise l'intensité de la singularité du champ de contraintes élastique linéaire.

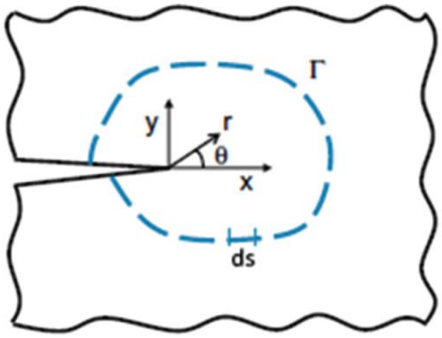


Figure II-11. *Un contour arbitraire autour de la pointe de la fissure utilisé dans la définition de l'intégral J*

De nombreuses études par éléments finis [34]–[37] ont vérifié que le paramètre unique de l'intégrale J peut décrire avec précision l'intensité du champ de contraintes à la pointe de la fissure. À la fin des années 1970 et début des années 1980, Electric Power Research Institute (EPRI) aux Etats-Unis a financé une série de grands projets pour établir un manuel de J-intégrale. Un programme d'estimation a donc été développé pour analyser la rupture élastique-plastique et les solutions de l'intégrale J pour de nombreuses configurations géométriques, Kumar et al.[38], dans le cas de contraintes planes et de déformations planes moyennant des calculs numériques par éléments finis.

De nos jours, la plupart des logiciels commerciaux d'analyse par éléments finis permettent de calculer l'intégrale J à la pointe de la fissure en deux dimensions ou le long d'un front de fissure en trois dimensions, pour les structures réelles contenant une fissure.

Rice [30] a montré que l'intégrale J est essentiellement égale au taux de restitution d'énergie, par unité de surface fissuré, dans un corps élastique non linéaire contenant une fissure, cette intégrale s'exprime de la manière suivante :

$$J = -\left(\frac{dU}{Bda}\right)_{\Delta} \qquad \textbf{(II-6)}$$

Où U est l'énergie de déformation emmagasinée dans la structure, a la longueur de la fissure, B l'épaisseur et Δ le volume d'intégration maintenu constant pendant la différenciation partielle. La définition de J dans l'équation (II-6) est similaire au taux de restitution d'énergie élastique G, mais elle est fonction du taux de restitution d'énergie élastique non linéaire.

Le taux de restitution d'énergie est défini comme l'énergie potentielle libérée par une structure élastique lorsque la fissure progresse. Cependant, une grande partie de l'énergie de déformation absorbée par un matériau élasto-plastique n'est pas restituée lorsque la fissure se développe.
Par conséquent, plutôt que de définir l'énergie libérée par le corps lors du développement de la fissure, l'équation (II-6) rapporte J à la différence dans l'énergie absorbée par l'éprouvette, pendant le chargement, entre les différentes incrémentations de la taille de la fissure. Ceci est la base d'évaluation expérimentale de l'intégrale J.
Grace à son double rôle dans la description du mécanisme de rupture et dans la mesure de la résistance à la rupture, J est devenue le critère référence de la mécanique élasto-plastique de la rupture. Dans le cas particulier d'un matériau élastique linéaire, $J_{el} = G$.

L'intégrale J est une extension de la théorie du Facteur d'Intensité de Contraintes proposé par Irwin [32]. Comme pour le critère de rupture basé sur le facteur K, le critère de rupture « intégrale J » a été développé et une ténacité adaptée à ce critère a été mesurée.

II.3.3 Choix d'approche pour calculer la ténacité des conduites en PEHD

La notion de travail essentiel de rupture a été introduite pour la première fois, en 1968, par Broberg [39]. Les premiers travaux utilisant cette approche sont les travaux de Cotterell et Reddell [25] et de Mai et Cotterell [40] dans le cas des tôles métalliques. Quelques années plus tard, la EWF a été généralisée aux polymères [41],[42]. Cette approche est particulièrement attractive en raison de sa simplicité et de sa facilité de mise en œuvre [43]–[45]. Elle est généralement appliquée pour définir le comportement de rupture des films polymères minces [45], [46], comme ceux utilisés dans l'emballage industriel [47].
L'énergie totale de rupture peut être divisée en deux composantes. Une composante correspond au terme W_e qui est le travail essentiel de rupture dissipé dans la zone de processus de rupture et W_p le travail non-essentiel de rupture dissipé dans la zone plastique externe. Les éprouvettes utilisées dans la méthode EWF sont des éprouvettes à double entailles (DENT ou DDENT) ou des éprouvettes à une seule entaille (SENT ou DSENT).
Plusieurs travaux de recherche ont été consacrés à l'étude de l'influence du type et des dimensions des éprouvettes sur les paramètres du travail essentiel de la rupture. Wu et Mai [48] et Hashemi [47] ont affirmé que le paramètre We est un paramètre du matériau indépendant du type de l'éprouvette, alors que des études ultérieures [49], [50] ont montré que les éprouvettes SENT donne une valeur de We plus élevée que celle obtenue par des éprouvettes DENT. Concernant l'influence des dimensions, les auteurs sont plutôt d'accord sur le fait que les paramètres EWF sont indépendants de la largeur et de la longueur utile de l'éprouvette [47],

[50]–[53]. Cet accord est totalement absent en ce qui concerne l'épaisseur. En effet, d'une part, des travaux [47]–[49], [54] montrent que les paramètres EWF (We et Wp) sont indépendants de l'épaisseur de l'échantillon. D'autre part, Ferrer-balas [51] et Karger-kocsis [55] ont validé le fait que We ne dépend pas de l'épaisseur, mais ils ont montré également que Wp augmente avec la croissance de l'épaisseur. Poon [52] et Yamakawa [56] montrent que We augmente lorsque l'épaisseur du film croît.

Pour résumer, les paramètres EWF ne sont pas affectés par la largeur et la longueur des éprouvettes. Par contre l'influence du type et de l'épaisseur des éprouvettes sont encore contradictoires dans la littérature.

La méthode d'essai, pour déterminer les paramètres EWF, n'est pas encore normalisée. A ce jour, on ne dispose que de protocoles expérimentaux développés par le groupe européen ESIS (European Structural Integrity Society). L'absence de norme explique les contradictions trouvées dans la littérature.

La simplicité expérimentale est à la base du succès de ce concept. Elmeguenni et al [57], dans une étude récente sur les tubes en PEHD, confirme la compétitivité du concept du travail essentiel de la rupture face à l'intégrale J, mais souligne la non garantie d'un état de déformations planes et d'un écoulement complet du ligament avant rupture (ligament suffisamment court pour confiner la déformation plastique en son sein).

Face à ces restrictions du travail essentiel de rupture, nous avons choisi d'utiliser le concept de l'intégrale J, dont la procédure expérimentale pour les matériaux polymère est bien normalisée [58]. Cette approche a fait ses preuves dans l'étude de la rupture des conduites en PEHD, et de nombreux travaux ont eu recours à ce concept [59], [60].

II.3.4 Calcul de J par la méthode des éléments finis

Pour calculer l'intégrale J, dans des problèmes tridimensionnels, deux approches sont actuellement utilisées. Ce sont la technique d'avancée virtuelle de la fissure et l'intégrale du domaine d'énergie.

Park [61] et Helen [62] ont réussi à formuler l'extension virtuelle de fissure en termes de rigidité et de déplacement. La méthode d'extension virtuelle de fissure a été améliorée par DeLorenzi [63], [64] en tenant compte du taux de restitution d'énergie d'une approche séquentielle. Shih et al [65], [66] ont formulé la méthode de l'intégrale du domaine d'énergie, cadre général de l'analyse numérique de l'intégrale J.

Le code de calcul ABAQUS/Standard, utilisé dans la présente étude, évalue l'intégrale J de manière automatique en appliquant la méthode de l'intégral du domaine d'énergie. Cette

méthode se base sur la formulation ((II-7) développée par Shih et al [65], [66] en partant de la formule de J (équation (II-5)) établie par Rice [30]

$$J = \int_{A^*} \left[\sigma_{ij} \frac{\partial u_j}{\partial x} - w\delta_{1i} \right] \frac{\partial q}{\partial x_i} dA \qquad \textbf{(II-7)}$$

Où A^* est l'aire de la surface comprise entre les contours Γ_0 et Γ_1 (Figure II-12). q, une fonction lissée au choix, doit être égale à 1 sur Γ_0 et à 0 sur Γ_1. Le contour Γ_0 est réduit dans la pratique à la pointe de fissure. Le contour Γ_1 coïncide avec les bords des éléments.

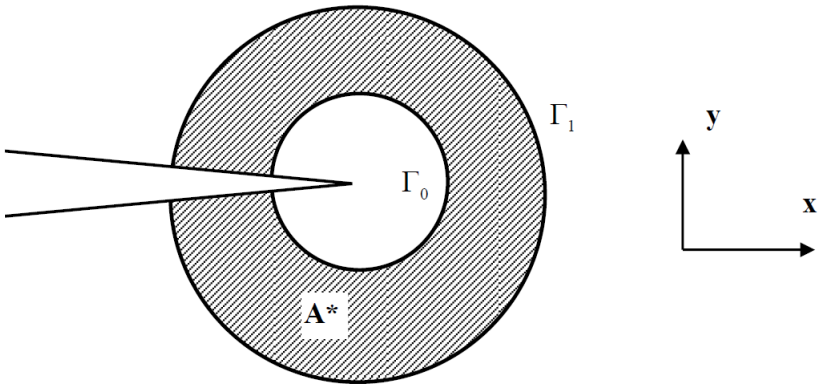


Figure II-12. *Evaluation de J par l'intégrale de domaine*

La discrétisation de la formule (II-7) donne :

$$J = \sum_{A^*} \sum_{p=1}^{m} \left\{ \left[\left(\sigma_{ij} \frac{\partial u_j}{\partial x} - w\delta_{1i} \right) \frac{\partial q}{\partial x_i} \right] \det\left(\frac{\partial x_j}{\partial \zeta_k} \right) \right\} w_p \qquad \textbf{(II-8)}$$

Avec m : nombre de points de Gauss

w_p : poids d'intégration

ζ_k : Coordonnées des éléments dans les repères locaux

La commande *CONTOUR INTEGRAL d'Abaqus calcule l'intégrale J. Cette commande fait appel à un modèle prédéfini basé sur la formule discrétisé de J (équation (II-8)).

L'utilisateur doit tout d'abord définir le front de fissure, ensuite préciser le nombre de contours sur lesquels le logiciel calcule l'intégrale J et enfin indiquer la direction virtuelle de l'extension de fissure. Les contours sont choisis par ABAQUS en fonction du maillage (Figure II-13). Pour aider ABAQUS à réaliser cette tâche, le maillage concentrique doit être réalisé autour de la pointe de fissure. La précision de la solution dépend de la taille des éléments au front de fissure : plus la dimension radiale des éléments de la pointe de la fissure est petite mieux seront les résultats de la déformation et de la contrainte. Le calcul de J sur les différents contours sera plus précis.

Le concept de l'intégrale J se base sur le fait que l'intégrale J caractérise la singularité au front de fissure en raison de son indépendance du contour d'intégration. Sous une bonne modélisation

adaptée au calcul de J, les résultats convergent vers une même valeur de J pour tous les contours à partir du deuxième.

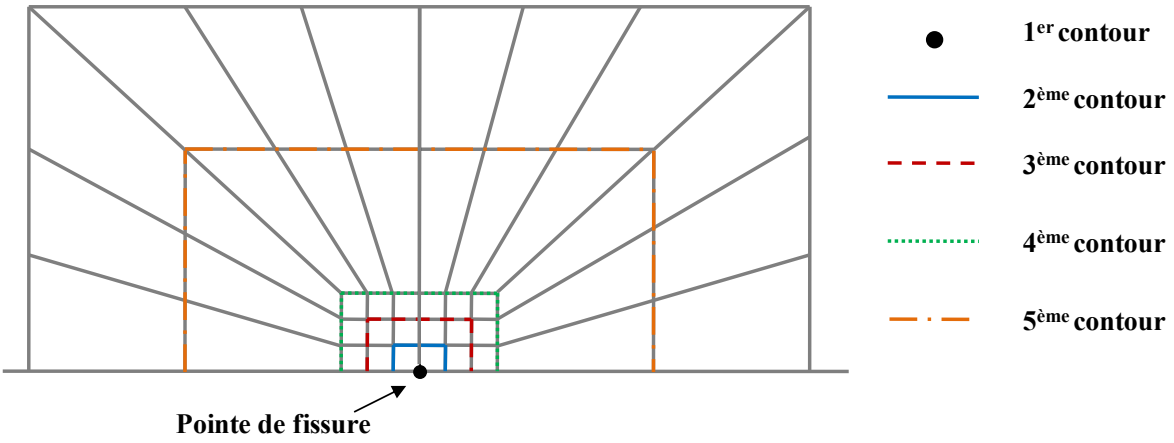


Figure II-13. *Contours choisis par ABAQUS pour l'évaluation de J*

La technique de calcul de J, par la méthode de l'intégrale de domaine de l'énergie, ne requiert pas l'orthogonalité du maillage au front de fissure. Ceci est particulièrement utile pour faciliter la modélisation tridimensionnelle des fissures. De plus, elle peut être utilisée pour des problèmes statique et dynamique, pour une loi de comportement linéaire et non linéaire, et pour tout type de sollicitations. Cette technique s'avèrera particulièrement adéquate pour étudier la rupture des conduites en PEHD.

II.3.5 Synthèse

La mécanique de la rupture est un outil performant pour analyser le comportement à la rupture des conduites. Le développement scientifique de ce domaine en fonction du développement des matériaux utilisés a permis à la mécanique de la rupture de couvrir la totalité des matériaux des conduites y compris les matériaux utilisés dans le réseau d'alimentation d'eau potable (paragraphe 1). La fonte grise qui présente un comportement linéaire élastique, peut être étudiée par les concepts de la mécanique élastique linéaire de la rupture. Pour le PEHD, objet de notre présente étude, le concept de l'intégrale J de la mécanique élasto-plastique de la rupture semble le plus approprié pour décrire la rupture ductile de ce matériau à l'état neuf. La ténacité du matériau, de valeur crique J_c déduite à partir de la courbe J-R, caractérise la résistance à la fissuration du matériau. Cette courbe sera tracée expérimentalement selon la norme ASTM 6068 [58] dans le chapitre II.

II.4 Les écoulements dans les AEP : Régime permanant et écoulement transitoire

II.4.1 Régime permanant d'un fluide incompressible

L'adduction est le transfert de l'eau de la source naturelle ou de la station de traitement vers les réservoirs de distribution. On distingue généralement deux types d'adduction (**Error! Reference source not found.**, Figure II-15):

- Adduction gravitaire (écoulement à surface libre ou en charge) : quand la cote source est supérieure à la cote du réservoir.
- Adduction par refoulement (écoulement en charge seulement) par pompage en utilisant une station de pompage.

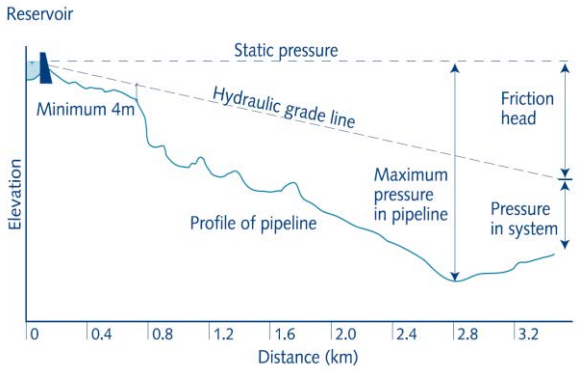


Figure II-14. *Adduction gravitaire* [67]

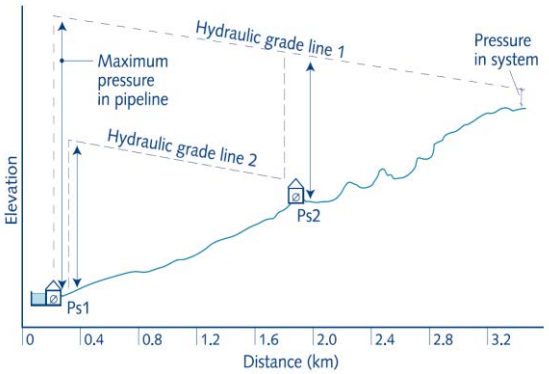


Figure II-15. *Adduction par refoulement* [67]

L'adduction gravitaire s'effectue, soit par un canal à ciel ouvert, soit par une conduite forcée ou en charge. Avec des canaux à ciel ouvert (ou des aqueducs), l'écoulement est à surface libre, c'est-à-dire sans pression, se produit grâce à la pente. Il est généralement uniforme sur tout le parcours. Avec des conduites en charge, l'écoulement est à section pleine, c'est-à-dire sous pression. Ce mode d'adduction permet d'avoir des vitesses plus grandes que dans le cas des aqueducs. En plus, l'eau est isolée du milieu extérieur ce qui diminue les risques de pollution.

II.4.1.1 Equation générale de l'écoulement en charge:

Le théorème de Bernoulli, établi le long de la ligne de courant d'un fluide en écoulement permanent, est une forme particulière du théorème de conservation de l'énergie mécanique. En l'écrivant par unité de poids du fluide, on obtient l'expression :

$$\frac{V^2}{2g} + z + \frac{p}{\varpi} + j = Cte \qquad \textbf{(II-9)}$$

z : hauteur de position caractérisant le point considéré sur la ligne de courant

$V^2/2g$: hauteur cinétique ou dynamique

p/ϖ : hauteur de pression

j : perte de charge depuis l'origine du mouvement

La somme $z + \frac{p}{\varpi}$, appelée hauteur ou côte piézométrique, est représentée par la courbe « ligne piézométrique ».

La somme des trois termes $H = \frac{V^2}{2g} + z + \frac{p}{\varpi}$ est la hauteur représentative de la charge totale ou mécanique de la particule fluide. Elle est représentée par la courbe « ligne de charge ».

Le théorème de Bernoulli s'énonce alors : la charge plus la perte de charge depuis l'origine du mouvement est égale à une constante :

$$H + j = Cte \qquad \textbf{(II-10)}$$

Pour une conduite de diamètre constant, la différence entre la charge H_1 à l'entrée de la conduite et la charge H_2 à la sortie est :

$$\Delta H = H_1 - H_2 = \frac{V_1^2 - V_2^2}{2g} + z_1 - z_2 + \frac{p_1 - p_2}{\varpi} = j_2 - j_1 = h_{12} \qquad \textbf{(II-11)}$$

Où h_{12} est la perte de charge entre l'entrée et la sortie de la conduite. Les pertes de charges sont de deux types :

Pertes de charge linéaires (ou réparties sur toute la longueur de la conduite): dues aux frottements visqueux, turbulents et contre les parois des canalisations.

Pertes de charge singulières (ou locales): dues aux diverses singularités (coudes, vannes, clapets,...) qui peuvent être placées le long de la canalisation.

II.4.1.2 Perte de charge linéaire : Formule de DARCY-WEISBACH

La perte de charge linéaire dans une conduite de longueur L et de diamètre D, due à un écoulement d'un fluide de vitesse moyenne V, est donnée par la formule de Darcy-Weisbach [68]:

$$\Delta H = h_{12} = \lambda \frac{L}{D} \frac{V^2}{2g} \qquad \textbf{(II-12)}$$

λ est le coefficient universel de perte de charge linéaire qui dépend de deux nombres sans dimensions :

$$\lambda = f\left(R_e, \frac{k}{D}\right) \qquad \textbf{(II-13)}$$

Où : $R_e = \frac{VD}{\nu}$ est le nombre de Reynolds et $\frac{k}{D}$ est la rugosité relative de la conduite, k étant la rugosité absolue de la paroi.

Pour l'évaluation de λ, nous utilisons la formule universelle de COLEBROOK [69]:

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = -2log_{10}\left(\frac{\varepsilon}{3.71D} + \frac{2.51}{R_e\sqrt{\lambda}}\right) \quad \textbf{(II-14)}$$

II.4.1.3 Perte de charge singulière

Les pertes de charge singulières sont essentiellement dues aux accidents de parcours le long de la canalisation. On peut y compter les coudes, les vannes ou robinets…et sont exprimées par la relation suivante :

$$\Delta H = k\frac{V^2}{2g} \quad \textbf{(II-15)}$$

ΔH : Perte charge singulière en m
V : vitesse moyenne de l'écoulement
k : coefficient de perte de charge singulière

II.4.2 Formulation mathématique des écoulements transitoires

II.4.2.1 Modèle linéaire élastique (coup de bélier classique)

Dans le cas de l'écoulement unidimensionnel dans un tube cylindrique de diamètre D = 2R et de comportement élastique linéaire selon la loi de Hooke, les relations simplifiées de base de calcul du coup de bélier sont obtenues à partir des équations de mouvement et de continuité dans la direction axiale. Elles peuvent être adaptées à partir du modèle analytique développé par Wylie et al. [70] fondé sur la théorie du coup de bélier classique. Dans ce modèle, la contrainte de cisaillement de la paroi est supposée être la même que lors d'un écoulement permanent et est définie par la formule de Darcy-Weisbach pour le régime permanent en fonction du coefficient de frottement [71].

Expression générale de l'équation de continuité :

$$\frac{\partial H}{\partial t} + \frac{C^2}{gS}\frac{\partial Q}{\partial x} = 0 \quad \textbf{(II-16)}$$

Equation de quantité de mouvement :

$$\frac{\partial Q}{\partial t} + gS\frac{\partial H}{\partial x} + gSj = 0 \quad \textbf{(II-17)}$$

Avec

Q	:	Débit	S	:	Section de la conduite
$H = z + p/\rho g$	:	Hauteur manométrique	t	:	Temps
z	:	Elévation	x	:	Distance
p	:	Pression	C	:	Célérité de l'onde de pression
ρ	:	Densité du fluide	g	:	La constante de gravitation

$j = \lambda Q\|Q\| / \left(2gDS^2\right)$: Perte de charge linéaire par unité de longueur

D'après Stuckenbruck *et al.* [72], l'expression générale de la célérité des ondes de pression est définie comme suit :

$$C = 1 \Big/ \sqrt{\frac{\partial \rho}{\partial p} + \frac{\rho}{A}\frac{\partial S}{\partial p} + \frac{\rho}{\delta x}\frac{\partial \delta x}{\partial p}} \qquad \textbf{(II-18)}$$

Cette expression peut être développée selon la loi de comportement du matériau. Dans ce qui suit nous allons considérer le cas rigide et le cas quasi-rigide.

- **Cas rigide**

La conduite étant parfaitement rigide, la section de la conduite est constante $S = S_0 = \pi D_0^2 / 4 = Cte$. L'expression de la célérité des ondes de pression s'écrit [73]:

$$C = \left(\frac{\partial \rho}{\partial p}\right)^{-1/2} = \left(\frac{\rho}{K}\right)^{-1/2} \qquad \textbf{(II-19)}$$

- **Cas quasi-rigide**

Dans ce cas, une certaine déformation de la paroi est considérée. Cette condition concerne d'une façon générale les écoulements des fluides supposés incompressibles (eau, pétrole,…) dans une conduite métallique ou béton. L'expression des ondes de pression est donnée par la formule suivante [73]:

$$C = \left[\frac{\rho}{K} + \rho\frac{cD}{Ee}\right]^{-1/2} \qquad \textbf{(II-20)}$$

Où c est un coefficient qui dépend de l'ancrage de la conduite et E est le module d'Young.

- **Cas déformable**

Dans le cas de matériau à grande déformabilité (Caoutchouc, PEHD, …) l'allongement de la conduite peut être négligé devant la déformation radiale, la célérité de propagation des ondes de pression dans les conduites quasi-rigides peut s'écrire également :

$$C(p) = \left(\frac{\rho}{K} + \rho\frac{2c\sqrt{S(p)/\pi}}{eE}\right)^{-1/2} \qquad \textbf{(II-21)}$$

Dans cette équation, $S(p)$ est donnée par la relation suivante :

$$S = S_0\left[1+\frac{c}{Ee}\left(\frac{S_0}{\pi}\right)^{1/2}(p_0-p)\right]^{-2} \qquad \textbf{(II-22)}$$

$S_0 = \pi D_0^2/4$ est la section de la conduite à la pression p_0.

II.4.2.2 Modèle linéaire viscoélastique

La théorie du coup de bélier classique, qui ignore le comportement viscoélastique de la paroi du tuyau, est considérablement imprécise pour les tubes en plastique tels que le polyéthylène (PE) et le polychlorure de vinyle (PVC). Le comportement de la paroi d'un tube en polymère peut être simulé par un modèle viscoélastique de Kelvin-Voigt, dans lequel le matériau est assimilé a une série de deux types d'éléments : un simple ressort représentant la composante de déformation instantanée et un ressort associé en parallèle avec un amortisseur, qui simule la composante de déformation retardée (Ferry 1980 [74]; Franke and Seyler 1983 [75]). La déformation totale, ε , est exprimée par la somme de la composante instantanée ou élastique, ε_i, et la composante retardé, ε_r .

$$\varepsilon = \varepsilon_i + \varepsilon_r \qquad \textbf{(II-23)}$$

La déformation instantanée est exprimée comme suit :

$$\varepsilon_i = \frac{\sigma}{E_i} \qquad \textbf{(II-24)}$$

Où σ est la contrainte circonférentielle normale et E_i est le module d'élasticité de la conduite.

En utilisant un model de Kelvin-Voigt à *n* éléments, Figure II-16, la déformation retardée peut être exprimée par la somme des déformations retardées de chaque élément. Cette dernière est définine par l'équation différentielle (II-26):

$$\varepsilon_r = \sum_{k=1}^{n}\varepsilon_k \qquad \textbf{(II-25)}$$

$$\frac{d\varepsilon_k}{dt} = \frac{1}{\eta_k}\left(\sigma - E_k\varepsilon_k\right) \qquad \textbf{(II-26)}$$

où η_k et E_k sont respectivement la viscosité de l'amortisseur et le module d'élasticité de l'élément *k*.

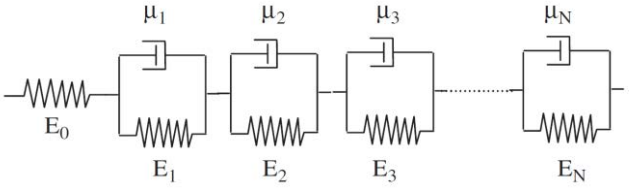


Figure II-16. *Modèle de Kelvin-Voigt généralisé*

Dans l'hypothèse d'un modèle de Kelvin-Voigt à un seul élément (n=1), l'équation ((II-26) peut être transformée de la façon suivante :

$$\frac{d\varepsilon_1}{dt} = \frac{1}{\theta_1}\left(\frac{Dp}{2eE_1} - \varepsilon_1\right) \qquad \textbf{(II-27)}$$

Avec p est la pression interne et $\theta_1 = \eta_1 / E_1$ est l'expression du temps de retard.

Pour prendre en compte la viscoélasticité de la paroi du tube, l'équation de continuité doit être écrite, en utilisant le théorème de Reynolds et avec $\partial S/\partial t = 2S\,\partial\varepsilon/\partial t$, sous la forme suivante :

$$\frac{gS}{C^2}\frac{\partial H}{\partial t} + \frac{\partial Q}{\partial x} + 2S\frac{\partial \varepsilon_r}{\partial t} = 0 \qquad \textbf{(II-28)}$$

Le troisième terme représente l'effet retardé de la paroi de la conduite, la déformation élastique est incluse dans le terme de la dérivée temporelle de la hauteur piézométrique et dans la célérité de l'onde « *C* ». La célérité élastique est donnée par l'équation (II-18).

II.4.2.3 Choix de modèle

La théorie générale du coup de bélier classique, qui ne tient pas compte du comportement viscoélastique de la paroi du tuyau, est considérablement imprécise pour les tubes en plastique tels que le polyéthylène (PE) et le polychlorure de vinyle (PVC). Ceci a été observé expérimentalement par plusieurs auteurs (Meissner and Franke, 1977; Williams, 1977; Sharp and Theng, 1987) [76]–[78]. Güney (1977, 1983) [73] et [74], dans ses travaux de recherche, a calculé numériquement le coup de bélier dans des conduites viscoélastiques en utilisant la méthode des différences finies. Le problème du coup de bélier dans les tuyaux viscoélastiques a également été résolu en utilisant la transformée de Fourier par Kokoshvili (1970) [81]. Covas et al. (2004a, 2004b, 2005) [82]–[84] ont proposé un modéle mathématique et une solution numérique basée sur la méthode des caractéristiques qui tient compte de la viscoélasticité de la paroi à travers le model de Kelvin–Voigt généralisé. Brunone et al. (2000) [85] ensuite Brunone and Berni (2010) [86] ont étudié l'importance du frottement dans le régime transitoire et son interaction avec la viscoélasticité.

Suite à ces recherches innovantes sur les coups de bélier dans les conduites viscoélastiques, plusieurs autres contributions ont été présentées combinant la viscoélasticité avec d'autres

phénomènes pour améliorer la modélisation du coup de bélier. La viscoélasticité de la paroi combinée au frottement lors du régime transitoire (Covas et al., 2004a, 2004b, 2005; Soares et al., 2008; Duan et al., 2010) [82]–[84], [87], [88], le phénomène de cavitation dans les conduite viscoélastique (Soares et al., 2009; Hadj-Taïeb and Hadj-Taïeb, 2009; Keramat et al., 2010) [89]–[91] et viscoélasticité et interaction fluide structure (Keramat et al., 2012; Achouyab and Bahrar, 2011) [92], [93] ont déjà été étudiés. L'effet de la présence de fuites sur la variation de pression suite à un écoulement transitoire a été largement examiné dans des travaux de recherche récents (Colombo et al., 2009; Soares, Covas, & Reis, 2007 ; Lazhar, Hadj-Taïeb et Hadj-Taïeb 2013) [94]–[96].

La fonction fluage du matériau de la conduite peut être déterminée expérimentalement par des essais de fluage. Les essais de fluage sont importants pour caractériser le comportement viscoélastique du PE en tant que matériau. Par contre, dans le cas d'une structure en PE, telle qu'une conduite ou un réseau de conduites, les essais mécaniques fournissent seulement une estimation du comportement mécanique réel du réseau [82]. Ceci est dû au fait que le fluage dépend non seulement de la structure moléculaire du matériau et de la température, mais aussi des contraintes axiale et circonférentielle de la conduite et de l'historique du réseau de conduites. Pour ces raisons, obtenir un modèle rhéologique qui permet de calculer avec précision la variation de la pression engendrée par les écoulements transitoires dans un réseau de conduites à caractère viscoélastique, nécessite deux étapes. La première est de déterminer les paramètres rhéologique par des essais de fluage ensuite, la deuxième étape consiste a calibrer le modèle rhéologique en l'appliquant sur la structure réelle. Cette deuxième étape reste impossible à réaliser en dehors des bancs d'essais expérimentaux. A ce jour, rares sont les études qui prennent en compte le comportement viscoélastique du matériau des conduites des réseaux industriels pour le transport de gaz et d'eau. Dans ces applications, et dans le cas de notre étude, introduire le comportement viscoélastique rend le calcul des différents paramètres d'écoulement extrêmement compliqué pour un léger gain au niveau de la précision (≈3%) des résultats. Tant que le modèle rhéologique n'est pas calibré, les valeurs calculées constituent une approximation des valeurs réelles avec une erreur considérable.

Le coup de bélier dans un réseau de conduite est, généralement, calculé pour analyser la sécurité du réseau vis-à-vis à l'augmentation brusque de la pression engendrée par ce phénomène. Le coup de bélier est une succession d'ondes de surpressions et de dépressions dont la première surpression est la plus dangereuse vu que c'est le pic le plus élevé et le plus rapide. Dans le cas de la présente étude, on s'intéresse uniquement à l'effet du premier pic de pression sur le réseau de conduites. Les études citées au début de ce paragraphe montrent que la première surpression

peut être calculée par le modèle du coup de bélier classique sans prendre en compte la viscoélasticité de la paroi des conduites. L'effet de la viscoélasticité est plus visible au niveau de l'amortissement des ondes au cours du temps figure I-16 (Covas et al [83])

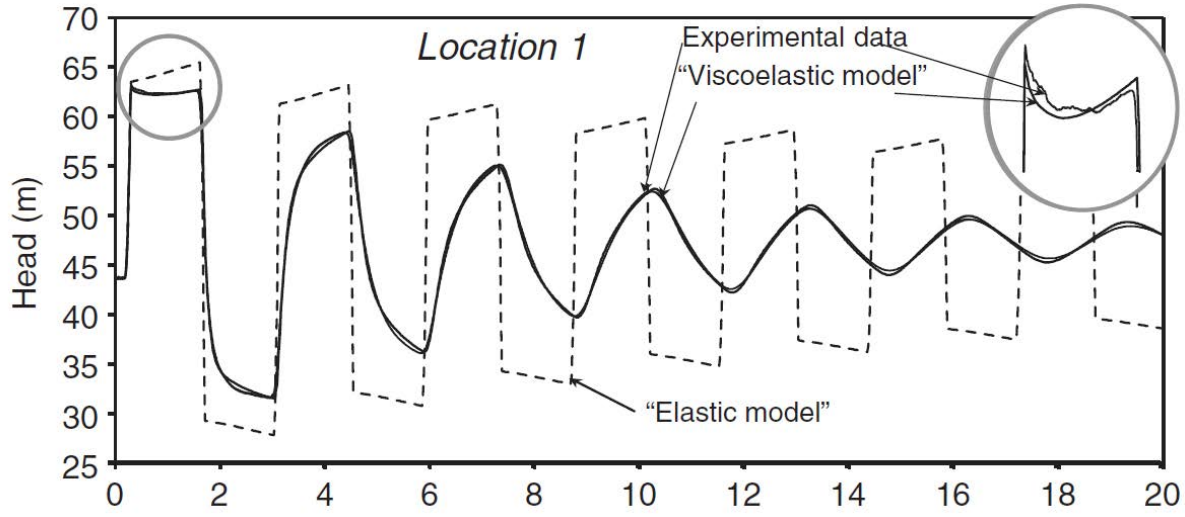


Figure II-17. *Variation de la pression au niveau de la vanne : résultats expérimentaux vs résultats numériques sans et avec viscoélasticité* [83]

II.4.3 Méthodes de résolution numérique des écoulements transitoires

II.4.3.1 Méthode des caractéristiques

Plusieurs méthodes numériques peuvent être utilisées pour résoudre le modèle mathématique des écoulements transitoires représenté par le système des deux équations ((II-16), ((II-17). Dans ce chapitre, la résolution par la méthode des caractéristiques est développée.

Reprenons le système des équations ((II-16) et (II-17) et notons :

$$L_1 = \frac{\partial H}{\partial t} + \frac{C^2}{gS}\frac{\partial Q}{\partial x} = 0 \qquad \textbf{(II-29)}$$

$$L_2 = \frac{\partial Q}{\partial t} + gS\frac{\partial H}{\partial x} + gSj = 0 \qquad \textbf{(II-30)}$$

La question qui se pose est de savoir s'il existe un coefficient a tel $aL_1 + L_2 = 0$ peut s'écrire sous la forme d'une équation différentielle ordinaire. Cette combinaison linéaire donne :

$$a\left(\frac{\partial H}{\partial t} + \frac{gS}{a}\frac{\partial H}{\partial x}\right) + \left(\frac{\partial Q}{\partial t} + a\frac{C^2}{gS}\frac{\partial Q}{\partial x}\right) + gSj = 0 \qquad \textbf{(II-31)}$$

a : est un multiplicateur, a priori, inconnu.

Si $Q(x,t)$ et $H(x,t)$ sont solutions de ce système, alors :

$$\frac{dQ}{dt} = \frac{\partial Q}{\partial t} + \frac{\partial Q}{\partial x}\frac{dx}{dt} \text{ et } \frac{dH}{dt} = \frac{\partial H}{\partial t} + \frac{\partial H}{\partial x}\frac{dx}{dt} \qquad \textbf{(II-32)}$$

Ce qui revient à résoudre le système suivant :

$$\begin{cases} \dfrac{gS}{a} = \dfrac{dx}{dt} \\ \dfrac{C^2}{gS} a = \dfrac{dx}{dt} \end{cases} \qquad \textbf{(II-33)}$$

On aura alors :

$$a = \pm \frac{gS}{C} \text{ et } \frac{dx}{dt} = \pm C \qquad \textbf{(II-34)}$$

En remplaçant *a* dans l'équation (III.3), on obtient les deux systèmes suivants :

$$C^+ \quad \begin{cases} dQ \pm \dfrac{gS}{C} dH + gSjdt = 0 & \textbf{(II-35)} \\ dx = \pm Cdt & \textbf{(II-36)} \end{cases}$$

Rappelons que $j = \lambda Q|Q| \big/ 2DgS^2$ est la perte de charge linéaire par unité de longueur de conduite.

Les équations ((II-35) déterminent l'évolution du débit et de la charge en fonction du temps et de l'espace. Elles sont appelées équations de compatibilité ou d'évolution. Elles ne sont valables que lorsque les équations ((II-36) sont satisfaites respectivement. On peut écrire :

$$dH + \frac{C}{gS} dQ + jdx = 0 \text{ et } dH - \frac{C}{gS} dQ + jdx = 0 \qquad \textbf{(II-37)}$$

Considérons alors une conduite de longueur *L* subdivisée en *N* tronçons égaux de longueur $\Delta x = L/N$ et posons

$$B = \frac{C}{gS} \text{ et } R = \frac{\lambda \Delta x}{2gDS^2} \qquad \textbf{(II-38)}$$

La solution d'un problème d'écoulement en régime transitoire commence toujours par les conditions initiales à l'instant $t = 0$. A cet instant là, les variables H et Q sont connues à chaque section de la conduite.

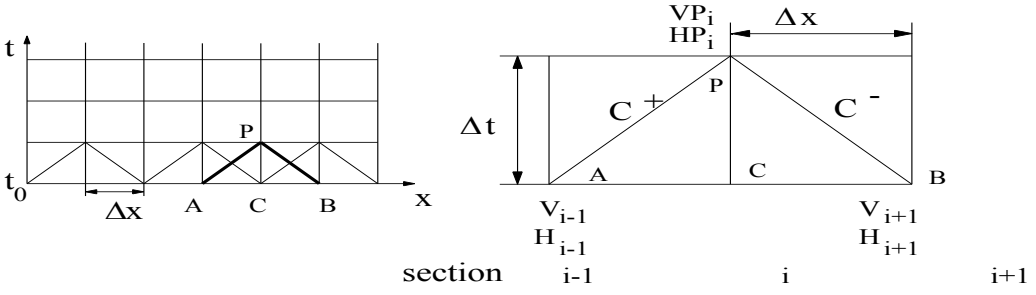


Figure II-18. *Calcul du coup de bélier par la méthode des caractéristiques*

Les équations ((II-37) sont présentées sous une forme simple pour être intégrées le long des deux lignes caractéristiques C^+ et C^- :

$$\begin{cases} \int_{H_{i-1}}^{H_{Pi}} dH + \frac{C}{gA}\int_{Q_{i-1}}^{Q_{Pi}} dQ + \frac{\lambda}{2gDA^2}\int_{x_{i-1}}^{x_{Pi}} Q|Q|dx = 0 \\ \int_{H_{i+1}}^{H_{Pi}} dH + \frac{C}{gA}\int_{Q_{i+1}}^{Q_{Pi}} dQ + \frac{\lambda}{2gDA^2}\int_{x_{i+1}}^{x_{Pi}} Q|Q|dx = 0 \end{cases} \quad \textbf{(II-39)}$$

La variation de Q avec x dans la dernière intégrale est inconnue. Donc une approximation du premier ordre (intégration par la méthode des rectangles) est acceptée :

$$\begin{cases} H_{Pi} - H_{i-1} + B(Q_{Pi} - Q_{i-1}) + RQ_{i-1}|Q_{i-1}| = 0 \\ H_{Pi} - H_{i+1} - B(Q_{Pi} - Q_{i+1}) - RQ_{i+1}|Q_{i+1}| = 0 \end{cases} \quad \textbf{(II-40)}$$

La solution consiste alors de trouver H et Q pour des points du maillage à l'instant $t = \Delta t$, ensuite à $t = 2\Delta t$, et ainsi de suite, jusqu'à ce que la durée de temps désirée. A n'importe quel point P les deux équations de compatibilité sont résolues simultanément, pour les inconnus Q_{Pi} et H_{Pi}. Les équations ((II-40) peuvent être écrites sous une forme plus simple:

$$H_{Pi} = C_P - BQ_{Pi} \text{ et } H_{Pi} = C_M + BQ_{Pi} \quad \textbf{(II-41)}$$

$$C_P = H_{i-1} + BQ_{i-1} - RQ_{i-1}|Q_{i-1}| \quad \textbf{(II-42)}$$

$$C_M = H_{i+1} - BQ_{i+1} + RQ_{i+1}|Q_{i+1}| \quad \textbf{(II-43)}$$

En éliminant Q_{Pi} dans les équations ((II-41), on obtient :

$$H_{Pi} = \frac{C_P + C_M}{2} \quad \textbf{(II-44)}$$

Ensuite Q_{Pi} peut être obtenue directement la combinaison des deux expressions de H_{Pi}, équation ((II-41) :

$$Q_i = \frac{(C_P - C_M)}{2B} \quad \textbf{(II-45)}$$

II.4.3.2 Conditions aux limites

Les conditions aux limites sont les lois imposées aux variables principales de l'écoulement (le débit *Q* et la charge *H*) aux deux extrémités de la conduite. Ces lois conditionnent généralement le développement et l'évolution des écoulements transitoires.

Au niveau de chaque extrémité d'une conduite unique, seule une des équations caractéristiques (II-41), des deux variables dépendantes Q_{Pi} et H_{Pi} est disponible. Pour l'extrémité gauche, c'est la deuxième équation qui s'applique alors que pour l'extrémité droite, c'est la première équation qui est, figure I-18.

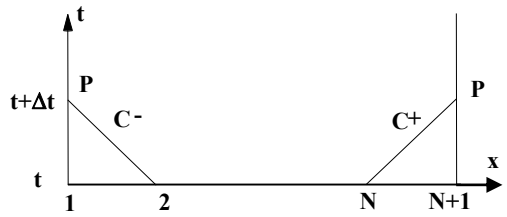


Figure II-19. *Conditions aux limites*

Une équation auxiliaire explicitant la condition à la limite est donc nécessaire dans chaque cas pour spécifier Q_{Pi} ou H_{Pi}. Notons cependant qu'on peut aussi rencontrer des conditions aux limites du type $F(Q_{Pi}, H_{Pi}, t) = 0$, relation implicite éventuellement non-linéaire comme, par exemple, celle du débit à travers une vanne. Dans cette étude, seules les conditions aux limites: réservoir à niveau constant, pompes, vannes à fermeture instantanée et conduite de raccordement sont considérés.

II.4.3.2.1 Réservoir en amont à niveau spécifié

$$H_{P_1} = H_0 \qquad \textbf{(II-46)}$$

Et Q_{P1} sera obtenue directement de l'équation ((II-45) :

$$Q_{P1} = \frac{(H_{P1} - C_M)}{B} \qquad \textbf{(II-47)}$$

II.4.3.2.2 Vanne à fermeture instantanée

$$Q_{PN+1} = 0 \qquad \textbf{(II-48)}$$

$$H_{PN+1} = H_N + \frac{C}{gS} Q_N - \frac{\lambda \Delta t C}{2DgS^2} Q_N |Q_N| \qquad \textbf{(II-49)}$$

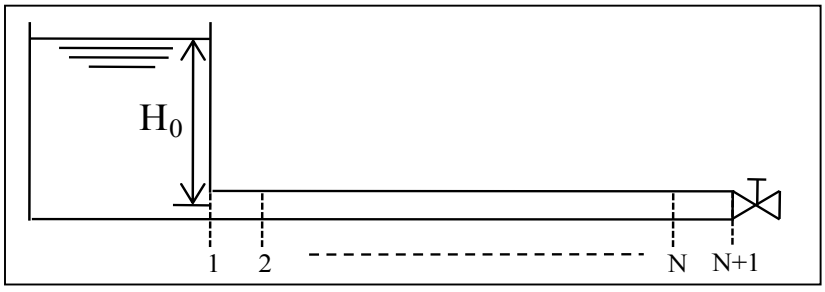


Figure II-20. *Système réservoir-conduite-vanne*

II.4.3.2.3 Pompe placée entre deux conduites

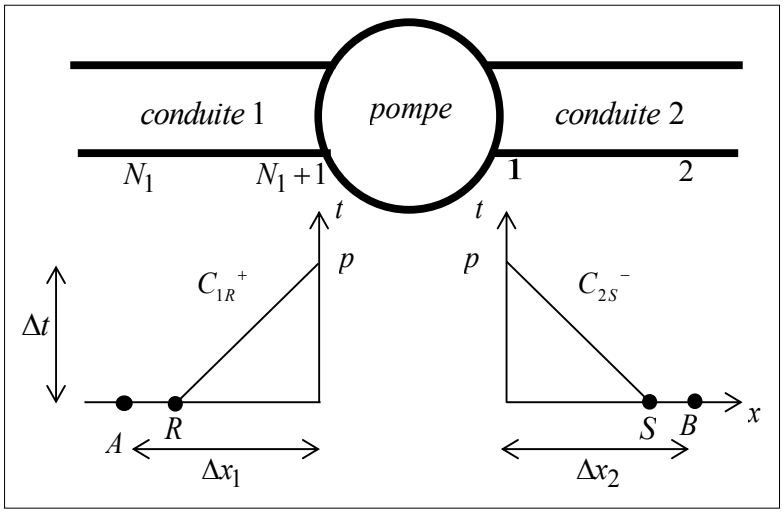


Figure II-21. *Lignes caractéristiques au niveau d'une pompe*

$$H_{1PN_1+1} + \frac{Q_{1PN_1+1}}{G_1} = H_{1N_1} + \frac{Q_{1N_1}}{G_1} - \Delta H_{1N_1} \qquad \textbf{(II-50)}$$

$$H_{2P1} - \frac{Q_{2P1}}{G_2} = H_{22} - \frac{Q_{22}}{G_2} + \Delta H_{22} \qquad \textbf{(II-51)}$$

$$H_{2P_1} - H_{1PN_1+1} = H_0 - aQ_{2P_1} - bQ_{2P_1}\left|Q_{2P_1}\right| \qquad \textbf{(II-52)}$$

$$Q_{2P_1} = Q_{1PN_1+1} \qquad \textbf{(II-53)}$$

où $\Delta H_{22} = J_{22}\Delta x$ and $\Delta H_{1N_1} = J_{1N_1}\Delta x$.

II.4.3.3 Calcul général en un nœud avec branchement de plusieurs conduites

La propagation des ondes de pression dans les réseaux de conduites peut être calculée par la méthode des caractéristiques présentée ci-dessus. Dans ce cas, les variables hydrauliques comprennent deux indices ; le premier fait référence au numéro de la conduite et le second indique, comme avant, au numéro de la section.

Souvent un nœud du réseau est caractérisé par l'aboutissement de trois tronçons, mais la considération d'un nombre plus grand de conduites ne complique pas l'examen du passage d'une perturbation en un nœud.

Considérons donc un nœud *B* auquel aboutissent *n* tronçons d'extrémités A_i - *B*. Le débit dans chaque tronçon d'indice *i* est désigné par Q_i. Le sens conventionnel de circulation des débits est choisi vers le nœud (Figure II-22).

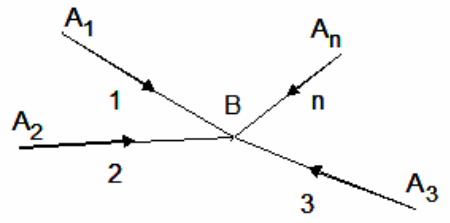


Figure II-22. *Jonction de n conduites*

En *B*, l'équation de continuité s'écrit, donc :

$$Q_{1BP} + Q_{2BP} + Q_{3BP} + \cdots Q_{nBP} = 0 \qquad \textbf{(II-54)}$$

Sur chaque tronçon, on applique la théorie des caractéristiques.

Pour une onde descendante aboutissant au nœud B, l'équation (I-37) donne :

$$\frac{gS_i}{C_i} H_{BP} + Q_{iBP} = \frac{gS_i}{C_i} H_{A_i} + Q_{iA_i} - \frac{gS_i}{C_i} J_i L_i \qquad \textbf{(II-55)}$$

Notons que J_i est la valeur pondérée de la perte de charge le long du parcours de l'onde. La pondération est obtenue par la méthode des trapèzes [97]. On obtient :

$$\int_{A_i}^{BP} J dx = J_i L_i = \frac{J_{iAi} + J_{iBP}}{2} L_i \qquad \textbf{(II-56)}$$

Par combinaison des équations ((II-56), en tenant compte de l'équation de continuité (II-55), il vient :

$$\left(\sum_{i=1}^{n} \frac{gS_i}{C_i} \right) H_{BP} = \sum_{i=1}^{n} \left(\frac{gS_i}{C_i} H_{Ai} \right) + \sum_{i=1}^{n} \left(Q_{iA_i} \right) - \sum_{i=1}^{n} \left(\frac{gS_i}{C_i} J_i L_i \right) \qquad \textbf{(II-57)}$$

Cette relation permet d'obtenir une valeur approchée de H_{BP} à partir d'approximation de la perte de charge J_i. Ensuite, on détermine les débits en *B* dans chaque tronçon par l'équation (11) et par itération, on améliore les valeurs obtenues pour H_{BP} et Q_{iBP}.

On peut aussi envisager de réduire à deux le nombre d'itérations en examinant la résolution d'un système linéarisé.

Nous appliquerons à l'évaluation de J_i la relation suivante :

$$J_{iBP} \approx J_{iB} \frac{2Q_{iBP} - Q_{iB}}{Q_{iB}} \qquad \textbf{(II-58)}$$

Il vient pour la condition de compatibilité ((II-56) le long de la caractéristique descendante :

$$\frac{gS_i}{C_i} H_{BP} + Q_{iBP} \left[1 + \frac{J_{iB} g S_i L_i}{C_i Q_{iB}} \right] = \frac{gS_i}{C_i} H_{A_i} + Q_{iA_i} - \frac{gS_i}{C_i} L_i \left[J_{iA_i} - J_{iB} \right] \qquad \textbf{(II-59)}$$

ou, en posant pour simplifier les écritures :

$$\alpha_{iB} = \frac{gS_i L_i J_{iB}}{C_i Q_{iB}} \qquad \textbf{(II-60)}$$

on peut écrire le système aux inconnus H_{BP} et Q_{iBP} sous la forme matricielle suivante :

$$\begin{bmatrix} 1 & 1 & \cdots & 1 & 0 \\ 1+\alpha_{1B} & 0 & \cdots & 0 & \frac{gS_1}{C_1} \\ 0 & 1+\alpha_{2B} & \cdots & 0 & \frac{gS_2}{C_2} \\ \vdots & \vdots & \cdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \cdots & 1+\alpha_{nB} & \frac{gS_n}{C_n} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} Q_{1PB} \\ Q_{2PB} \\ \vdots \\ Q_{nPB} \\ H_{PB} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ \frac{gS_1}{C_1} H_{A_1} + Q_{1A_1} - \frac{gS_1}{C_1}\left(J_{1A_1} - J_{1B}\right) \\ \frac{gS_2}{C_2} H_{A_2} + Q_{2A_2} - \frac{gS_2}{C_2}\left(J_{2A_2} - J_{2B}\right) \\ \vdots \\ \frac{gS_n}{C_n} H_{A_n} + Q_{nA_n} - \frac{gS_n}{C_n}\left(J_{nA_n} - J_{nB}\right) \end{Bmatrix} \quad \textbf{(II-61)}$$

Bien entendu, l'hypothèse où les coefficients α_{iB} ne varient pas de manière sensible au cours de l'écoulement transitoire permet d'inverser la matrice des coefficients en début de calcul. Mais la résolution de ce système linéaire n'est jamais coûteuse car le nombre de conduites aboutissant en un nœud est très rarement supérieur à quatre.

De même, si on admet que la perte de charge sur le tronçon L_i reste constante égale à celle au nœud A_i, ce système se simplifie :

$$\begin{bmatrix} 1 & 1 & \cdots & 1 & 0 \\ 1 & 0 & \cdots & 0 & \frac{gS_1}{C_1} \\ 0 & 1 & \cdots & 0 & \frac{gS_2}{C_2} \\ \vdots & \vdots & \cdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \cdots & 1 & \frac{gS_n}{C_n} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} Q_{1PB} \\ Q_{2PB} \\ \vdots \\ Q_{nPB} \\ H_{PB} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ \frac{gS_1}{C_1} H_{A_1} + Q_{1A_1} - \frac{gS_1}{C_1} J_{1A_1} \\ \frac{gS_2}{C_2} H_{A_2} + Q_{2A_2} - \frac{gS_2}{C_2} J_{2A_2} \\ \vdots \\ \frac{gS_n}{C_n} H_{A_n} + Q_{nA_n} - \frac{gS_n}{C_n} J_{nA_n} \end{Bmatrix} \quad \textbf{(II-62)}$$

II.4.3.4 Conditions initiales

Les conditions initiales sont définies par le régime permanent initial et sont calculées en annulant les termes en $\frac{\partial}{\partial t}$ dans les équations ((II-29) et ((II-30). On obtient le système des équations différentielles ordinaires :

$$\begin{cases} \dfrac{dH}{dx} + \lambda \dfrac{Q|Q|}{2gDS^2} = 0 \\ \dfrac{dQ}{dx} = 0 \end{cases} \quad \textbf{(II-63)}$$

Dont la solution est :

$$\begin{cases} Q(x_i, 0) = Cte = Q_0 \\ H(x_i, 0) = H_0 - \lambda \dfrac{Q_0^2}{2gDA^2} x_i \end{cases} \quad \textbf{(II-64)}$$

Chapitre III

Etude expérimentale

III.1 Introduction

L'objectif de ce chapitre est la caractérisation mécanique du polyéthylène haute densité en tant que matériau des conduites d'eau potable. L'ensemble des essais est divisé en trois parties. La première présente les méthodes et l'ensemble des moyens expérimentaux mis en œuvre pour déterminer les lois de comportement et les caractéristiques mécaniques instantanées des polymères. La deuxième traite des caractéristiques d'amorçage et de propagation de fissures. Et enfin, la troisième porte sur le comportement du tube en polyéthylène présentant un défaut superficiel. Pour cela, nous retiendrons une seule nuance de PE, le PEHD PE100 utilisé pour l'adduction d'eau potable, sur lesquels divers essais mécaniques seront réalisés et analysés.

Dans un premier temps, des essais de traction sous différentes vitesses de chargement sur des éprouvettes de traction et sur des anneaux sont réalisés. L'objectif est d'établir une loi de comportement acceptable du matériau, base des simulations numériques. Par la suite, on s'intéresse à la caractérisation de la ténacité du PEHD en définissant expérimentalement sa courbe de résistance à la fissuration (Courbe J-R). La troisième partie est dédiée à l'étude du comportement d'un tube en PE100 sous l'effet d'une augmentation de la pression interne. Pour cela, des essais d'éclatements sur des tubes entaillés en PEHD sont réalisés dans le but de suivre la variation de la pression d'éclatement en fonction de la profondeur du défaut superficiel.

III.2 Détermination du comportement mécanique

Nous détaillerons les conditions expérimentales dans lesquelles ont été réalisés les essais, avant de présenter les résultats de caractérisations mécaniques : des sollicitations uniaxiales (éprouvettes lisses), puis des sollicitations multiaxiales (éprouvettes entaillées : anneaux).

III.2.1 Chargement uniaxial : traction simple

III.2.1.1 Généralités

Un essai de traction uniaxial sert généralement à examiner la loi de comportement d'un matériau. Une éprouvette de traction simple normalisée est utilisée dans ce type d'essai. Les matériaux polymères semi-cristallin comme le polyéthylène présentent quatre zones de déformations distinctes, Figure III-1.

La phase amorphe du matériau, du fait que son module est beaucoup plus faible que celui de la phase cristalline, permet d'avoir une zone de déformation élastique réversible : zone I [98]. Suite à des effets viscoélastiques, la courbe, initialement linéaire, fait apparaître une non-linéarité juste avant le point A [99]. Ce point appelé seuil de plasticité marque le début de la striction correspondant à une déformation hétérogène du matériau qui s'amorce sur un défaut

au niveau de l'éprouvette (une distribution non uniforme de la contrainte [100], [101]). La zone II de A à B est la zone de formation et de stabilisation de la striction. Ensuite, dans la zone III de B à C la striction se propage le long de tout l'échantillon jusqu'à atteindre le taux de déformation naturel. Au-delà de C, et grâce à un durcissement structural, la déformation retrouve son homogénéité. Ce durcissement structural est lié à l'orientation des chaînes macromoléculaires dans le sens de l'étirage et l'augmentation de la fraction fibrillaire du matériau [99].

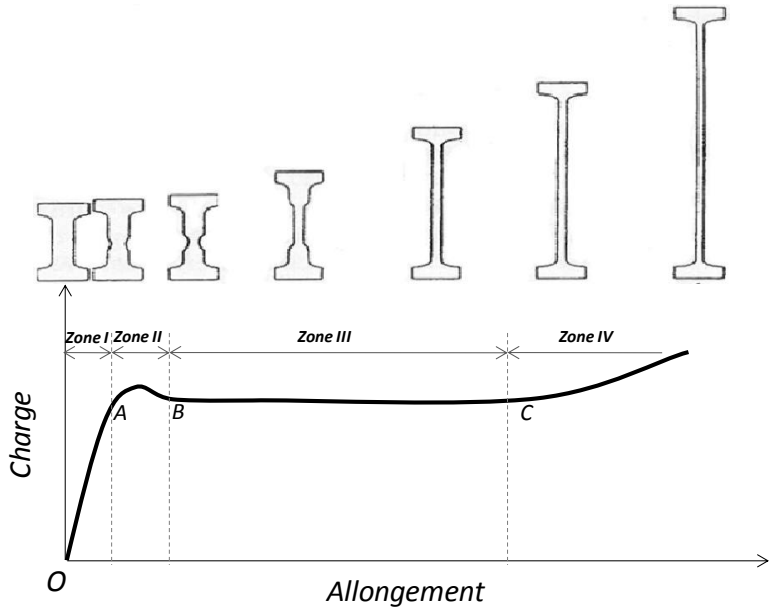


Figure III-1. *Courbe contrainte-déformation d'un polymère semi-cristallin en traction uni-axiale* [102]

Un moyen traditionnel pour déterminer le comportement d'un matériau est l'essai de traction a travers lequel est tracé la courbe contrainte/déformation à une vitesse de chargement et à une température fixées. Le traçage de cette courbe, par des essais de traction monotone sur éprouvettes lisses, a pour but dans le cas des matériaux polymères, de déterminer les caractéristiques relatives au domaine élastique : module d'Young, limite d'élasticité et contrainte maximale.

III.2.1.2 Choix des éprouvettes

Le choix et le dimensionnement des éprouvettes sont réalisés selon les recommandations de la norme ISO 527-2, qui spécifie les conditions d'essai pour déterminer les propriétés en traction des plastiques destinés au moulage et à l'extrusion, dans le cas d'usinage d'éprouvette à partir de plaque extrudée, Figure III-2.

Les essais sont réalisés, à température ambiante, sur la machine de traction ZWICK Z250 équipée d'un extensomètre universel à haute résolution « MakroXtens II » qui mesure

directement la déformation sur l'éprouvette. La charge appliquée est mesurée par une cellule de charge d'une capacité de 250 KN (25 Tonnes). La machine dispose d'un logiciel d'essai qui donne la possibilité de contrôler le capteur et de traiter en temps réel les données acquises. Il a été rapporté dans la littérature que le comportement des matériaux polymère est sensible à la vitesse de déformation [98], [103], [104]. Pour tenir compte de l'effet de la vitesse, l'essai de traction a été réalisé sous trois vitesses de déformation 10^{-4} s^{-1},10^{-3} s^{-1}, 5. 10^{-3} s^{-1}.

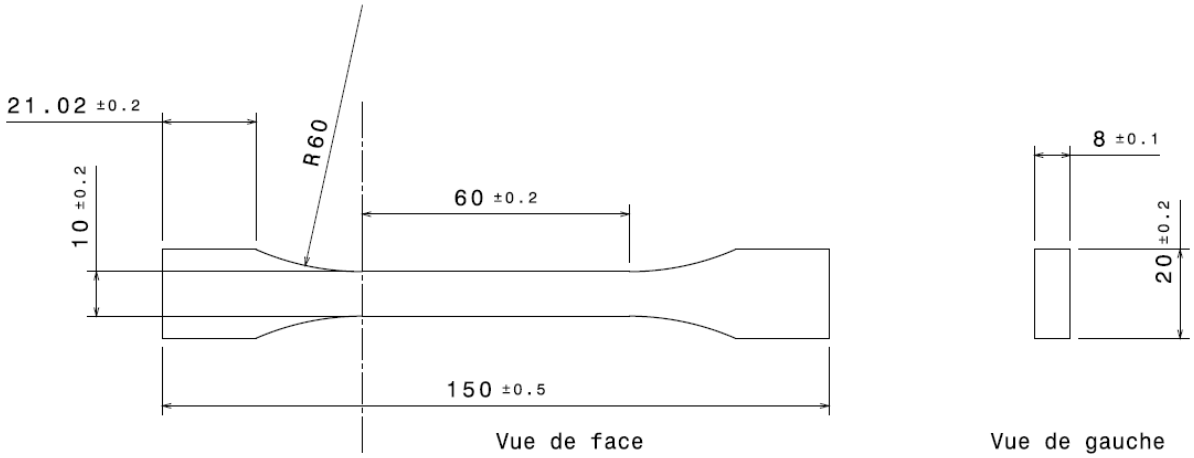


Figure III-2. *Géométrie des éprouvettes de traction selon la norme NF EN ISO 527*

III.2.1.3 Résultats et discussion

Les courbes de la contrainte vraie en fonction de la déformation vraie récupérée directement sur la machine pour les trois vitesses de déformation sont représentées sur la Figure III-3.

Dans le cas des polymères, la loi de Hooke n'est valable que dans la zone de déformation élastique. Pour cette raison, le module d'Young est défini en considérant le comportement limité aux faibles allongements, et est calculé à partir de la pente initiale de la courbe $\sigma_{vrai} = f(\varepsilon)$

$$E = \lim_{\varepsilon \to 0} \frac{d\sigma_{vrai}}{d\varepsilon} \qquad \textbf{(III-1)}$$

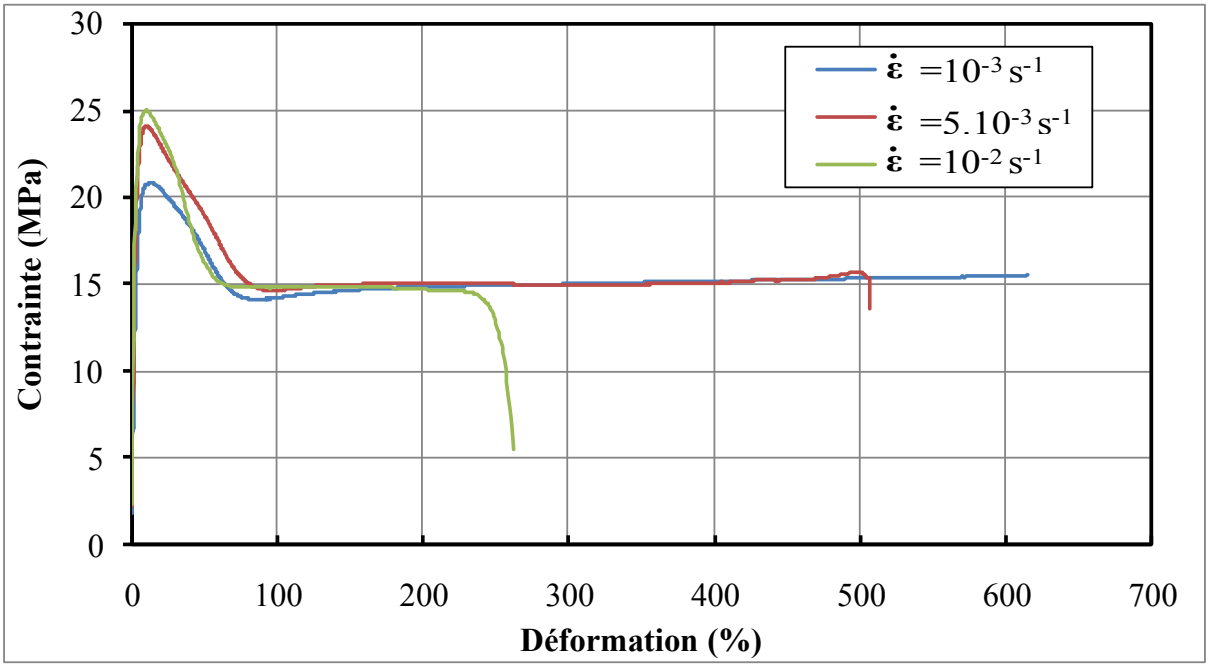


Figure III-3. *Courbe Contrainte déformation du PEHD PE100*

Lors de cet essai, nous ne nous intéresserons qu'à la partie de la courbe contrainte-déformation obtenue jusqu'à la contrainte maximale. Au-delà, l'éprouvette est strictionnée [105] et la déformation/contrainte n'est plus homogène. À partir de ce moment, il s'avère indispensable de suivre parallèlement l'élongation du matériau et la diminution de la section, ce qui n'est pas le cas de la technique d'extensométrie utilisée. Il existe une technique plus adaptée appelé la video-traction mise au point par G'Sell et Hiver en 2001[106] qui détermine avec précision l'évolution des déformations longitudinale et transversale. Cependant un inconvénient majeur de la vidéo-traction est sa faible précision dans la caractérisation de la zone viscoélastique, signalé par Tillier dans sa thèse [107]. Pour cela, nous avons choisi de réaliser un essai de traction classique. Au delà de cette zone, nous avons adopté la loi de comportement établie par Farhoum [108] obtenue par des essais en video-traction sur des éprouvettes découpées à partir des tubes en PE100.

En premier lieu la courbe prend une allure quasi-linéaire et le matériau suit dans son comportement la loi de Hooke. La déformation est provoquée par la distorsion des liaisons de Van der Waals dans la phase amorphe. La contrainte continue d'augmenter jusqu'à l'apparition d'une striction qui provoque la diminution de la contrainte. La relation entre l'évolution de la striction et la courbe de la contrainte a été expliquée dans le paragraphe III.2.1.1 de ce chapitre. La striction se propage le long de tout l'échantillon (la zone III de B à C, Figure III-1) et présente des pics, contrairement à la courbe théorique (Figure III-1) où la contrainte est supposée constante. Ces pics sont engendrés par l'apparition de petites strictions pendant l'étirement et l'allongement de la striction initiale. Les strictions secondaires peuvent causer une rupture

prématurée de l'éprouvette. Le procédé d'usinage adopté, pour préparer les éprouvettes, semblent jouer un rôle important dans l'apparition de la striction principale et les strictions secondaires.

III.2.2 Chargement multiaxial : essais sur les anneaux

Cet essai consiste à solliciter un anneau issu d'un tube en PE100. La charge appliquée par la machine est transmise à travers deux demi-cylindres métalliques introduits au centre de l'anneau, Figure III-4. Le diamètre des deux demi-cylindres est légèrement inférieur au diamètre intérieur du tube testé. Chaque demi-cylindre est percé parallèlement à son axe selon un axe situé au tiers supérieur de la hauteur dans le plan de symétrie du demi-cylindre. Pour éviter que l'éprouvette glisse sur la surface des demi-cylindres pendant l'essai, des rainures sont usinées sur la partie supérieure de chaque demi-cylindre

Ce dispositif produit une contrainte de traction sur la paroi interne du tube en contact avec les demi-cylindres. Les effets d'une montée en pression dans les canalisations sont simulés par cet essai. Trois essais à trois vitesses de chargements différentes sont réalisés pour étudier l'effet de la vitesse sur le comportement de l'anneau. On mesure le déplacement des mors de la machine de traction, et la charge appliquée pour chaque vitesse, Figure III-5.

Les courbes, Figure III-5, montrent une faible sensibilité à la vitesse de chargement. Une augmentation de 450% de la vitesse de chargement engendre seulement 10% d'augmentation de la force maximale.

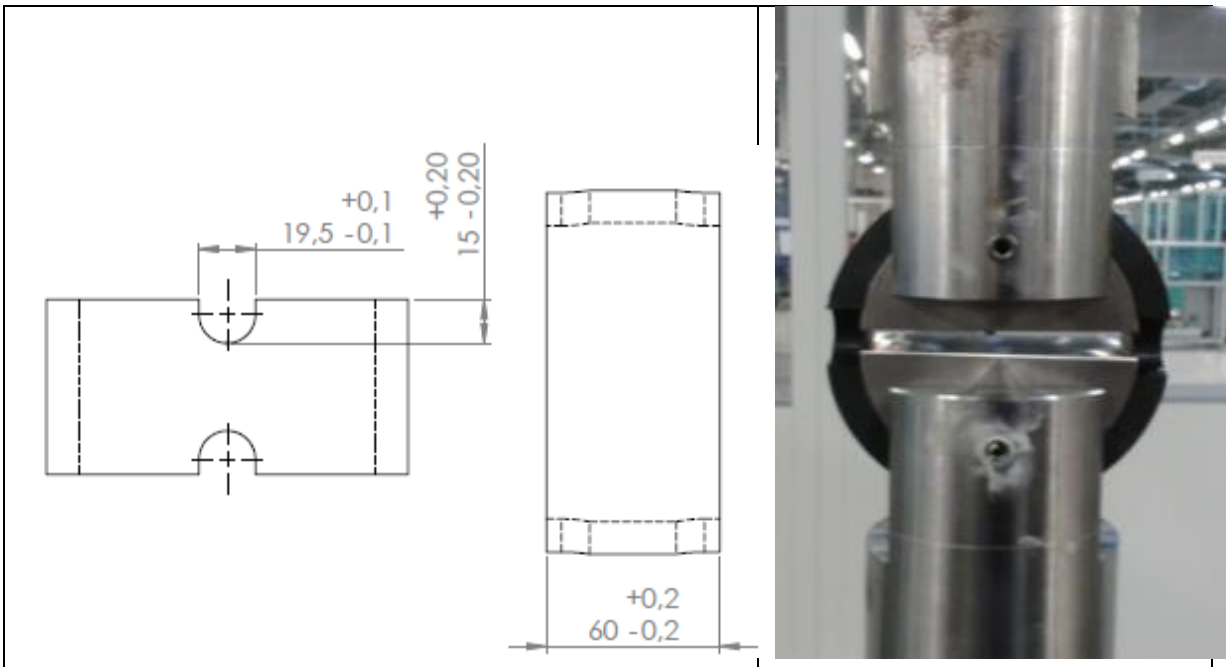


Schéma de l'anneau Ø125 mm	Dispositif monté sur une machine d'essai

Figure III-4. *Géométrie des anneaux et dispositif monté sur une machine d'essai*

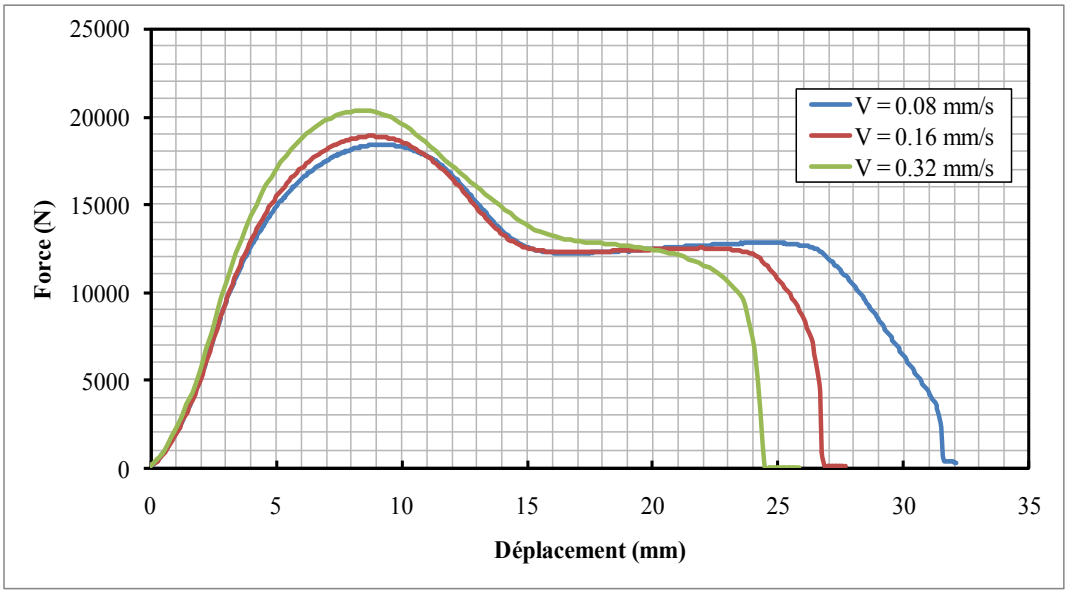


Figure III-5. *Courbe charge/déplacement à différents vitesse pour trois vitesses de chargement*

III.3 Rupture des tubes en polyéthylène haute densité

III.3.1 Généralités : Mode de rupture d'un tube en PE sous pression

La rupture des pipelines se produit généralement sous l'effet de la pression intérieure. Le comportement à la rupture des tubes en PE a déjà été bien étudié (Lustiger, 1986; Kausch, 1987, Lang et al., 1997 [109]–[111]). Trois différents modes de rupture peuvent être distingués en fonction du niveau de contrainte, Figure III-6 [111], [112].

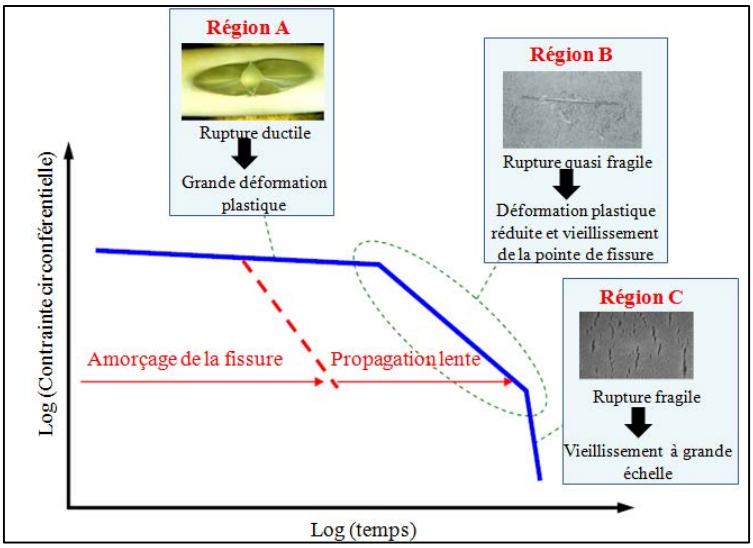


Figure III-6. *Différents modes du comportement à la rupture d'un tube en PE sous pression interne* [112]

La rupture dans la zone A (ou stade I), suite à des pressions internes élevées, est dominée par une déformation ductile avec une zones plastique étendue après des temps relativement courts. Cette région est principalement contrôlée par la limite d'élasticité du matériau et la rupture se

produit généralement à l'endroit ou l'épaisseur de paroi est minimale ou au niveau du défaut [113]. À des charges plus faibles, le mécanisme de rupture bascule dans un mode de rupture quasi-fragile Région B (stade II). Dans cette région, la rupture est causée par l'initiation de fissure et la propagation stable de la fissure (Slow Crack Growth SCG) avec seulement une déformation plastique réduite à la pointe de la fissure. A cause des pics de contraintes, des fissures sont amorcées et se propagent dans l'épaisseur du tube. Le temps total de rupture de la conduite correspond aux deux mécanismes : temps d'amorçage de la fissure et le temps de propagation de la fissure à travers la paroi [111], [114].

A charge plus faible, la troisième zone de rupture indépendante, zone C, devient pertinente après une longue période de temps. Ce mode de rupture est le résultat du processus de vieillissement et de dégradation du polymère. L'effet du vieillissement global du matériau conduit à la formation d'un grand nombre de fissures, suivi de faibles contraintes peuvent provoquant une rupture fragile de la conduite [115].

L'étude actuelle est consacrée à la caractérisation de la rupture des tubes neufs en PE100 sous l'effet d'un chargement élevé. Cette configuration donnera lieu à une rupture ductile (zone A).

III.3.2 Détermination de la résistance à la fissuration du PEHD

Le comportement à la rupture (c'est-à-dire à l'amorçage et à la propagation de fissures) est analysé suivant le niveau de ductilité du matériau, à l'aide de différents concepts.

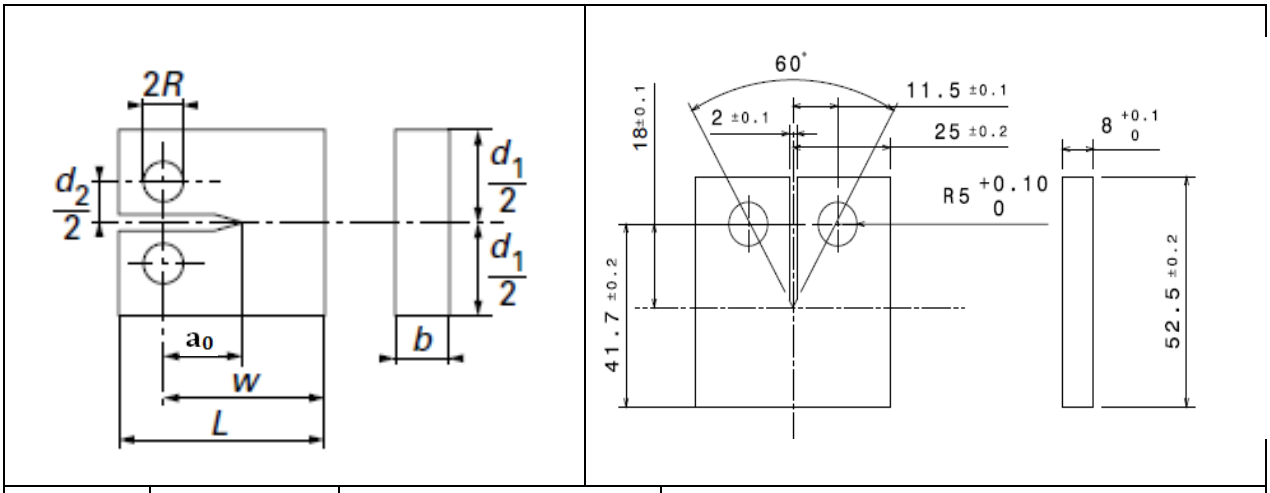
Le premier concept est la mécanique linéaire élastique de la rupture (Linear Elastic Fracture Mechanics LEFM) basée sur le Facteur d'Intensité de Contraintes K et ne s'applique qu'au matériau à comportement élastique. Or, pour un matériau viscoélastique comme le PEHD les différentes formes de déformation plastique qui apparaissent, avant et pendant la rupture, doivent être prises en compte. L'insuffisance de la LEFM pour analyser les matériaux polymères a conduit au développement d'un autre concept, mécanique élasto-plastique de la rupture (Post Yield Fracture Mechanics PYFM), qui tente de prendre en considération le cas de ces matériaux et tous les matériaux ductiles en général.

Pour les matériaux ductiles, l'augmentation progressive de la déformation plastique à la pointe de la fissure lors de l'initiation et la propagation entraîne une augmentation et une stabilisation de sa résistance à la fissuration. La résistance à l'extension de fissure devient une fonction de la taille et de la géométrie de l'éprouvette. Et de ce fait, la résistance à la fissuration du matériau ne peut plus être représentée par un seul paramètre (K_c ou G_c) mais plutôt par une courbe $(J = f(\Delta a))$ qui prend en considération l'effet de l'avancée de la fissure (Δa) ainsi que le

comportement non linéaire. Cette courbe décrit les conditions énergétiques d'une extension de la fissure après amorçage. Elle indique à la fois quand et comment la rupture se produira.
Un paramètre intrinsèque au matériau qui caractérise l'amorçage de la fissure est déterminé directement à partir de cette courbe (J_{Ic}). Lorsque l'intégrale J développée par Rice [30] atteint la valeur critique J_{Ic} la fissure commence à se propager.
Dans cette étude, des essais expérimentaux sont réalisés sur différentes éprouvettes pour tracer la courbe $J - \Delta a\ (J - R)$ et déterminer J_{Ic} du PEHD PE100.

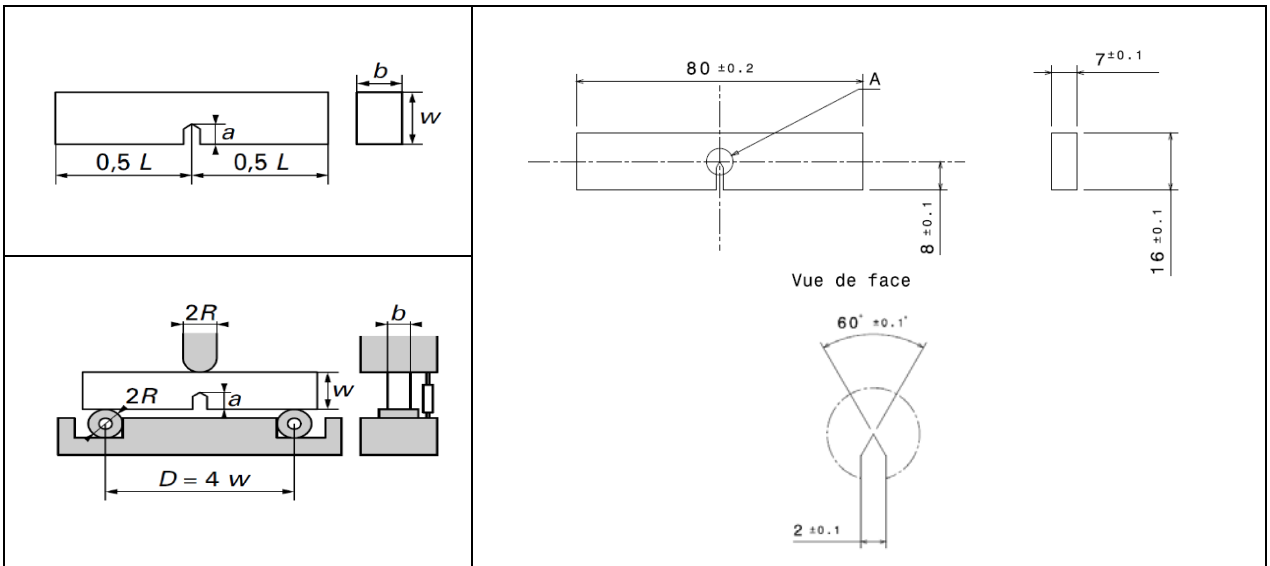
III.3.2.1 Choix des éprouvettes

Les normes ISO 13586 et ASTM D 5045 postulent que pour évaluer J_{Ic} d'un matériau thermoplastique et thermodurcissable les essais doivent être conduits sur des éprouvettes CT (Compact Tension), ou bien sur des éprouvettes SENB (Single Edge Notched Bend). Les dimensions des éprouvettes sont données par les normes. Bien que les spécifications et les recommandations des deux normes ISO 13586 et ASTM D 5045 ne sont applicables que pour la mécanique linéaire de la rupture, le choix et le dimensionnement des éprouvettes a été maintenu par la norme ASTM D 6068 pour la détermination des courbes J-R des matériaux polymères élasto-plastiques. Dans notre étude expérimentale, la courbe J-R du PE100 est tracée en adoptant le mode opératoire décrit par la norme ASTM D 6068, mais la configuration générale de l'essai (type d'éprouvette, dispositif expérimental, etc.) est identique à celle pratiquée en LEFM (ASTM D 5045, ISO 13586).
Les éprouvettes CT (Figure III-7) et SENB (Figure III-8) ont été usinées par découpage jet d'eau à partir de plaques extrudées de PEHD PE100 de 8 mm d'épaisseur.
La dernière étape de préparation des éprouvettes est réalisée sur un banc de fissuration. Une pré-fissure est introduite dans la zone entaillée de l'éprouvette à l'aide du banc de fissuration dont la lame de cutter, d'épaisseur 0.43 mm, est changée au bout de 5 éprouvettes. L'état de la lame est primordial pour éviter les contraintes résiduelles suite à cette opération.
Des éprouvettes CT et SENB non entaillées ont été usinées pour des essais qui corrigent les résultats obtenus sur des éprouvettes entaillées et pré-fissurées.



w	$=41{,}7^{\pm 0.2}$	largeur	
L	$=52^{\pm 0.2}$	Longueur hors-tout	$1{,}2w \pm 0{,}01w$
b	$=8^{\pm 0.2}$	Epaisseur	$w/4 < b < 0.6w \; or \; b < w/2$
a_0	$=18^{\pm 0.1}$	Longueur de fissure	$0{,}45w \le a \le 0{,}55w$
d_1	$=50^{\pm 0.2}$	Portée	$1.2w \pm 0.01w$
d_2	$=11.5^{\pm 0.1}$	Entraxe	$0.55w \pm 0.005w$
R	$=5^{+0.1}$	Rayon	$0.125w \pm 0.005w$
Toutes les dimensions sont en millimètres (mm)			

Figure III-7. *Éprouvette CT (Compact Tension)*



w	$=16^{\pm 0.2}$	largeur	
L	$=80^{\pm 0.2}$	Longueur hors-tout	$> 4.2w$
b	$=7^{\pm 0.2}$	Epaisseur	$w/4 < b < w/2$
a	$=8^{\pm 0.1}$	Longueur de fissure	$0{,}45w \le a \le 0{,}55w$
D	$=46^{\pm 0.2}$	Portée	$4w \pm 0.1w$
R	$=10$	Rayon	$w/8 < R < w/2$
Toutes les dimensions sont en millimètres (mm)			

Figure III-8. *Éprouvette SENB (Single Edge Notched Bend)*

III.3.2.2 Méthodologie des essais et courbe J-R

Le principe de la méthode de construction de la courbe J-R expérimentale est de mettre en charge une éprouvette pré-fissurée jusqu'à atteindre un déplacement imposé (déplacement de la traverse) de l'ordre de quelque dixième de millimètres avec une vitesse de chargement fixée. Ensuite le faciès de rupture est examiné optiquement pour calculer l'avancée de la fissure. Donc deux type de données sont a récupérer sur un essai :

- La courbe charge déplacement qui conduit à calculer J
- Le faciès de rupture qui permet de mesurer l'avancée de fissure Δa

Ainsi chaque éprouvette permet d'obtenir un couple de valeur $(J, \Delta a)$ qui représente un point de la courbe J-R.

Cette méthode, représentée sur la Figure III-9, est proposée par la norme ASTM D 6068 à condition que la vitesse de chargement adoptée provoque une propagation nette et stable de la fissure. Pour assurer cette condition, la norme ISO 13586 recommande d'utiliser, à une température de 23°C, une vitesse de 10 mm/min.

L'intégrale J est calculée a partir de l'aire sous la courbe charge-déplacement qui représente l'énergie totale U_T. Un seul essai de traction est mené sur une éprouvette CT non entaillée et de même dimension que l'éprouvette entaillée. L'unique courbe charge-déplacement de cet essai est utilisé pour calculer l'énergie d'indentation 'U_i' pour chaque éprouvette. En effet U_i est l'aire sous la courbe entre zéro jusqu'au déplacement correspondant à la force maximale appliquée sur l'éprouvette entaillée et pré-fissurée. Cette quantité d'énergie est dissipée par des phénomènes autres que la fissuration.

En utilisant U_T et U_i, J peut être calculée pour chaque essai par l'équation (III-2) :

$$J = \frac{\eta(U_T - U_i)}{b(w - a_0)} \qquad \textbf{(III-2)}$$

η est un paramètre adimensionnel géométrique. Garcia et al [116] affirment que pour calculer J des polymères, le facteur η dépend uniquement du rapport entre la longueur de la fissure et la largeur de l'éprouvette (a_0/W).

Pour la géométrie de l'éprouvette, Clarke et Landes [117] ont réussi à obtenir une approximation de η a travers la formule

$$\eta = 2 + 0.522\left(1 - \frac{a_0}{w}\right) \quad pour\,une\,éprouvette\,CT \qquad \textbf{(III-3)}$$

$$\eta = 2 \quad pour\,une\,éprouvette\,SENB$$

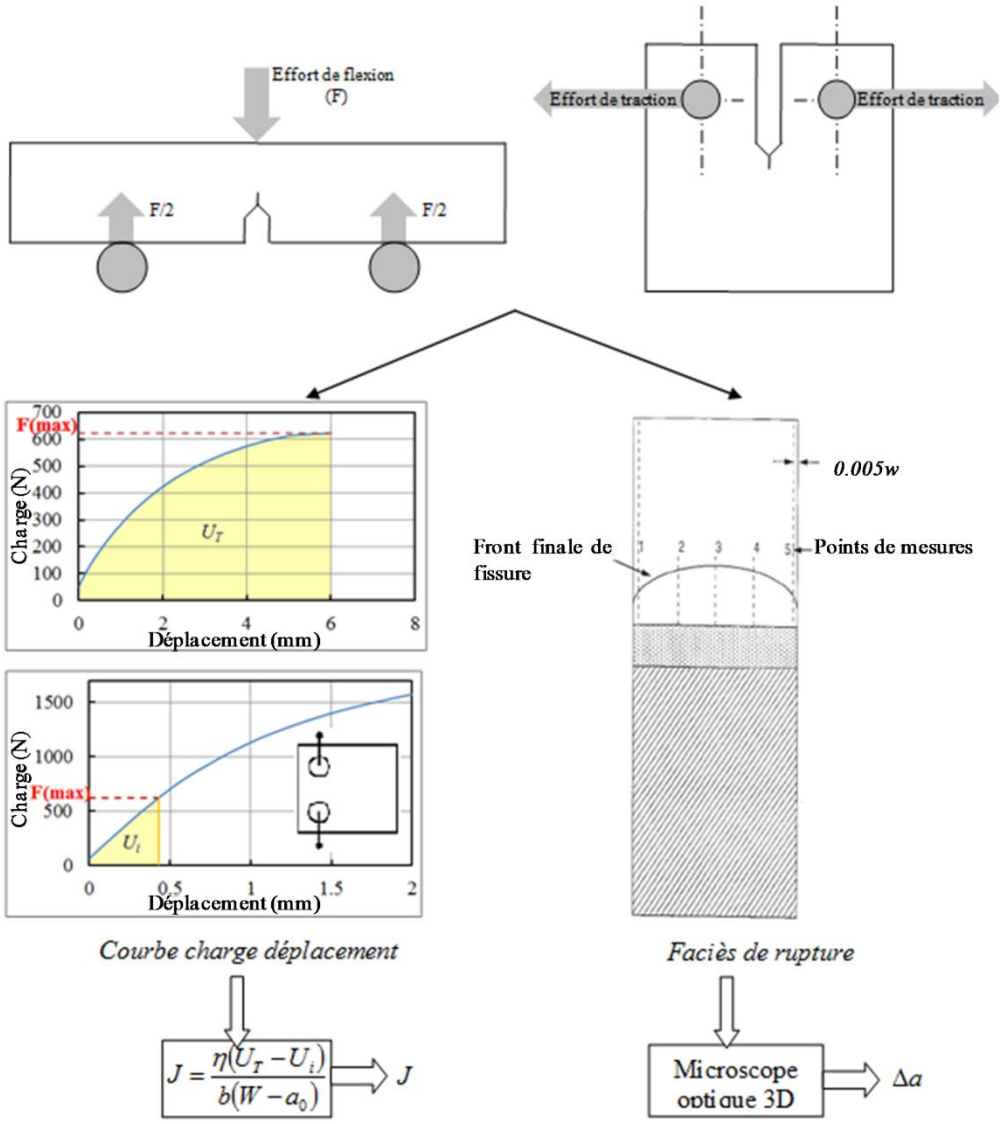


Figure III-9. *Représentation de la méthodologie des essais*

III.3.2.3 Essais sur les éprouvettes CT

Les éprouvettes CT sont sollicitées en mode I en exerçant une traction par l'intermédiaire des deux alésages symétriques et un montage adapté sur la machine de traction INSTRON équipée d'une cellule de charge de 5 kN. L'essai est arrêté une fois le déplacement imposé (u) atteint. On récupère la courbe charge-déplacement et on applique une couche de peinture blanche sur la zone de fissuration pour faciliter l'identification des différentes zones du faciès de rupture. Enfin l'éprouvette est complètement déchirée en deux parties.

Huit déplacements imposés (u) sont étudiés allant de 3 mm jusqu'à 12 mm. Pour des déplacements plus faibles que 3 mm, nous n'avons pas observé une avancée de la fissure. Les huit essais permettent d'obtenir 8 points. La norme exige un minimum de 7 points pour tracer la courbe J-R. La **Figure III-10** regroupe les courbes charge-déplacement résultant des essais. La force maximale et l'énergie totale, Tableau III-1, sont déduites et calculées à partir de ces

courbes. Les valeurs obtenues sont corrigées par l'énergie d'indentation (Figure III-11). Ainsi J est calculé pour chaque éprouvette en appliquant l'équation (III-2).

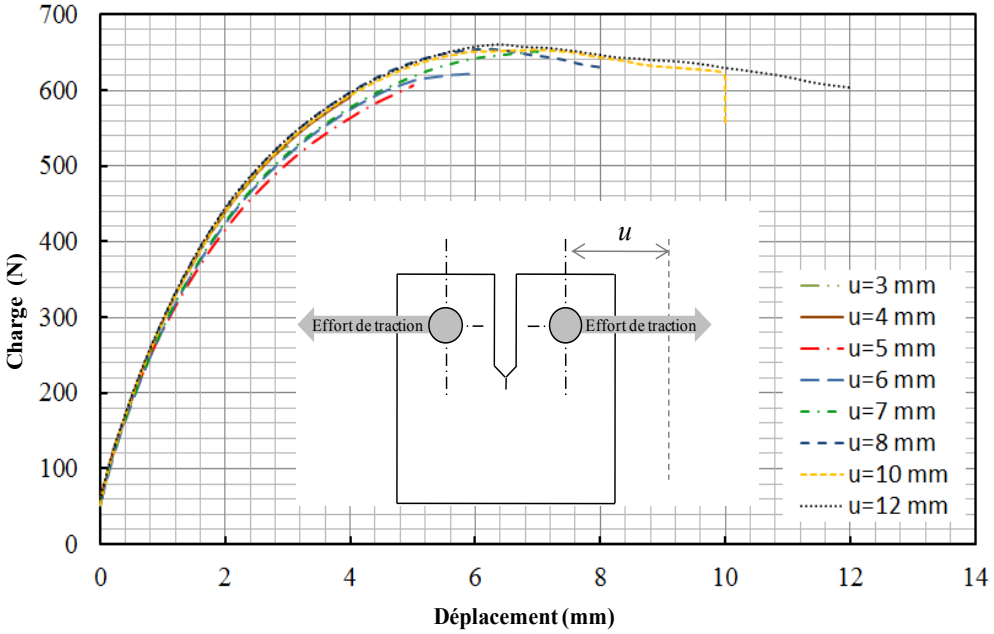


Figure III-10. *Courbes charge-déplacement obtenu suite à l'essai de traction sur les éprouvettes CT entaillées et pré-fissurées*

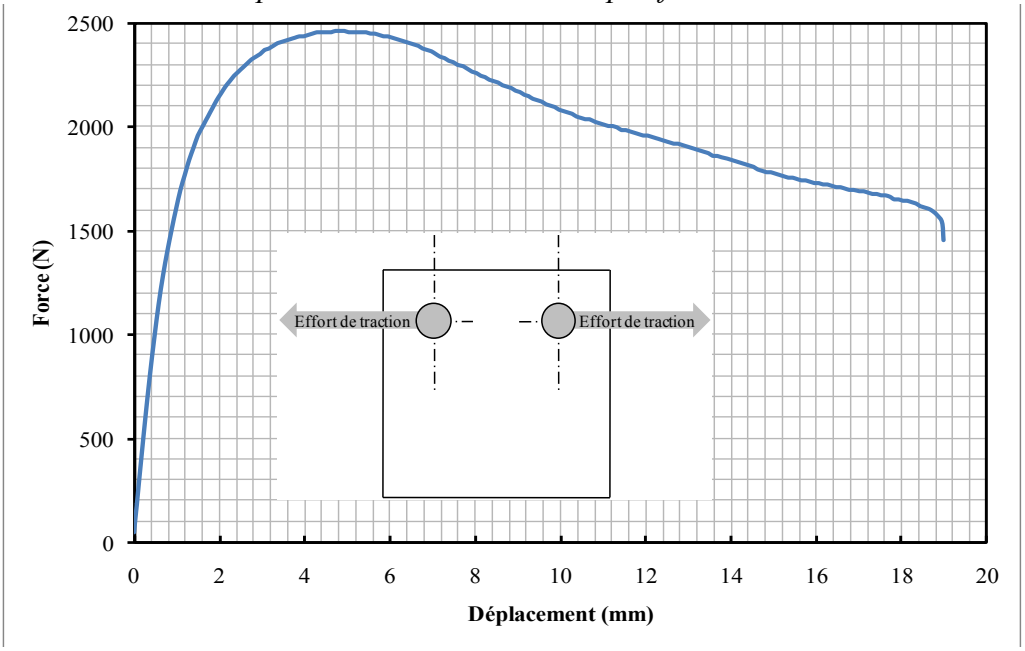


Figure III-11. *Courbes charge-déplacement obtenu suite à l'essai de traction sur une éprouvette CT non entaillée*

Tableau III-1. *Force maximale et énergie U_T*

Déplacement imposé **u** (mm)	3	4	5	6	7	8	10	12
Force maximale (N)	525,6	592,2	606,5	624	651,4	654,5	653,5	660,4
Energie totale U_T (N/mm²)	1836	2797	3641	4646	5724	6709,4	8225	10352
Energie d'indentation U_i (N/mm²)	906,10	1168,44	1387,52	1528,59	1672,36	1780,04	1919,64	2533,03
J (N/mm²)	11,26	19,72	27,29	37,76	49,07	59,71	76,37	94,71

Les faciès de rupture des deux parties de l'éprouvette sont observés au microscope optique 3D pour identifier les différentes zones, Figure III-12. La profondeur des pré-fissures (ou fissure initiale) n'est pas contrôlée lors de la préparation de l'éprouvette, mais mesurée précisément après chaque essai au microscope. Elle est la moyenne de trois mesures de la distance entre le fond d'entaille et la pointe de fissure. La distance entre le front de fissure finale et le front de la fissure initiale est mesurée en cinq points équidistants. L'extension de la fissure Δa est la moyenne de cette valeur.

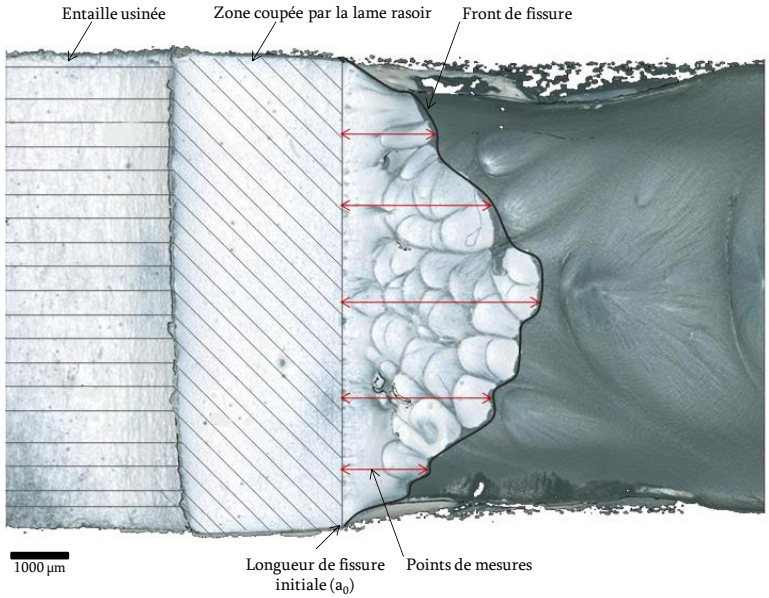


Figure III-12. *Facies de rupture d'une éprouvette CT*

Tableau III-2. *Énergie J et extension de la fissure*

Déplacement imposé **u** (mm)	3	4	5	6	7	8	10	12
J (N/mm²)	11,26	19,72	27,29	37,76	49,07	59,71	76,37	94,71
Δa (mm)	0,41	0,475	0,7415	1,5	1,6	1,92	2,473	3,405

La courbe J-R donnée par les essais de traction sur des éprouvette CT est tracée à partir du Tableau III-2. Cette courbe caractérise la résistance à la fissuration du PE100. L'information la plus utile qu'on puisse tirer de cette courbe est la ténacité à l'amorçage J_{Ic} une caractéristique du matériau. Elle définit le point d'amorçage d'une fissure.

La norme ASTM E 813 préconise, pour le calcul de J_{Ic}, une méthode graphique qui consiste à décaler la droite d'émoussement à un $\Delta a = 0.2$. J_{Ic} est l'intersection de cette droite avec la courbe J. En outre de la méthode de la droite d'émoussement, quelques auteurs définissent J_{Ic}, pour les matériaux polymères, comme la valeur de la courbe $J - \Delta a$ qui correspond à une avancé de fissure de 0.2 mm ou 0.4 mm [118], [119]. HUAND [119] a affirmé que $J_{0,2}$ peut être retenue comme valeur caractéristique représentative de l'amorçage de fissure. Ce choix sera vérifié et discuté numériquement dans le chapitre III. Ainsi, comme le montre la Figure III-13, pour le PEHD PE100 $J_{Ic} = J_{0,2} = 7.69 kJ/m^2$. Dans la littérature, la ténacité du PEHD, déterminée en utilisant les mêmes approches, présente une variation importante, entre $7 kJ/m^2$ au plus bas et $20 kJ/m^2$ au maximum [120].

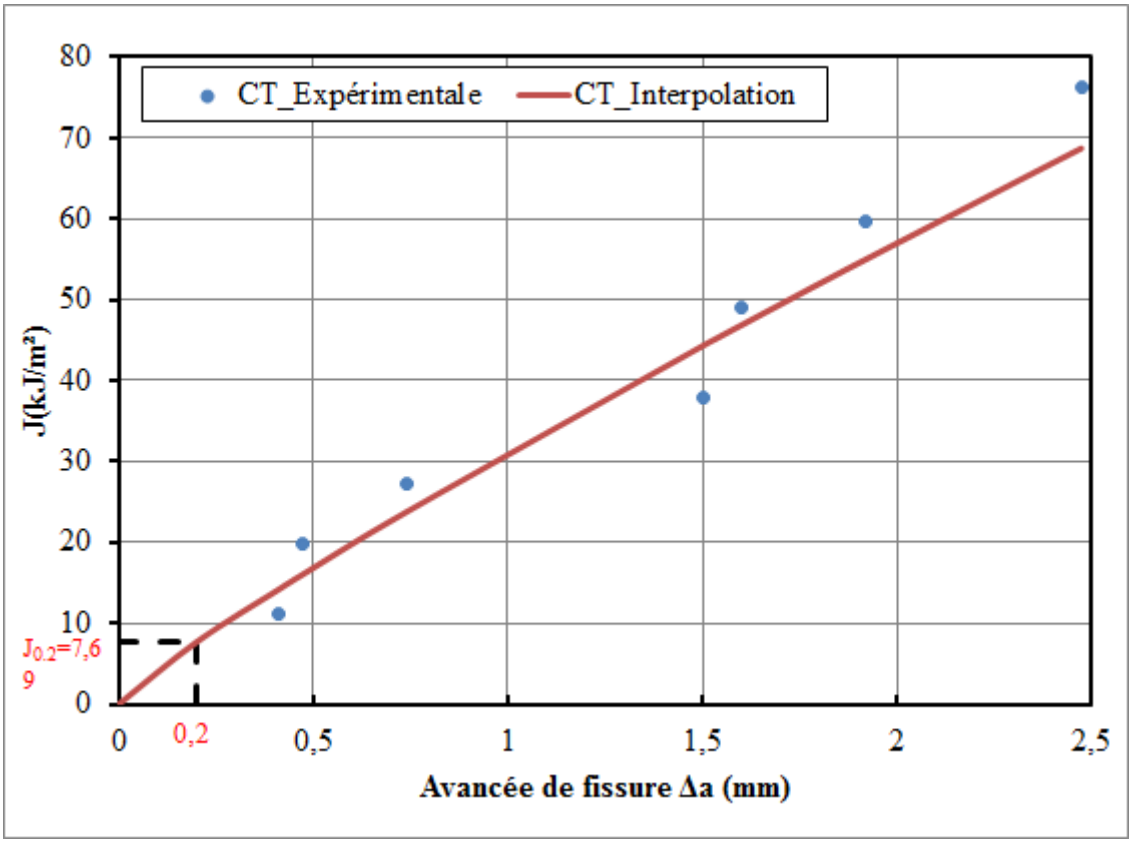


Figure III-13. *Courbe de résistance à la fissuration du PE100 (R-Curve) éprouvette CT*

III.3.2.4 Essais sur les éprouvettes SENB

Les éprouvettes SENB sont sollicitées en mode I par flexion trois points sur la machine INSTRON 5585H moyennant le montage défini par la norme ISO 13586 (Figure III-8).

La même procédure, utilisée sur des éprouvette CT (expliquée dans le paragraphe 5.2.2) pour tracer la courbe J-R, est appliquée pour les éprouvettes SENB. La courbe de la résistance à la fissuration (J-R, R-curve) est représentée sur la Figure III-14. D'après la norme ASTM D6068, des valeurs expérimentales acceptables peuvent être interpolées par une loi de puissance type $J = C_1 \Delta a^{C_2}$ avec C_2 inférieur à 1. La fonction $J = 13{,}13 \Delta a^{0{,}857}$ (courbe rouge) permet de représenter correctement les valeurs expérimentales.

La courbe établie par les essais de flexion sur les éprouvettes SENB donne une valeur de $J_{0.2}$ de 3.3 kJ/m².

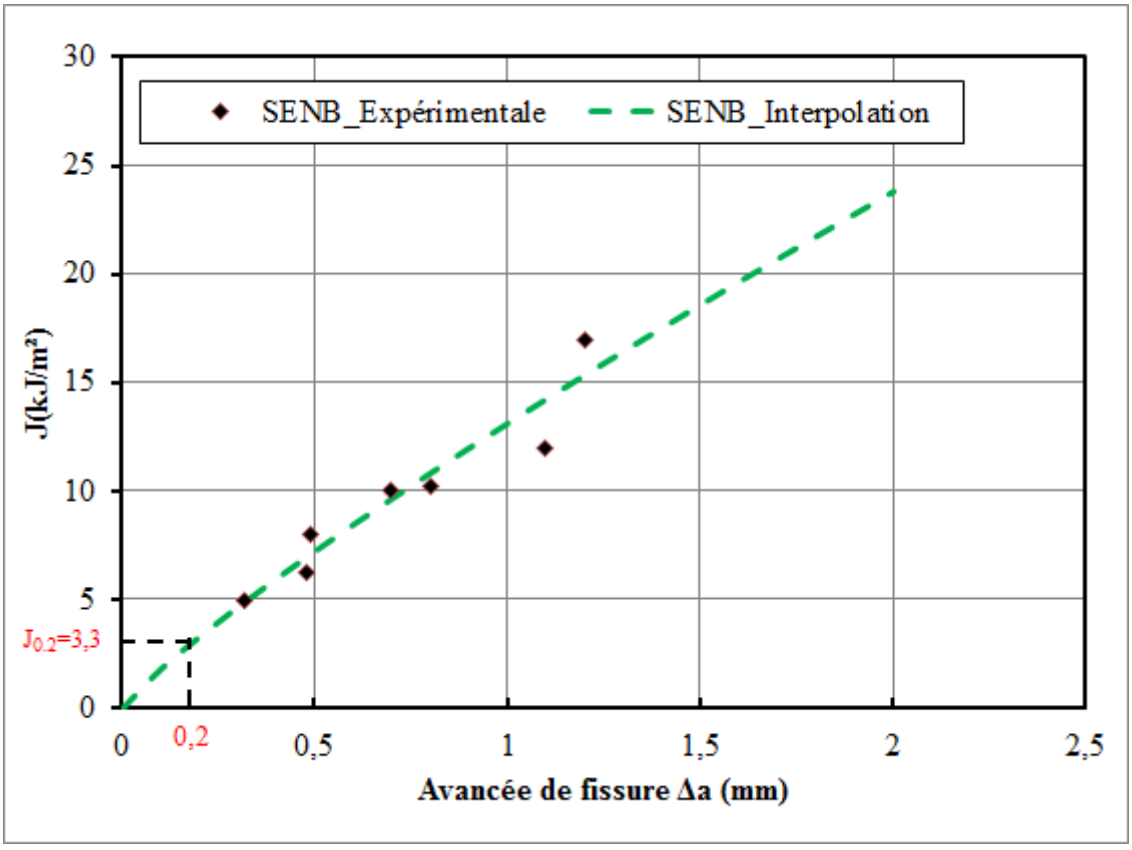


Figure III-14. *Courbe de résistance à la fissuration du PE100 (R-Curve) éprouvette SENB*

III.3.2.5 Analyse et discussion des résultats

Un décalage important est constaté, Figure III-15, entre la courbe J-R donnée par les essais sur des éprouvettes CT, $(J\text{-}R)_{CT}$, et celle obtenu par des éprouvettes SENB, $(J\text{-}R)_{SENB}$. Alors que cette caractéristique a été définie comme étant intrinsèque au matériau. Ce décalage montre que la courbe J-R dépend de la géométrie de l'éprouvette testée. Nous pouvons affirmer que la courbe de résistance à la fissuration (J-R) du PEHD ne lui est pas intrinsèque mais dépend aussi

de la géométrie. Cette constatation été aussi rapporté par de nombreux chercheurs [57], [121]–[127]. Cela prouve que pour caractériser la résistance à la fissuration du PEHD, il faut choisir le type d'éprouvette le mieux adapté à cette configuration (matériau et structure). Dans la mise en œuvre des essais, il est apparu clairement que l'éprouvette de type SENB n'est pas très approprié pour les mesures de J_{IC} sur un matériau très déformable comme le PEHD. Cette difficulté provient essentiellement des dimensions imposées par la norme. Cela pourrait être résolu en augmentant la largeur (w) ou en utilisant un mode de chargement de flexion quatre points.

Dans la suite, nous choisissons les valeurs données par les essais sur des éprouvettes CT. Ce choix est très courant dans la littérature, essentiellement dans le cas de la déchirure ductile [57], [121], [123].

La norme ASTM D6068 affirme, concernant l'évolution de J en fonction de l'extension de fissure, l'absence de résultat standard valable pour tous les matériaux polymères.

La précision de la courbe J-R dépend du matériau, des éprouvettes et de la précision des différentes mesures prises le long de la procédure (Courbe charge-déplacement, tailles initiales de la fissure, avancée de fissure (Δa)…). A cause des incertitudes liées aux multiples sources de dispersions et en absence d'une méthode confirmée pour évaluer la fluctuation des résultats, aucune affirmation valable ne peut être approuvée à propos de l'exactitude des données.

L'énergie d'amorçage de fissure, J_{Ic}, dans le PEHD, est déterminée à partir de la courbe J-R. la valeur de J_{Ic} peut être choisie parmi deux valeurs, $J_{0.2}$ et $J_{0.4}$, à cause de la diversité de méthode de construction trouvée dans la littérature est expliqué dans le paragraphe III.3.2.3 de ce chapitre. Pour choisir le paramètre J_{Ic}, qui décrit au mieux l'amorçage d'une fissure dans la paroi extérieur d'un tube en PEHD, une analyse numérique de la concentration de contrainte au voisinage de défaut sera menée et exposée dans la chapitre III.

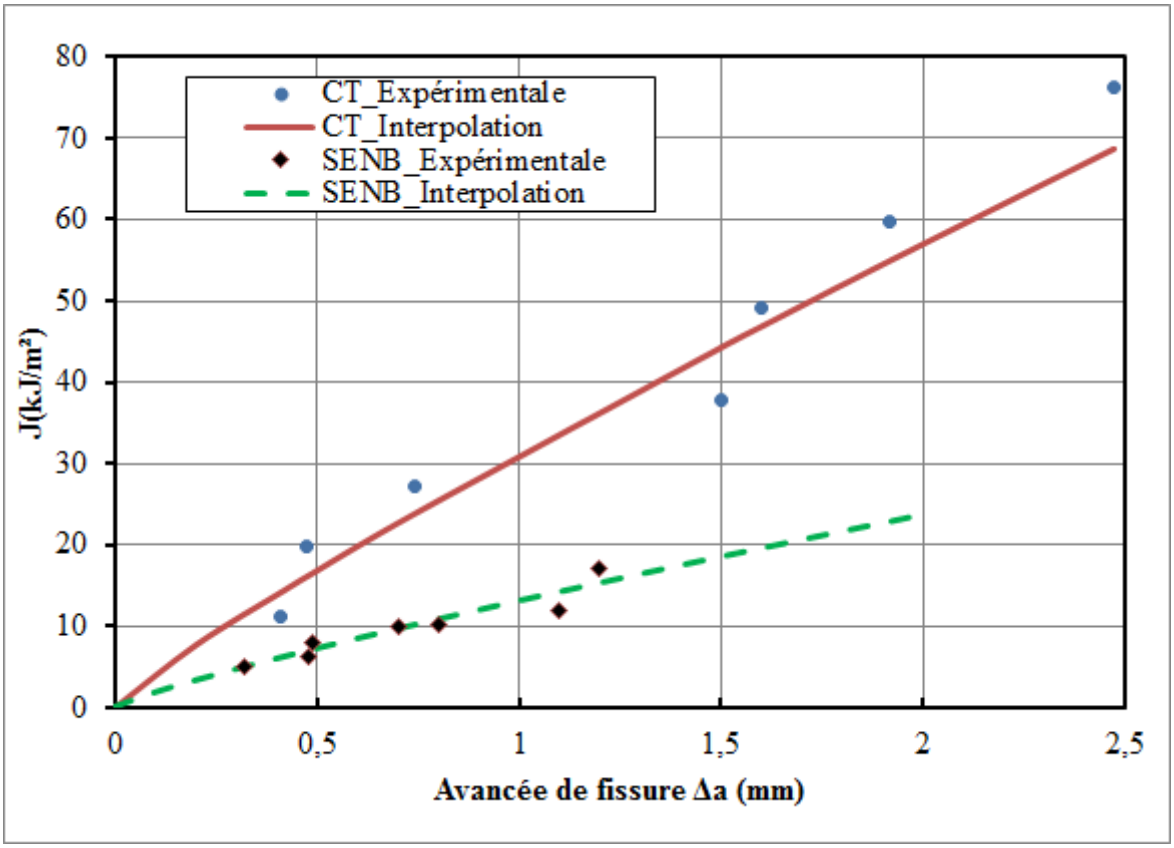


Figure III-15. *Courbe de résistance à la fissuration du PE100 (R-Curve) éprouvettes CT et SENB*

III.4 Essais d'éclatements des tubes

Cette partie est dédiée à l'analyse de l'amorçage et la propagation de fissure associée à la présence de défaut géométrique dans la paroi extérieur des tubes en PE100, suite à une augmentation constante de la pression interne.

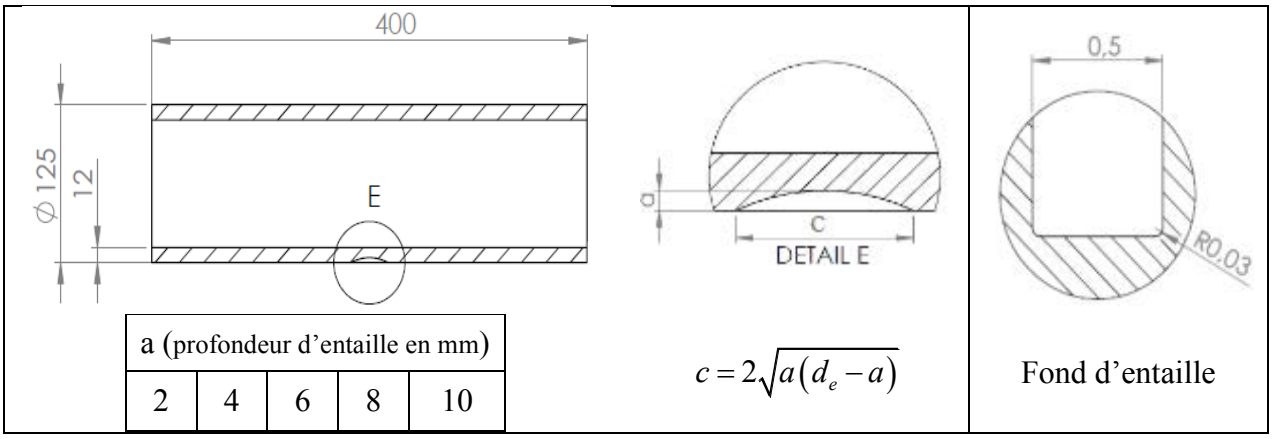
L'essai en pression hydraulique consiste à appliquer une pression à l'intérieur d'un tube qui augmente avec une vitesse donnée jusqu'à éclatement. Ce test sert à mesurer la pression maximale qu'un tube peut supporter jusqu'à la rupture, et ce pour différents niveaux de vitesse de chargement à température constante. La résistance à la pression interne est déterminée par cet essai. La pression d'éclatement est très sensible et reflète en même temps l'état du tube (tube vieilli, neuf, endommagé…).

Cette étude est consacrée à l'effet de la profondeur d'un défaut superficiel sur la pression d'éclatement d'un tube neuf en PEHD PE100. La sensibilité des tubes en PEHD à la vitesse de chargement est traitée aussi.

III.4.1 Préparation des éprouvettes

Les éprouvettes, Figure III-16, de longueur 400 mm découpées à partir d'un tube en PE100 de diamètre extérieure 125 mm et d'épaisseur 12 mm (SDR11) commercialisé pour l'adduction

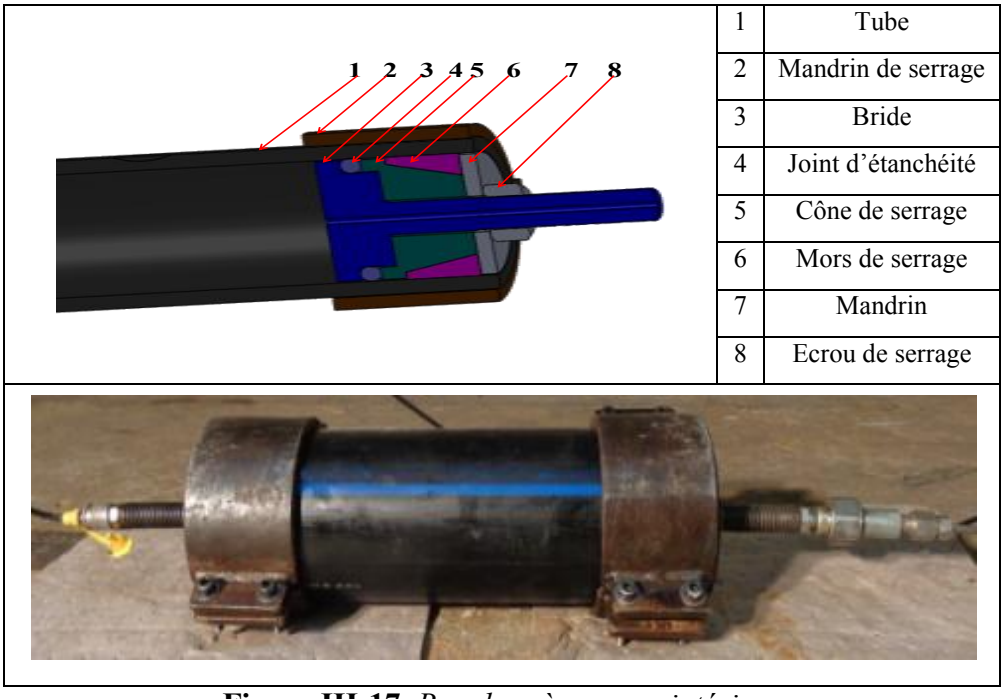
d'eau potable. Une entaille longitudinale est usinée à la surface extérieure du tube par une fraise disque d'épaisseur 0.5 mm et de diamètre 80 mm. La géométrie de l'entaille n'est que l'empreinte du disque suite à une pénétration d'une distance « a » qui varie de entre 2 mm et 10 mm avec un pas de 2 mm. Des tests sur des tubes non entaillés seront réalisés et serviront comme référence. Les deux cotés du tube sont obturés par deux bouchons pour maintenir la pression intérieure et assurer l'étanchéité. La Figure III-17 représente le bouchon et ses différents composants. Le principe de fonctionnement du bouchon à serrage intérieur repose sur le cône de serrage (pièce 5) qui transmet l'effort axiale au tube par l'intermédiaire des mors de serrage (pièce 6) qui s'accrochent à la surface intérieure du tube. Un joint d'étanchéité (pièce 3) prévient toute fuite d'eau.



a (profondeur d'entaille en mm)				
2	4	6	8	10

$$c = 2\sqrt{a\left(d_e - a\right)}$$

Figure III-16. *Géométrie des éprouvettes entaillées*



1	Tube
2	Mandrin de serrage
3	Bride
4	Joint d'étanchéité
5	Cône de serrage
6	Mors de serrage
7	Mandrin
8	Ecrou de serrage

Figure III-17. *Bouchon à serrage intérieur*

Une quarantaine de tubes ont été préparés pour êtres testés. Seul un seulement a été instrumenté, Figure III-18, à cause de la complexité et le coût de la procédure de collage de jauge sur le PEHD.

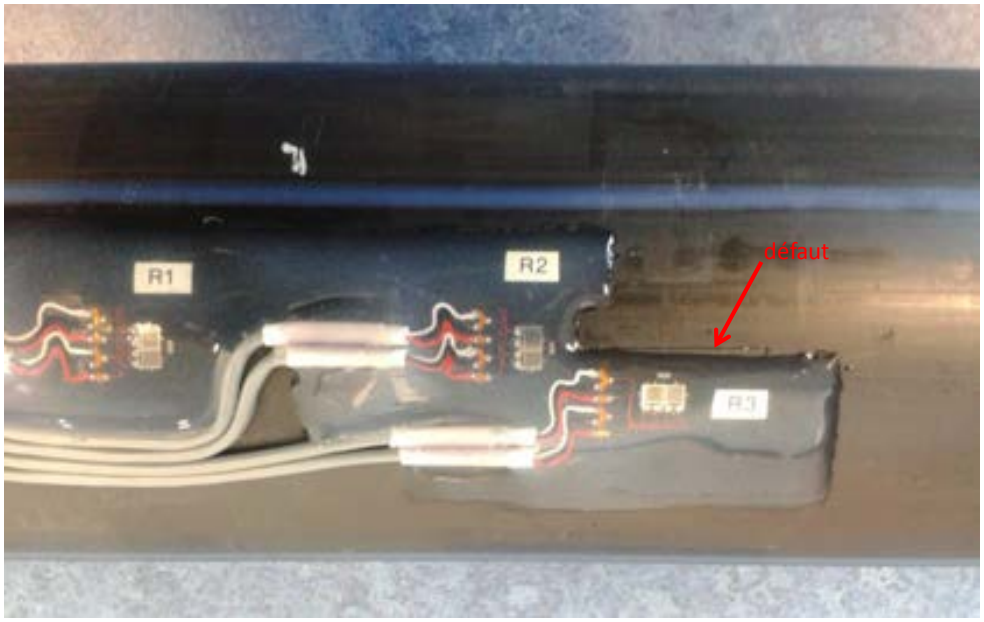


Figure III-18. *Tube instrumenté*

III.4.2 Réalisation des essais d'éclatements

Les essais ont été effectués au moyen d'un banc de test hydraulique décrit par la Figure III-19. Un groupe hydraulique délivre une pression de 250 bars, reprise dans un accumulateur. Grâce à un multiplicateur, la pression maximum d'essai peut atteindre 1000 bars. La mise sous pression de l'éprouvette est réalisée par un servo-valve. Le taux de chargement ainsi que la pression maximum sont fixés grâce à une automate programmable. Les essais sont réalisés dans une enceinte thermique à température ambiante. Le tube est initialement rempli d'eau à pression atmosphérique et mis sous pression avec une vitesse moyenne de montée en pression constante jusqu'à la rupture, Figure III-20. Trois vitesses de chargement sont étudiées 12 bar/min, 30 bar/min et 60 bar/min. C'est l'ordre de grandeur des vitesses d'augmentation de pression suite à un coup de bélier dans un réseau d'adduction d'eau de plusieurs kilomètres (réseau sud Tunisien Chapitre 4)

Les résultats des essais sont représentés par la courbe de variation de la pression intérieure du tube en fonction du volume d'eau injecté au cours de l'essai. Ces courbes serviront plus tard pour la validation du modèle numérique développé pour reproduire l'essai numériquement.

La duré de l'essai pour chaque éprouvette varie en fonction de la vitesse de chargement et de la profondeur de l'entaille :

- le plus lent est l'essai sur le tube sans entaille à 12 bar/min de vitesse de chargement de durée 305 secondes.
- le plus rapide est l'essai sur le tube avec une entaille de 8 mm de profondeur et à 12 bar/min de vitesse de chargement de durée 86 secondes.

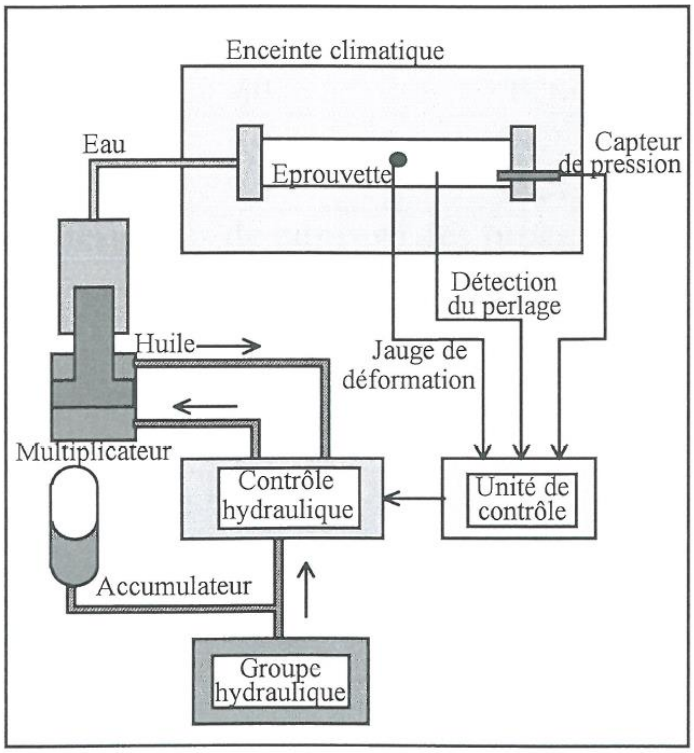


Figure III-19. *Principe d'essai d'éclatement*

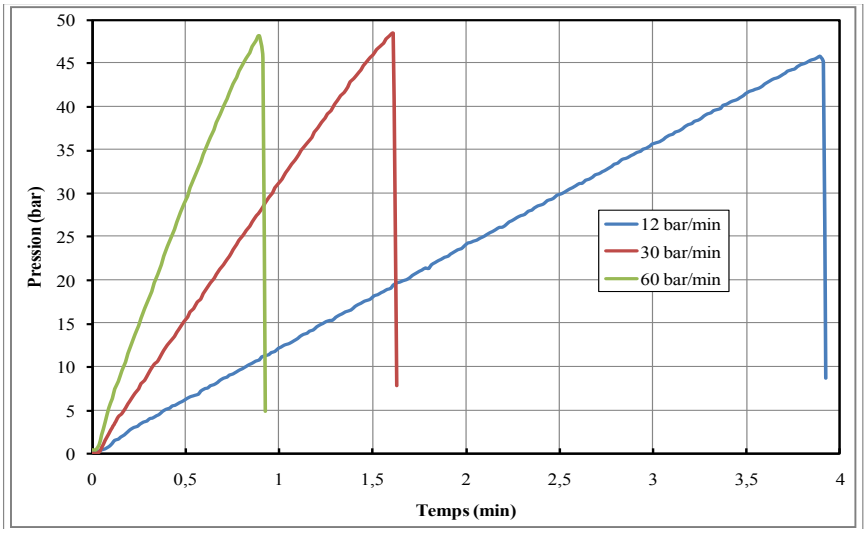


Figure III-20. *Cycles de pressurisation des tubes (a=4mm)*

La Figure III-21 et le Tableau III-3 regroupent les données expérimentales relatives à l'effet de la vitesse de chargement sur la pression de rupture, pour une profondeur d'entaille fixée. L'analyse de ces données montre que la pression d'éclatement d'un tube en PEHD augmente légèrement avec l'augmentation de la vitesse de chargement. Pour une vitesse 5 fois plus élèvée

que la vitesse de référence (12 bar/min), l'augmentation de la pression d'éclatement ne dépasse pas 6%. Pour les tubes présentant une entaille de 8 mm de profondeur, l'augmentation est inférieure à 2%. L'expérience montre qu'à température constante (≈ 25°C), le comportement à la rupture du tube en PEHD n'est pas très sensible à la variation de la vitesse, même en cas de présence de défaut superficiel. De plus, nous avons constaté cette faible sensibilité lors des essais de traction sur les anneaux, paragraphe III.2.2. À première vue, cela semble en contradiction avec le fait que le PEHD est connu comme un matériau à comportement fortement dépendant de la vitesse de déformation [128], [129]. Mais ce résultat peut être dû, tout simplement, à la faible variation de vitesse de déformation. En effet dans la plage de vitesse de chargement étudiée, la vitesse de déformation ne varie pas énormément. La sensibilité à la vitesse, dans le cas des tubes en PEHD, sera plus apparente en appliquant des chargements plus rapides et notamment des vitesses de déformation dynamiques de l'ordre de 10^2 s^{-1} à 10^4 s^{-1} [130], [131].

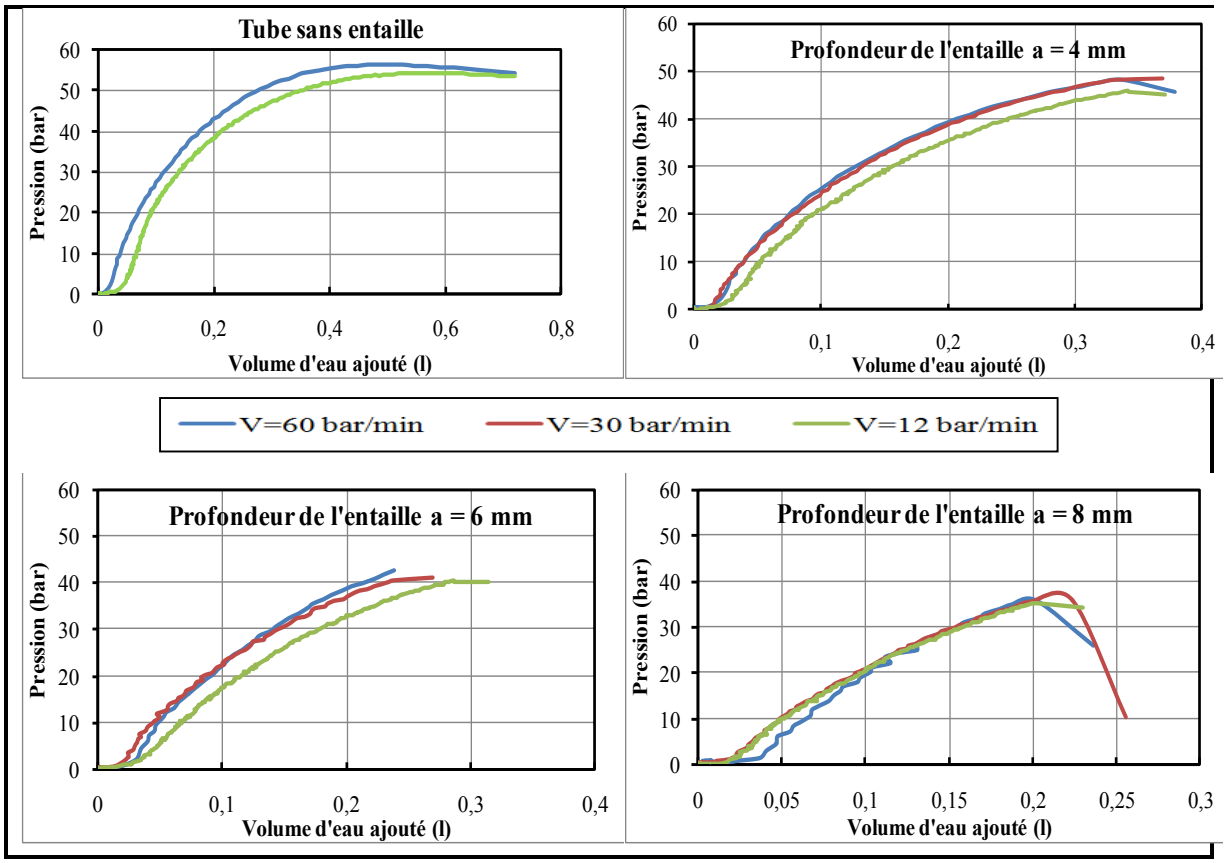


Figure III-21. *Courbes de variation de la pression intérieure en fonction du volume d'eau injecté*

Tableau III-3. *Pressions d'éclatements des tubes (bar) et poucentage de l'augmentation de la pression d'éclatement*

a (mm) / Vitesse	0	4	6	8
12 bar/min	54,27	45,82	40,34	35,27
30 bar/min	-	48,45	41,08	35,94
60 bar/min	56,32	48,14	42,54	35,82
Augmentation(%)	**3,66**	**5,44**	**5,17**	**1,87**

Contrairement à la vitesse de chargement, la profondeur de l'entaille affecte énormément la résistance et la pression d'éclatement du tube. Plus l'entaille est profonde moins le tube devient résistant. A ce stade de l'étude, l'effet de la longueur du défaut sur la pression d'éclatement est supposé négligeable comparé à celui de la profondeur du défaut. Sous cette hypothèse, l'évolution de la pression d'éclatement en fonction du rapport de la profondeur d'entaille à l'épaisseur du tube, Figure III-22, suit une loi de la forme $f(x) = A_1\sqrt{1-x^2}$, avec $x = \frac{a}{e}$ et A_1 correspond à la pression d'éclatement du tube sans défaut.

Da Costa Mattos et al [132], [133] ont proposé une expression simplifiée pour estimer la pression d'éclatement d'un tube soumis à un test d'éclatement. Cette expression ne nécessite que la limite d'élasticité du matériau obtenue par essai de traction. Bien que l'étude de Da Costa Mattos ait été consacrée aux matériaux métalliques, on vérifie son applicabilité sur les matériaux polymère vu qu'elle est basée sur une loi de comportement élasto-plastique.

$$p_{\max} = \frac{2e}{r_i\sqrt{3}}\sigma_{\max} \qquad \textbf{(III-4)}$$

Avec e : épaisseur du tube

r_i : rayon intérieur du tube

$\sigma_{\max}$: Limite élastique du matériau

Si on applique l'équation (III-4) sur un tube sans défaut en PEHD PE100 de diamètre extérieur 125 mm et d'épaisseur 12, dont la limite élastique moyenne est de 20 MPa, on trouve que $p_{\max} = 5{,}48\,MPa$. Cette valeur est très proche de la valeur déterminée expérimentalement (5,5 MPa) avec une erreur de 0,3 %.

Ainsi le coefficient $A_i = p_{\max} = \frac{2e}{r_i\sqrt{3}}\sigma_{\max}$. Par la suite, la pression d'éclatement en fonction du rapport de la profondeur d'entaille à l'épaisseur du tube s'écrit sous la forme :

$$p_{rupture}\left(\frac{a}{e}\right)=\frac{2e}{r_i\sqrt{3}}\sigma_{\max}\sqrt{1-\left(\frac{a}{e}\right)^2} \qquad \textbf{(III-5)}$$

La Figure III-22 montre que la courbe de la pression d'éclatement en fonction de $\frac{a}{e}$ (èquation (III-5)) représente la courbe moyenne des valeurs expérimentales (l'erreur est inférieure à 7%).

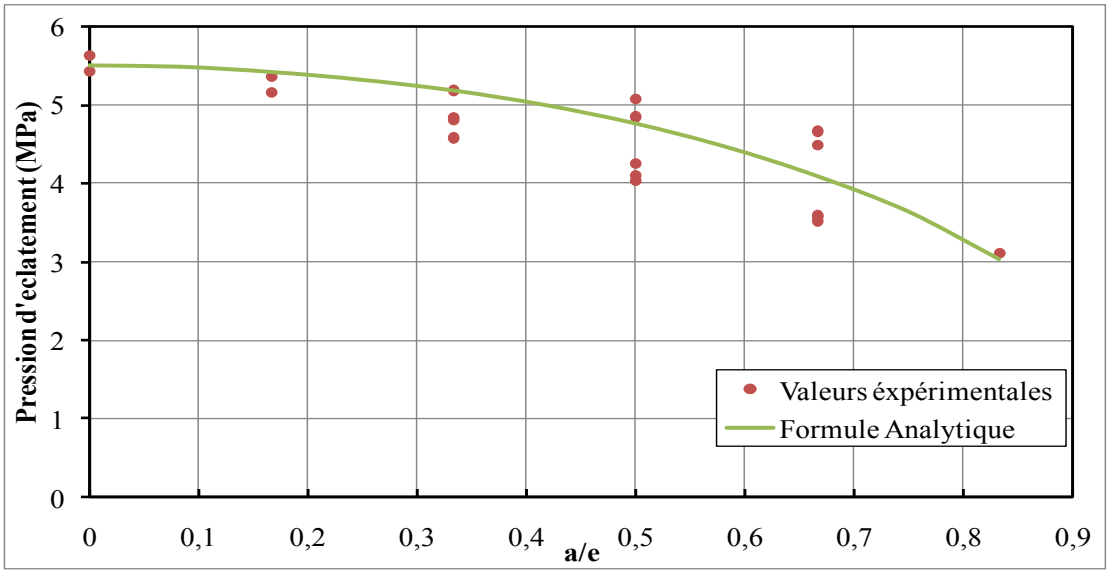


Figure III-22. *Variation de la pression d'éclatement en fonction de la profondeur de l'entaille pour le tube PE100 (SDR 11, $\phi_{ext}=125mm$)*

Les tubes en PE100 sont commercialisés sous plusieurs dimensions caractérisées par la pression de service. Pour une pression de service donnée, une large gamme de diamètres est proposée, mais le rapport entre l'épaisseur et le diamètre extérieur d'un tube reste identique sur l'ensemble des diamètres. Ce rapport est défini par l'appellation courante SDR.

Dans l'équation (III-5), le rapport SDR est représenté uniquement par le terme e/r_i donc la pression d'éclatement pour les tubes de même SDR reste la même pour l'ensemble des diamètres. La courbe de la pression d'éclatement en fonction de la géométrie du défaut (*a/e*) est valable pour tous les tubes qui ont un SDR=11.

L'estimation de la pression d'éclatement par l'équation (III-5) peut être généralisée pour tous les tubes en PE100 utilisés pour l'eau potable, quelques soient leurs diamètres et épaisseurs. La Figure III-23 regroupe les courbes de pression d'éclatement en fonction de la profondeur du défaut, pour les trois SDR les plus utilisés pour l'adduction d'eau potable.

Malgré la bonne concordance entre les résultats expérimentaux et l'équation analytique qui relie la pression d'éclatement à la géométrie du défaut (*a/e*) et à la dimension du tube (e/r_i), les essais réalisés sont insuffisants pour généraliser la formule. Cela demande une étude paramétrique qui

doit être réalisée à base d'essais expérimentaux ou de simulations numérique. Vu le nombre important de configurations à tester, nous avons opté pour la solution numérique présentée dans le chapitre III.

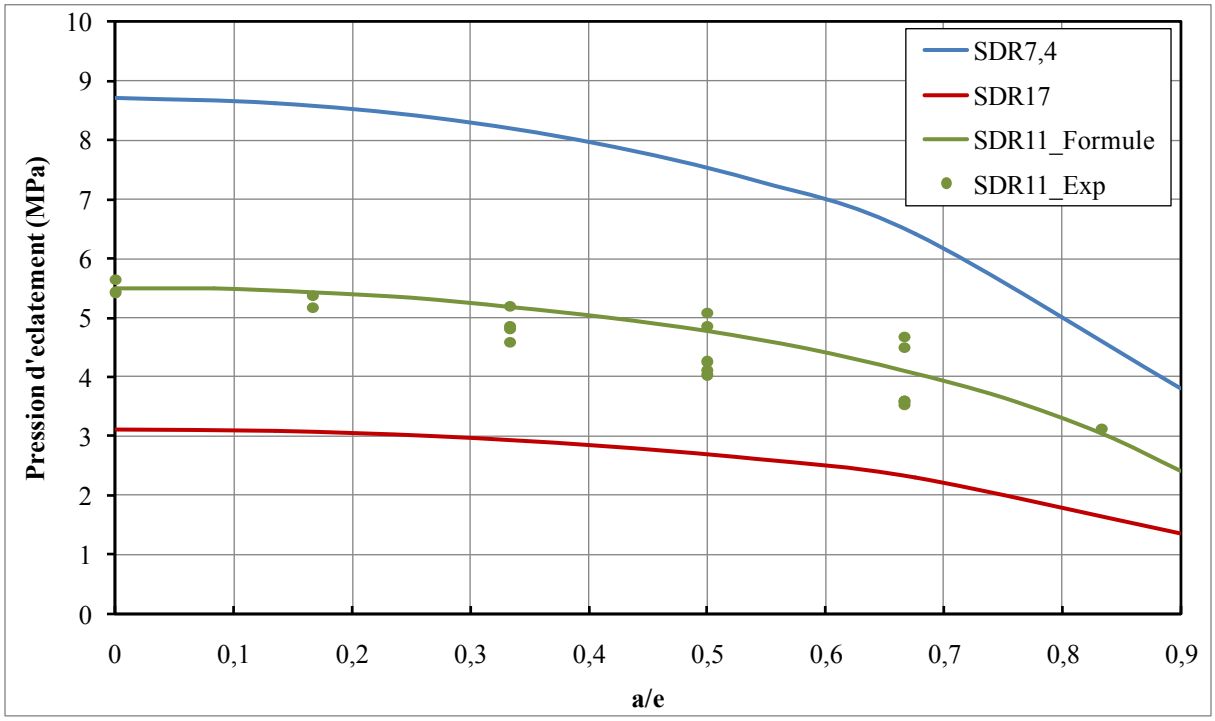


Figure III-23. *Variation de la pression d'éclatement en fonction de la profondeur de l'entaille pour le tube PE100 (points expérimentaux et courbes obtenues par l'équation* (III-5)*)*

III.5 Bilan

L'enjeu principal de cette étude expérimentale était de caractériser mécaniquement le polyéthylène haute densité largement utilisé comme matériaux pour les réseaux d'adduction d'eau potable et considéré comme matériau de choix pour ces types d'installation.

La première partie de ce travail a été consacrée à l'étude approfondie de la loi de comportement du PEHD PE100. Dans ce but, nous avons réalisé plusieurs essais de traction à chargement uniaxial sous différentes vitesses de déformation. Les résultats ont permis de corriger et d'adapter une loi de comportement déjà établie dans des travaux de recherche antérieurs. Nous avons également réalisé des essais de traction sur des anneaux découpés directement à partir de tube en PE100 pour simuler les effets d'une montée en pression dans les canalisations.

Dans la deuxième partie, nous avons étudié expérimentalement la résistance du matériau à la propagation de fissure en se basant sur la norme ASTM D6068. La procédure a été appliquée sur deux types d'éprouvettes (CT et SENB). Une différence importante a été constatée entre les deux courbe J-R définies à partir des essais. Cette différence est dûe au fait que la résistance à la fissuration ne dépend pas que du matériau mais aussi de la géométrie d'éprouvette. Pour être

en harmonie avec la littérature, la courbe J-R donnée par les éprouvettes CT a été choisie. Le paramètre critique « J_{Ic} » qui caractérise l'amorçage et le début de propagation d'une fissure est déterminé à partir de la courbe J-R. Dans le cas des matériaux polymères ce paramètre correspond à la valeur de J pour une extension de fissure de 0.2 mm ($J_{Ic} = J_{0.2}$). De nombreux auteurs postulent que c'est plutôt pour une extension de 0.4 mm ($J_{Ic} = J_{0.4}$). A cette divergence au niveau de la définition s'ajoute la complexité de la procédure de caractérisation des matériaux polymères et le nombre important de sources de dispersions, ce qui fait que le J_{Ic} du PEHD varie, dans la littérature, entre $5\,kJ/m^2$ et $20\,kJ/m^2$. La procédure expérimentale sur les éprouvettes CT donne $J_{0.2}(CT) = 7{,}69\,kJ/m^2$ et $J_{0.4}(CT) = 14\,kJ/m^2$. Un modèle numérique sera développé dans le chapitre III pour nous aider à choisir la valeur de J_{Ic} qui caractérise au mieux un tube en PEHD.

Enfin, la dernière partie de l'investigation expérimentale était une campagne d'essais d'éclatement sur des tubes en PEHD PE100. Pour étudier l'effet d'un défaut superficiel sur la pression d'éclatement du tube, une multitude de tubes de mêmes dimensions mais avec une profondeur d'entaille variable ont été testés. Chaque essai a été réalisé sous vitesse de chargement constante dans l'ordre de grandeur de la vitesse d'augmentation de pression lors d'un coup de bélier dans un réseau d'adduction de taille moyenne. Les résultats expérimentaux ont montré que la pression d'éclatement ne varie que légèrement en fonction de la plage de vitesses choisies, mais dépend essentiellement de la profondeur du défaut. Une loi de la variation de pression d'éclatement d'un tube en PE100 en fonction de la géométrie du défaut présent sur sa surface extérieure est proposée en se basant sur les points expérimentaux. Cette loi permet d'écrire la pression d'éclatement en fonction du rapport entre la profondeur du défaut et l'épaisseur du tube (a/e) et aussi en fonction de la dimension du tube (e/r_i). Dans le but de généraliser et d'améliorer cette formulation, nous avons procédé à une étude numérique, présenté dans le chapitre III, basée sur un modèle de calcul par éléments finis dédié au calcul de la pression de rupture dans une conduite en PEHD.

Chapitre IV

Etude numérique

IV.1 Introduction

Le souci qui préoccupe les exploitants des réseaux de canalisations est d'éviter les ruptures qui représentent une menace potentielle en raison de leurs retombées économiques et sociales. En outre, la réparation des défauts et le remplacement prématuré des conduites entraînent des pertes financières considérables. Par conséquent, l'évaluation de la résistance résiduelle des tuyaux présentant des défauts doit être aussi précise que possible et basée sur des méthodes expérimentales et numériques confirmées. Dans la partie expérimentale de ce travail de recherche une large campagne d'essais d'éclatement a été menée sur une quarantaine d'éprouvettes. L'objectif de cette campagne d'essais était d'étudier l'effet de la taille du défaut sur la pression d'éclatement du tube. Malgré le nombre important d'essais expérimentaux réalisés, il a été impossible de traiter expérimentalement toutes les configurations possibles à cause du nombre élevé de paramètres géométriques à faire varier :

- Dimensions du tube : diamètre et épaisseur
- Taille du défaut : Profondeur et longueur

Seul un tube de diamètre 125 mm et d'épaisseur 12 mm a été mis à l'essai. L'effet de la profondeur du défaut a été étudié en variant à chaque éprouvette la profondeur du défaut « a ». La longueur du défaut « c » varie en fonction de « a ». Le grand avantage de la simulation numérique est de multiplier le nombre d'essai tout en réservant les ressources matériels et le temps.

Dans ce chapitre, un modèle de calcul par éléments finis capable de calculer l'intégrale J au voisinage d'un défaut sera développé sous Abaqus. Une loi de comportement élasto-plastique du PEHD, déterminée expérimentalement, sera appliquée au modèle. La modélisation proposée sera validée en comparant ses résultats aux résultats expérimentaux. Grace à l'outil numérique développé nous aurons la possibilité de vérifier la transférabilité des paramètres critiques d'amorçage de fissure de l'éprouvette de laboratoire à la structure industrielle.

Une étude paramétrique sera menée par la suite à l'aide du modèle numérique développé pour déterminer l'effet des différents paramètres géométriques sur la pression d'amorçage de fissure. Une formule généralisée sera proposée pour déterminer la pression d'amorçage quelle que soit la géométrie du tube en PEHD et quelle que soit la taille de la fissure.

IV.2 Modélisation

Le modèle a été développé sous Abaqus/ Standard. Il simule le comportement d'une conduite en PEHD suite à une augmentation de la pression interne tout en tenant compte de la présence d'une fissure longitudinale dans sa paroi extérieure. La fissure est un arc de cercle caractérisée

par sa profondeur « a » et sa longueur « c », Figure IV-1. Pour alléger le modèle, deux plan de symétrie sont considérés et seulement un quart du tube est modélisé. Cette technique est largement utilisée dans la littérature pour ce type de structure [59], [60], [134], [135].

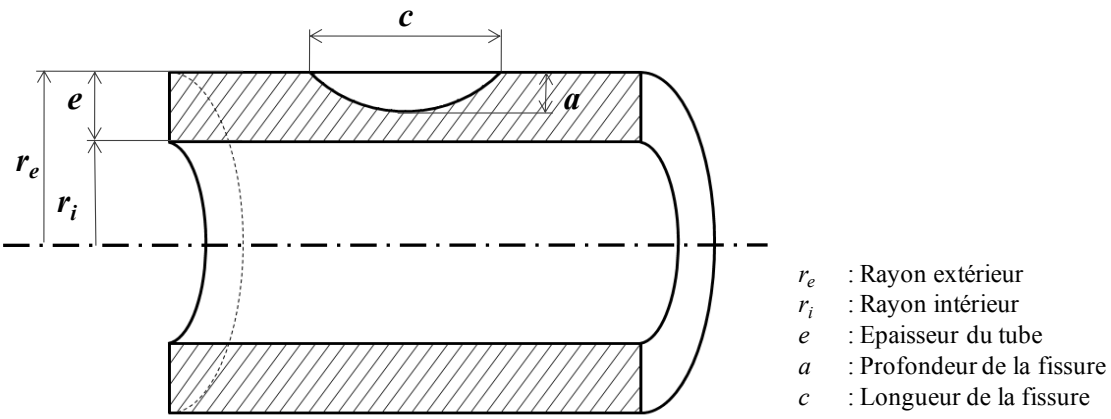


Figure IV-1.*Géométrie du défaut*

IV.2.1 Matériau

Le solveur du logiciel de calcul par éléments finis, ABAQUS Standard, utilise une formulation Lagrangienne totale et un schéma incrémental de Newton pour la résolution du problème non linéaire. Un certain nombre de modèles de matériaux sont déjà intégrés dans ABAQUS, et sa bibliothèque ne cesse d'augmenter. Ceci concerne essentiellement les matériaux métalliques. Chaque modèle intégré dans la bibliothèque de matériaux ABAQUS est plus stable, rapide et précis. Malheureusement, les matériaux polymères, caractérisés par une déformation importante et des effets viscoplastiques, ne sont pas encore inclus dans la bibliothèque, donc ils doivent être introduits manuellement. ABAQUS donne la possibilité, à travers la boîte de dialogue « edit material », de créer un nouveau matériau en introduisant ses caractéristiques. Le PEHD PE100 a été défini dans le modèle en introduisant la courbe Contrainte-Déformation que nous avons enregistrée à l'issue des essais de chargement uniaxial dans la partie expérimentale de l'étude, paragraphe II.2.1.

IV.2.2 Maillage

L'étape de maillage de la géométrie étudiée est une étape importante qui conditionne la précision des résultats et le temps de calculs. Un maillage satisfaisant est un maillage qui permet d'avoir des résultats précis en un temps de calcul optimal.

Comme évoqué dans la partie bibliographique (paragraphe I.3.4), le calcul de l'intégrale J demandait de porter une attention particulière au maillage. En effet, le calcul est effectué par La commande *CONTOUR INTEGRAL d'ABAQUS. Cette commande fait appel à un modèle

prédéfini. On doit tout d'abord définir le front de fissure, ensuite préciser le nombre de contours sur lesquels le logiciel calcule l'intégrale J et enfin indiquer la direction virtuelle de l'extension de fissure. Les contours sont choisis par ABAQUS en fonction du maillage (Figure IV-2). Pour aider ABAQUS à réaliser cette tâche, le maillage concentrique doit être réalisé autour de la pointe de fissure. La précision de la solution dépend de la taille des éléments au front de fissure : plus la dimension radiale des éléments de la pointe de la fissure est petite plus le calcul de J sur les différents contours sera précis.

Pour mailler la géométrie en 3D, la géométrie, nous avons eu recours à Altair HyperMesh. HyperMesh est un pré-processeur éléments finis hautement performant pour la plupart des solveurs EF y compris ABAQUS. Uniquement des éléments de type C3D20R ont été utilisés. Ce sont des éléments isoparamétriques solides 3D quadratiques quadrangulaires (20 noeuds par élément) à intégration réduite. Un maillage concentrique raffiné a été élaboré au voisinage de la fissure. Dans cette zone, la taille des éléments ne dépasse pas quelques dixièmes de millimètre (de 0.1mm à 0.3 mm). Un maillage grossier est appliqué au-delà, Figure IV-2.

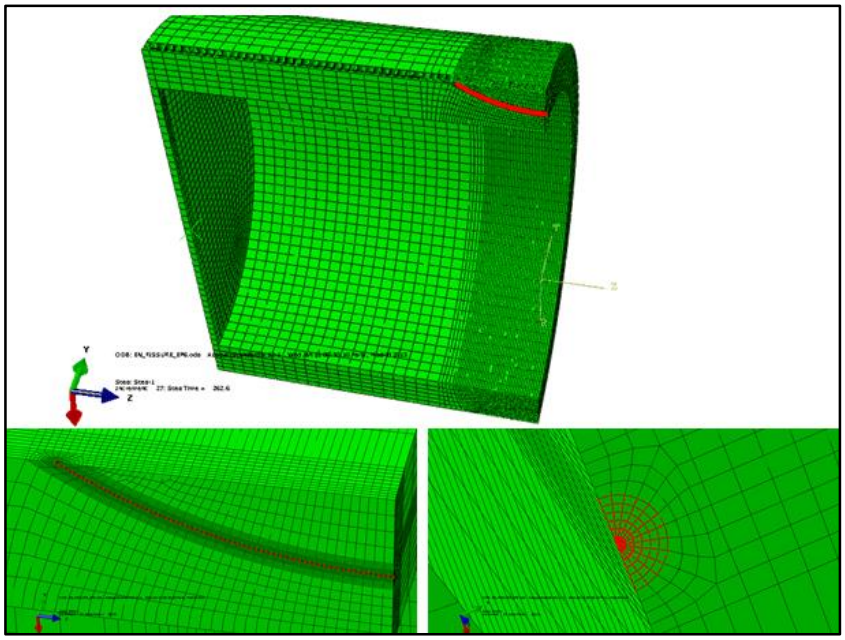


Figure IV-2. *Maillage de la conduite fissurée*

IV.2.3 Conditions aux limites et chargement

Tout calcul par éléments finis nécessite la définition des conditions aux limites. Dans notre cas, grâce à la symétrie de la géométrie, un quart de tube a été modélisé. Les conditions de symétrie correspondantes ont été imposées (**Figure IV-3**). L'extrémité du tube est supposée encastrée, d'où une condition d'encastrement sur ce plan. Une pression est uniformément appliquée sur la surface intérieure du tube. Cette pression augmente progressivement en fonction du temps avec une vitesse de 1 MPa/min.

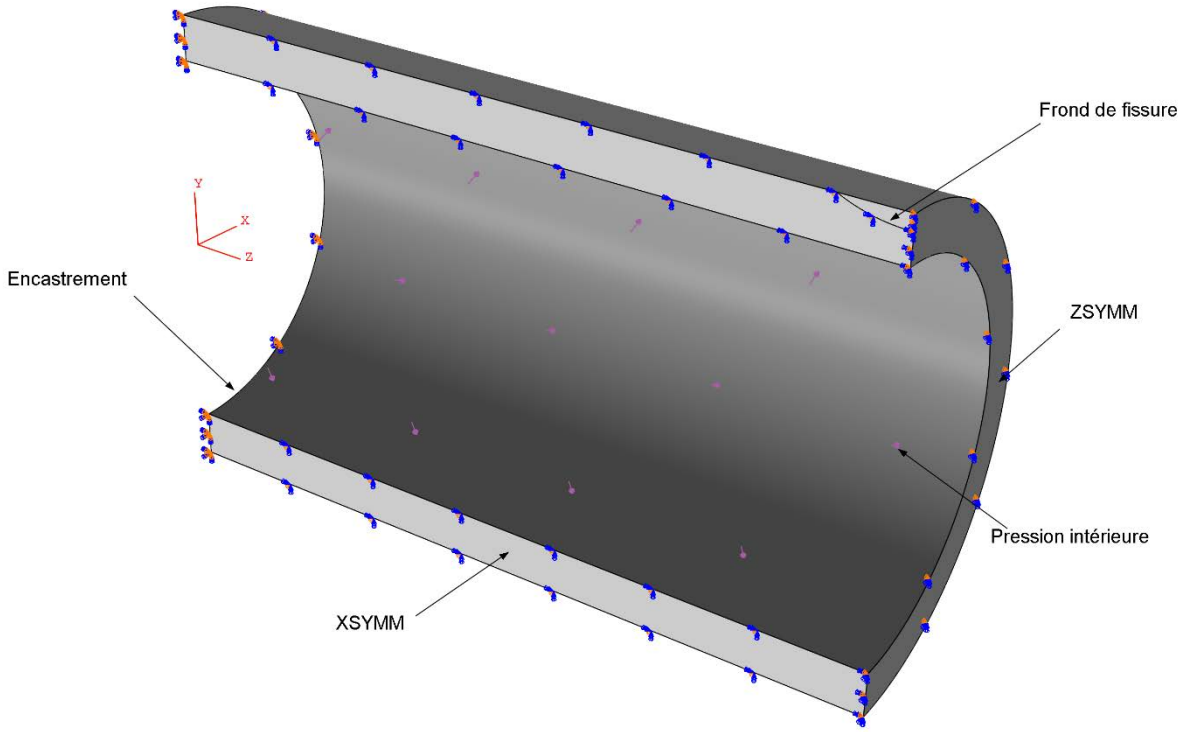


Figure IV-3. *Conditions aux limites et chargement*

IV.3 Validation du modèle numérique

Toute modélisation numérique doit être validée afin de s'assurer que le modèle traduit avec précision le phénomène physique étudié. Dans le cas de cette étude, la validation se fait sur deux étapes :

- Une validation du comportement du matériau à l'échelle globale et locale
- Une étude de convergence de maillage concernant son effet sur l'intégrale J.

IV.3.1 Validation du comportement du matériau

Un défi de taille dans la modélisation des structures en matériau polymère est d'introduire correctement le comportement du matériau dans le modèle. Pour vérifier si le matériau appliqué au modèle correspond bien au PEHD PE100, des essais d'éclatements réalisés dans le chapitre II ont été reproduits numériquement sous les mêmes conditions expérimentales (chargement, géométrie, conditions aux limites). En premier lieu, les déformations données par les jauges de déformations collées sur le tube instrumenté seront comparées aux déformations calculées numériquement. Les déformations mesurées par des jauges extensométriques sont limitées à quelques % (3% – 5%). Cette limite est imposée par l'élasticité de la jauge et de la colle de fixation. D'autant plus que le collage de jauges sur les polymères est une opération délicate et coûteuse. Pour ces raisons, nous avons eu recours à une mesure directe de la déformation de

l'éprouvette à travers la variation du volume intérieur du tube « V » en fonction de la pression appliquée « p_i ».

Dans cette étape de validation, le modèle numérique a été légèrement modifié en remplaçant l'encastrement à l'extrémité de la conduite par un corps rigide qui représente le bouchon. Cette modification nous a permis de tenir compte des effets de bord, pour se mettre exactement dans les mêmes conditions que l'expérience, malgré que ceux-ci soient négligeables lorsque la longueur de la conduite dépasse trois fois son diamètre.

IV.3.1.1 Jauges de déformations

Un essai d'éclatement a été réalisé sur un tube en PEHD instrumenté de jauges de déformations aux voisinages et loin du défaut (paragraphe II.4) dans le but de déterminer expérimentalement la déformation aux alentours du défaut pour valider notre modèle numérique.

Les jauges de déformations sont couramment utilisées comme instruments de mesure de déformations. Elles sont construites à partir de fines grilles métalliques enfermées entre des films de polymère. Le principe de fonctionnement de la jauge extensométrique se base sur la variation relative de la résistance électrique de la grille métallique de façon linéaire avec sa déformation. La corrélation entre ces deux variables est exprimée par le facteur de jauge [136], [137]. Au cours de l'essai expérimental, la variation de la résistance électrique de la jauge est mesurée et convertie en déformations à l'aide du facteur de jauge. Pour notre étude, nous avons utilisé des rosettes à 2 directions à 90° avec des jauges de types « EP-08-125TQ-350 » Figure IV-4. La première rosette « R1 » est positionnée à 100 mm du défaut. La jauge 1 de cette rosette mesure la déformation circonférentielle et la jauge 2 la déformation longitudinale. Les deux rosettes R2 et R3 sont placées dans le voisinage immédiat du défaut. La jauge 3 et la jauge 6 mesurent les déformations circonférentielles au voisinage du défaut.

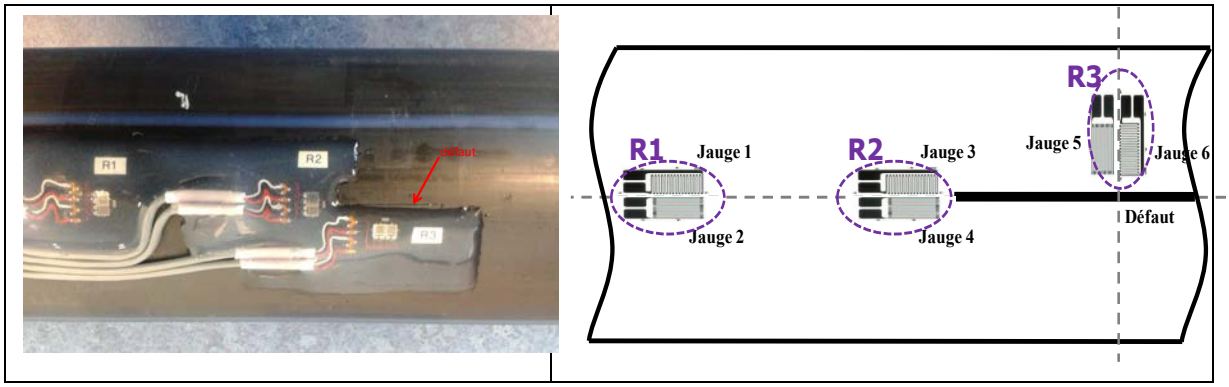


Figure IV-4. *Position et orientation des jauges à proximité et loin du défaut*

La déformation circonférentielle donnée par les jauges de déformations est comparée, dans la Figure IV-5, à celle calculée numériquement au voisinage et loin du défaut.

Une légère différence (erreur de 8%) est observée en comparant la mesure de la déformation obtenue par la jauge de déformations et celle donnée par le calcul. L'écart est peut être causé par l'incompatibilité de la rigidité entre la jauge extensométrique, qui se compose d'une grille métallique mince, et l'éprouvette testée qui est plus souple. Par conséquent, la jauge de déformations induit une réduction dans la déformation des éprouvettes plus souple [138] et provoque la modification de la déformation au voisinage des bords, par où sont transmises les déformations de l'éprouvette à la jauge [139], [140]. Ces phénomènes sont attribués à l'effet connu sous le nom de «l'effet de renforcement" [141]. A cause de cet effet, les jauges de déformations mesurent des déformations inférieures à la déformation réelle subie par l'éprouvette en absence de jauges. Cela peut conduire à des erreurs dans la détermination de la déformation et du module élastique.

Malgré la légère différence signalée (8%), les résultats expérimentaux et numériques restent en bonne correspondance. Cependant cette comparaison ne concerne que le domaine élastique du matériau vu que les jauges de déformations ne mesurent que les petites déformations qui ne dépassent pas les 5% pour la gamme de jauges utilisées [142]. De plus les constructeurs de jauges précisent qu'il est important de noter que le polyéthylène fait partie des matériaux difficiles à coller. Il ne sera pas possible de parvenir à l'allongement maximal de la jauge avant la rupture de la liaison jauge-éprouvette. Nous avons besoin d'une solution alternative aux jauges pour tenir compte des grandes déformations de l'éprouvette notamment des déformations plastiques. Dans cette optique, nous proposons d'étudier la variation du volume intérieur du tube au cours de l'essai d'éclatement qui représente la déformation totale de l'éprouvette.

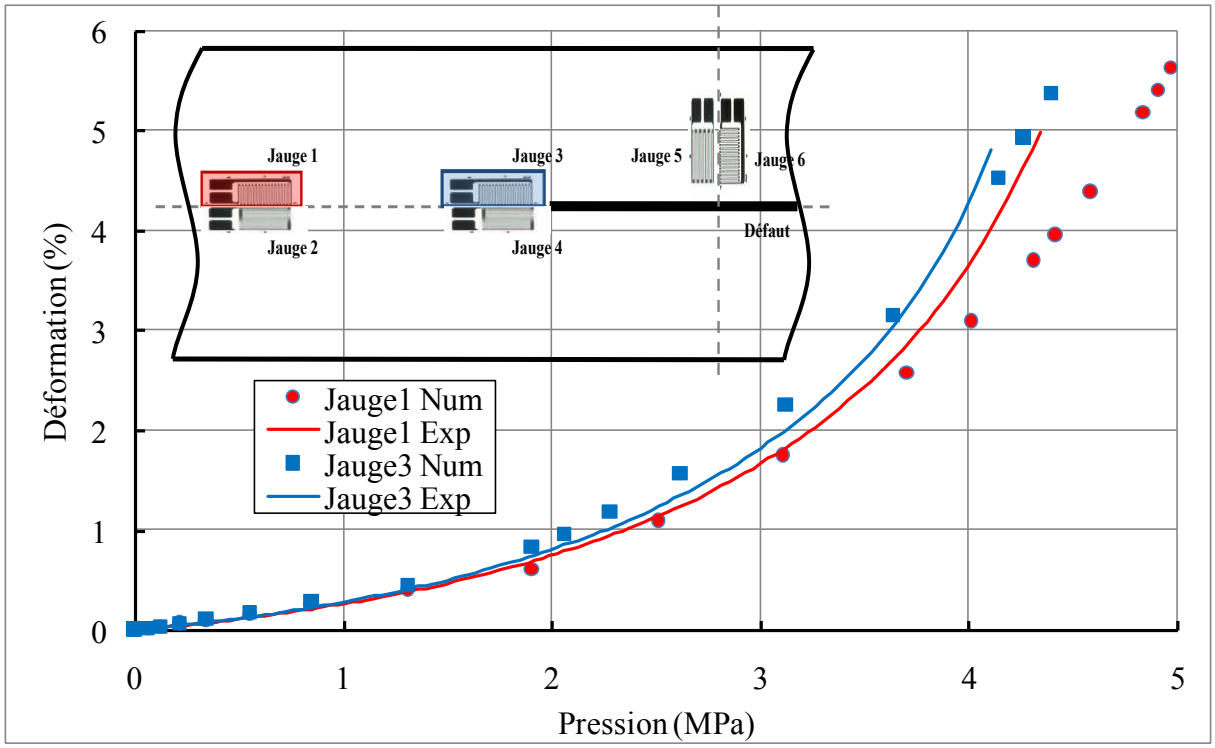


Figure IV-5. *Déformation circonférentielle au voisinage du défaut*

IV.3.1.2 Déformation totale

Lors de l'essai d'éclatement, un volume d'eau est injecté dans le tube obturé à chaque pas de temps ce qui engendre une augmentation de la pression intérieure jusqu'à l'éclatement du tube. Le volume ajouté cumulé « V » varie en fonction de la pression. Vu son faible coefficient de compressibilité, l'eau est considérée comme incompressible. Le volume d'eau ajouté traduit la déformation de la paroi du tube. L'augmentation du volume intérieur, par rapport au volume initial, du tube au cours de la simulation numérique de l'essai de mise sous pression est équivalente au volume d'eau ajouté au cours de l'essai expérimental, Figure IV-6.

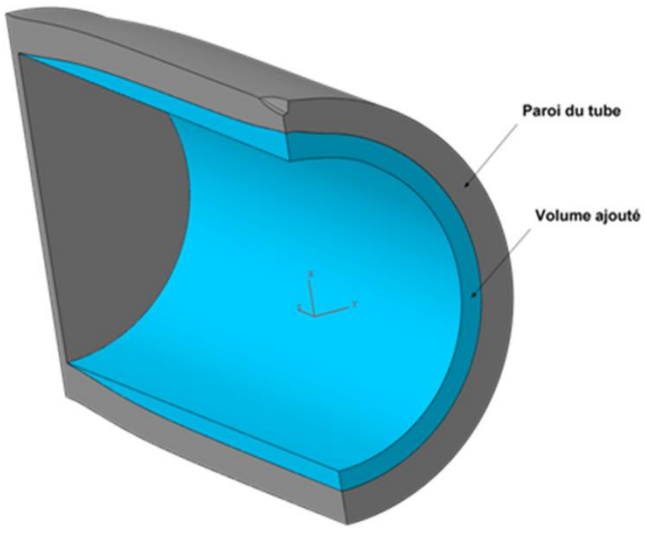


Figure IV-6. *Déformation de la paroi du tube*

La courbe de la variation relative du volume en fonction de la pression obtenue numériquement est comparée à celle donnée expérimentalement pour des tubes présentant des défauts superficiels de différentes profondeurs. La Figure IV-7 représente le cas du tube sans défaut. Un bon accord est constaté entre les résultats numériques et expérimentaux. Pour un tube en PEHD parfait (sans défaut), le modèle numérique développé donne, avec précision satisfaisante (erreur moyenne de 2%), la déformation globale de la paroi du tube sous l'effet d'une augmentation de la pression. Il est primordial de vérifier que l'accord entre les résultats numériques et expérimentaux persiste même en cas de présence de défaut. Les essais d'éclatements sur les tubes fissurés ont été reproduits numériquement et les résultats sont regroupés dans la Figure IV-8. Les valeurs numériques sont très proches de ceux obtenus expérimentalement, même pour les tubes fissurés. Mais la courbe de variation du volume en fonction du tube ne varie pas en changeant la profondeur du défaut. Cela montre que cette courbe, qui traduit la déformation globale, n'est pas représentative de l'effet du défaut ni de sa nocivité sur le tube.

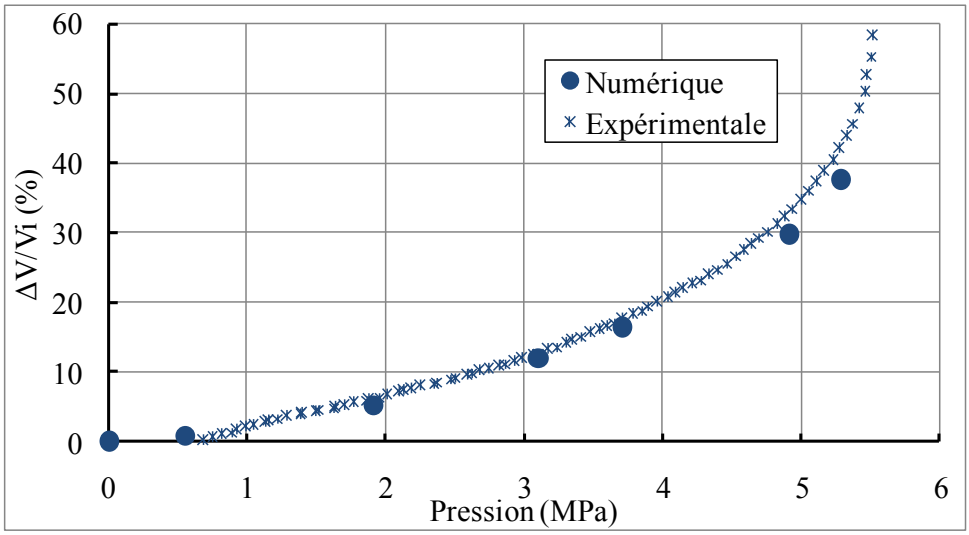


Figure IV-7. *Courbe de variation relative du volume en fonction de la pression pour un tube sans défaut*

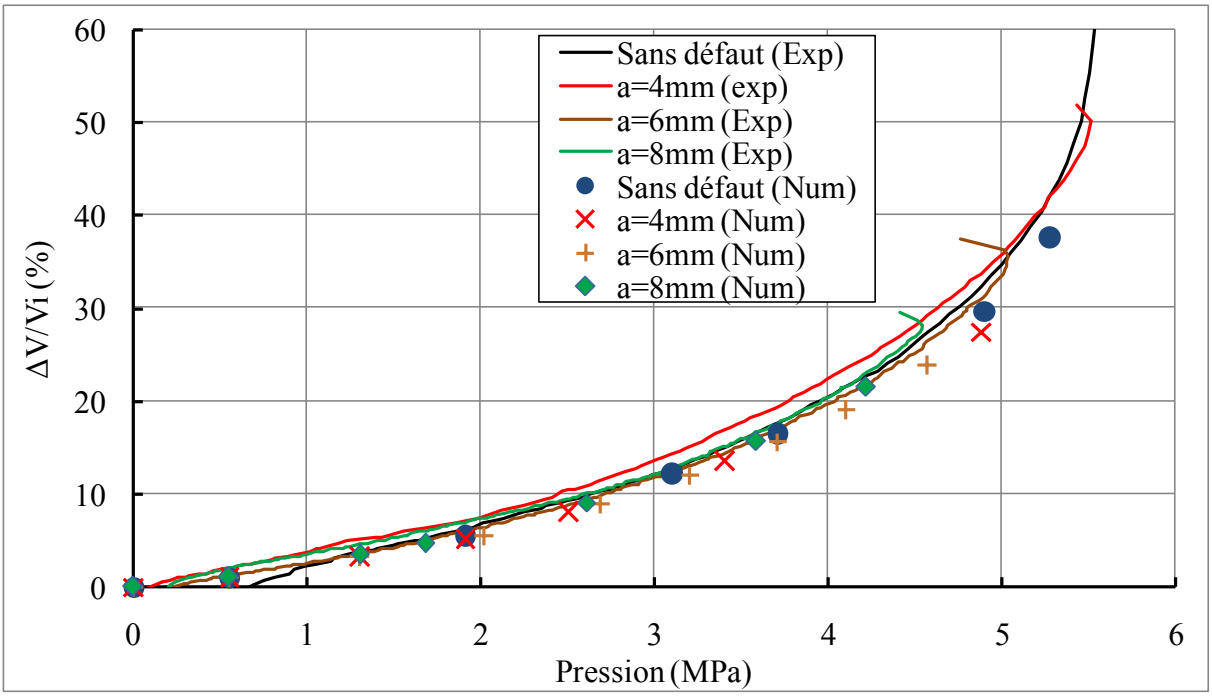


Figure IV-8. *Courbe variation relative du volume en fonction de la pression expérimentale et numérique pour des tubes sans et avec défaut*

A l'issue de cette comparaison, il est clair que notre modélisation numérique est fidèle à l'essai expérimental. La loi de comportement, élaborée expérimentalement et introduite dans le modèle numérique, traduit avec précision le comportement du PE100, aussi bien au niveau de l'élasticité qu'au niveau de la plasticité.

IV.3.2 Etude de convergence

Le concept de l'intégrale J se base sur le fait que l'intégrale J caractérise la singularité au front de fissure en raison de son indépendance du contour d'intégration. Avec une bonne modélisation adaptée au calcul de J, les résultats convergent vers une même valeur de J pour tous les contours à partir du deuxième. Le maillage concentrique au voisinage de la fissure permet de calculer l'intégrale J sur plusieurs contour et pour plusieurs sections tout au long de la fissure. Le maillage est importé dans le solveur ABAQUS standard et la fissure est définie de telle manière que l'intégrale J est calculée sur dix contours. Les résultats du calcul pour un tube présentant une fissure de 4 mm de profondeurs sont présentés sur la Figure IV-9. Les contours ont été décrits en détail dans la Figure IV-2 du paragraphe IV.2.2.

La valeur de l'intégrale J du premier contour, le plus proche de la singularité, n'est jamais prise en considération. Les grandes déformations de cette zone peuvent fausser les résultats [143], [144]. A partir du deuxième contour, les valeurs commencent à converger vers une valeur unique pour arriver à une erreur ne dépassant pas 1,3%. Ceci confirme que les conditions de

constructions d'un maillage adapté au calcul de l'intégrale J au voisinage d'une fissure sont bien respectées.

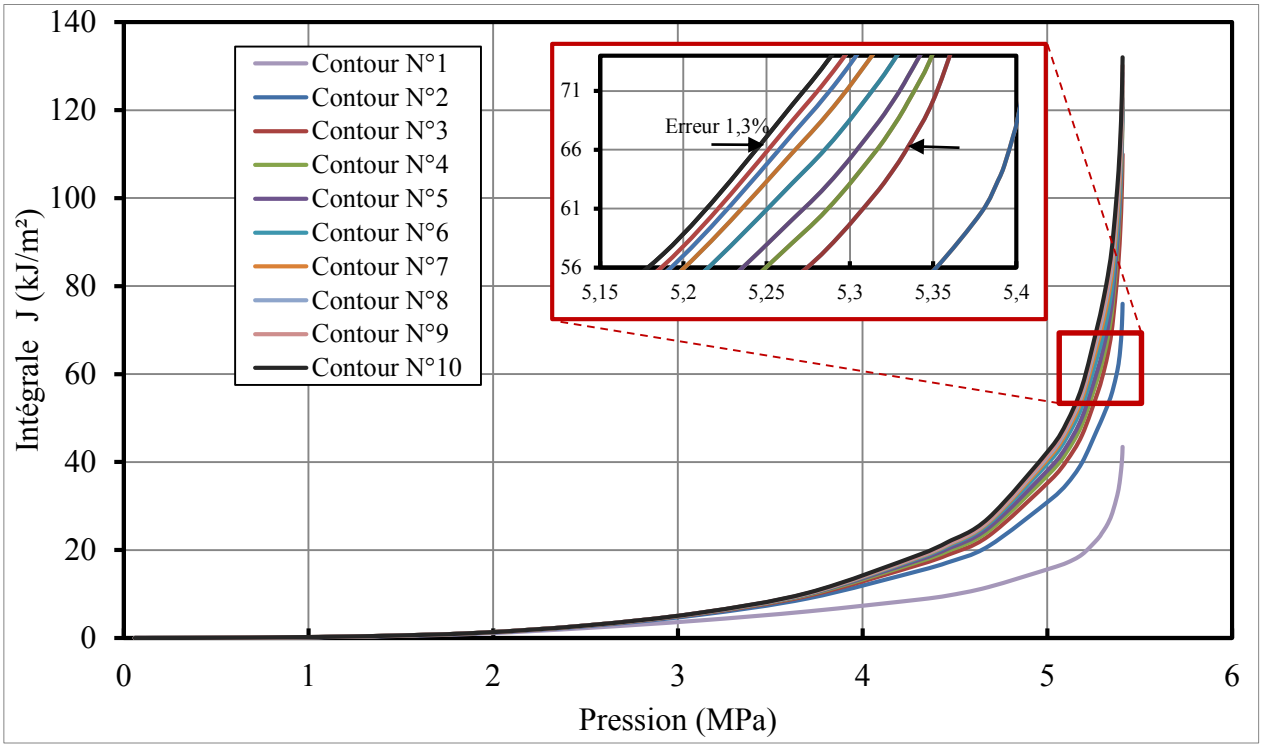


Figure IV-9. *Intégrale J en fonction de la pression pour différent contours*

La dernière étape de la validation consiste à évaluer l'effet de taille des éléments du maillage au voisinage du défaut. Quatre maillages ont été construits avec la taille des éléments qui entourent la fissure comme seule différence. Les résultats des quatre calculs sont représentés sur la Figure IV-10. Les courbes J comparées sont calculées à la même distance du front de fissure (≈1 mm) quelques soit le maillage pour éliminer l'erreur qui provient de la position du contour par rapport au fond de fissure (erreur de 1,3% constaté sur la Figure IV-9). Les valeurs de l'intégrale J inférieur à 15 kJ/m² ne dépendent pas de la taille des éléments, et les courbes sont parfaitement superposées. Au-delà, un faible décalage entre les courbes commence à apparaitre. Plus le maillage est raffiné plus le décalage diminue jusqu'à atteindre une courbe unique. En effet, la courbe J, donnée par le troisième maillage, est quasiment la même que celle donnée par le quatrième maillage. La règle de convergence postule que les résultats de simulation sont inversement proportionnels à la taille des éléments. Cette condition a été bien respectée. En analysant le temps de calcul, Tableau IV-1, il s'avère que le maillage 3 est le maillage optimal pour la géométrie étudiée. En effet, avec des éléments de taille plus petite que 0,2 mm nous augmentons le temps de calcul sans gagner au niveau de la précision.

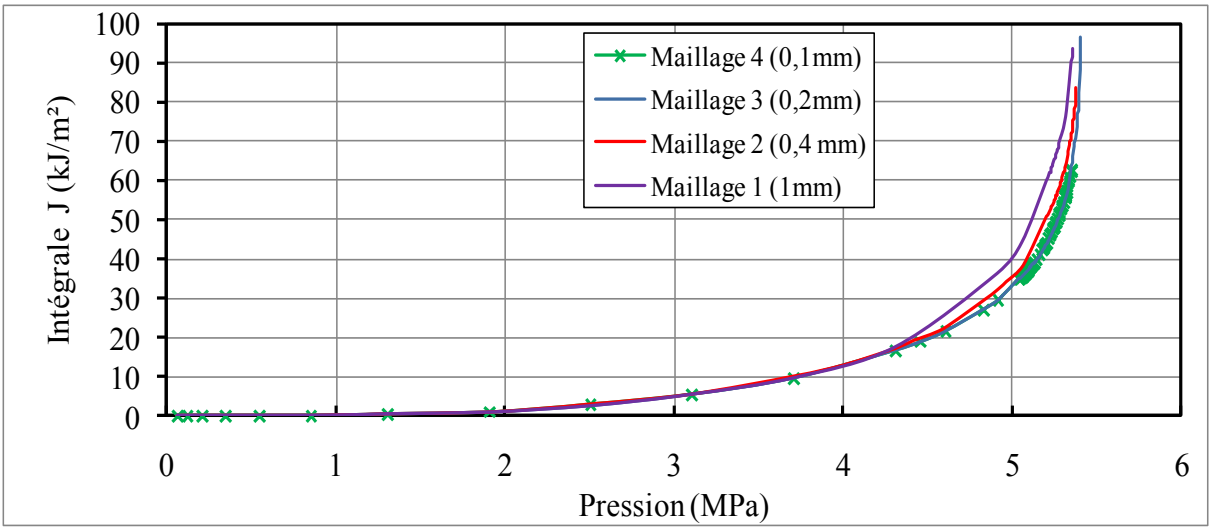


Figure IV-10. *Intégrale J en fonction de la pression pour différents maillages*

Tableau IV-1. *Effet de taille d'éléments*

	Taille d'éléments	Type d'éléments	Nombre de nœuds	Temps de calcul
Maillage 1	1 mm	C3D20R	46018	0h46min
Maillage 2	0,4 mm	C3D20R	166548	2h46
Maillage 3	0,2 mm	C3D20R	170591	3h12
Maillage 4	0,1 mm	C3D20R	173108	3h53

IV.4 Résistance à la fissuration du PEHD

Lors de l'investigation expérimentale sur la fissuration du polyéthylène haute densité, nous avons déterminé la résistance à la fissuration de ce matériau. Pour cela, nous avons réalisé des essais conçus et normalisés par la norme ASTM spécialement pour les matériaux polymères. Le protocole expérimental consiste à réaliser des essais de traction sur des éprouvettes CT et des essais de flexion trois points sur des éprouvettes SENB et d'en déduire la courbe *J-R* de résistance à la propagation stable de la fissure. La fissure s'initie lorsque *J* atteint une valeur critique J_c dont les méthodes de calculs pour les polymères sont actuellement très controversées. A l'issue de l'étude expérimentale, l'essai de flexion trois points sur les éprouvettes SENB a été jugé inapproprié et seule la courbe *J-R* $(J-\Delta a)$ obtenue par les essais de traction sur les éprouvettes CT a été retenue, paragraphe II.3.2.5. J_{Ic}, pour les matériaux polymères, a été défini par plusieurs auteurs comme la valeur de la courbe $J-\Delta a$ qui correspond à une avancée de fissure de 0,2 mm ou 0,4 mm [118], [119]. Il a été montré aussi que J_{Ic}, dépend de la géométrie testée. De ce fait, il s'avère nécessaire de choisir une valeur de J_{Ic}, qui traduit au mieux l'initiation de fissure dans la paroi extérieure d'un tube en PEHD. Cela

peut être réalisé à l'aide de l'outil numérique développé dans l'objectif de calculer, à la fois, l'état de contrainte et l'intégrale J au voisinage de la fissure.

IV.4.1 Contrainte circonférentielle en fonction de la pression

L'intégrale J, par définition, décrit l'intensité de la singularité du champ de contrainte à la pointe de la fissure pour les matériaux élasto-plastiques. Le polyéthylène haute densité se caractérise par un comportement élasto-visco-plastique [145]–[147]. Ce comportement affecte l'évolution du champ de contraintes au voisinage du défaut. La contrainte circonférentielle, calculée au voisinage du front de fissure en fonction de la pression, présente quatre zones de contraintes distinctes, Figure IV-11. Les quatre zones identifiées sur cette courbe sont similaires à celles identifiées sur la loi de comportement du PEHD, Figure II-1.

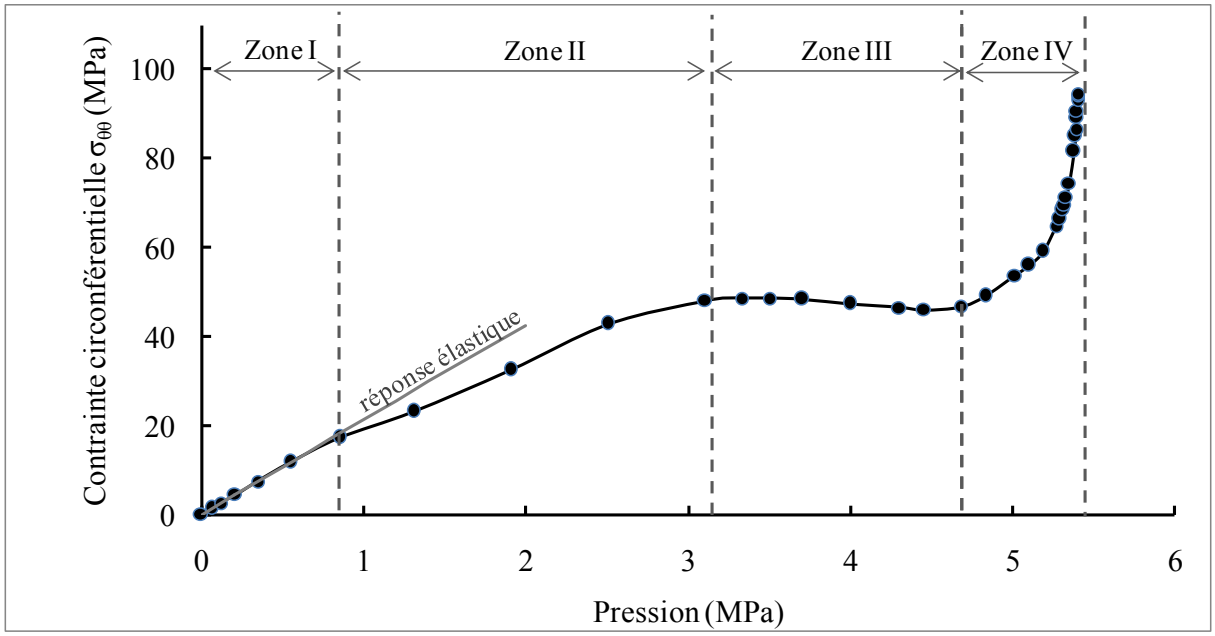


Figure IV-11. *Distribution de la contrainte d'ouverture $\sigma_{\theta\theta}$ en fonction de la pression*

- Zone I : élasticité

La première zone correspond à la réponse élastique du matériau jusqu'à la limite d'élasticité. Les déformations dans cette zone sont réversibles à la suppression du chargement.

- Zone II : émoussement

Au delà de la zone élastique, le matériau au voisinage du front de fissure subit une déformation plastique qui marque le début de l'émoussement localisé au fond de la fissure. Ensuite, la plastification se propage le long de la fissure jusqu'à l'homogénéisation de l'émoussement autour du front de fissure, Figure IV-12.

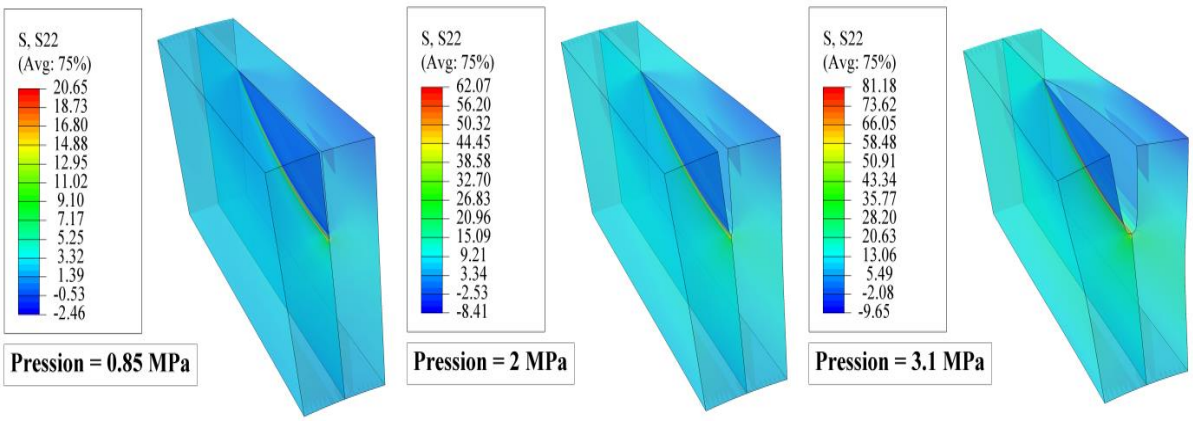


Figure IV-12. *Formation de l'émoussement en fonction de l'augmentation de la pression interne et variation de la contrainte circonférentielle S22*

Nous remarquons que lors de la formation et l'homogénéisation de l'émoussement, la contrainte augmente linéairement, mais avec une pente inférieure à celle de la réponse élastique. Ceci est dû à la viscoplasticité du PEHD. Dans le cas des matériaux ductiles à comportement élastique parfaitement plastique, à l'émoussement, la contrainte continue d'augmenter de la même manière que dans la zone élastique, Figure IV-13. Pour mettre en évidence l'effet de la viscoplasticité, nous avons calculé par éléments finis la contrainte en front de fissure en appliquant une loi de comportement similaire à celle du PEHD (module de Young, limite d'élasticité) mais en considérant une plasticité parfaite. La réduction de la pente est nette dans le cas du comportement réel du PEHD comparé au comportement parfaitement plastique. Certaines études antérieures, portées sur l'analyse par éléments finis du PEHD, négligent la viscoplasticité en considérant une élasticité un peu plus étendu avec un module d'Young réduit pour diminuer la zone d'émoussement [148]–[150] et ramener le comportement du PEHD à un comportement parfaitement plastique. Cette méthode simplifie les calculs et réduit le temps de calcul. Cependant, elle réduit également la sensibilité de la simulation à la variation des vitesses de déformations. En effet, il a été rapporté dans la littérature, [151], [152], que la viscoplasticité du PEHD le rend particulièrement sensible à la vitesse de déformation. Dans notre modélisation numérique, nous avons incorporé le comportement réel du PEHD donné par les essais de traction uniaxial, à température ambiante, sous trois vitesses de chargement différentes. Ainsi, nous obtenons un modèle de calcul qui traduit correctement le comportement du PEHD, tout en respectant sa sensibilité à la variation de la vitesse.

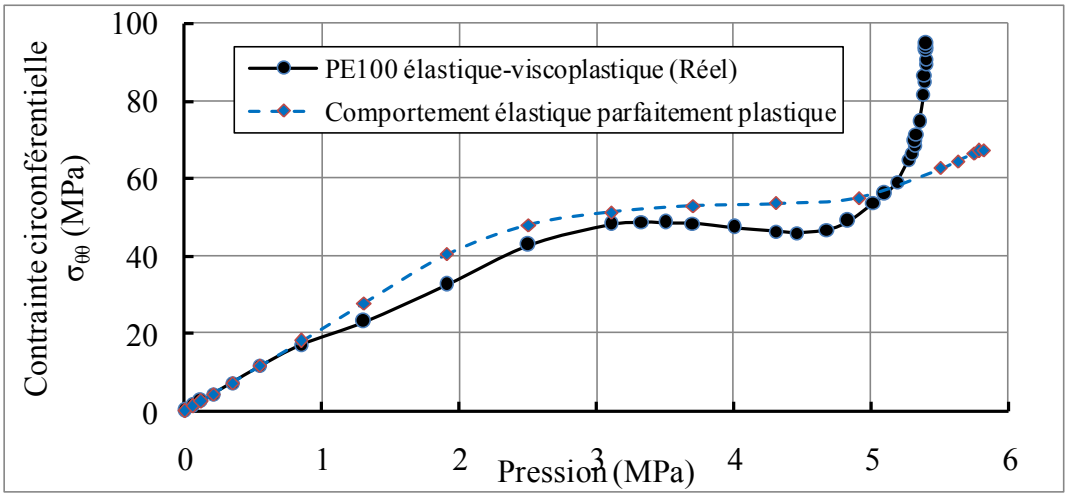


Figure IV-13. *Effet de la viscoplacticité du PEHD sur la concentration de la contrainte $\sigma_{\theta\theta}$ au front de fissure*

- Zone III : relaxation

La zone III est la zone d'extension du volume d'émoussement. En raison de la viscoplasticité du PEHD dans cette zone, l'augmentation de la pression de chargement n'entraine aucune augmentation de la contrainte.

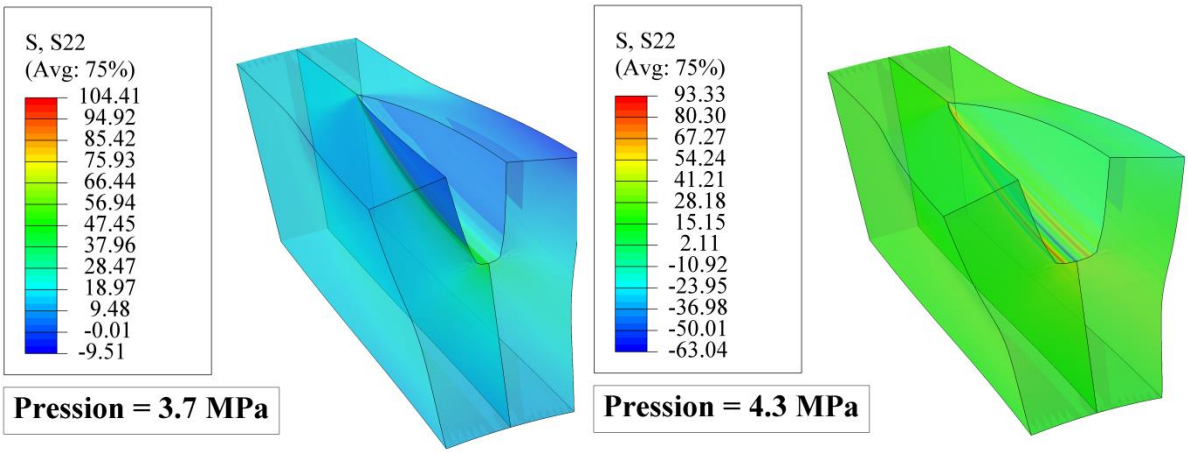


Figure IV-14. *Déformation au front de fissure variation de la contrainte circonférentielle S22*

- Zone IV : durcissement

A la fin du plateau viscoplastique, le matériau entre dans une phase de durcissement [153]. L'absence de modèle d'endommagement dans notre modèle numérique le rend incapable de calculer correctement les déformations et les contraintes dans cette zone.

Nous avons basé notre analyse de la variation de la contrainte $\sigma_{\theta\theta}$ en fonction de la pression sur les résultats de simulation numérique. Le calcul par éléments finis se base sur l'hypothèse que le matériau est isotrope, alors que la mise en forme du polymère rend la matière soit anisotrope soit isotrope. L'extrusion des conduites en PEHD les rend anisotropes. On comprend bien dans

ce cas que la variation de contrainte dans les conditions réelles de fonctionnement sera différente de celle calculée numériquement, le matériau atteint rarement le durcissement. La rupture aura lieu généralement dans le plateau de contrainte, zone III, et il est improbable que le matériau de la paroi du tube arrive au stade de durcissement. Cette zone définit la plage de variation de la pression susceptible de provoquer l'amorçage de la fissure. Par la suite les valeurs de l'intégrale J correspondant à cette plage de pressions peuvent être considérées comme des valeurs critiques du fait que la propagation de fissure est imminente.

IV.4.2 Intégrale J et ténacité à l'amorçage

Le modèle de calcul par éléments finis développé évalue l'intégrale J de manière automatique en appliquant la méthode de l'intégrale du domaine d'énergie pour calculer l'intégrale J dans un contour autour de la fissure. L'intégrale J calculée est l'énergie libérée en cas de propagation de fissure. L'amorçage d'une fissure, en mode I, se produit lorsque la valeur de l'intégrale J atteint une valeur critique appelée ténacité à l'amorçage (J_{Ic}). Ce paramètre critique est déduit à partir de la courbe de résistance à la propagation de fissure (courbe J-R). La valeur de J_{Ic} est obtenue par Roos et Eisele [154], [155], en lisant sur la courbe J-R la valeur de J pour une propagation égale à la taille de la zone d'émoussement. La limite de cette zone est obtenue en décalant la droite d'émoussement de 0.2mm. En conséquence, J_{Ic} est l'intersection entre la courbe J-R et la droite décalée. Cette méthode a été adoptée par les normes pour devenir la méthode de référence dans le calcul de J_{Ic}. Cependant, dans le cas des matériaux polymères la zone d'émoussement est peu visible sur la courbe J-R. Il s'est avéré compliqué de définir correctement cette zone. Certains auteurs choisissent alternativement, moyennant une erreur considérée comme négligeable, de postuler que la limite de la zone d'émoussement correspond à $\Delta a=0.2mm$ ou $\Delta a=0.4mm$ [118], [119], [156]. Dans ce cas, la zone d'émoussement au voisinage de la fissure peut être déterminée avec précision grâce au calcul par éléments finis. La contrainte circonférentielle et l'intégrale J, au voisinage de la fissure calculées numériquement, sont représentées sur Figure IV-15 en fonction de la pression interne. La valeur critique de l'intégrale J doit se situer idéalement à la limite entre la zone d'émoussement (zone II) et le plateau de contrainte (zone III). Les deux valeurs, $J_{0.4}$ et $J_{0.2}$ se situent aux deux extrémités du plateau de contrainte. Il résulte deux conclusions majeures de cette interprétation :

- La transférabilité de la courbe J-R obtenue sur éprouvettes de laboratoire vers des structures industrielle telles que les conduites.
- $J_{0,2}$ ou $J_{0.4}$ peut être retenue comme valeur critique caractéristique, représentative de l'amorçage de fissure.

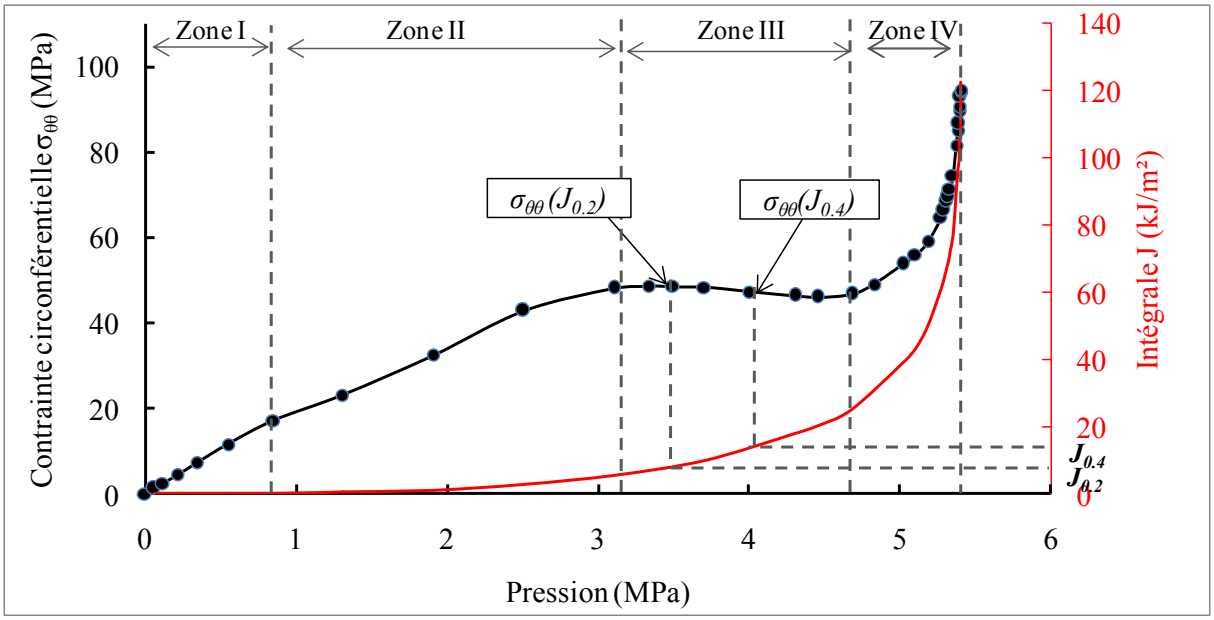


Figure IV-15. *Contrainte circonférentielle et intégrale J au voisinage de la fissure en fonction de la pression interne*

Bien que la valeur $J_{0.4}$ puisse être considérée comme la ténacité à l'amorçage (J_{Ic}.) du PEHD, cette valeur sera écartée dans le reste. Pour rester conservatif, $J_{0.2}$ sera retenue comme étant la valeur unique de J_{Ic} (J_{Ic}=7.69 kJ/m²).

Sur la Figure IV-16 sont représentées les contraintes circonférentielles ainsi que l'intégrale J pour deux profondeurs différentes de la fissure initiale. La projection sur la courbe de l'intégrale J de la valeur de la ténacité à l'amorçage retenue donne la pression d'amorçage de fissure à partir d'une fissure existante. Dans les deux cas représentés, cette pression d'amorçage correspond à la fin de la zone d'émoussement. Cela prouve que la valeur choisie pour J_{Ic} est valable pour toutes profondeurs de défaut. Par la suite, la ténacité à l'amorçage déterminée, dans cette étude, est indépendante de la taille du défaut existant.

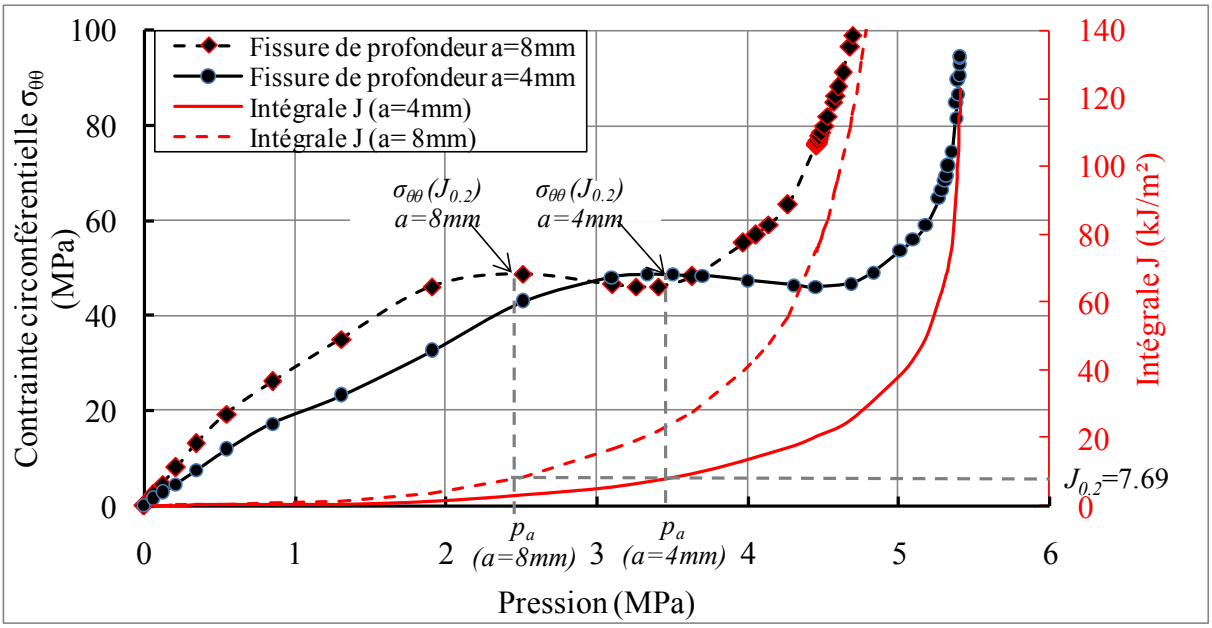


Figure IV-16. *Contrainte circonférentielle et intégrale J en fonction de la pression interne pour une fissure de 4mm et 8mm de profondeur*

En associant la ténacité à l'amorçage retenue dans ce paragraphe au modèle numérique développé et validé dans les paragraphes IV.2 et IV.3, il est désormais possible de calculer numériquement la pression d'amorçage de fissure dans la paroi d'une conduite en PEHD PE100 présentant un défaut superficiel. L'effet de la taille du défaut sur la pression d'amorçage d'une fissure dans un tube en PE100 de dimensions quelconques sera étudié dans le paragraphe suivant.

IV.5 Influence des paramètres géométriques sur la pression d'amorçage de fissure

Au cours des quarante dernières années, l'évaluation de la résistance résiduelle des tuyaux présentant des défauts a été basée sur des formules dites empiriques développées par l'institut Battelle (Battelle Memorial Institute (BMI)). Ces formules sont utilisées dans les procédures de calcul de quasiment tous les documents normatifs dans différentes industries. Nombreuses sont les études réalisées sur les canalisations métalliques fissurées en se basant sur des résultats d'essais d'éclatements ou des résultats d'analyse par éléments finis [157]–[161]. Quelques méthodes d'estimation des dimensions critiques de fissures ont été développées à partir de la limite d'écoulement ou de la limite d'élasticité ou encore de la combinaison de la limite d'élasticité et de la résistance à la rupture tels que Kiefner en 1973 [161] et Staat en 2004 [159]. Cependant, pour les matériaux polymères les modèles existants ne sont pas suffisants d'où la nécessité de leurs apporter des améliorations. Dans ce contexte, nous proposons une

formulation simplifiée pour déterminer la pression d'initiation de fissure dans une conduite en polyéthylène haute densité présentant un défaut superficiel. Cette pression critique dépend essentiellement des paramètres géométriques, notamment la géométrie de la conduite et la taille du défaut.

A ce niveau de l'étude, on dispose de tous les éléments nécessaires pour calculer numériquement la pression d'amorçage d'une fissure existante sur la paroi externe d'un tube en PEHD. Une étude paramétrique sera menée dans cette partie à l'aide du modèle numérique développé pour déterminer l'effet des différents paramètres géométriques sur la pression d'amorçage de fissure. Une formule généralisée sera proposée pour déterminer la pression d'amorçage quelle que soit la géométrie du tube en PEHD et quelle que soit la taille de la fissure.

IV.5.1 Méthodologie

La pression d'amorçage est définie comme étant le niveau de chargement minimal impliquant l'amorçage de la fissure. Cette condition est vérifiée lorsque l'intégrale J, calculée numériquement au voisinage d'un défaut préexistant, dépasse la valeur de la résistance à la fissuration J_{Ic} (ténacité). La pression d'amorçage dépend d'une part des caractéristiques mécaniques du matériau (loi de comportement et ténacité) et d'autre part, elle est fortement liée aux paramètres géométriques, notamment la géométrie de la conduite et la taille du défaut. Le matériau étudié est le PEHD utilisé pour l'adduction d'eau potable [162]. Par conséquence, en se basant sur la caractérisation menée sur ce matériau, l'étude porte essentiellement sur les paramètres géométriques [163].

La rupture des conduites sous pression est analysée généralement en appliquant la formule des chaudronniers bien connue en pratique, qui permet de calculer la contrainte principale en fonction des paramètres géométriques de la structure. Dans le cas d'une conduite cylindrique exempte de tout défaut et chargée uniquement en pression interne, l'équation des chaudronniers s'écrit:

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{p r_i}{e} \qquad \textbf{(IV-1)}$$

Cette formulation est valable seulement pour les conduites à paroi mince. En effet, cette équation se base sur le fait que la composante radiale de la contrainte est négligeable par rapport à la composante circonférentielle. Cette hypothèse reste vraie jusqu'à une certaine limite, en règle générale, quand l'épaisseur de la paroi dépasse le 1/20 du diamètre la contrainte radiale devient importante. Dans ce cas (cylindre à paroi épaisse ($e > D/20$)), la contrainte

circonférentielle est calculée selon les équations dites de Lamé (Westergaard, 1952 [164]; Eringen, 1967 [165]; Timoshenko and Goodier, 1970 [166]).

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{r_i^2 p}{r_e^2 - r_i^2}\left(1 + \frac{r_e^2}{r^2}\right) \qquad \textbf{(IV-2)}$$

Les conduites en PEHD sont considérées comme des conduites à paroi épaisse et les fabricants se basent sur les équations de Lamé pour calculer la pression de services tout en considérant un coefficient de sécurité [167].

Dans cette étude, la pression d'amorçage de la fissure dans une conduite sans défaut, est déduite de l'équation (IV-2) en considérant que la fissure s'initie lorsque la contrainte circonférentielle $\sigma_{\theta\theta}$ sur le rayon moyen ($r = (r_i+r_e)/2$) atteint la limite d'élasticité du matériau σ_y. Ainsi la pression d'amorçage d'un tube en PEHD sans défaut s'écrit :

$$p_{Max} = \sigma_y \frac{\frac{r_e^2}{r_i^2} - 1}{1 + \frac{4r_e^2}{(r_e + r_i)^2}} \qquad \textbf{(IV-3)}$$

Cette formulation est limitée à une conduite sans défaut. La présence d'un défaut dans la paroi entraîne une modification de l'état de contraintes au niveau de la structure. Localement, une forte concentration de contraintes se manifeste au voisinage du défaut. A l'échelle globale, le défaut implique une baisse de la pression d'amorçage. La présence d'un défaut rend la formulation de la distribution des contraintes complexe, d'où le recours à des méthodes de résolution numérique, en particulier la méthode des éléments finis (MEF). Cette méthode demande un savoir-faire élaboré et une longue démarche de caractérisation. Pour ces raisons, les abaques et les formules prédéfinies sont largement préférés par les concepteurs et les opérateurs. Dans cette optique, nous établissons une nouvelle formulation permettant aux intervenants du domaine de la tuyauterie de définir la pression critique en fonction de la géométrie du tube ainsi que la taille du défaut préexistant dans la structure.

IV.5.2 Démarche et formulation

Afin de distinguer l'influence du défaut de celle de la géométrie de la conduite, une seule conduite est considérée : 125 mm de diamètre extérieur et 12 mm d'épaisseur. La pression d'amorçage de la fissure, pour un défaut longitudinal présent sur la surface extérieure (Figure IV-1), est calculée numériquement pour cinq longueurs de défauts (35 mm, 50 mm, 100 mm, 125 mm, 250 mm). Pour chaque longueur, la profondeur varie entre 2 mm et 10 mm. 27 simulations numériques ont été réalisées pour représenter la variation de la pression d'amorçage

en fonction de la profondeur du défaut, et cela pour différentes longueurs du défaut, Figure IV-17. La pression d'amorçage calculée numériquement est représentée en fonction du rapport entre la profondeur du défaut et l'épaisseur de la paroi du tube « *a/e* ».

Pour une longueur de défaut constante (*c* fixé), nous constatons que la pression d'amorçage diminue avec l'augmentation de la profondeur de la fissure et la longueur du défaut, *c*. Ce résultat est en parfaite cohérence avec la littérature [59], [60]. La pression d'amorçage converge vers une valeur unique à savoir la pression d'amorçage de fissure dans une conduite sans défaut (équation (IV-2)).

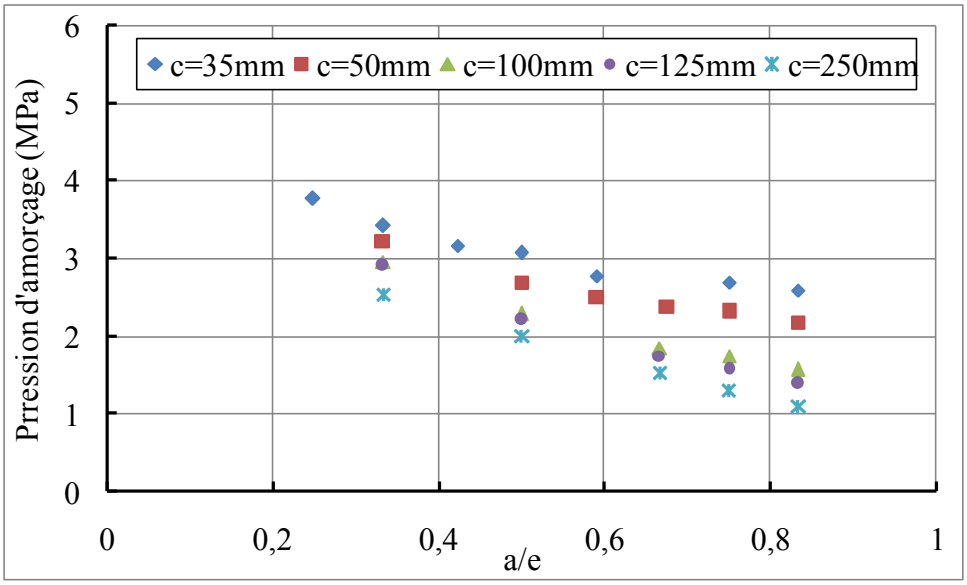


Figure IV-17. *Effet de la longueur de la fissure « c » sur la variation de la pression d'amorçage en fonction du profondeur de la fissure « a »*

La pression d'amorçage en fonction de « *a/e* » s'exprime à l'aide de la fonction $f(x) = A(1-\beta\sqrt{x})$ inspirée des travaux de recherche qui ont proposé des formulations pour calculer la pression d'éclatement d'une conduite en fonction de la taille du défaut [159]–[161]. Nous avons également testé plusieurs fonctions puissance et nous avons constaté que la fonction racine carrée est la mieux adaptée. Ainsi, les valeurs numériques calculées peuvent être interpolées avec la fonction suivante :

$$p_{amorçage}(a/e) = A(1-\beta\sqrt{a/e}) \qquad \textbf{(IV-4)}$$

Où A et β sont des paramètres d'interpolations et $(\beta \geq 0)$

Lorsque *a/e* tends vers zéro, la conduite est supposée parfaite et ne présente aucun défaut. La pression d'amorçage p_{Max} est calculée par l'équation (IV-3)(IV-7).

$$\lim_{a/e\to 0}\left(p_{amorçage}(a/e)\right) = A = p_{Max} \qquad \textbf{(IV-5)}$$

Les interpolations des points numériques sont présentées sur la Figure IV-18. Le coefficient β est déterminé pour différentes longueurs du défaut traité. Les coefficients de détermination R^2 pour les fonctions d'interpolations sont satisfaisants, très proches de 1.

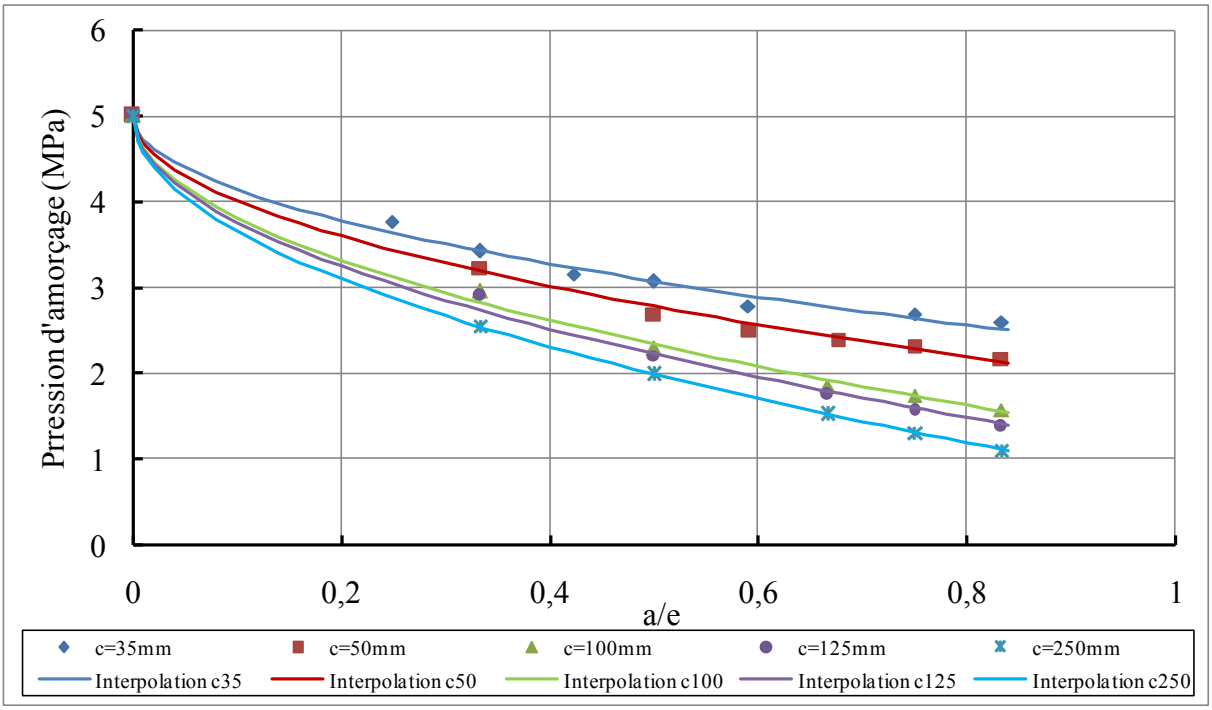


Figure IV-18. *Interpolation des résultats numériques*

La valeur de β est une fonction de la longueur du défaut « *c* ». Par conséquent, cette fonction représente l'influence de « *c* » dans la fonction d'approximation de la pression d'amorçage (2). En analysant la variation de β en fonction de « *c* », Tableau IV-2 et Figure IV-19, on remarque une forte variation pour des valeurs de « *c* » dans l'ordre de grandeur du diamètre de la conduite, contrairement aux fissures relativement longues où le coefficient β continue d'augmenter doucement jusqu'au voisinage de 1, pour des valeurs de « *c* » extrêmement élevées. En se basant sur cette constatation, on suppose que, dans le cas des fissures longues, l'effet de la longueur de la fissure devient mineur devant celui de la profondeur. Pour cette raison, nous limitons l'étude à des fissures dont la longueur ne dépasse pas deux fois le diamètre de la conduite. Dans la suite, la longueur du défaut « *a* » sera associée au diamètre extérieur de la conduite « D_e » et sera introduite dans la fonction d'approximation de la pression d'amorçage par le terme sans unité « $c/2D_e$ ». Sur la Figure IV-20, la variation de β en fonction de ($c/2D_e$) est interpolée par la fonction $f(x)=1/\sqrt{1+\alpha/x}$; où α *est un* coefficient d'interpolation. La meilleure interpolation pour les points numériques donne une valeur de $\alpha=0{,}31$ pour un coefficient de détermination $R^2=0.992$.

Ainsi β s'écrit sous la forme suivante :

$$\beta(c/2D_e) = \frac{1}{\sqrt{1+\frac{0{,}31}{c/2D_e}}} \qquad \textbf{(IV-6)}$$

Tableau IV-2. *Coeifficient d'interpolation β en fonction de c*

c (mm)	**35**	**50**	**100**	**125**	**250**
β	0,546	0,629	0,754	0,786	0,853
R²	0,987	0,995	0,997	0,997	1

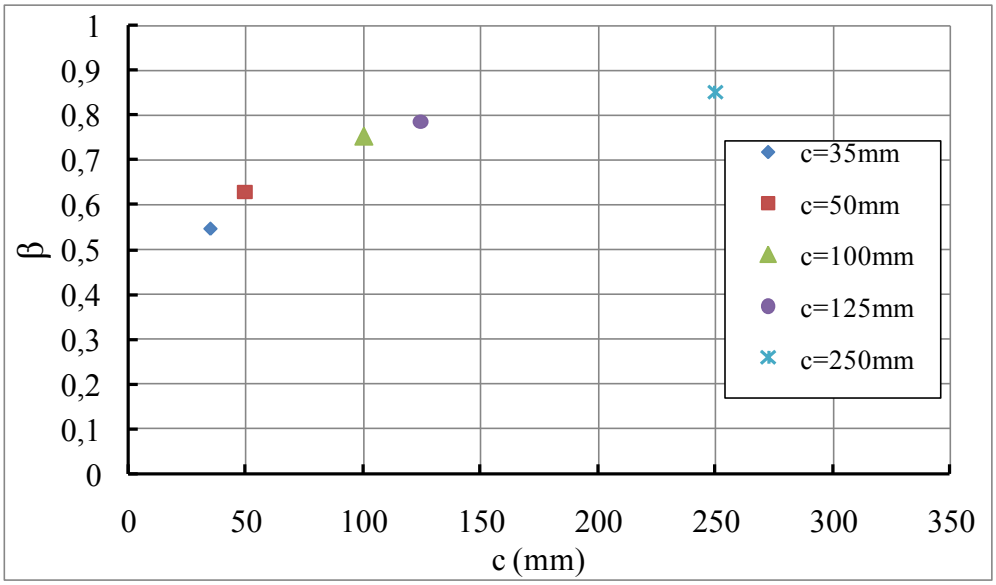


Figure IV-19. *Variation du coefficient d'interpolation β en fonction de la longueur du défaut*

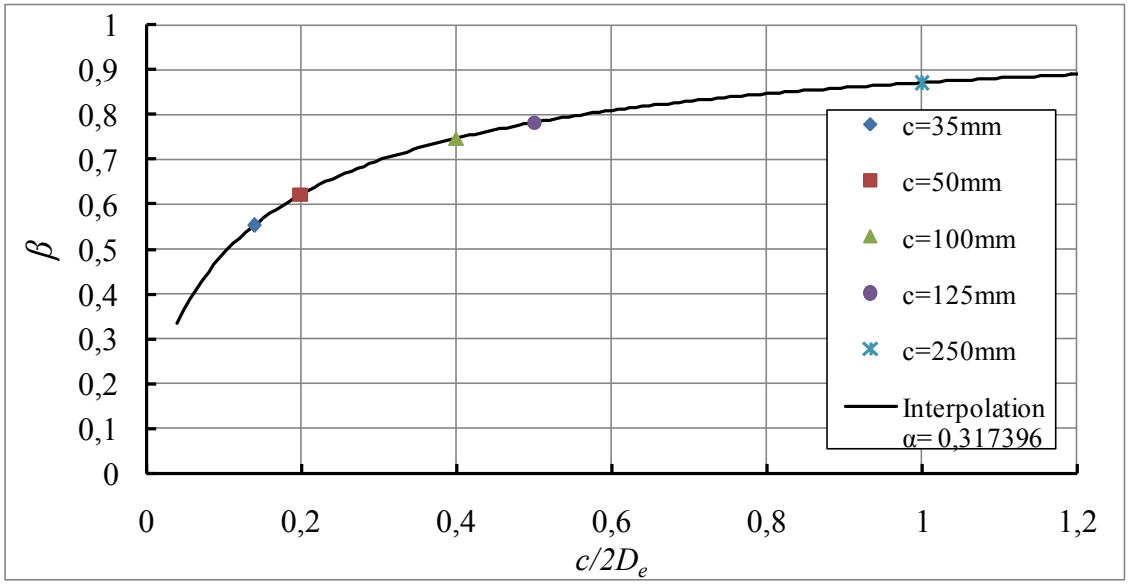


Figure IV-20. *Interpolation de variation de β en fonction de ($c/2D_e$)*

Nous proposons une nouvelle équation qui donne une approximation de la pression d'amorçage d'une fissure existante sur la paroi extérieure d'une conduite en PEHD PE100. Cette pression est aussi considérée comme la pression maximale admissible.

Le modèle prend en considération la géométrie de la conduite et la taille du défaut en plus des propriétés du matériau.

$$p_{amorçage}(a,c,D_e,e) = p_{Max}\left(1-\sqrt{\frac{a/e}{1+\frac{0{,}31}{c/2D_e}}}\right) \qquad \textbf{(IV-7)}$$

Cette formule développée se base sur une étude numérique qui n'a concerné qu'un seul diamètre de conduite. Il s'avère donc nécessaire de vérifier la validité de cette équation pour d'autres diamètres.

IV.5.3 Validation

Dans cette partie de l'étude paramétrique, nous nous intéressons à l'effet de la géométrie (diamètre) du tuyau sur la pression d'amorçage d'une fissure longitudinale déjà existante sur sa paroi externe. Nous avons fixé le rapport de l'épaisseur sur la profondeur du défaut à 0,5 (a/e=0.5) et nous avons étudié trois longueurs de défauts (c=50mm, c=125mm et c=250mm). Les pressions d'amorçage calculées numériquement pour les six diamètres traités sont représentées sur la Figure IV-21.

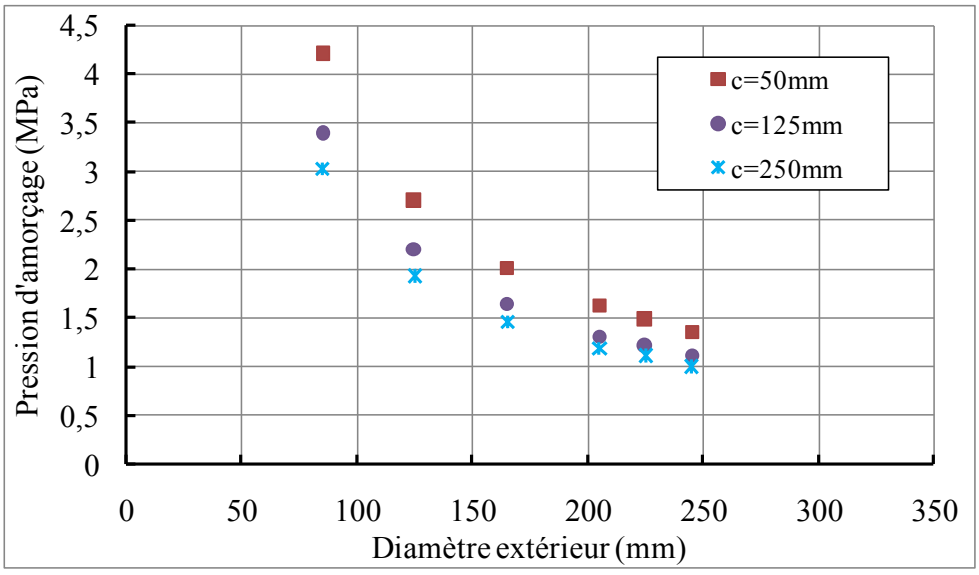


Figure IV-21. *Variation de la pression d'amorçage en fonction du diamètre de la conduite*

Nous interpolons les résultats numériques pour les différentes valeurs de « c » avec la fonction de l'équation (IV-8) en fixant « a/e » et « c », et en considérant le diamètre de la conduite comme seule variable. On obtient :

$$p_{amorçage}(a,c,r_i,r_e,e)=\sigma_y\frac{\frac{r_e^2}{r_i^2}-1}{1+\frac{4r_e^2}{(r_e+r_i)^2}}\left(1-\sqrt{\frac{a/e}{1+\frac{\alpha}{c/4r_e}}}\right) \quad \textbf{(IV-8)}$$

Où « α » est le coefficient d'interpolation.

On remarque que le modèle développé donne une approximation assez précise de la pression d'amorçage avec une légère variation au niveau du coefficient d'interpolation, Figure IV-22. En effet, « α » varie légèrement de 0,278 à 0,305, résultat sans effet majeur sur la fonction d'approximation de la pression d'amorçage.

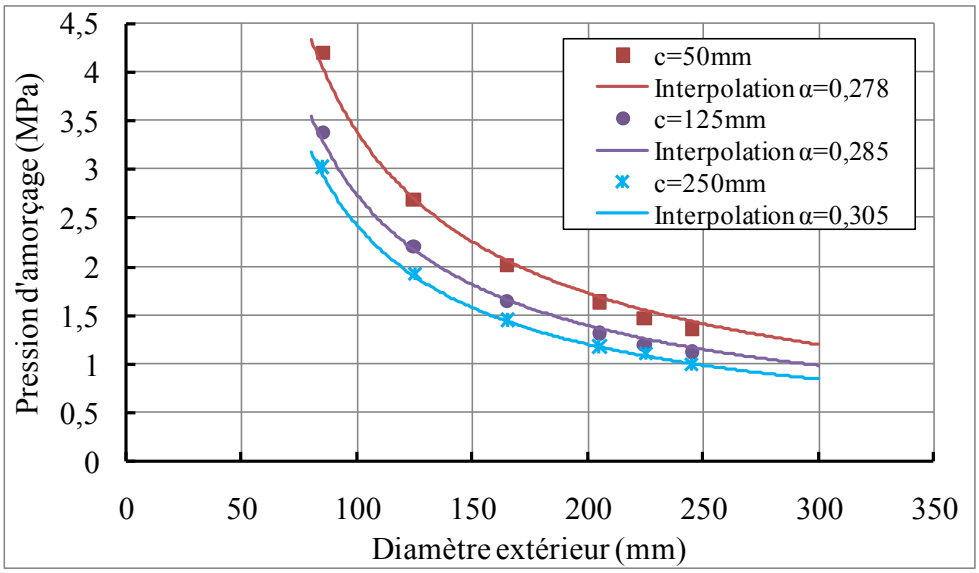


Figure IV-22. *Interpolation de variation de la pression d'amorçage en fonction du diamètre*

Une correction du coefficient « α » calculé précédemment est désormais envisageable grâce aux trois nouvelles valeurs. Une moyenne des quatre valeurs de « α » de 0,3 est retenue.

L'équation finale estimant la pression intérieure maximale admissible pour une conduite en PE100 présentant une fissure superficielle s'écrit :

$$p_{amorçage}(a,c,r_i,r_e,e)=\sigma_y\frac{\frac{r_e^2}{r_i^2}-1}{1+\frac{4r_e^2}{(r_e+r_i)^2}}\left(1-\sqrt{\frac{a/e}{1+\frac{0,3}{c/4r_e}}}\right) \quad \textbf{(IV-9)}$$

IV.5.4 Comparaison aux essais d'éclatement

La nouvelle équation proposée donne une estimation de la pression d'amorçage d'une fissure dans une conduite en PE100 présentant un défaut superficiel. Elle tient compte de la géométrie de la conduite (diamètre et épaisseur) ainsi que de la taille du défaut. Cette formule développée se base sur les résultats d'une campagne de simulations numériques par éléments finis.

Les pressions d'amorçage données par cette formule seront comparées aux pressions d'éclatement déterminées expérimentalement. Les essais d'éclatement ont été réalisés sur des conduites en PEHD PE100 présentant un défaut superficiel dans la direction axiale du tube [168]. L'essai expérimental a été reproduit numériquement en moyennant le modèle EF pour calculer la pression d'amorçage, tout en gardant les mêmes conditions d'essai (taille de la conduite, taille et position du défaut, vitesse de chargement, conditions aux limites…).

La géométrie étudiée est un tuyau de diamètre extérieur 125 mm et d'épaisseur 12 mm contenant un défaut longitudinal sur sa surface extérieure de longueur c et de profondeur a. Différentes tailles du défaut sont traitées (Tableau IV-3).

Les pressions d'amorçage de la fissure déterminées numériquement et celles données par la formule proposée ainsi que les pressions d'éclatement déterminées expérimentalement sont regroupées dans le Tableau IV-3 et représentées sur la Figure IV-23.

Les valeurs données par la formule sont en bonne concordance avec les valeurs de la pression d'amorçage calculées numériquement avec une erreur Δ_1 qui ne dépasse pas 5% et une erreur moyenne de 2%. Les pressions d'amorçage sont inférieures aux pressions d'éclatement avec un décalage Δ_2 variant entre 25% et 33%.

Tableau IV-3. *Pression d'éclatement vs pression d'amorçage*

a (mm)	a/e	c (mm)	$p_{éclatement}$ (MPa)	$p_{amorçage}$ (MPa) Formule	$p_{amorçage}$ (MPa) Numérique	Δ_1(%)	Δ_2(%)
2	0,167	25	[5,36 ; 5,11]	3,9	3,98	2	25,88
4	0,333	34,87	[4,58 ; 4,84 ; 4,81]	3,417	3,37	1,25	28,02
6	0,5	42,14	[4,25; 4,03 ; 4,1]	2,8	2,88	2,83	32,24
8	0,667	48	[3,52 ; 3,59; 3,58]	2,4	2,45	2,07	32,73
10	0,833	52,91	[3,11]	2,167	2,06	4,72	30,43

Δ_1 : Décalage entre la valeur de la pression d'éclatement déterminer par la formule et celle calculer par éléments finis.
Δ_2 : Décalage entre la pression d'amorçage et la pression d'éclatement.

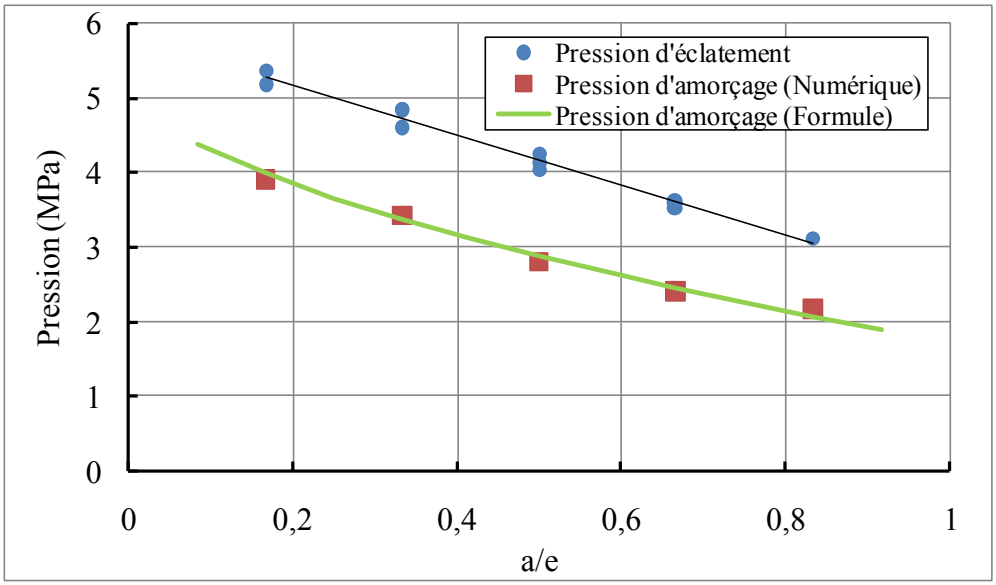


Figure IV-23. *Comparaison entre les pressions d'éclatement et les pressions d'amorçage*

IV.5.5 Conclusion partielle

Dans cette étude, une nouvelle équation simplifiée est proposée pour estimer la pression d'amorçage d'une fissure dans une conduite en PEHD PE100 présentant un défaut superficiel. La pression d'amorçage est le niveau de chargement minimal impliquant l'amorçage de la fissure. Elle dépend d'une part des caractéristiques mécaniques du matériau, et d'autre part elle est liée aux paramètres géométriques (géométrie de la conduite et la taille du défaut).

Les pressions données par la formule proposée sont en parfaite concordance avec les valeurs de la pression d'amorçage calculées numériquement. Les pressions d'amorçage sont inférieures aux pressions d'éclatement avec un décalage légèrement variable. Ce décalage provient de la phase de propagation de la fissure. En effet, l'amorçage de la fissure est suivi d'une phase de propagation de la fissure sur le ligament restant jusqu'à l'éclatement total.

L'avantage de la formule proposée réside dans sa simplicité, vu que son application ne nécessite que la connaissance de la limite d'élasticité du matériau et les paramètres géométriques de la conduite et la taille du défaut.

IV.6 Bilan

L'objectif de ce chapitre était d'utiliser les résultats obtenus dans la partie expérimentale (chapitre précédent) pour proposer un modèle de prédiction de l'amorçage d'une fissure, à partir d'un défaut existant, dans la paroi d'une conduite en PEHD.

Dans ce contexte, nous avons choisi d'utiliser le concept de l'intégrale J de la mécanique élasto-plastique de la rupture, en raison du caractère ductile de la rupture du PEHD à l'état neuf, en conjonction avec la méthode des éléments finis. Pour cela, un modèle de calcul par éléments

finis capable de calculer l'intégrale J au voisinage d'un défaut a été développé. Une telle modélisation se base essentiellement sur deux éléments primordiaux :

- Une loi de comportement élasto-plastique du matériau

  La loi de comportement établie dans la partie expérimentale a été appliquée au modèle.

  L'étape de validation de la loi de comportement est basée sur la reproduction des essais d'éclatements réalisés dans l'étude expérimentale. Dans cette étape, nous avons été confrontés à la complexité et l'inefficacité du collage de jauges de déformations sur le PEHD à cause de la grande déformation de ce matériau. Nous signalons que les jauges de déformations, adaptées aux matériaux polymères, collées au voisinage du défaut, nous ont permis de suivre 5% de la déformation. Cette déformation, qui correspond à l'élasticité du matériau, est obtenue numériquement avec une bonne concordance. Pour vérifier la validité du modèle en grandes déformations, nous avons proposé d'exploiter la variation du volume du tube en fonction de l'augmentation de la pression au cours de l'essai d'éclatement qui représente la déformation totale de la paroi. Cette variable est facilement accessible par le banc d'essai d'éclatement. La courbe de variation du volume en fonction de la pression calculée numériquement est en parfaite concordance avec celle déterminée expérimentalement.

  Donc la loi de comportement appliquée au modèle traduit avec précision le comportement réel du PEHD.

- Un maillage concentrique adapté au calcul de l'intégrale J au voisinage de la fissure

  Un maillage adapté au calcul de l'intégrale J a été construit au voisinage du défaut de manière que l'intégrale J converge vers une même valeur à partir du troisième contour. Une taille d'éléments optimale de 0.2mm a été choisie.

Le concept de l'intégrale J se base sur la définition d'une valeur critique et caractéristique du matériau J_{Ic} appelée ténacité à l'amorçage. Grâce à l'outil numérique développé, nous avons pu vérifier la transférabilité de ce paramètre déterminé dans l'étude expérimentale. Il convient de dire, après étude expérimentale et vérification numérique, que la ténacité à l'amorçage du PEHD PE100 est de 7,69 kJ/m².

Ainsi, tous les éléments nécessaires pour calculer numériquement la pression d'amorçage d'une fissure existante sur la paroi externe d'un tube en PEHD sont réunis. Dans cette étude, une nouvelle équation simplifiée est proposée pour estimer la pression d'amorçage d'une fissure dans une conduite en PEHD PE100 présentant un défaut superficiel. La pression d'amorçage est le niveau de chargement minimal impliquant l'amorçage de la fissure. Elle dépend d'une

part des caractéristiques mécaniques du matériau et d'autre part, elle est liée aux paramètres géométriques (géométrie de la conduite et la taille du défaut).

Les pressions données par la formule proposée sont en parfaite concordance avec les valeurs de la pression d'amorçage calculées numériquement. Les pressions d'amorçage sont inférieures aux pressions d'éclatement avec un décalage légèrement variable. Ce décalage provient de la phase de propagation de la fissure. En effet l'amorçage de la fissure est suivi par une phase de propagation de la fissure sur le ligament restant jusqu'à l'éclatement total.

L'avantage de la formule proposée réside dans sa simplicité vu que son application ne nécessite que la connaissance de la limite d'élasticité du matériau et les dimensions de la conduite et la taille du défaut. La formulation proposée permet aussi de déterminer la taille de défaut admissible dans la paroi d'une conduite soumise à une pression constante.

Chapitre V

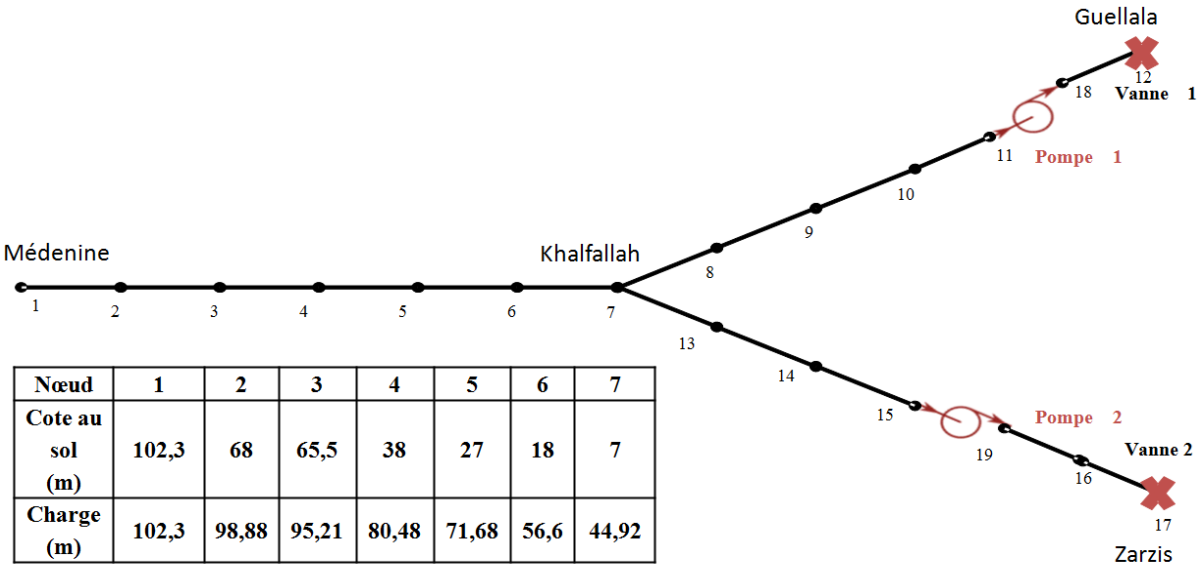
Application

V.1 Introduction

L'objectif de ce chapitre est d'exploiter et d'appliquer les outils et les connaissances que nous avons développée sur le comportement à la rupture des conduites en PEHD. Pour montrer l'apport des conduites en PEHD dans le domaine de l'adduction d'eau potable, étudions en premier lieu la sécurité d'un réseau d'adduction d'eau potable existant composé de conduites en fonte grise qui présente un taux élevé de défaillance. Ensuite, nous analysons l'effet d'une conduite en PEHD introduite dans le réseau sur le phénomène de coup de bélier. Cette application est l'occasion de tester, sur un cas réel, le modèle semi-empirique que nous proposons pour déterminer la pression d'amorçage de fissure dans la paroi d'un tube en PEHD. Enfin, nous présentons un redimensionnement de la totalité du réseau composé uniquement de conduites en PEHD. Le comportement du nouveau réseau face au coup de bélier est aussi étudié.

V.2 Réseau d'adduction d'eau du sud Tunisien

Le réseau d'adduction d'eau potable du sud tunisien s'étend sur 100km. Il alimente en eau potable l'île de Djerba et la ville de Zarzis en les reliant au réservoir d'alimentation situé à proximité de Médenine. Le réseau est en forme de Y (Figure V-1) ; La conduite principale a 43 km de longueur avec deux ramification au niveau du carrefour de Khalfallah. Depuis 10 ans, Jlali et al [169] et Schmitt et al [170] ont étudié l'effet des coups de bélier sur la sécurité de ce réseau. En raison de la demande croissante en eau, deux pompes ont été installées pour augmenter les débits d'eau dans le réseau. Dans la première partie de notre étude, nous reprenons les études antérieures menées sur le réseau du sud tunisien tout en tenant compte des modifications (ajout de pompes, changement des dimensions de conduites, etc,…). Les données géométriques et les caractéristiques du réseau nous ont été fournies par la Société Nationale d'Exploitation et de Distribution des Eaux (SONEDE).



Nœud	1	2	3	4	5	6	7
Cote au sol (m)	102,3	68	65,5	38	27	18	7
Charge (m)	102,3	98,88	95,21	80,48	71,68	56,6	44,92

Nœud	8	9	10	11	18	12	13	14	15	19	16	17
Cote au sol (m)	5	5	1,5	1	1	47	7	10	15	15	15	58,5
Charge (m)	38,23	31,55	24,87	9,15	70,23	52	38,93	34,27	25,7	74,34	68,17	62

Figure V-1. *Caractéristiques géométriques du réseau d'eau potable du sud tunisien*

V.2.1 Calcul du coup de bélier

L'étude en régime transitoire des réseaux de conduites est plus délicate qu'en régime permanent. Cette étude se base sur la théorie du phénomène de coup de bélier résolue par plusieurs méthodes. Divers codes et applications sont développés et commercialisés pour calculer ou simuler les coups de bélier. Les plus connus sont : TREMOLO, HITRAN, AFT Impulse, Surge, TRACE, CATHARE, ATHLET, TRAC, FLOWMASTER, RELAP5 et Hammer. Dans la présente étude, nous utilisons le logiciel AFT Impulse pour plusieurs raisons. En effet, AFT impulse est une application puissante qui aide les concepteurs à analyser les ondes de surpression dans les conduites et les systèmes de pompage complexes. Ce logiciel se base sur la méthode des caractéristiques pour résoudre les équations régissant le phénomène de coup de bélier. Plusieurs travaux de recherches [171]–[174] ont eu recours à AFT Impulse et ont montré son efficacité dans le calcul de coup de bélier dans un réseau de conduites. Le réseau d'adduction d'eau du sud Tunisien est modélisé dans AFT Impulse comme il a été présenté sur la Figure V-1 en maintenant la même numérotation des nœuds. Les surpressions engendrées par la fermeture instantanée et simultanée des deux vannes du réseau sont calculées à tous les nœuds. Dans la Figure V-2, nous avons tracé les variations de la pression au cours du temps dans le nœud critique de chaque diamètre du réseau. En effet, chaque nœud, représenté sur la Figure V-2, correspond au nœud où la pression la plus élevée est enregistrée dans plusieurs

tronçons de même diamètre. La Figure V-3 regroupe les pressions maximales dans les nœuds critiques du réseau.

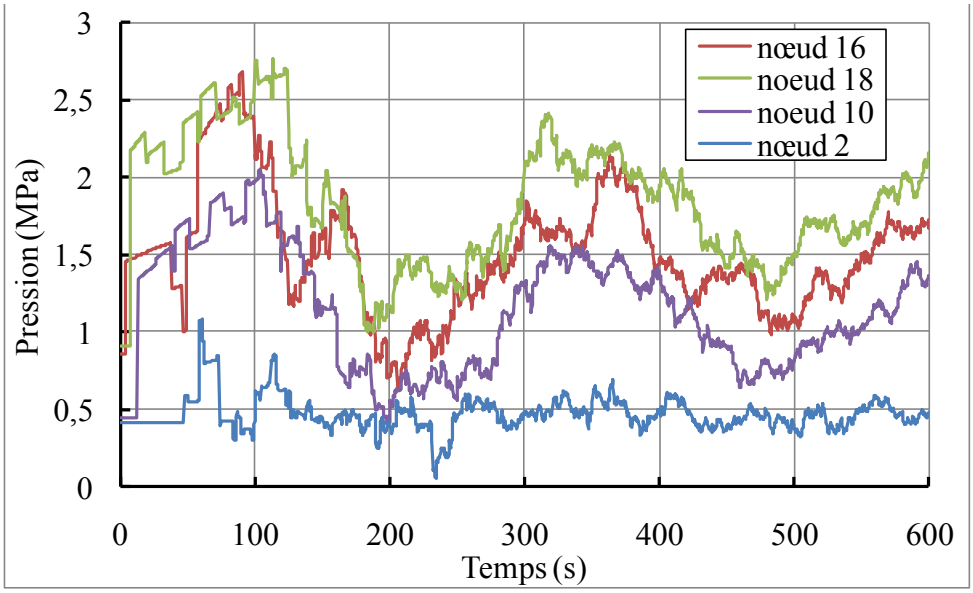
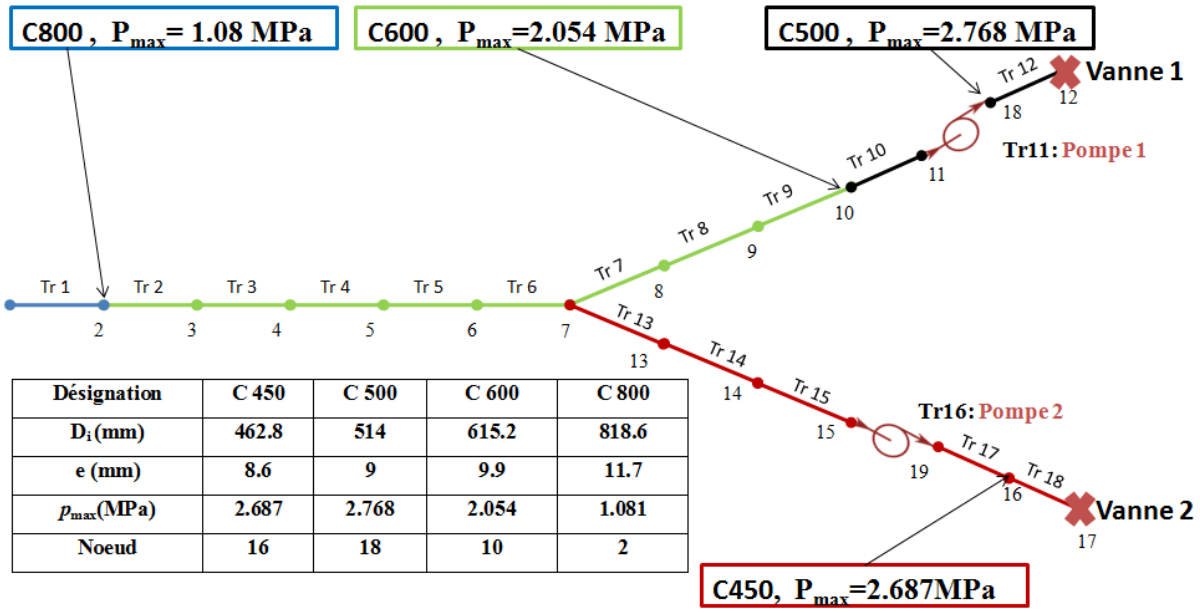


Figure V-2. *Variation de la pression dans le nœud critique pour chaque diamètre de conduite*



Désignation	C 450	C 500	C 600	C 800
D_i (mm)	462.8	514	615.2	818.6
e (mm)	8.6	9	9.9	11.7
p_{max}(MPa)	2.687	2.768	2.054	1.081
Noeud	16	18	10	2

Figure V-3. *Pressions maximales engendrées par le coup de bélier suite à la fermeture des deux vannes*

V.2.2 Effet du coup de bélier sur une conduite corrodée du réseau en fonte

Comme nous l'avons signalé dans l'étude bibliographique, bien qu'elle ne soit plus utilisée pour les nouvelles installations, la fonte grise est le matériau le plus couramment utilisé dans les conduites de distribution d'eau en service. Il est également le matériau ayant le plus grand nombre de défaillances par kilomètre et par an [175] (un taux de 39 ruptures / 100 km de tuyaux par année au Canada). En partie, cela est dû à l'âge des tuyaux. Cependant, la sensibilité des

tubes à la corrosion et leur nature fragile sont en grande partie responsables de leurs défaillances. La plupart des ruptures des tuyaux en fonte grise est causée par une combinaison de facteurs tels les charges externes, la pression interne, les défauts de fabrication et les dommages de corrosion [176], [177]. L'un des types standards de rupture est la fissuration longitudinale, où les ruptures de canalisations se produisent le long de son axe [176]. Dans cette étude, nous analysons la sécurité des conduites en fonte grise du réseau d'eau potable du Sud Tunisien en cas de présence de cratère de corrosion sous l'effet du phénomène de coup de bélier calculé dans le paragraphe précédent. Le cratère de corrosion est représenté par une entaille semi-elliptique longitudinale présente sur la surface externe de la conduite, Figure IV-6.

V.2.2.1 Méthodologie

Le risque de rupture d'une canalisation d'eau, présentant un défaut sous l'effet d'un coup de bélier, peut être évalué par la valeur du coefficient de sécurité f_S. Pour un fonctionnement en sécurité, il est exigé que la valeur du coefficient de sécurité soit supérieure à la valeur conventionnelle $f_S = 2$. Ce facteur de sécurité peut être déterminé à l'aide d'un diagramme intégrité rupture dont le principe est basé sur le fait que toute rupture (fragile, élastoplastique ou ductile) peut être représentée par un point de fonctionnement dans un diagramme Facteur d'Intensité de Contraintes adimensionnel k_r en fonction du chargement appliqué L_r adimensionnel. L'ensemble des valeurs critiques k_r^c et L_r^c définit une courbe critique (ou courbe d'interpolation). Si le point de fonctionnement (k_r , L_r) est à l'intérieur de cette zone du diagramme, la structure est en sécurité. Dans le cas contraire, une rupture se produit, et le point d'évaluation est situé en dehors de la courbe d'interpolation (Figure V-4). Comme le montre la Figure V-4, le facteur de sécurité pour un point de fonctionnement « A » est donné par le rapport de « OC » sur « OA ».

Plusieurs méthodes de détermination de la courbe d'interpolation ont été proposées (EPRI, R6, RCC-MR, etc.). Bien que les deux codes britanniques BS 7910 [13] et R6 [14] soient les documents le plus récents, nous préférons utiliser le code européen SINTAP.

Actuellement, au niveau européen, se développe la procédure SINTAP [5] structurée d'une façon hiérarchique. Elle se compose de divers niveaux d'analyse déterminés par la qualité des informations possédées. Les niveaux les plus élevés ont besoin de données plus complexes que les niveaux les plus bas, et mènent à des résultats moins conservatifs. Dans cette étude, nous nous limitons au niveau 1 du code SINTAP pour élaborer la courbe d'interpolation. Seule la limite d'élasticité du matériau est nécessaire. La ténacité à la rupture peut être estimée de façon

conservative à partir de données Charpy [135], [170], [178], [179]. Pour le niveau 1, la courbe d'interpolation $f(L_r)$s'écrit :

$$f(L_r)=\left(1+\frac{L_r^2}{2}\right)^{-0.5}\left(0.3+0.7e^{-0.6L_r^2}\right);\ 0\le L_r\le 1+\left(\frac{150}{\sigma_y}\right)^{2.5} \qquad \textbf{(V-1)}$$

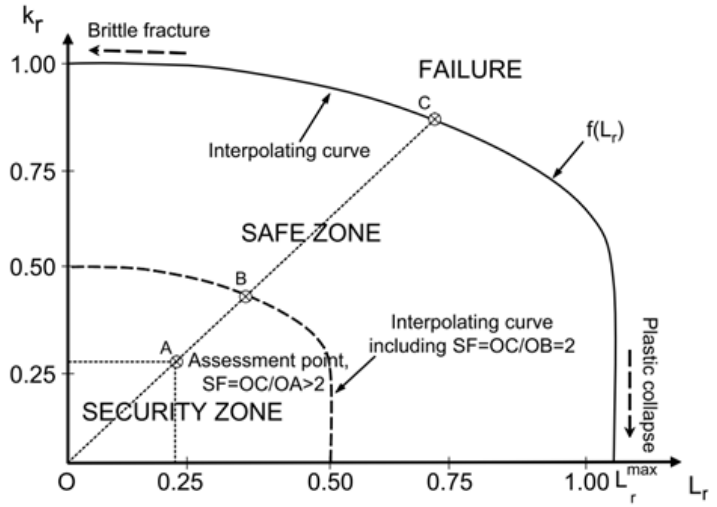


Figure V-4. *Diagramme intégrité rupture (DIR) définissant les facteurs de sécurité*

La rupture des canalisations est amorcée à partir d'un défaut semi-elliptique que constitue un cratère de corrosion. La ténacité est déterminée par un critère local de rupture et non par un critère classique de mécanique de rupture qui impose que le défaut soit une fissure [4]. Ce critère suppose aussi que le processus de rupture nécessite un certain volume d'élaboration, Figure V-5. Ce volume est supposé cylindrique de diamètre égal à la distance effective X_{ef} . A l'intérieur de ce volume règne une contrainte moyenne pondérée égale à la contrainte effective de rupture. La distribution des contraintes en tête du défaut montre la présence de trois zones : la zone I est située avant la contrainte maximale, la seconde est intermédiaire entre les zones I et III. Dans la zone III, la contrainte de traction σ_{yy} décroît avec la distance *r*.

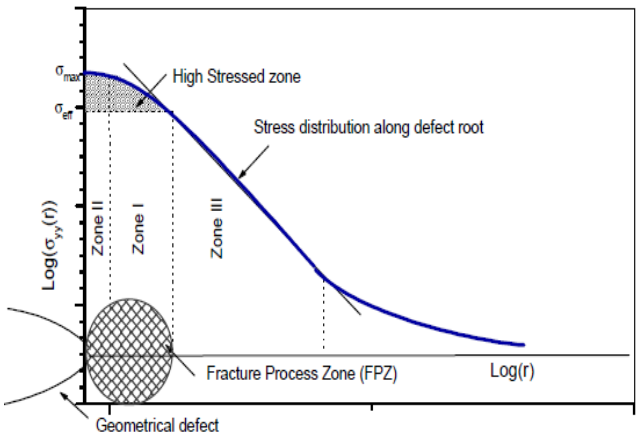


Figure V-5. *Schéma du diagramme bi-logarithmique de la distribution de la contrainte élastoplastique en fond d'entaille* [170], [179].

V.2.2.2 Modélisation numérique

Les calculs des distributions de contraintes en tête d'un cratère de corrosion, supposé semi-elliptique et de profondeur égale à la moitié de l'épaisseur, ont été effectués par la méthode des éléments finis.

Nous avons développé, sous Abaqus, un modèle éléments finis pour calculer la distribution de contrainte au voisinage du défaut. Un maillage raffiné est construit aux alentours de l'entaille de 0.1 mm de taille d'élément. Au-delà, le maillage devient plus grossier moyennant une zone de raccordement, Figure V-6. Le comportement du matériau est défini dans le modèle en introduisant les caractéristiques mécaniques de la fonte grise, Tableau V-1.

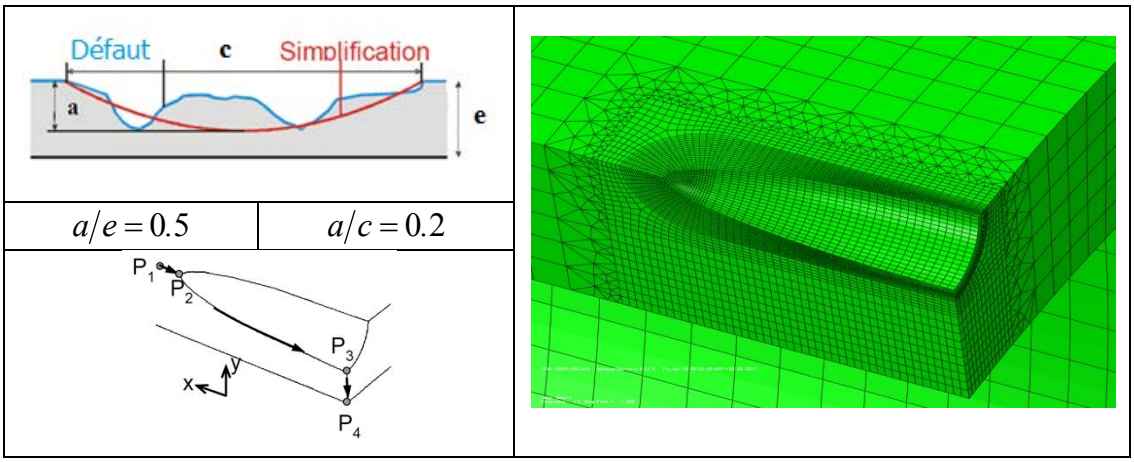


Figure V-6. *Géométrie et maillage du défaut.*

Tableau V-1. *Propriétés mécaniques de la fonte grise*

Module d'Young	Limite d'élasticité	Résistance ultime	Allongement	Coeifficient d'écrouissage	Densité	Ténacité K_{IC} (MPa $m^{0.5}$)
E= 180 GPa	σ_y = 300 MPa	σ_u = 420 MPa	A% = 10	n = 0,035	7,05	14,9

Le chargement appliqué au modèle est une pression appliquée uniformément sur la surface interne du tube. La valeur de cette pression correspond à la pression maximale engendrée par le phénomène de coup de bélier calculée précédemment (paragraphe V.2.1) pour chaque diamètre du réseau, Figure V-3.

V.2.2.3 Résultats et discussions

Les contraintes d'ouverture, calculées numériquement le long du ligament restant dans la direction radiale (P_3-P_4), sont rapportées dans un diagramme bilogarithmique mettant en évidence la zone III par son tracé linéaire, Figure V-7. Le début de la zone III donne la valeur de la distance effective. Ces distributions déterminent la contrainte et la distance effective et déduisent le Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille $K_{\rho,app}$, équation (V-2).

$$K_{\rho,app} = \sigma_{eff}\sqrt{2\pi X_{eff}} \qquad \textbf{(V-2)}$$

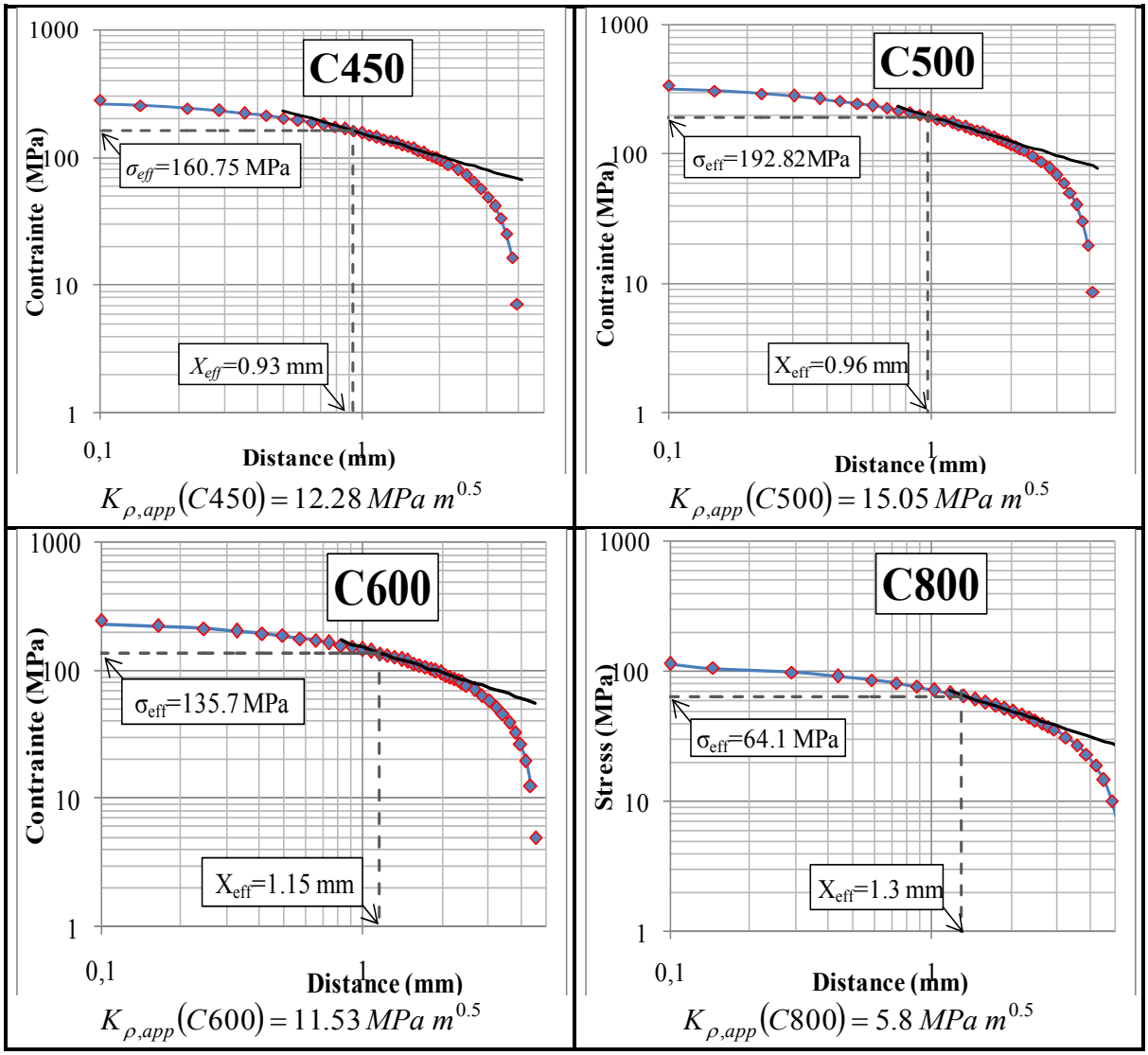


Figure V-7. *Représentation logarithmique de la distribution des contraintes d'ouverture en fond d'entaille pour tous les diamètres du réseau.*

Pour les matériaux fragiles, comme la fonte, le Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille critique peut être assimilé à la ténacité K_{Ic}. Ainsi les paramètres k_r et L_r du diagramme d'intégrité rupture s'écrivent :

$$k_r = \frac{K_{\rho,app}}{K_{Ic}} \text{ et } L_r = \frac{\sigma_g}{\sigma_U} = \frac{pD}{2e\sigma_U} \qquad \textbf{(V-3)}$$

La nocivité d'une entaille semi-elliptique de profondeur égale à la moitié de l'épaisseur de la paroi de conduite peut être représentée par un point de fonctionnement placé sur le diagramme intégrité rupture (DIR). Le Tableau V-2 récapitule les coordonnées des points représentatifs de l'état de sécurité des quatre diamètres du réseau étudié sous l'effet du phénomène de coup de bélier, et en présence de défaut superficiel.

Nous avons utilisé le niveau 1 du code SINTAP, décrit dans le paragraphe V.2.2.1, pour tracer la ligne d'interpolation définissant la limite de la rupture ($f_S = 1$) pour une conduite en fonte grise. Comme nous l'avons mentionné au début de cette étude, il est coutumier en sciences de l'ingénieur d'exiger une valeur supérieure à la valeur conventionnelle $f_S = 2$ pour la sécurité d'une structure. Pour cela, nous avons tracé la courbe d'interpolation, du diagramme DIR, correspondant à $f_S = 2$, et nous avons placé les différents points de fonctionnement calculés, Figure V-8.

Le diagramme montre que seule la conduite C800, de diamètre extérieur 818mm, est en sécurité avec un facteur de sécurité f_s supérieur à 2. Le coup de bélier ne représente aucun danger sur cette conduite même lorsque ce phénomène est associé à la présence d'un défaut sur sa surface extérieure. Ce n'est pas le cas des autres conduites du réseau. En effet, à l'exception de la conduite C800, le réseau est menacé de rupture vu que les facteurs de sécurité des conduites C450, C500 et C600 sont inférieurs à 2. La branche du réseau de diamètre 514 mm, désignée par C500, est particulièrement en danger avec un facteur de sécurité de 0.95. Cette valeur, inférieure à 1, signifie qu'une rupture, initiée au voisinage du défaut, aura lieu dans cette conduite lorsque le réseau sera soumis à un coup de bélier provoqué par la fermeture des deux vannes du réseau.

Tableau V-2. *k_r, L_r et facteur de sécurité*

Désignation	D/e	Pression (MPa)	L_r	k_r	Facteur de sécurité
C450	54.81	2.27	0.1734	0.8248	1.163
C500	58.11	2.58	0.2082	1.01	0.95
C600	63.14	1.8	0.1577	0.7738	1.24
C800	70.96	0.75	0.0705	0.3885	2.49

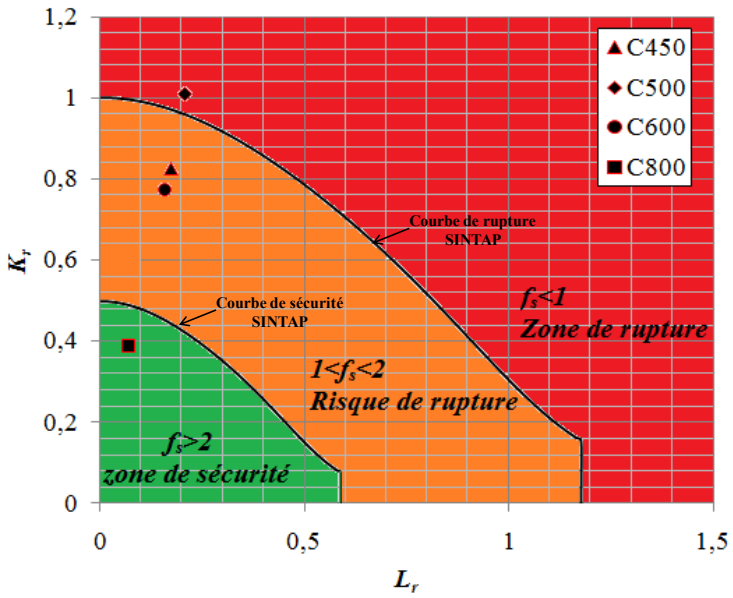


Figure V-8. *Diagramme Intégrité Rupture avec la courbe d'interpolation SINTAP niveau 1 et les points de fonctionnement relatifs à chaque diamètre du réseau*

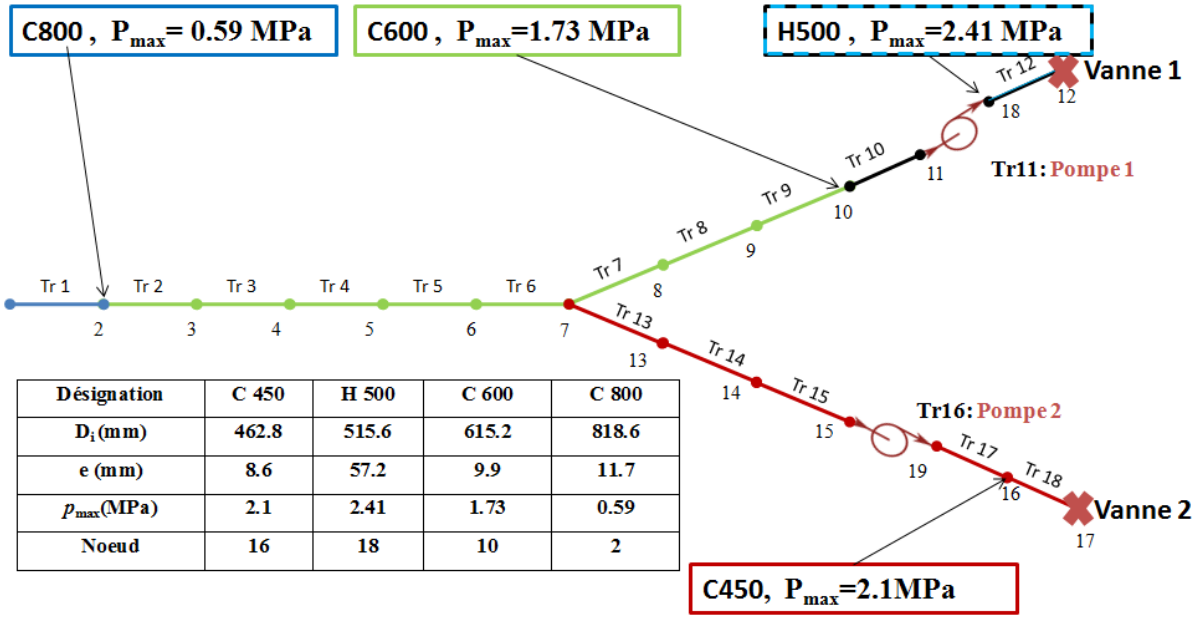
V.2.3 Conclusion

Cette étude a été consacrée à l'analyse de l'effet du phénomène de coup de bélier sur le réseau d'adduction d'eau potable du sud tunisien composé de conduites en fonte grise. Ce type de conduites présente généralement des cratères de corrosion les rendant moins résistant aux pics de pressions et notamment au phénomène de coup de bélier. Les fluctuations de pressions dans le réseau sont calculées moyennant le logiciel AFT Impulse. Nous avons analysé l'effet des pressions maximales sur la sécurité du réseau à l'aide du Diagramme Intégrité Rupture (DIR) avec la ligne d'interpolation donnée par le code SINTAP niveau 1. Nous constatons que la présence de défauts semi-elliptiques, dans la direction longitudinale d'un tuyau en fonte grise, doit être observée attentivement pour éviter sa rupture. Le réseau d'adduction d'eau potable étudié, sous ses conditions de fonctionnement réel, ne peut résister au phénomène du coup de bélier, un phénomène récurrent dans ce type de réseau. Par conséquent, le taux de fuite d'eau dans ce réseau sera élevé et de grandes quantités d'eau seront perdues chaque année. Pour préserver cette ressource si précieuse dans un milieu aride comme le sud Tunisien, il est impératif que les travaux de rénovation s'orientent vers des matériaux plus performants que la fonte grise de point de vue résistance à la corrosion et au phénomène de coup de bélier. Le PEHD s'est nettement démarqué ces dernières années dans le domaine de transport des fluides, dont l'eau potable, et occupe actuellement une bonne partie du marché de l'adduction d'eau et de l'assainissement. Pour étudier la performance des conduites en PEHD dans l'adduction d'eau potable, nous proposons, en premier lieu, de changer des parties du réseau initialement en fonte

par des conduites en PEHD PE100. Le coup de bélier sera calculé dans le nouveau réseau. Les outils développés dans les chapitre II et III seront utilisés pour analyser la sécurité des conduites.

V.3 Réseau combiné fonte-PEHD

Pour mettre en évidence l'effet d'un tronçon en PEHD sur l'augmentation de pression dans le réseau, suite à un coup de bélier, les tronçons initialement en fonte présentant un risque de rupture suite à un coup de bélier sont remplacés par des conduites en PEHD PE100. La conduite, située entre la pompe 1 et la vanne 1 initialement désignée par C500, sera remplacée par une conduite en PEHD de 515.6 mm de diamètre intérieur et de 57.2 mm d'épaisseur, Figure V-10. Cette nouvelle conduite, désignée par la suite par H500, a été choisie d'une façon permettant de maintenir le même fonctionnement en régime permanent du réseau.



Désignation	C 450	H 500	C 600	C 800
D_i (mm)	462.8	515.6	615.2	818.6
e (mm)	8.6	57.2	9.9	11.7
p_{max}(MPa)	2.1	2.41	1.73	0.59
Noeud	16	18	10	2

Figure V-9. *Pressions maximales engendrées par le coup de bélier dans le réseau modifié suite à la fermeture des deux vannes.*

V.3.1 Calcul du coup de bélier

Le coup de bélier dans le nouveau réseau est calculé en utilisant le logiciel AFT impulse. La variation de la pression au cours du temps dans le nœud 18 est comparée à celle obtenue par le calcul de coup de bélier sous les mêmes conditions dans le réseau initial (entièrement en fonte), Figure V-10. Une baisse remarquable de la pression maximale est constatée et l'augmentation de la pression est beaucoup plus lente. En effet, le pic de pression atteint son sommet au bout de 100 secondes lorsque la conduite est en fonte. Par contre, dans le cas de la conduite en PEHD, elle est retardée de 50 secondes et la pression maximale est obtenue à 150 secondes de la fermeture des vannes. Ce retard est dû à une baisse de la vitesse de propagation d'onde. La célérité dépend des propriétés physiques du fluide et des caractéristiques mécaniques et

géométriques de la conduite. Dans la nouvelle conduite H500 en PEHD, la célérité de l'onde est de *378 m/s* alors qu'elle était de l'ordre de *1117 m/s* pour la conduite en fonte. La diminution de la célérité est aussi responsable de la baisse de pression maximale constatée. Cette diminution ne concerne pas que la pression maximale dans la conduite changée, mais tous les tronçons du réseau, Figure V-11. Nous constatons que la nouvelle conduite en PEHD, qui a remplacé l'ancienne conduite en fonte, a provoqué une baisse moyenne de 21% des pressions maximales causées par la brusque fermeture instantanée des deux vannes du réseau et le phénomène de coup de bélier qui s'en suit.

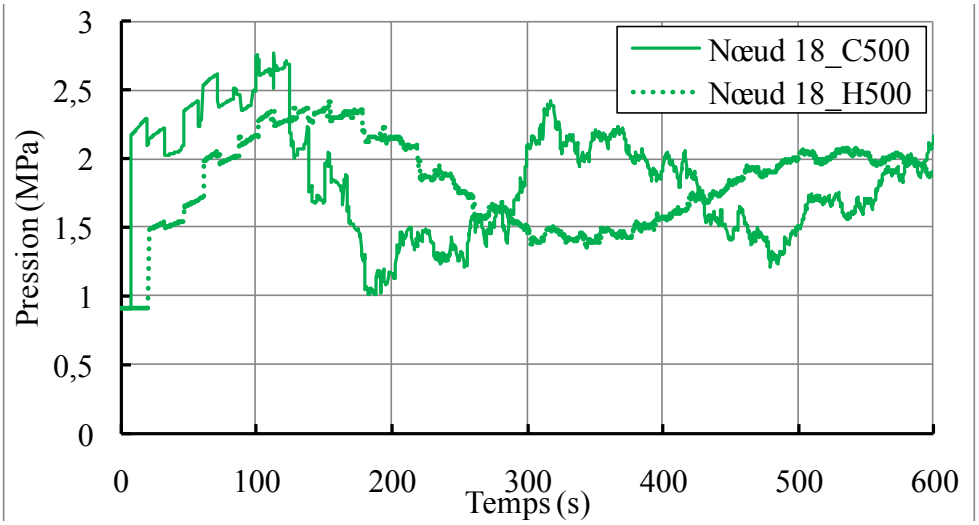


Figure V-10. *Effet de la conduite en PEHD sur l'évolution de la pression au nœud 18 suite à la fermeture simultanée et instantanée des deux vannes*

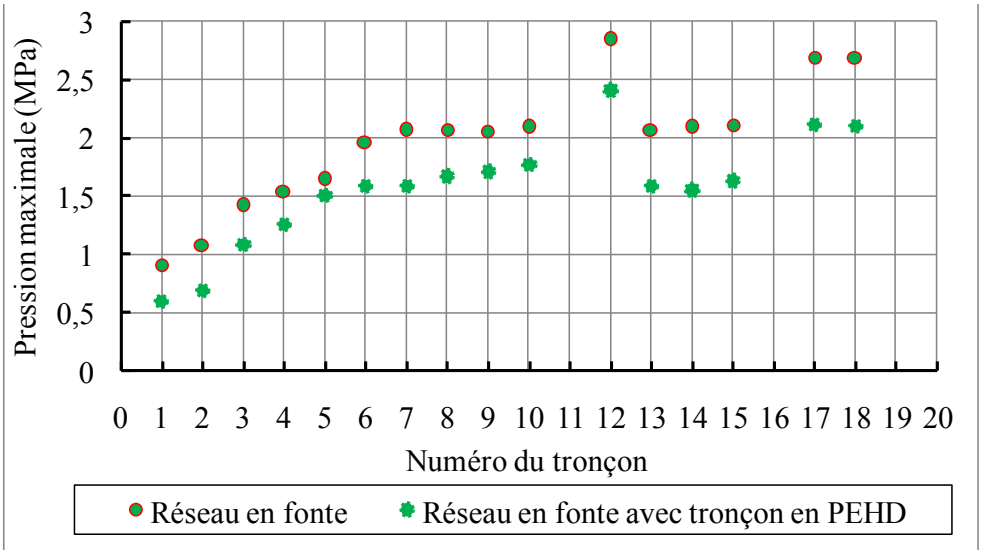


Figure V-11. *Effet de la conduite en PEHD sur les pressions maximales dans tous les tronçons du réseau*

V.3.2 Analyse de la sécurité du nouveau réseau

Malgré la baisse notable de la suppression provoquée par le coup de bélier dans le nouveau réseau, la pression maximale dans la conduite H500 a dépassé la pression de service, exigée par

le constructeur (2 MPa). Une analyse s'impose pour vérifier l'effet de cet excès de pression sur la tenue de la conduite en PEHD, notamment en présence de défaut superficiel.

Dans le chapitre III, nous avons développé un modèle éléments finis pour simuler la mise sous pressions du tuyau en PEHD et calculer la distribution de contraintes et l'intégrale J au voisinage du défaut existant. En se basant sur ce modèle, nous avons proposé une équation reliant la pression d'amorçage à la taille du défaut préexistant et aux dimensions de la conduite, équation (V-4). L'étude de la sécurité de la conduite en PEHD, ajoutée au réseau d'eau du sud tunisien, nous a permis de tester l'équation proposée dans le cadre d'une application réelle. Nous supposons que la conduite H500 de 515.6 mm de diamètre intérieur et de 57.6 mm d'épaisseur présente une pré-fissure longitudinale extérieure de profondeur égale à la moitié de l'épaisseur (a/e=0.5) et de longueur c = 252mm (c/2D=0.2). La pression d'amorçage, calculée par l'équation (V-4) est de 2.59 MPa. $p_{amorçage}(H500) = 2.59MPa$

$$p_{amorçage}(a,c,r_i,r_e,e) = \sigma_y \frac{\frac{r_e^2}{r_i^2} - 1}{1 + \frac{4r_e^2}{(r_e + r_i)^2}} \left(1 - \sqrt{\frac{a/e}{1 + \frac{0.3}{c/4r_e}}} \right) \qquad \textbf{(V-4)}$$

Pour vérifier l'exactitude de cette pression, nous avons calculé numériquement la distribution de la contrainte circonférentielle au voisinage du défaut, Figure V-12. La représentation de la contrainte en fonction de la pression de chargement identifie les quatre zones de contrainte : élasticité, émoussement, relaxation et durcissement. Nous remarquons que la pression calculée par l'équation (V-4) engendre un état de contrainte situé sur le plateau de contrainte. Ce plateau, souligné dans le chapitre III, correspond à l'extension de l'émoussement aux alentours de la pré-fissure. La rupture aura lieu généralement dans cette zone. Le fait que la pression calculée est située sur le plateau montre que nous pouvons la considérer comme une pression d'amorçage de fissure. Il convient de dire alors que l'équation établie donne une estimation convenable de la pression d'amorçage en fonction de la taille du défaut, même dans le cas des conduites de grandes dimensions.

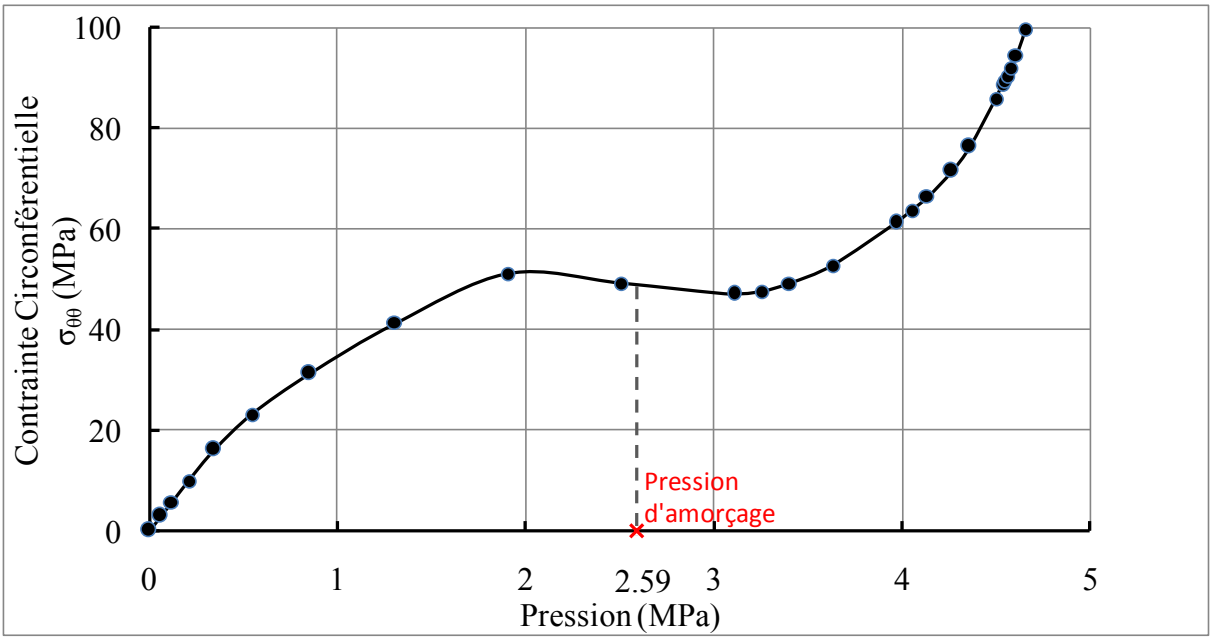


Figure V-12. *Contrainte circonférentielle au voisinage du défaut existant sur la paroi externe de la conduite H500*

Le modèle numérique calcule également l'intégrale J au voisinage du défaut, Figure V-13. Au moment où cette intégrale atteint la valeur de la ténacité à l'amorçage de fissure J_{Ic}, une propagation stable de la fissure débute. En admettant que l'amorçage de la fissure se produit dans le plateau de contrainte, cette zone permet de définir le domaine de variation de la valeur de l'intégrale J critique. Dans notre cas, la valeur critique de l'intégrale J est située entre 20 kJ/m² et 40 kJ/m², Figure V-13. Donc la ténacité à l'amorçage de la conduite en PEHD de diamètre « De=630 mm » et d'épaisseur « e = 57.2 mm » doit être comprise entre $20kJ/m^2$ et $40kJ/m^2$ $\left(20kJ/m^2 < J_{Ic} < 40kJ/m^2\right)$. Ce résultat confirme que la ténacité à l'amorçage de fissure du PEHD n'est pas intrinsèque au matériau, une problématique que nous avons déjà soulevée dans la partie expérimentale de ce travail de recherche. Nous avons trouvé que la ténacité à l'amorçage de fissure du PEHD est de $7.69kJ/m^2$ pour une conduite de 125mm de diamètre extérieur et de 12 mm d'épaisseur, une valeur confirmée par les simulations numériques, chapitre III. Il convient de dire que la valeur de J_{Ic} est une caractéristique du matériau mais qui dépend essentiellement de l'épaisseur de la conduite dans le cas du polyéthylène haute densité. Ceci rejoint la conclusion de Poon [52] et Yamakawa [56] sur la dépendance de la ténacité des matériaux polymères de l'épaisseur.

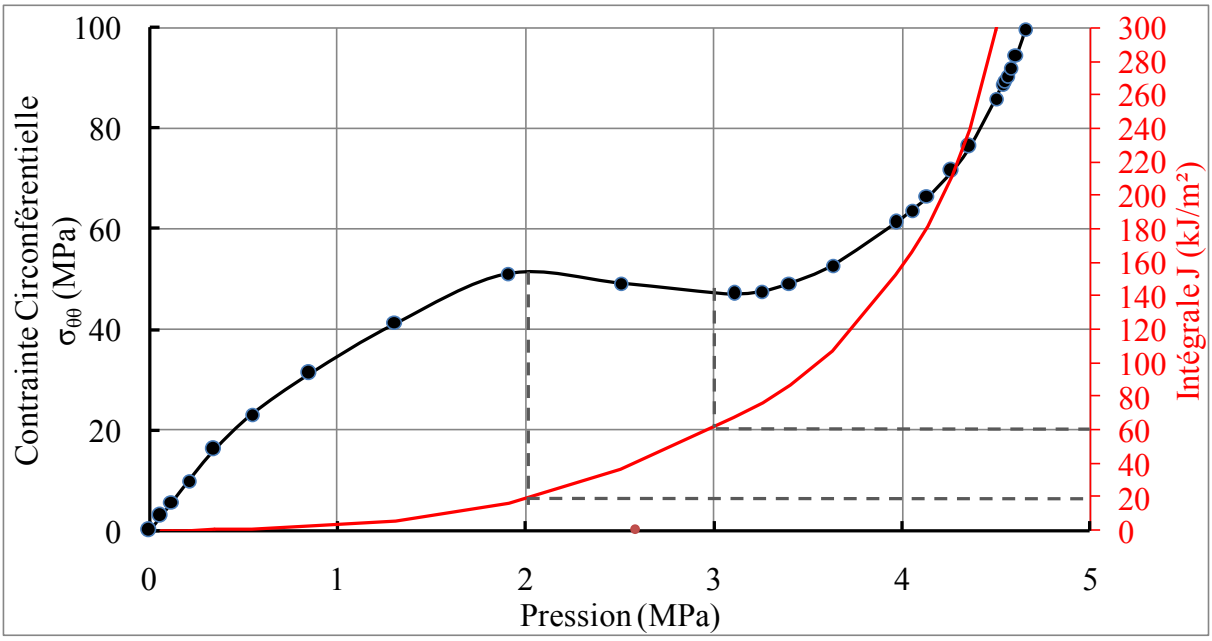


Figure V-13. *Intégrale J et contrainte circonférentielle au voisinage du défaut existant sur la paroi externe de la conduite H500.*

La pression d'amorçage calculée par l'équation (V-4) est de 2.59 MPa soit 25.9 bar $p_{amorçage}(H500) = 2.59MPa$.

La pression maximale engendrée par le coup de bélier de 2.41 MPa est au dessous de la pression d'amorçage, Tableau V-3. Ceci montre que la nouvelle conduite en PEHD résiste aux surpressions du coup bélier, même en cas de présence de défaut superficiel relativement profond.

Tableau V-3. *Pression d'amorçage calculée numériquement et par l'équation (V-4)*

		Pression coup de bélier	$p_{amorçage}$ (Equation)	Ecart
Dimensions de la Conduite		2.41 MPa	2.59 MPa	6.5%
Rayon extérieur, r_e	315 mm			
Epaisseur, e	57.2 mm			
Taille du Défaut				
Profondeur, a	28.6 mm			
Longueur, c	252 mm			

En se basant sur l'équation (V-4), La pression d'amorçage d'une fissure dans la conduite H500 en fonction de la longueur et de la profondeur du défaut représente une surface tridimensionnelle, Figure V-14. La pression maximale engendrée par le coup de bélier est située dans la zone de sécurité limitée par la surface 3D correspondante à la pression d'amorçage. L'équation proposée peut être interprétée autrement en déterminant, pour une pression donnée, la taille du défaut critique. La courbe, Figure V-15, définit la taille critique du défaut dans le cas de la conduite H500 lorsque la pression interne est égale à la pression engendrée par le coup de bélier (p=*2.41 MPa*). La zone située sous la courbe est la plage de variation de la taille

admissible du défaut. En effet, une fissure de longueur c et de profondeur a et dont le couple ($c/4r_e$, a/e), se trouvant au dessous de la courbe, ne cause pas la rupture de la conduite H500. Dans le cas du défaut étudié (a/e=0.5 et $c/4r_e$=0.2), représenté par le point rouge, Figure V-15, montre que la pression engendrée par le coup de bélier ne représente aucun danger de rupture sur la conduite en PEHD du fait que le point représentatif du défaut est situé dans la zone du défaut admissible.

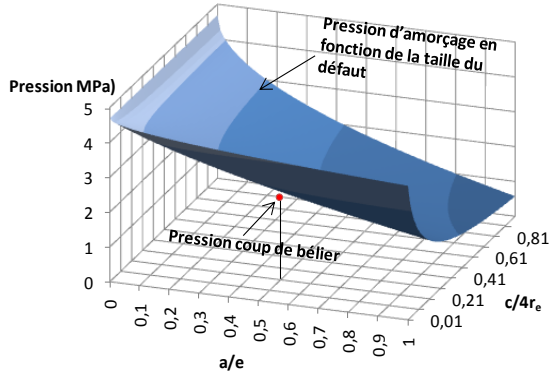


Figure V-14. *Représentation tridimensionnelle de la pression d'amorçage en fonction de la taille du défaut*

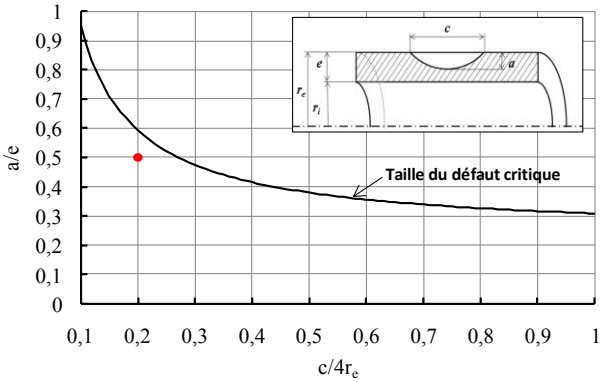


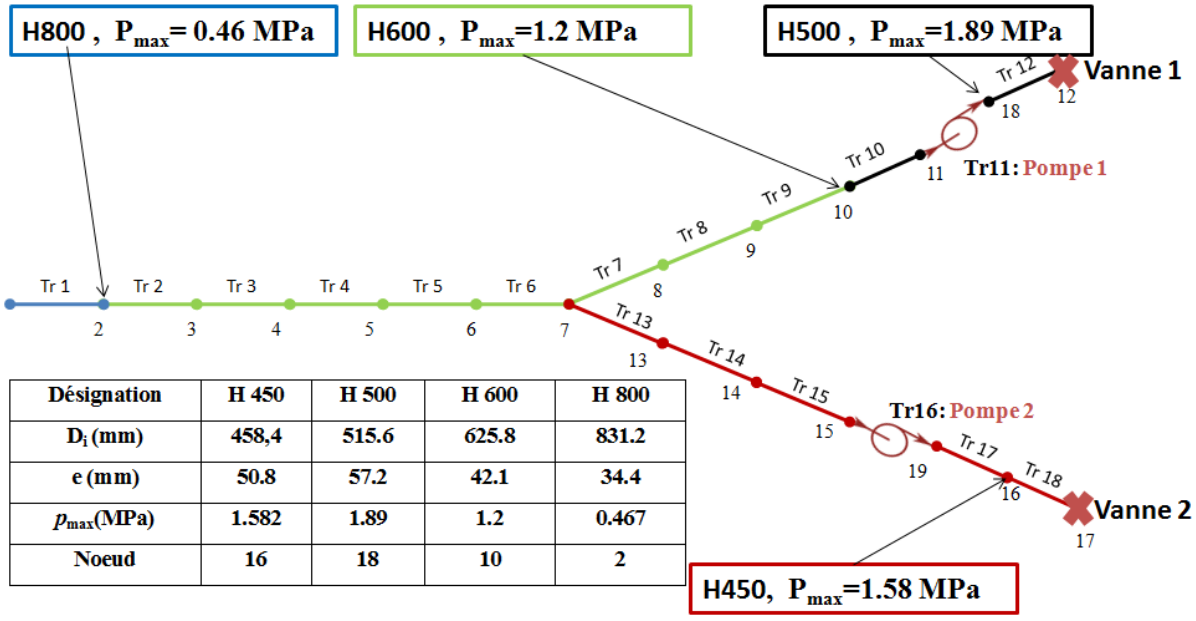
Figure V-15. *Courbe définissant la taille du défaut admissible dans la conduite H500 en cas de coup de bélier (p=2.41 MPa)*

V.3.3 Conclusion

Dans cette partie, nous avons apporté une modification au réseau étudié, initialement en fonte et vulnérable au coup de bélier, en changeant le matériau d'un tronçon. Le matériau choisi est le polyéthylène haute densité PE100 utilisé pour l'adduction d'eau potable. Les surpressions dans le nouveau réseau, provoquées par la fermeture simultanée et instantanée des deux vannes du réseau, ont été calculées. Les résultats montrent que la conduite en PEHD provoque une baisse notable des pressions maximales dans tous les tronçons du réseau, notamment dans le tronçon changé. L'effet de la suppression causée par le coup de bélier sur la sécurité de la conduite en PEHD est analysé grâce au modèle par éléments finis développé dans le chapitre III. Le calcul montre que cette surpression n'endommage pas la conduite même en cas de présence de défaut superficiel relativement profond. Nous avons également appliqué l'équation élaborée dans le chapitre III reliant la pression d'amorçage de fissure à la taille du défaut et aux dimensions de la conduite. Nous avons montré que cette équation donne des résultats satisfaisants en analysant la distribution de contrainte au voisinage du défaut. Nous avons réussi, grâce à cette équation, à définir la taille du défaut toléré sans causer la rupture de la conduite sous l'effet du coup de bélier.

V.4 Réseau entièrement en PEHD

Dans cette partie, le réseau est composé entièrement de conduites en PEHD PE100 de différents diamètres, conçues pour fournir le même débit d'eau à la même pression que l'ancien réseau en fonte. Les dimensions des conduites du nouveau réseau sont regroupées dans la Figure V-16 ainsi que les pressions maximales engendrées par le phénomène de coup de bélier causé par la fermeture simultanée et instantanée des deux vannes du réseau. Nous avons désigné les quatre diamètres du réseau par H450, H500, H600 et H800 ; la lettre H fait référence au matériau de conduite (**H**DPE) suivi du diamètre intérieur de la conduite.



Désignation	H 450	H 500	H 600	H 800
D_i (mm)	458,4	515.6	625.8	831.2
e (mm)	50.8	57.2	42.1	34.4
p_{max}(MPa)	1.582	1.89	1.2	0.467
Noeud	16	18	10	2

Figure V-16. *Pressions maximales engendrées par le coup de bélier dans le réseau en PEHD suite à la fermeture des deux vannes*

V.4.1 Coup de bélier dans le réseau en PEHD

La variation de pression calculée dans les nœuds critiques des différents diamètres des conduites du réseau, Figure V-17, montre un amortissement remarquable de l'onde de surpression. En effet, une grande fluctuation de la pression a été constatée dans le réseau en fonte alors que le coup de bélier dans le réseau en PEHD engendre une augmentation de la pression jusqu'à atteindre une pression constante qui représente le nouveau régime permanant final dans le réseau lorsque les vannes sont fermées. Ceci revient à dire que le phénomène d'écoulement transitoire, pour passer d'un état permanant à un autre dans le réseau en PEHD, est plus bref.

Ces pressions maximales sont largement inférieures à celles constatées dans le cas du réseau en fonte. La réduction des surpressions a été signalée lorsque nous avons remplacé une ancienne conduite du réseau par une nouvelle en PEHD, Figure V-11. Dans le réseau entièrement en

PEHD, les surpressions engendrées par la fermeture des deux vannes sont encore moyennement importantes, Figure V-18.

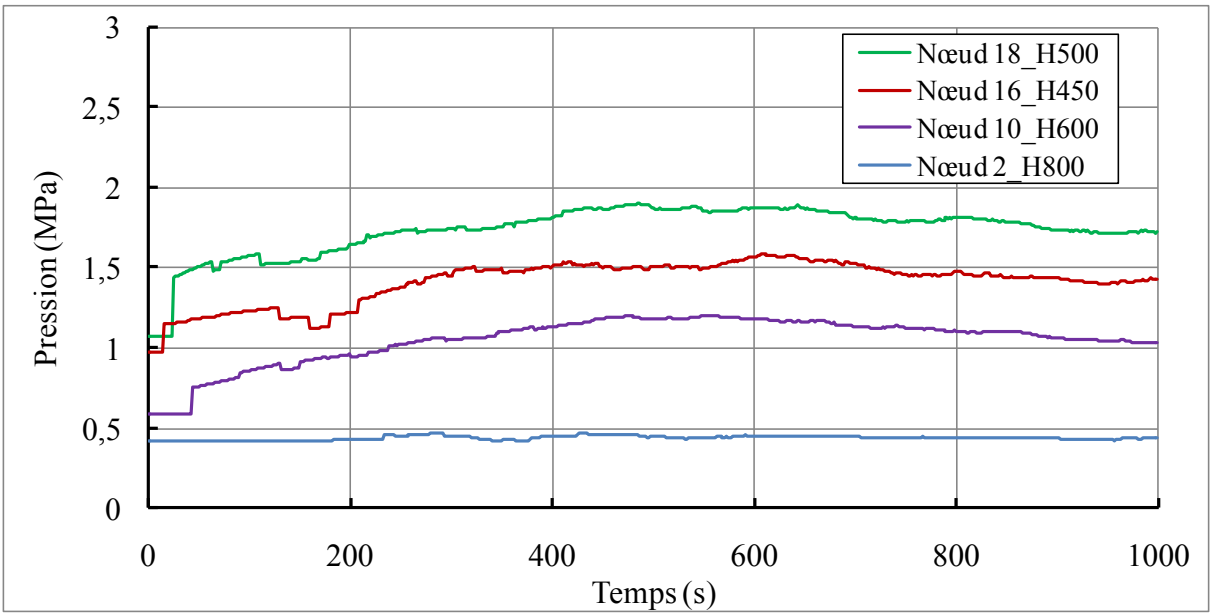


Figure V-17. *Variation de la pression au niveau des différents diamètres du réseau en PEHD*

La pression maximale dans le réseau est passée de 28,4 bar à 18.9 bar, soit une baisse de 33% au voisinage de la vanne 1. La baisse moyenne de surpressions dans le réseau est de 43.38%. Ce résultat montre l'efficacité des conduites en PEHD dans l'amortissement des ondes de surpression. Ce qui représente un grand avantage des conduites en PEHD comparé aux autres matériaux utilisés dans l'adduction d'eau potable comme la fonte [180],[181].

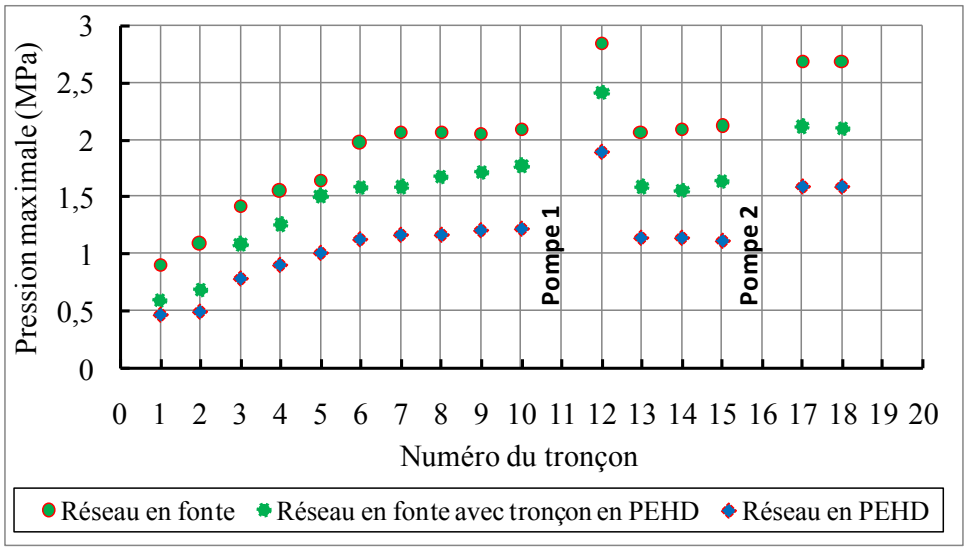


Figure V-18. *Effet du PEHD sur les pressions maximales dans tous les tronçons du réseau.*

V.4.2 Analyse de la sécurité du réseau en PEHD

Comme nous l'avons démontré, l'équation (V-4) reliant la pression d'amorçage à la taille du défaut et aux dimensions de la conduite peut être appliquée pour déterminer la taille du défaut admissible dans la paroi des conduites sous pression à travers l'équation (V-5).

$$a/e = \left(1 + \frac{0{,}3}{c/4r_e}\right)\left(1 - \frac{p}{p_{\max}}\right)^2 \qquad \textbf{(V-5)}$$

où $a/e \leq 1$; $p_{\max}$ est la pression d'amorçage de fissure dans une conduite sans défaut calculée par l'équation :

$$p_{\max} = \sigma_y \frac{r_e^2/r_i^2 - 1}{1 + 4r_e^2/(r_e + r_i)^2} \qquad \textbf{(V-6)}$$

L'équation (V-5) permet de tracer pour chaque conduite en PEHD soumise à une pression interne donnée la taille critique du défaut, qui sous l'effet de cette pression provoque la rupture de la conduite. Suite à la fermeture des deux vannes du réseau étudié, chaque conduite du réseau sera soumise à une pression maximale déjà calculée, Figure V-16. Ainsi, en utilisant l'équation (V-5), nous avons tracé la courbe représentative de la taille du défaut critique provoquant la rupture de la canalisation, en cas de coup de bélier, pour les quatre diamètres du réseau, Figure V-19. Les résultats montrent que les surpressions engendrées par le phénomène de coup de bélier ne présentent aucun danger de rupture. Un défaut de profondeur allant jusqu'à 40% de l'épaisseur de la conduite, voire plus (57% pour la conduite H450), peut être toléré quelle que soit sa longueur.

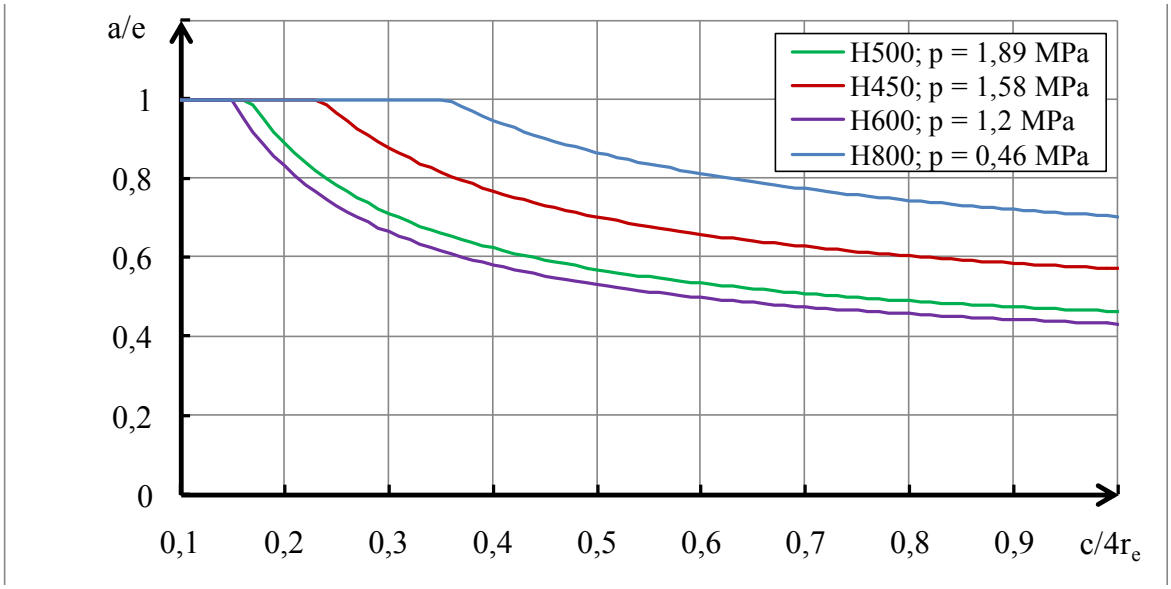


Figure V-19. *Courbe définissant la taille du défaut admissible dans les différentes conduites du réseau en cas de coup de bélier.*

V.4.3 Conclusion

Le calcul des écoulements transitoires dans le réseau entièrement en PEHD montre que ce matériau réduit la nocivité du phénomène de coup de bélier. D'une part, le phénomène transitoire devient de courte durée et le nouveau régime permanent est rapidement atteint grâce à la grande déformabilité du PEHD. D'autre part, une baisse notable (43.38%) est constatée au niveau des pressions maximales engendrées par la fermeture des deux vannes du réseau. L'analyse de la sécurité du réseau sous l'effet du coup de bélier a révélé que les différentes conduites sont en sécurité. Même la présence de défaut relativement profond ne présente pas de risque de rupture.

V.5 Bilan

Afin d'étudier l'importance du choix du matériau dans la protection des réseaux d'adduction d'eau potable, nous avons considéré un réseau existant qui assure l'alimentation en eau potable de l'île de Djerba et la ville de Zarzis dans le sud Tunisien.

Le réseau est majoritairement en fonte grise. Nous nous sommes basé sur des données géométrique et des paramètres de fonctionnement (Débits, pressions) fournis par la SONEDE pour modéliser et calculer les écoulements permanents et transitoires dans ce réseau. Le phénomène de coup de bélier a été créé en fermant simultanément et instantanément les deux vannes. La propagation des ondes créées par cette manœuvre et les surpressions qui en résultent ont été calculées grâce au logiciel AFT Impulse basé sur la méthode des caractéristiques.

Un défaut critique, dans les canalisations de type cratère de corrosion supposé semi-elliptique et de profondeur égale à la moitié de l'épaisseur, a été étudié à l'aide du Diagramme Intégrité Rupture avec la ligne d'interpolation donnée par le code SINTAP niveau 1. Nous avons montré que le réseau est exposé au risque de rupture sous l'effet du phénomène de coup de bélier. Ce résultat explique le taux important de rupture enregistré pour les réseaux en fonte. Pour faire face à cette problématique, nous avons proposé d'utiliser le polyéthylène haute densité, au lieu de la fonte. En premier lieu, nous avons changé le tronçon présentant le risque de rupture le plus important dans l'ancien réseau par une conduite en PEHD PE100 de diamètre extérieur 630 mm et d'épaisseur 57,2 mm. Ce nouveau tronçon a permis de baisser les surpressions d'une moyenne de 21,4 % dans tout le réseau. Nous avons utilisé les outils développés dans les chapitres précédents (Chapitre II et III) pour analyser la sécurité de la conduite en PEHD sous l'effet de la surpression générée par le coup de bélier. En effet, nous avons développé un outil numérique et une équation semi-empirique déterminant la pression d'amorçage d'une fissure dans la paroi d'un tube en PEHD. Nous avons supposé que la conduite en PEHD ajoutée au

réseau présente un défaut superficiel de profondeur 28,6 mm et de longueur 252 mm. En analysant la variation de la contrainte circonférentielle au voisinage du défaut obtenue par calcul par éléments finis, nous avons montré que :

- L'équation proposée est valable pour les conduites à grandes dimensions (diamètres et épaisseur) : la pression d'amorçage engendre un état de contrainte critique.
- La ténacité à l'amorçage J_{Ic} n'est pas intrinsèque au matériau mais dépend plutôt de l'épaisseur : la valeur de J_{Ic} dans le cas de la conduite H500 (D_e=*630 mm* et *e=57,2)* est comprise entre 40 kJ/m² et 60 kJ/m², alors qu'elle était de 7.69 kJ/m² pour la conduite d'épaisseur 12mm.
- La conduite est en sécurité : la pression engendrée par le coup de bélier est inférieure à la pression d'amorçage de fissure.

Comme dernière étape, nous avons étudié le coup de bélier dans le réseau entièrement en PEHD. La formule reliant la pression d'amorçage à la taille du défaut et aux dimensions de la conduite en conjonction avec les surpressions engendrées par le coup de bélier nous a permis de déterminer la taille du défaut admissible pour chaque diamètre du réseau.

Le résultat est sans appel : les ondes de surpression sont rapidement amorties grâce à la grande déformabilité des conduites en polyéthylène. La totalité du réseau est en sécurité par rapport aux coups de bélier. De plus, un défaut de profondeur équivalent à 40% de l'épaisseur de la conduite est admissible. Cela n'est pas dû à un surdimensionnement de la structure. Les dimensions ont été choisies d'une façon optimale assurant les paramètres de fonctionnement imposés par le cahier de charges (débits et pressions), mais plutôt à la bonne tenue des conduites en PEHD aux coups de bélier.

Chapitre VI

Conclusion et perspectives

Dans le présent mémoire de thèse, nous avons abordé la sécurité des réseaux d'adduction d'eau potable en présence de défaut superficiel sous l'effet du phénomène de coup de bélier.

Ce choix n'a pas été fortuit. La crise de l'eau dans le monde et la pénurie des ressources en eau exigent une bonne gestion des réseaux de distribution d'eau. La bonne gestion passe en premier lieu par un réseau d'adduction d'eau potable fiable et, notamment, résistant à la propagation de fissure.

Nous avons débuté notre manuscrit par une observation structurelle et technique des réseaux d'Alimentation d'Eau Potable (AEP) portant sur l'évolution des matériaux utilisés dans ce type d'application. Cette observation nous a permis de constater que le polyéthylène haut densité (PEHD) est un matériau d'avenir pour les conduites de transport d'eau potable qui est entrain de s'étendre sur le marché et de détrôner les matériaux conventionnels comme la fonte grise.

Par la suite, nous avons orienté notre étude bibliographique sur l'étude de la rupture des conduites en PEHD présentant un défaut superficiel. Nous avons dénombré les outils existants pour évaluer la nocivité des défauts. Ces méthodes et outils sont basés essentiellement sur la théorie de la mécanique de rupture. Au vu de cet inventaire, le concept de l'intégrale J de la mécanique élasto-plastique de la rupture semble le plus approprié pour décrire la rupture ductile de ce matériau à l'état neuf. La ténacité du matériau, de valeur crique J_c déduite à partir de la courbe J-R, caractérise la résistance à la fissuration du matériau.

La deuxième problématique que nous avons traitée dans le cadre de ce travail est l'étude des écoulements transitoires dans les conduites en PEHD et plus précisément le phénomène de coup de bélier. Nous avons choisi, pour simplifier les calculs, de traiter cette problématique en se basant sur la formulation classique du coup de bélier sans prendre en compte la viscoélasticité de la paroi des conduites. Ce choix est justifié par la faible influence de la viscoélasticité sur le premier pic de pression, origine de la rupture des conduites dans la plupart des cas. Un défaut de profondeur d'environ 70% de l'épaisseur de la paroi du tube entraine une baisse de la pression d'éclatement de ce dernier de 35%. Une loi de la variation de pression d'éclatement d'un tube en PE100 en fonction de la géométrie du défaut présent sur sa surface extérieure est proposée en se basant sur les points expérimentaux. Cette formulation semi empirique demande un nombre important d'essais pour être généralisée. Vu la complexité et le coût élevé de ces essais, nous avons développé un modèle de calcul par éléments finis permettant de déterminer la pression de rupture des conduites en PEHD. Le modèle a été développé sous ABAQUS en appliquant la loi de comportement déterminée expérimentalement et en utilisant le concept de l'intégrale J. L'amorçage d'une fissure dans la paroi du tube est décrit par une valeur critique de J, appelée résistance à l'amorçage de fissure J_{Ic}. Pour déterminer cette caractéristique du

matériau nous avons suivi le protocole d'essai défini par la norme ASTM D6068. Deux types d'éprouvette ont été testés ; l'éprouvette CT en traction et l'éprouvette SENB en flexion trois points. Nous avons constaté une différence entre les résultats des deux types d'essais. Ceci prouve que J_{Ic}, dans le cas du PEHD, n'est pas intrinsèque au matériau mais dépend plutôt de la géométrie étudiée. Pour ces raisons et afin de choisir la valeur de J_{Ic} qui décrit au mieux l'amorçage d'une fissure dans une conduite en PEHD PE100 nous avons analysé la distribution de contrainte calculée numériquement au voisinage du défaut. Il s'est avéré que la valeur de la ténacité à l'amorçage de fissure dans le PEHD est de 7.69 kJ/m². En adoptant cette valeur comme caractéristique d'amorçage de fissure nous avons mené une étude paramétrique pour étudier l'effet de la taille du défaut sur la pression d'amorçage de fissure dans les conduites en PEHD. A l'issue de cette étude nous avons proposé un modèle semi empirique reliant la pression d'amorçage à la taille du défaut ainsi qu'aux dimensions de la conduite.

Finalement, nous avons appliqué les outils développés sur un réseau d'adduction d'eau potable existant. Le comportement d'une conduite en PEHD soumise à un phénomène de coup de bélier a été analysé.

Revenons maintenant sur les résultats marquants obtenus dans cette étude synthétisées dans les points suivants :

- L'équation, proposée dans le chapitre III, est valable pour les conduites à grandes dimensions (diamètres et épaisseur) : la pression d'amorçage engendre un état de contrainte critique.
- La ténacité à l'amorçage J_{Ic} n'est pas intrinsèque au matériau mais dépend plutôt de l'épaisseur : la valeur de J_{Ic} dans le cas de la conduite H500 (D_e*=630 mm* et *e=57,2)* est comprise entre 40 kJ/m² et 60 kJ/m² alors qu'elle était de 7.69 kJ/m² pour la conduite d'épaisseur 12mm.
- les ondes de surpression sont rapidement amorties grâce à la grande déformabilité des conduites en polyéthylène et la totalité du réseau est en sécurité par rapport aux coups de bélier. De plus, un défaut de profondeur équivalent à 40% de l'épaisseur de la conduite est admissible

Perspectives

De nombreuses perspectives s'ouvrent à l'issue de ce travail de recherche :

- Introduire l'aspect dynamique dans la simulation numérique
- Mener une étude expérimentale permettant de caractériser l'endommagement du PEHD et introduire le modèle d'endommagement dans le modèle éléments finis.
- Etudier l'effet du vieillissement des conduites en PEHD sur leurs comportements à la rupture.
- Réaliser des essais de fluage afin de prendre en compte la viscoélasticité du PEHD dans le calcul des écoulements transitoire.

Bibliographie

[1] "OMS | Rapport 2015 sur les progrès en matière d'assainissement et d'alimentation en eau: les principaux faits."

[2] S. Senet, "Une carte mondiale du stress hydrique," *Journal de l'environnement*, Dec-2013.

[3] The United Nations World Water Development Report 2015, "Water for a sustainable world," PARIS, 2015.

[4] "Guide produit par l'Association des Maires de France (AMF), à l'intention des collectivités dans le cadre du décret relatif à la définition d'un descriptif détaillé des réseaux."

[5] ONEMA, "Observatoire des services publics d'eau et d'assainissement, Panorama des services et de leur performance en 2012."

[6] M. Friedman, L. Radder, R. Gullick, and D. Wood, "Verification and control of low pressure transients in distribution systems.," *2003 Water Qual. Technol. Conf. Steward. Drink. Water Qual.*, 2003.

[7] Patrick EINSENBEIS, "Modélisation statistique de la prévision des défaillances sur les conduites d'eau potable," Université de Louis Pasteur, 1994.

[8] B. D. O'Day D.K, Weiss R, Chiavri S, "Water main evaluation for rehabilitation / remplacement," in *Guidance manual of AWWA research Fundation*, 1989, p. 182.

[9] L. MORUZZI, "Reasons for pipe damage," *Water supply*, vol. 5, no. 3–4, pp. SS16.1–SS16.13.

[10] Kremer M, "Vieillissement des canalisations. Exemple de politique de renouvellement en France et en R.F.A, synthèse bibliographique," Université Louis Pasteur, 1990.

[11] "Observatoire de l'eau: État des lieux du patrimoine des réseaux d'eau potable en Seine-et-Marne," 2012.

[12] J.-M. Cador, "Le patrimoine en canalisations d'AEP en France ; bilan des huit enquêtes départementales et estimation nationale." 2002.

[13] "PE versus fonte : le match." [Online]. Available: http://www.ryb.fr/expert-blog/2015/05/19/pe-versus-fonte-le-match/. [Accessed: 03-Nov-2015].

[14] "Chapter 4: PE Pipe and Fittings Manufacturing," in *Handbook of Polyethylene Pipe*, Plastics Pipe Institute, pp. 105–123.

[15] F. M. Peres and C. G. Schön, "Application of the essential work of fracture method in ranking the performance in service of high-density polyethylene resins employed in pressure pipes," *J. Mater. Sci.*, vol. 43, no. 6, pp. 1844–1850, Jan. 2008.

[16] B. STANDARD and B. ISO, "Plastics piping and ducting systems—Determination of the long-term hydrostatic strength of," 2003.

[17] N. Merah, F. Saghir, Z. Khan, and A. Bazoune, "Effect of temperature on tensile properties of HDPE pipe material," *Plast. Rubber Compos.*, vol. 35, no. 5, pp. 226–230, Jun. 2006.

[18] S. Ting, "Characterization of the fracture behavior of polyethylene using measured cohesive curves. I: Effects of constraint and rate," *Polym. Eng. Sci.*, 2006.

[19] M. Fleissner, "Experience with a full notch creep test in determining the stress crack performance of polyethylenes," *Polym. Eng. Sci.*, 1998.

[20] G. P. Marshall, L. E. Culver, and J. G. Williams, "Craze Growth in Polymethylmethacrylate: A Fracture Mechanics Approach," *Proc. R. Soc. A Math. Phys. Eng. Sci.*, vol. 319, no. 1537, pp. 165–187, Oct. 1970.

[21] K. Tonyali and H. Brown, "On the applicability of linear elastic fracture mechanics to

environmental stress cracking of low-density polyethylene," *J. Mater. Sci.*, 1986.

[22] W. Allwood and S. Beech, "The development of the 'notched pipe test' for the assessment of the slow crack growth resistance of polyethylene pipe," *Constr. Build. Mater.*, 1993.

[23] S. Beech, A. Channell, and L. Rose, "Slow crack growth performance assessment in polyethylene pipe," *Proc. 14th Int. Plast. fuel gas pipe Symp. Am. Gas Assoc. San Diego*, 1995.

[24] J. Boot, Z. Guan, and I. Toropova, "Structural design of thin walled polyethylene pipe linings for water mains," *Plast. rubber Compos. Process. Appl.*, 1996.

[25] B. Cotterell and J. Reddel, "The essential work of plane stress ductile fracture," *Int. J. Fract.*, 1977.

[26] S. C. Tjong, S. A. Xu, and R. K. Y. Li, "Work of fracture of polystyrene/high density polyethylene blends compatibilized by triblock copolymer," *J. Appl. Polym. Sci.*, vol. 77, no. 9, pp. 2074–2081, Aug. 2000.

[27] Y. Marchal, J. Walhin, and F. Delannay, "Statistical procedure for improving the precision of the measurement of the essential work of fracture of thin sheets," *Int. J. Fract.*, 1997.

[28] Y. Mai and P. Powell, "Polym Sci Part B," *Polym Phys*, 1991.

[29] G. P. Cherepanov, "Cracks in solids," *Int. J. Solids Struct.*, vol. 4, no. 8, pp. 811–831, Aug. 1968.

[30] J. Rice, "A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks," *J. Appl. Mech.*, 1968.

[31] A. Griffith, "The phenomena of rupture and flow in solids," *Philos. Trans. R. Soc. ...*, 1921.

[32] G. Irwin, "Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate," *SPIE MILESTONE Ser. MS*, 1997.

[33] A. S. Kobayashi, S. T. Chiu, and R. Beeuwkes, "A numerical and experimental investigation on the use of J-integral," *Eng. Fract. Mech.*, vol. 5, no. 2, pp. 293–305, Jun. 1973.

[34] R. McMeeking and D. Parks, "On criteria for J-dominance of crack-tip fields in large-scale yielding," *Elastic-plastic Fract. ASTM Int.*, 1979.

[35] C. Shih and M. German, "Requirements for a one parameter characterization of crack tip fields by the HRR singularity," *Int. J. Fract.*, 1981.

[36] "Recent finite element studies in plasticity and fracture mechanics," *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.*, 1979.

[37] A. Al-Ani and J. Hancock, "J-dominance of short cracks in tension and bending," *J. Mech. Phys. Solids*, 1991.

[38] V. Kumar, M. German, and C. Shih, "Engineering approach for elastic-plastic fracture analysis," 1981.

[39] K. B. Broberg, "Critical review of some theories in fracture mechanics," *Int. J. Fract. Mech.*, vol. 4, no. 1, Mar. 1968.

[40] Y. Mai and B. Cotterell, "Effects of pre-strain on plane stress ductile fracture in α-brass," *J. Mater. Sci.*, 1980.

[41] Y. Mai and B. Cotterell, "On the essential work of ductile fracture in polymers," *Int. J. Fract.*, 1986.

[42] Y. Mai and B. Cotterell, "The essential work of plane stress ductile fracture of linear polyethylenes," *Polym. Eng. Sci.*, 1987.

[43] T. Pardoen, Y. Marchal, and F. Delannay, "Essential work of fracture compared to fracture mechanics—towards a thickness independent plane stress toughness," *Eng. Fract. Mech.*, 2002.

[44] R. Lach, K. Schneider, and R. Weidisch, "Application of the essential work of fracture concept

to nanostructured polymer materials," *Eur. Polym. J.*, 2005.

[45] J. G. Williams and M. Rink, "The standardisation of the EWF test," *Eng. Fract. Mech.*, vol. 74, no. 7, pp. 1009–1017, May 2007.

[46] E. Clutton, *Fracture Mechanics Testing Methods for Polymers, Adhesives and Composites*, vol. 28. Elsevier, 2001.

[47] S. Hashemi, "Work of fracture of PBT/PC blend: effect of specimen size, geometry, and rate of testing," *Polym. Eng. Sci.*, 1997.

[48] J. Wu and Y. Mai, "The essential fracture work concept for toughness measurement of ductile polymers," *Polym. Eng. Sci.*, 1996.

[49] A. Arkhireyeva and S. Hashemi, "Fracture behaviour of polyethylene naphthalate (PEN)," *Polymer (Guildf).*, 2002.

[50] A. Arkhireyeva, S. Hashemi, and M. O'brien, "Factors affecting work of fracture of uPVC film," *J. Mater. Sci.*, 1999.

[51] D. Ferrer-Balas and M. Maspoch, "On the essential work of fracture method: energy partitioning of the fracture process in iPP films," *Polym. Bull.*, 1999.

[52] W. Poon, E. Ching, C. Cheng, and R. Li, "Measurement of plane stress essential work of fracture (EWF) for polymer films: effects of gripping and notching methodology," *Polym. Test.*, 2001.

[53] M. Light and A. Lesser, "Effect of test conditions on the essential work of fracture in polyethylene terephthalate film," *J. Mater. Sci.*, 2005.

[54] S. Hashemi, "Fracture of polybutylene terephthalate (PBT) film," *Polymer (Guildf).*, 2002.

[55] J. Karger-Kocsis, T. Czigány, and E. Moskala, "Thickness dependence of work of fracture parameters of an amorphous copolyester," *Polymer (Guildf).*, 1997.

[56] R. Yamakawa, C. Razzino, C. Correa, and E. Hage, "Influence of notching and molding conditions on determination of EWF parameters in polyamide 6," *Polym. Test.*, 2004.

[57] M. Elmeguenni, M. Naït-Abdelaziz, F. Zaïri, and J. M. Gloaguen, "Fracture characterization of high-density polyethylene pipe materials using the $$J$$ J -integral and the essential work of fracture," *Int. J. Fract.*, vol. 183, no. 2, pp. 119–133, 2013.

[58] ASTM International, "Standard Test Method for Determining J-R Curves of Plastic Materials 1," vol. i, no. C, pp. 1–8, 2013.

[59] A. Benhamena, L. Aminallah, B. B. Bouiadjra, M. Benguediab, A. Amrouche, and N. Benseddiq, "J integral solution for semi-elliptical surface crack in high density poly-ethylene pipe under bending," *Mater. Des.*, vol. 32, no. 5, pp. 2561–2569, 2011.

[60] A. Benhamena, B. Bachir Bouiadjra, A. Amrouche, G. Mesmacque, N. Benseddiq, and M. Benguediab, "Three finite element analysis of semi-elliptical crack in high density poly-ethylene pipe subjected to internal pressure," *Mater. Des.*, vol. 31, no. 6, pp. 3038–3043, 2010.

[61] D. Parks, "The virtual crack extension method for nonlinear material behavior," *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.*, 1977.

[62] T. Hellen, "On the method of virtual crack extensions," *Int. J. Numer. Methods Eng.*, 1975.

[63] H. DeLorenzi, "On the energy release rate and the J-integral for 3-D crack configurations," *Int. J. Fract.*, 1982.

[64] H. G. Delorenzi, "Energy release rate calculations by the finite element method," *Eng. Fract. Mech.*, vol. 21, no. 1, pp. 129–143, Jan. 1985.

[65] C. Shih, B. Moran, and T. Nakamura, "Energy release rate along a three-dimensional crack front in a thermally stressed body," *Int. J. Fract.*, 1986.

[66] B. Moran and C. Shih, “A general treatment of crack tip contour integrals,” *Int. J. Fract.*, 1987.

[67] N. Trifunovic, “Water transmission,” p. 24, 2013.

[68] H. Darcy, “Recherches expérimentales relatives au mouvement de l’eau dans les tuyaux,” 1857.

[69] C. Colebrook, “Turbulent Flow in Pipes, with particular reference to the Transition Region between the Smooth and Rough Pipe Laws.,” *J. ICE*, 1939.

[70] E. Wylie, V. Streeter, and L. Suo, “Fluid transients in systems,” 1993.

[71] I. Shames, “Mechanics of fluids,” 1982.

[72] S. Stuckenbruck, “The influence of pipe motion on acoustic wave propagation,” *J. Fluids Eng.*, 1985.

[73] E. Wylie and V. Streeter, “Hydraulic transients,” *Ann Arbor FEB Press*, 1983.

[74] J. D. Ferry, *Viscoelastic Properties of Polymers*. John Wiley & Sons, 1980.

[75] P. Franke, “Computation of unsteady pipe flow with respect to visco-elastic material properties,” *J. Hydraul. Res.*, 1983.

[76] E. Meißner and G. Franke, “Influence of pipe material on the dampening of water hammer,” *Proc. 17th Congr. Int. Assoc. Hydraul. Res.*, 1977.

[77] D. Williams, “Waterhammer in non-rigid pipes: precursor waves and mechanical damping,” *J. Mech. Eng. Sci.*, 1977.

[78] B. Sharp and K. Theng, “Water hammer attenuation in uPVC pipe,” in *Conference on Hydraulics in Civil Engineering*, 1987, vol. Preprints , p. 132.

[79] M. Güney, “Contribution à l’étude du phénomène de coup de bélier en conduite viscoélastique,” 1977.

[80] M. Güney, “Waterhammer in viscoelastic pipes where cross-section parameters are time-Dependent,” in *Fourth International Conference on Pressure Surges*, 1983, pp. 21–33.

[81] S. Kokoshvili, “Water hammer in a viscoelastic pipe,” *Polym. Mech.*, 1970.

[82] D. Covas, I. Stoianov, and H. Ramos, “The dynamic effect of pipe-wall viscoelasticity in hydraulic transients. Part I—Experimental analysis and creep characterization,” *J. Hydraul. Res.*, 2004.

[83] D. Covas, I. Stoianov, and J. Mano, “The dynamic effect of pipe-wall viscoelasticity in hydraulic transients. Part II—Model development, calibration and verification,” *J. Hydraul. Res.*, 2005.

[84] “Water hammer in pressurized polyethylene pipes: conceptual model and experimental analysis,” *Urban Water J.*, 2004.

[85] B. Brunone and B. Karney, “Velocity profiles and unsteady pipe friction in transient flow,” *J. water Resour. Plan. Manag.*, 2000.

[86] B. Brunone and A. Berni, “Wall shear stress in transient turbulent pipe flow by local velocity measurement,” *J. Hydraul. Eng.*, 2010.

[87] A. Soares, D. Covas, and L. Reis, “Analysis of PVC pipe-wall viscoelasticity during water hammer,” *J. Hydraul. Eng.*, 2008.

[88] H. Duan and M. Ghidaoui, “Unsteady friction and visco-elasticity in pipe fluid transients,” *J. Hydraul. Res.*, 2010.

[89] A. Soares and D. Covas, “Unsteady flow with cavitation in viscoelastic pipes,” *Int. J. Fluid Mach. Syst.*, 2009.

[90] L. Hadj-Taıeb and E. Hadj-Taıeb, “Numerical simulation of transient flows in viscoelastic pipes with vapour cavitation,” *Int. J. Model. Simul.*, 2009.

[91] A. Keramat, “Investigation of transient cavitating flow in viscoelastic pipes,” *IOP Conf. Ser. Earth Environ. Sci.*, 2010.

[92] A. Keramat, A. Tijsseling, Q. Hou, and A. Ahmadi, “Fluid–structure interaction with pipe-wall viscoelasticity during water hammer,” *J. Fluids Struct.*, 2012.

[93] E. Achouyab and B. Bahrar, “Numerical modeling of phenomena of waterhammer using a model of fluid–structure interaction,” *Comptes Rendus Mécanique*, 2011.

[94] A. Colombo, P. Lee, and B. Karney, “A selective literature review of transient-based leak detection methods,” *J. Hydro-environment Res.*, 2009.

[95] A. Soares, D. Covas, and L. Reis, “Inverse Transient Analysis for leak detection in a PVC pipe network,” *Water Manag. challenges Glob. Chang.*, 2007.

[96] A. Lazhar, L. Hadj-Taïeb, and E. Hadj-Taïeb, “Two leaks detection in viscoelastic pipeline systems by means of transient,” *J. Loss Prev. Process Ind.*, vol. 26, no. 6, pp. 1341–1351, 2013.

[97] R. Théodor and P. Lascaux, “Initiation à l’analyse numérique: CNAM cours A,” 1982.

[98] E. Fischer, H. Sterzel, and G. Wegner, “Investigation of the structure of solution grown crystals of lactide copolymers by means of chemical reactions,” *Kolloid-Zeitschrift und Zeitschrift für …*, 1973.

[99] V. Gaucher–Miri, “Reversible strain- induced order in the amorphous phase of a low- density ethylene/butene copolymer,” *J. Polym. Sci. Part B Polym. Phys.*, 1997.

[100] S. Hillmansen and S. Hobeika, “The effect of strain rate, temperature, and molecular mass on the tensile deformation of polyethylene,” *Polym. Eng. Sci.*, 2000.

[101] S. Hobeika, Y. Men, and G. Strobl, “Temperature and strain rate independence of critical strains in polyethylene and poly (ethylene-co-vinyl acetate),” *Macromolecules*, 2000.

[102] C. G’SELL and J. Haudin, “Lois de comportement mécanique des polymères solides,” *JM Introd. à la mécanique des polymères. Inst. Natl. Polytech. Lorraine*, 1995.

[103] Q. Fang, T. Wang, H. Beom, and H. Zhao, “Rate-dependent large deformation behavior of PC/ABS,” *Polymer (Guildf).*, 2009.

[104] J. Richeton, S. Ahzi, K. S. Vecchio, F. C. Jiang, and R. R. Adharapurapu, “Influence of temperature and strain rate on the mechanical behavior of three amorphous polymers: Characterization and modeling of the compressive yield stress,” *Int. J. Solids Struct.*, vol. 43, no. 7–8, pp. 2318–2335, Apr. 2006.

[105] G. Boisot, “Mécanismes et modélisation mécanique de la déformation, de l’endommagement et de la rupture du PolyAmide 11 pur et renforcé choc,” 2009.

[106] C. G’sell, J. Hiver, and A. Dahoun, “Experimental characterization of deformation damage in solid polymers under tension, and its interrelation with necking,” *Int. J. Solids Struct.*, 2002.

[107] Tillier Yannick, “Identification Par Analyse Inverse Du Comportement Mecanique Des Polymers Solides; Applications Aux Sollicitations Multiaxiales Et Rapides,” 1998.

[108] FERHOUM Rabah, “Etude Expérimentale et Modélisation Numérique du comportement mécanique du PEHD à l’état vierge et après vieillissement thermique,” Université Mouloud Mammeri de Tizi-ouzou faculte de genie de la construction departement de genie-mecanique, 2012.

[109] A. Lustiger and N. Ishikawa, “An analytical technique for measuring relative tie- molecule concentration in polyethylene,” *J. Polym. Sci. Part B …*, 1991.

[110] H.-H. Kausch, *Polymer Fracture*. Springer Science & Business Media, 2012.

[111] R. Lang, A. Stern, and G. Doerner, “Applicability and limitations of current lifetime prediction models for thermoplastics pipes under internal pressure,” *Die Angew. Makromol. Chemie*, 1997.

[112] A. Frank, W. Freimann, G. Pinter, and R. Lang, “A fracture mechanics concept for the accelerated characterization of creep crack growth in PE-HD pipe grades,” *Eng. Fract. Mech.*, 2009.

[113] R. Krishnaswamy, “Analysis of ductile and brittle failures from creep rupture testing of high-density polyethylene (HDPE) pipes,” *Polymer (Guildf).*, 2005.

[114] M. Barker, J. Bowman, and M. Bevis, “The performance and causes of failure of polyethylene pipes subjected to constant and fluctuating internal pressure loadings,” *J. Mater. Sci.*, 1983.

[115] B. Choi, A. Chudnovsky, and R. Paradkar, “Experimental and theoretical investigation of stress corrosion crack (SCC) growth of polyethylene pipes,” *Polym. Degrad. Stab.*, 2009.

[116] V. Brosa, C. Bernal, and P. Frontini, “Calibration of fracture mechanics parameters and J–R curve determination in polyethylene side-grooved arc-shaped specimens,” *Eng. Fract. Mech.*, 1999.

[117] G. Clarke and J. Landes, “Evaluation of the J Integral for the Compact Specimen,” *J. Test. Eval.*, 1979.

[118] J. Tancrez, J. Pabiot, and F. Rietsch, “Damage and fracture mechanisms in thermoplastic-matrix composites in relation to processing and structural parameters,” *Compos. Sci. Technol.*, 1996.

[119] D. Huang, “The application of fracture mechanics to materials selection,” *Polym. Eng. Sci.*, 1996.

[120] A. Saleemi and J. Nairn, “The plane- strain essential work of fracture as a measure of the fracture toughness of ductile polymers,” *Polym. Eng. Sci.*, 1990.

[121] R. Varadarajan, E. K. Dapp, and C. M. Rimnac, “Static fracture resistance of ultra high molecular weight polyethylene using the single specimen normalization method.,” *Polym. Test.*, vol. 27, no. 2, pp. 260–268, Apr. 2008.

[122] P. Lam and Y. Chao, “Determination of constraint-modified JR curves for carbon steel storage tanks,” *ASME 2002 Press. Vessel. Pip. Conf. (pp. 133-142). Am. Soc. Mech. Eng.*, 2002.

[123] S. Marie, “Approche énergétique de la déchirure ductile,” 1999.

[124] A. AL RASSIS, “Contribution à l’étude de la déchirure ductile à chaud dans les joints soudés et modélisation numérique en approche globale et en approche locale,” 1995.

[125] E. Roos, U. Eisele, and H. Silcher, “Effect of stress state on the ductile fracture behavior of large-scale specimens,” *Constraint Eff. Fract. ASTM Int.*, 1993.

[126] B. Plastic and damage behaviour of a high strength X100 pipeline steel: Experiments and modellingTanguy, T. Luu, and G. Perrin, “Plastic and damage behaviour of a high strength X100 pipeline steel: Experiments and modelling,” *Int. J. Press. Vessel. Pip.*, 2008.

[127] X.-K. Zhu and J. A. Joyce, “Review of fracture toughness (G, K, J, CTOD, CTOA) testing and standardization,” *Eng. Fract. Mech.*, vol. 85, pp. 1–46, May 2012.

[128] R. Hiss, S. Hobeika, C. Lynn, and G. Strobl, “Network stretching, slip processes, and fragmentation of crystallites during uniaxial drawing of polyethylene and related copolymers. A comparative study,” *Macromolecules*, 1999.

[129] C. G’Sell, J. Hiver, A. Dahoun, and A. Souahi, “Video-controlled tensile testing of polymers and metals beyond the necking point,” *J. Mater. Sci.*, 1992.

[130] E. C. Y. Ching, W. K. Y. Poon, R. K. Y. Li, and Y.-W. Mai, “Effect of strain rate on the fracture toughness of some ductile polymers using the essential work of fracture (EWF) approach,” *Polym. Eng. Sci.*, vol. 40, no. 12, pp. 2558–2568, Dec. 2000.

[131] G. C. Jacob, J. M. Starbuck, J. F. Fellers, S. Simunovic, and R. G. Boeman, “Strain rate effects on the mechanical properties of polymer composite materials,” *J. Appl. Polym. Sci.*, vol. 94, no. 1, pp. 296–301, Sep. 2004.

[132] H. S. Costa, J. M. L. Reis, L. M. Paim, M. L. Silva, R. L. Junior, and V. A. Perrut, "Failure analysis of corroded pipelines reinforced with composite repair systems," *Eng. Fail. Anal.*, vol. 59, pp. 223–236, 2016.

[133] H. S. da Costa Mattos, L. M. Paim, and J. M. L. Reis, "Analysis of burst tests and long-term hydrostatic tests in produced water pipelines," *Eng. Fail. Anal.*, vol. 22, pp. 128–140, Jun. 2012.

[134] M. Allouti, "Étude de la nocivité de défauts dans les canalisations de transport de gaz tels les éraflures , les enfoncements ou leurs combinaisons Table des Matières," 2010.

[135] H. Adib-Ramezani, J. Jeong, and G. Pluvinage, "Structural integrity evaluation of X52 gas pipes subjected to external corrosion defects using the SINTAP procedure," *Int. J. Press. Vessel. Pip.*, vol. 83, no. 6, pp. 420–432, 2006.

[136] S. Zike and L. Mikkelsen, "Correction of gauge factor for strain gauges used in polymer composite testing," *Exp. Mech.*, 2014.

[137] K. Hoffmann, "An introduction to measurements using strain gages," 1989.

[138] C. Perry, "The resistance strain gage revisited," *Exp. Mech.*, 1984.

[139] P. Stehlin, "Strain distribution in and around strain gauges," *J. Strain Anal. Eng. Des.*, 1972.

[140] M. Beatty and S. Chewning, "Numerical analysis of the reinforcement effect of a strain gage applied to a soft material," *Int. J. Eng. Sci.*, 1979.

[141] R. Watson, "Bonded electrical resistance strain gages," *Springer Handb. Exp. solid Mech.*, 2008.

[142] Micro-Measurements (VISHY precision group), "Strain Gages and Instruments Application Note TT-609."

[143] S. Courtin and C. Gardin, "Advantages of the J-integral approach for calculating stress intensity factors when using the commercial finite element software ABAQUS," *Eng. Fract. Mech.*, 2005.

[144] K. Hibbitt, "ABAQUS: User's Manual," 1997.

[145] A. Chehab and I. Moore, "Constitutive model for high density polyethylene to capture strain reversal," *Pipeline Div. Spec. Conf.*, 2006.

[146] A. D. Drozdov and J. deC. Christiansen, "Thermo-viscoelastic and viscoplastic behavior of high-density polyethylene," *Int. J. Solids Struct.*, vol. 45, no. 14–15, pp. 4274–4288, Jul. 2008.

[147] O. U. Colak and N. Dusunceli, "Modeling Viscoelastic and Viscoplastic Behavior of High Density Polyethylene (HDPE)," *J. Eng. Mater. Technol.*, vol. 128, no. 4, p. 572, Oct. 2006.

[148] *Recent Developments in Durability Analysis of Composite Systems*. CRC Press, 2000.

[149] B. Aour, F. Zaïri, M. Naït-Abdelaziz, J. M. Gloaguen, O. Rahmani, and J. M. Lefebvre, "A computational study of die geometry and processing conditions effects on equal channel angular extrusion of a polymer," *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 50, no. 3, pp. 589–602, Mar. 2008.

[150] F. Zaïri, B. Aour, J. M. Gloaguen, M. Naït-Abdelaziz, and J. M. Lefebvre, "Numerical modelling of elastic–viscoplastic equal channel angular extrusion process of a polymer," *Comput. Mater. Sci.*, vol. 38, no. 1, pp. 202–216, Nov. 2006.

[151] C. Zhang and I. Moore, "Nonlinear mechanical response of high density polyethylene. Part I: Experimental investigation and model evaluation," *Polym. Eng. Sci.*, 1997.

[152] C. Zhang and I. Moore, "Nonlinear mechanical response of high density polyethylene. Part II: Uniaxial constitutive modeling," *Polym. Eng. Sci.*, 1997.

[153] N. Brown and I. M. Ward, "The influence of morphology and molecular weight on ductile-brittle transitions in linear polyethylene," *J. Mater. Sci.*, vol. 18, no. 5, pp. 1405–1420, May 1983.

[154] E. Roos and U. Eisele, "Determination of material characteristic values in elastic-plastic fracture mechanics by means of J-integral crack resistance curves," *J. Test. Eval.*, 1988.

[155] U. Eisele and E. Roos, “Evaluation of different fracture-mechanical J-integral initiation values with regard to their usability in the safety assessment of components,” *Nucl. Eng. Des.*, 1991.

[156] P. Krawczak, “Techniques de l ’ Ingénieur Essais mécaniques des plastiques Caractéristiques à long terme et ténacité,” vol. 33, no. 0, pp. 0–29, 2013.

[157] A. N. S. Institute, “Manual for Determining the Remaining Strength of Corroded Pipelines: A Supplement to ASME B31 Code for Pressure Piping,” 1991.

[158] A. Miller, “Review of limit loads of structures containing defects,” *Int. J. Press. Vessel. Pip.*, 1988.

[159] M. Staat, “Plastic collapse analysis of longitudinally flawed pipes and vessels,” *Nucl. Eng. Des.*, 2004.

[160] M. Staat, “Local and global collapse pressure of longitudinally flawed pipes and cylindrical vessels,” *Int. J. Press. Vessel. Pip.*, 2005.

[161] J. Kiefner, W. Maxey, R. Eiber, and A. Duffy, “Failure stress levels of flaws in pressurized cylinders,” *ASTM Spec. Tech.*, 1973.

[162] M. Bouaziz, M. Guidara, C. Schmitt, J. Capelle, E. Haj Taïeb, and Z. Azari, “Failure Analysis of HDPE Pipe for Drinking Water Distribution and Transmission,” *Des. Model. Mech. Syst.*, 2015.

[163] M. Ben Amara, G. Pluvinage, J. Capelle, and Z. Azari, “Crack Tip Opening Angle as a Fracture Resistance Parameter to Describe Ductile Crack Extension and Arrest in Steel Pipes under Service Pressure,” *Phys. Mesomech.*, vol. 18, no. 4, pp. 355–369, Dec. 2015.

[164] H. Westergaard, “Theory of elasticity and plasticity,” *Cambridge Harvard Univ. Press*, 1952.

[165] A. Eringen, “Mechanics of continuaJohn Wiley and Sons,” *New York*, 1967.

[166] S. Timoshenko and J. Goodier, “Theory of Elasticity, (McGraw, New York),” 1970.

[167] GLYNWED Alaxias Company, “Dossier technique: Tubes PE100.”

[168] M. A. Guidara, M. A. Bouaziz, C. Schmitt, J. Capelle, E. Haj Taïeb, Z. Azari, and S. Hariri, “Structural integrity assessment of defected high density poly-ethylene pipe: Burst test and finite element analysis based on J-integral criterion,” *Eng. Fail. Anal.*, vol. 57, pp. 282–295, 2015.

[169] A. Jlali, E. Hadj-Taïeb, and C. Thirriot, “Algorithme simplifié de calcul de phénomènes de propagation d’ondes dans un système de conduites avec embranchement,” *La Houille Blanche*, no. 1, pp. 81–89, Jan. 2005.

[170] C. Schmitt, G. Pluvinage, E. Hadj-Taieb, and R. Akid, “Water pipeline failure due to water hammer effects,” *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, vol. 29, no. 12, pp. 1075–1082, 2006.

[171] A. Fouzi and F. Ali, “Comparative Study of the Phenomenon of Propagation of Elastic Waves in Conduits,” vol. III, no. 1, 2011.

[172] G. Abozaid, H. I. Mohammed, and I. Hassan, “STUDYING OF WATERHAMMER PHENOMENON CAUSED BY SUDDEN VARIATION OF WATER DEMAND AT WATER 1- INTRODUCTION,” vol. 40, no. 2, pp. 353–366, 2012.

[173] N. Syahruddin, “LNG Loading Lines Surge Analysis for ESD System Application,” vol. II, 2011.

[174] J. Emadi and A. Solemani, “Maximum water hammer sensitivity analysis,” *World Acad. Sci. Eng. Technol.*, vol. 5, no. 1, pp. 353–356, 2011.

[175] B. Rajani and S. McDonald, “Water Mains Break Data on Different Pipe Materials for 1992 and 1993, Report No A-7019.1,” *Natl. Res. Counc. Canada, Ottawa*, 1995.

[176] B. Rajani, C. Zhan, and S. Kuraoka, “Pipe soil interaction analysis of jointed water mains,” *Can. Geotech. J.*, 1996.

[177] R. Morris, “Principal causes and remedies of water main breaks,” *J. Am. Water Works Assoc.*, 1967.

[178] S. Kadry and A. El Hami, Eds., *Numerical Methods for Reliability and Safety Assessment*. Cham: Springer International Publishing, 2015.

[179] M. H. Meliani, Z. Azari, G. Pluvinage, and J. Capelle, “Gouge assessment for pipes and associated transferability problem,” *Eng. Fail. Anal.*, vol. 17, no. 5, pp. 1117–1126, Jul. 2010.

[180] A. K. Soares, D. I. C. Covas, and N. J. G. Carriço, “Transient vaporous cavitation in viscoelastic pipes,” *J. Hydraul. Res.*, Apr. 2012.

[181] C. Apollonio, D. I. C. Covas, G. De Marinis, A. Leopardi, H. M. Ramos, D. I. C. Covas, G. De Marinis, A. Leopardi, and H. M. Ramos, “Creep functions for transients in HDPE pipes,” vol. 9006, no. March, 2016.