

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE
MINISTRE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR
ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE

UNIVERSITE MENTOURI CONSTANTINE
FACULTE DES SCIENCES DE L'INGENIEUR
DEPARTEMENT DE GENIE MECANIQUE

N° Ordre :...../...../2010
Série:/GM/2010

MÉMOIRE

Présenté pour obtenir le diplôme de

MAGISTERE

En Génie Mécanique

ETUDE DU COMPORTEMENT DES FISSURES DANS LES TUBES SOUS PRESSION INTERNE

Option : **Mécanique des Surfaces et Matériaux**

Par :

Mr Ahmed BENHAMOUDA

Date de Soutenance : 23 Juin 2010

Devant le jury:

Président	A. BOUCHOUCHA	Professeur	Université Mentouri .Constantine
Rapporteur	Z. LABED	M.C	Université Mentouri .Constantine
Examineurs	S. MEZIANI	Professeur	Université Mentouri .Constantine
	A. BELLAOUAR	Professeur	Université Mentouri .Constantine

Remerciements

Derrière ce travail se cache la présence, le support et l'ouverture d'esprit de mon encadreur, Madame « Z.LABED », à qui je dois énormément, j'ai particulièrement apprécié ses encouragements, ses conseils et la liberté qu'elle m'a accordée dans son encouragement, ses conseils et la liberté qu'elle m'a accordée dans la poursuite de mon travail. Je lui suis aussi très reconnaissant pour m'avoir sensibilisé à l'importance de la communication scientifique.

Je remercie vivement le professeur « BOUCHOUCHA Ali » qui m'a fait l'honneur de présider ce jury.

Je tiens aussi à remercier vivement les professeurs « BELLAOUAR Ahmed » et « MEZIANI SALIM » pour leur participation au jury de ce mémoire.

Je voudrais remercier vivement Dr. Chaib rachid pour son aide, ses encouragements, et ses conseils.

Enfin, je désire manifester ma gratitude à toute ma famille et surtout mes parents mes deux sœurs et mes frères mouhamed, abd elhak et chérif qui s'est toujours intéressée à mes études et m'a beaucoup aidé qu'il en croit. J'ai vraiment été comblé de bonheur et aussi par la présence de mes amis et ma famille.

ÉTUDE DU COMPORTEMENT DES FISSURES DANS LES TUBES SOUS PRESSION INTERNE

RESUME:

Le Comportement en fatigue d'une fissure, à partir d'un défaut initial en surface présente dans une structure tridimensionnelle chargée mécaniquement, est caractérisé par le fait que le défaut prend une forme semi-elliptique qui évolue au cours du temps. La sécurité des constructions et notamment celle des tubes cylindriques sous pression interne nécessite de connaître l'évolution de ce défaut au cours du chargement. Les concepts de sécurité, comme celui de « fuite avant rupture », utilisant à la fois la profondeur et la forme du défaut elliptique au cours de la fissuration et nécessitent donc la connaissance de loi de propagation.

Mots clés : tube cylindrique, mécanique de rupture et fissuration, endommagement des tubes, éléments finis, simulation numérique.

BEHAVIOR OF A CRACK OF CYLINDRICAL TUBES UNDER INTERNAL PRESSURE

ABSTRACT

The fatigue behavior of a crack, from an initial defect surface present in a mechanically loaded three-dimensional structure, is characterized by the fact that the defect is a circumferential develop over time. The safety of establishments, including that of cylindrical tubes under internal pressure requires knowledge of such failure during loading. The concepts of security, such as "flight before breaking", using at the same time the depth and the shape of the defect during the circumferential crack and therefore require knowledge of the law of propagation.

Key words: Gas pipeline, crack of pipe, mechanical testing, finite elements simulation, Ansys.

دراسة تصرف التشققات في الأنابيب الأسطوانية المعرضة للضغط الداخلي

ملخص

إن تصرف تشقق معين في حالة إجهاد, من خلال عيب بدائي في مساحة لهيكله ثلاثية الأبعاد محملة ميكانيكيا, مميز بأن هذا التشقق يأخذ شكل "نصف بيضاوي" الذي يتطور بمرور الوقت. إذن فان حماية هته الهياكل أو المنشآت خاصة التي تتمثل في الأنابيب الأسطوانية الشكل المعرضة لضغط داخلي تفرض علينا معرفة تطور هذا العيب مع استمرار التحميل الميكانيكي المطبق عليه. إن أساليب الرقابة أو حماية المنشآت تفرض علينا إذن معرفة عمق العيب وشكله البيضاوي. يعني هذا حتمية معرفة القانون أو المنهاج الذي يتبعه تضخم أو تطور هذه التشققات.

المفاتيح : الأنابيب الأسطوانية, ميكانيكا الإتلاف والتشققات, أضرار الأنابيب, العناصر المنتهية, المحاكاة الرقمية.

Nomenclature générale

Symboles latins :

- m : Mètre (Unité de longueur)
- Pa : Pascal (Unité de pression)
- N : Newton (Unité de force) et Nombre de cycle
- L : Longueur de tube [m]
- R_{ext} : Rayon extérieur du tube [m]
- R_{int} : Rayon intérieur du tube [m]
- t : L'épaisseur du tube [m]
- d : Densité du Matériau
- E : Module de Young [Pa]
- P: Pression [Pa]
- a: Hauteur de la fissure [m]
- c: Longueur de la fissure [m]
- K_I : Facteur d'intensité de Contrainte
- G_u : Intensité de contrainte [N/m^2] (selon BERGMAN)
- C, m : Grandeurs caractéristiques du matériau
- X,Y,Z : Coordonnées cartésiennes

Symboles grecs :

- σ : Contrainte [N/m^2]
- ν : Module de Poisson
- Φ : Angle d'excentricité d'une ellipse [degré °]
- ξ : Déformation

Tableau I.1. Valeurs particulières de α	19
Tableau II.1. Acier au carbone couramment utilisé dans l'industrie pétrolière.....	28
Tableau II.2. Acier au carbone couramment utilisé dans l'industrie pétrolière.....	29
Tableau III.1. Valeurs du facteur de correction F données par différents auteurs.....	50

Figure. I.1. Les trois modes de rupture.....	9
Figure. I.2. (a) Comparaison de l'approche classique (b) et de l'approche utilisant la MLR.....	10
Figure. I.3. Fissure traversant de longueur $2a$ dans une plaque infinie.....	11
Figure. I.4. Comparaison entre l'approche classique et celle de la MLR.....	12
Figure. I.5. Amorçage et propagation quasi-statique.....	13
Figure. I.6. (a) champ de contraintes, (b) Première estimation de la zone plastifiée.....	14
Figure. I.7. Représentation générale de l'évolution du taux de croissance de fissure en fonction de l'amplitude du facteur d'intensité des contraintes.....	17
Figure I.8. L'amplitude effective du facteur d'intensité des contraintes.....	17
Figure I.9. Définition des valeurs particulières de α selon Banks et al.....	19
Figure I.10. Mécanisme de la plastification cyclique en fond de fissure de fatigue selon Rice.....	20
Figure III.1. Exemple d'un défaut semi-elliptique dans un cylindre pressurisé.....	40
Figure III.2. Exemple d'un Dimensionnement de fissure semi elliptique (cas de $a/c=1$), suivant le l'étude de « BERGMAN ».....	43
Figure III.3. Rayon intérieur « R » de tube cylindrique étudié par « BERGMAN ».....	44
Figure III.4. Pression uniforme Appliquée en front de fissure $P(x) = P_0$	45
Figure III.5. Pression linéaire Appliquée en front de fissure $P(x) = P_1 \left(\frac{x}{a}\right)$	45
Figure III.6. Résultats des valeurs d'intensité de contraintes en Front de fissure semi elliptique, $a/t = 0.2$, pression uniforme, selon BERGMAN. [WARP 3D].....	45
Figure III.7. Résultats des valeurs d'intensité de contraintes en Front de fissure semi elliptique, $a/t = 0.8$, pression uniforme, selon BERGMAN. [WARP 3D].....	46
Figure III.8. Schéma représentatif d'une modélisation aux éléments finis d'un Quart de tube soumis à une pression interne.....	47
Figure IV.1. La fenêtre de code « ANSYS .V011 ».....	52
Figure IV.2. Dimensionnement du tube cylindrique étudié par ANSYS (Structure Complète [360°]).....	53

Figure IV.3. Dimensionnement du tube cylindrique étudié sur ANSYS (Quart de structure [180°])	54
Figure IV.4. L'élimination de mouvements aux niveaux de surfaces en vert (S_1 et S_2) suivant l'axe « OY ».....	55
Figure IV.5. L'élimination de mouvements aux niveaux de surfaces en bleu (S_3 et S_4) Suivant l'axe « OY »	55
Figure IV.6. L'élimination de mouvements aux niveaux de la surface extérieure de tube (S_5) suivant l'axe « OX »	56
Figure IV.7. Présentation de Conditions aux limites de la structure Etudiée et l'application de la charge / ANSYS.....	56
Figure IV.8. La charge appliquée sur la fissure [la surface et frontière] (en rouge) Avec fixation en trois directions de structure.....	57
Figure IV.9. Modalisation d'un tube fissuré sous pression interne (avec la numérotation des nœuds de maillage).	57
Figure IV.10. Premier cas : fissure de dimensions ($a/t = 0.2$ et $a/c=1$).....	58
Figure IV.11. Deuxième cas : fissure de dimensions ($a/t = 0.2$ et $a/c=0.25$).	59
Figure IV.12. Troisième cas : fissure de dimensions ($a/t = 0.2$ et $a/c=0.0625$).	59
Figure IV.13. Quatrième cas : fissure de dimensions ($a/t = 0.8$ et $a/c=1$).	60
Figure IV.14. Cinquième cas : fissure de dimensions ($a/t = 0.8$ et $a/c=0.25$).	60
Figure IV.15. Sixième cas : fissure de dimensions ($a/t = 0.8$ et $a/c=0.0625$).	61
<i>Pour le premier cas</i>	
Figure IV.16. Intensité de Contraintes en surface et en front de fissure	61
Figure IV.17. Déformations suivant l'axe « X » tube et fissure (front et surface)	62
Figure IV.18. Déformations suivant l'axe « Y » tube et fissure (front et surface)	62
Figure IV.19. Déformations suivant l'axe « Z » en front et surface de fissure.....	62
Figure IV.20. Déformations Totale en Trois Dimensions tube et fissure.....	62
Figure IV.21. L'intensité de contraintes en front de fissure.....	63
Figure IV.22. Déformation suivant « X » en front de fissure.....	63
Figure IV.23. Déformation suivant « Y » en front de fissure.....	63
Figure IV.24. Déformation suivant « Z » en front de fissure.....	64

Figure IV.25. Déformation totale en front de fissure.....	64
Figure IV.26. Intensité de contraintes en front et surface de fissure.....	64
Figure IV.27. Déformations suivant l'axe « X» tube et fissure.....	64
Figure IV.28. Déformations suivant l'axe « Y» tube et fissure.....	64
Figure IV.29. Déformations suivant l'axe « Z » tube et fissure.....	65
Figure IV.30. Déformations Totale en Trois dimensions tube et front de fissure.....	65
Figure IV.31. L'intensité de contraintes front et surface de fissure.....	65
Figure IV.32. Déformation suivant « X » en front de fissure.....	66
Figure IV.33. Déformation suivant « Y » en front de fissure.....	66
Figure IV.34. Déformation suivant « Z » en front de fissure.....	66
Figure IV.35. Déformation totale en front de fissure.....	66
Figure IV.36. Intensité de contraintes en front et surface de fissure.....	67
Figure IV.37. Déformations suivant l'axe « X» tube et fissure.....	67
Figure IV.38. Déformations suivant l'axe « Y»tube et fissure.....	67
Figure IV.39. Déformations suivant l'axe « Z » du front et surface de fissure.....	68
Figure IV.40. Déformations totale en trois dimensions de tube et front de fissure.....	68
Figure IV.41. L'intensité de contraintes en front de fissure.....	68
Figure IV.42. Déformation suivant « X » en front de fissure.....	69
Figure IV.43. Déformation suivant « Y » en front de fissure.....	69
Figure IV.44. Déformation suivant « Z » en front de fissure.....	69
Figure IV.45. Déformation totale fonction en front de fissure.....	69

Pour deuxième cas

Figure IV.46. Intensité de contraintes en frot et surface de fissure.....	69
Figure IV.47. Déformations suivant l'axe « X» tube et fissure (front et surface)	70
Figure IV.48. Déformations suivant l'axe « Y» tube et fissure (front et surface)	70
Figure IV.49. Déformations suivant l'axe « Z » tube et fissure (front et surface)	70
Figure IV.50. Déformations Totale en Trois Dimensions du tube et de fissure (front et surface).....	70

Pour troisième cas

Figure IV.51. L'intensité de contraintes en front de fissure.....	71
Figure IV.52. Déformation suivant « X » en front de fissure.....	71
Figure IV.53. Déformation suivant « Y » en front de fissure.....	71
Figure IV.54. Déformation en front de fissure.....	71
Figure IV.56. Intensité de contraintes en Front et surface de fissure.....	72
Figure IV.57. Déformations suivant l'axe « X» tube et fissure (front et surface).....	72
Figure IV.58. Déformations suivant l'axe « Y» tube et fissure (front et surface)	72
Figure IV.59. Déformations suivant l'axe « Z» tube et fissure.....	72
Figure IV.60. Déformations totale en trois dimensions tube et fissure.....	72
Figure IV.61. Intensité de contraintes en front de fissure.....	73
Figure IV.62. Déformation suivant « X » en front de fissure.....	73
Figure IV.63. Déformation suivant « Y » en front de fissure.....	73
Figure IV.64. Déformation en front de fissure.....	73
Figure IV.65. Déformation totale en front de fissure.....	73

Pour quatrième cas

Figure IV.66. Intensité de contraintes en front et en surface de fissure.....	74
Figure IV.67. Déformations suivant l'axe « X» tube et fissure (front et surface)	74
Figure IV.68. Déformations suivant l'axe « Y» tube et fissure (front et surfa.....	74
Figure IV.69. Déformations suivant l'axe « Z » tube et fissure.....	74
Figure IV.70. Déformations totale en trois dimensions tube et de fissure.....	74
Figure IV.71. Intensité de contraintes en front de fissure.....	75
Figure IV.72. Déformation suivant « X » en front de fissure.....	75
Figure IV.73. Déformation suivant « Y» en front de fissure.....	75
Figure IV.74. Déformation suivant « Z » en front de fissure.....	75
Figure IV.75. Déformation totale en front de fissure.....	75

Pour cinquième cas

Figure IV.76. Intensité de contraintes en front et surface de fissure.....	76
Figure IV.77. Déformations suivant l'axe « X» tube et fissure.....	76

Figure IV.78. Déformations suivant l'axe « Y » tube et fissure.....	76
Figure IV.79. Déformations suivant l'axe « Z » tube et fissure.....	76
Figure IV.80. Déformations totale en trois dimensions de tube et front de fissure.....	76
Figure IV.81. Intensité de contraintes en front de fissure.....	77
Figure IV.82. Déformation suivant « X » en front de fissure.....	77
Figure IV.83. Déformation suivant « Y » en front de fissure.....	77
Figure IV.84. Déformation suivant « Z » fonction en front de fissure.....	77
Figure IV.85. Déformation totale en front de fissure.....	77

Pour sixième cas

Figure IV.86. Intensité de Contraintes en Front et surface de fissure.....	78
Figure IV.87. Déformations suivant l'axe « X » tube et fissure.....	78
Figure IV.88. Déformations suivant l'axe « Y » tube et fissure.....	78
Figure IV.89. Déformations suivant l'axe « Z » tube et fissure.....	78
Figure IV.90. Déformations totale en trois dimensions de tube et front de fissure.....	78
Figure IV.91. Intensité de contraintes en front de fissure.....	79
Figure IV.92. Déformation suivant « X » en front de fissure.....	79
Figure IV.93. Déformation suivant « Y » en front de fissure.....	79
Figure IV.94. Déformation suivant « Z » fonction en front de fissure.....	79
Figure IV.95. Déformation Totale en front fissure.....	79

Figure IV.96. Comparaison entre les trois valeurs du facteur d'intensité de contrainte en Front de fissure (1^{ier} cas) sous les charges ($p_1=30\text{Mpa}$, $p_2=70\text{Mpa}$, $p_3=700\text{Mpa}$)80

Figure IV.97. Comparaison entre les trois valeurs d'intensité de contraintes en Front de fissure semi elliptique, $a/t=0.2$, pression uniforme $p=700\text{MPa}$80

Figure IV.98. Comparaison entre les trois valeurs d'intensité de contraintes en Front de fissure semi elliptique, $a/t=0.8$, pression uniforme $p=700\text{MPa}$81

Figure IV.99. Le positionnement du point le plus profond en front de fissure.....82

Figure IV.100. (a).forme de fissure semi-elliptique initiale sans charge, (b).forme de fissure
Semi-elliptique sous charge.83

Figure IV.101. Incrément sur le front de fissuration sous l'effet d'un chargement de pression
interne.....84

Figure IV.102. Schéma représentant la sensibilité du front de fissure par rapport à
la surface84

Sommaire

Remerciements	I
Résumé.....	ii
Nomenclature	v
Liste des tableaux.....	vi
Liste des figures.....	vii
INTRODUCTION GÉNÉRALE.....	2
<u>CHAPITRE I : GÉNÉRALITÉS SUR LA MÉCANIQUE DE LA RUPTURE ET FISSURATION.</u>	
I.1. APERÇU HISTORIQUE SUR LA MECANIQUE DE LA RUPTURE.....	5
I.2. MÉCANISMES ET MODÈLES DE FISSURATION.....	8
I.3. MODES DE RUPTURE	9
I.4. UTILISATION DE LA MECANIQUE DE LA RUPTURE EN CONCEPTION.....	9
I.2.1. Le Critère d’Energie.....	10
I.2.2. Critères de rupture et de propagation.....	13
I.2.3. Critères d'amorçage.....	13
I.4.4. Plasticité en front d’entaille	14
I.4.5. Loi de fissuration par fatigue (propagation)	16
I.4.6. Influence de l’état de contraintes sur la taille de la zone plastique.....	18
I.4.7. Forme et taille de la zone plastique.....	18
I.4.8. Effet cyclique : chargement, déchargement.....	19
<u>CHAPITRE II : LES FISSURES ET RUPTURES DES TUBES CYLINDRIQUES SOUS PRESSION.</u>	
II.1. INTRODUCTION.....	23
II.2. DIMENSIONNEMENT D’UN TUBE SOUS PRESSION CONCEPT DE FUITE AVANT RUPTURE	23

II.3. DIFFERENTS TYPES DE FISSURES.....	26
II.4. MODE DE RUPTURE DANS LES TUYAUX CYLINDRIQUES SOUS PRESSION.....	27
II.4.1. Matériaux constitutifs en fabrication des tubes.....	27
II.4.2. Causes des défaillances des tubes	30
II.4.3. Facteur de sécurité	31
II.5. MÉTHODES SIMPLIFIÉES D'ÉVALUATION DE LA RÉSISTANCE À LA RUPTURE DES TUBES FISSURÉS.....	32
II.5.1. Méthodes d'évaluation de la résistance à la rupture fragile.....	32
II.5.2. Méthodes d'évaluation de la résistance à la rupture	34

CHAPITRE III : CALCUL DU FACTEUR D'INTENSITE ET L'INTENSITE DE CONTRAINTES EN TROIS DIMENSIONS.

III.1. INTRODUCTION.....	39
III.2. LES MÉTHODES DE CALCUL DU FACTEUR D'INTENSITE ET L'INTENSITE DE CONTRAINTE EN TROIS DIMENSIONS	40
III.2.1. Travaux de Kobayashi & al.....	40
III.2.2. Travaux de Heliot et Labbens.....	42
III.2.3. Travaux de Bergman.....	43
III.2.4. Travaux de mc Gowan & Raymund.....	46
III.2.5. Travaux de Newman & Raju.....	47
III.3. CONCLUSION.....	50

CHAPITRE IV: SIMULATIONS ET RESULTATS

IV.1. INTRODUCTION	52
IV.2. VALIDATION	53
IV.2.1. Dimensionnement de la structure.....	53
IV.2.2. Propriétés du matériau utilisé.....	54
IV.2.3. Les conditions aux limites.....	55
IV.3. LES RESULTATS DE SIMULATION.....	57

IV.3.1. Résultats du premier cas.....	61
IV.3.2. Résultats du deuxième cas.....	69
IV.3.3. Résultats du troisième cas.....	72
IV.3.4. Résultats du quatrième cas.....	74
IV.3.5. Résultats du cinquième cas.....	76
IV.3.6. Résultats du sixième cas.....	78
IV.4. DISCUSSION DES RESULTATS	82
CONCLUSION GÉNÉRALE.....	87
REFERENCES BLIOGRAPHIQUES.....	91

INTRODUCTION GÉNÉRALE

Introduction générale

Assurer l'intégrité des structures et composants industriels de grande taille passe par la considération de la présence de défauts et par la détermination des conditions d'amorçage, de propagation et d'arrêt des fissures dues à la présence de ces défauts [1].

Dans les secteurs industriels, les canalisations ont été employées en tant que moyens les plus économiques et les plus sûres pour transporter du pétrole et du gaz. Cependant, le nombre d'accidents a considérablement augmenté avec le nombre croissant de leur utilisation [8]. Donc Les canalisations sont des éléments de structures industrielles dont les avarie entraînent des risques pour les vies humaines et l'environnement écologique associé à des pertes d'exploitation avec souvent un préjudice financier qui peut être considérable [2].

Et La présence d'une fissure dans un équipement sous pression nécessite, pour des raisons de sécurité évidentes, de connaître de manière précise son degré de nocivité. Lorsque cette fissure se propage, sous chargement cyclique, il est important d'évaluer rapidement l'évolution de ce degré de nocivité et plus concrètement la durée de vie résiduelle de la structure fissurée [3].

L'examen des incidents sur tuyauteries ou tube cylindriques montre que dans un certain nombre de situations, les méthodes traditionnelles de calcul de résistance ne permettent pas un dimensionnement fiable.

Les cas les plus fréquents sont relatifs à des incidents amorcés à parti de défauts issus soit de l'élaboration du matériau, soit de la fabrication, de l'assemblage, de la réparation ou des conditions d'exploitation des tubes et qui ont conduit à la naissance et à la propagation de fissures superficielles ou traversantes suivie de fuite. La nécessité de prendre en compte simultanément les paramètres de la résistance à la rupture du matériau, la taille du défaut préexistant ou après son développement ainsi que le niveau de contrainte ou de pression conduit à aborder ce problème avec les concepts de la mécanique des ruptures. En outre, il convient de considérer les différentes étapes du développement de la fissuration qui conduira

à une différente étape du développement de la fissuration qui conduira à une rupture finale : amorçage, croissance sous critique puis critique.

C'est cette approche qui permet de connaître la dimension d'un défaut initial admissible pour une durée de vie espérée, la durée de vie réelle et les dimensions critiques de la fissure qui conduiront à la fuite [4].

La propagation en fatigue d'une fissure, à partir d'un défaut initial existant dans une structure tridimensionnelle chargée mécaniquement, est caractérisée par le fait que le défaut prend ensuite une forme semi-elliptique qui évolue au cours du temps.

La sécurité des constructions et notamment celle des réservoirs ou des tubes cylindriques sous pression interne nécessite de connaître l'évolution de ces défauts au cours du chargement cyclique. Les concepts du défaut elliptique au cours de la fissuration nécessitent donc la connaissance de la loi de propagation [5].

Le but de notre étude de recherche est d'examiner la loi de fissuration en trois dimensions d'un tube cylindrique sous pression interne par la méthode d'éléments finis, on utilise pour cela un code spécial « ANSYS » pour calculer les valeurs d'intensité de contraintes le long du front fissure semi elliptique dans un tube cylindrique sous pression uniforme. Certains résultats obtenus ont été comparés notamment avec la solution développée par « Bergman ».

Cette étude illustrée dans ce mémoire est composée d'une recherche bibliographique, de quatre chapitres et d'une conclusion. Au premier chapitre, on a essayé de donner quelques généralités sur la mécanique de la rupture. Le deuxième chapitre est consacré à la fissuration leur origine et au mode de rupture des tubes cylindriques sous pression interne. Alors que le troisième chapitre, est réservé aux différentes méthodes de calculs du facteur d'intensité des contraintes et aux méthodes expérimentales qui ont été développées. Au quatrième chapitre, la simulation de la fissure semi elliptique sur un tube cylindrique a été considérée. Des résultats ont été obtenus le long du front de la fissure, comme la concentration des contraintes ainsi que les déformations. En dernier nous présentons les résultats et discussions et nous terminons par une conclusion générale.

CHAPITRE I

GÉNÉRALITÉS SUR LA MÉCANIQUE DE LA RUPTURE ET FISSURATION

Chapitre I

Généralités sur la mécanique de rupture et fissuration

I.1. Aperçu historique sur la mécanique de la rupture

Eviter la rupture n'est pas en soi une idée nouvelle. Les concepteurs des structures de l'Égypte des pharaons (pyramides) ou ceux de l'empire romain nous ont laissé des édifices que l'on peut encore contempler ce qui prouve bien qu'ils avaient le souci d'éviter la ruine des structures. Les matériaux utilisés avant la révolution industrielle étaient cependant limités pour l'essentiel au bois de construction, à la pierre ou à la brique et au mortier. La brique et le mortier sont relativement fragiles lorsqu'on les utilise en traction ; les structures anciennes qui ont résisté au temps, étaient chargées en compression (pyramides, ponts romains...) et de façon générale toutes les structures de l'époque qui précède la révolution industrielle étaient conçues pour des chargements en compression. Il a fallu attendre la révolution industrielle au début du 19^e siècle, avec l'utilisation de l'acier dont les propriétés mécaniques permettaient de concevoir des structures pouvant résister à des charges de traction. La comparaison des anciens ponts romains avec les ponts modernes de structure métallique montre bien que les premiers étaient chargés en compression alors que les seconds le sont plutôt en traction.

L'utilisation de nouveaux matériaux ductiles (acier et autres alliages métalliques) pour des chargements en traction conduisit cependant à quelques problèmes ; des ruptures se produisaient parfois pour des niveaux de charges bien inférieurs à la limite d'élasticité ; on a dans un premier temps essayé d'éviter ces risques de ruptures en sur dimensionnant les structures, mais la nécessité d'alléger de plus en plus les structures et de réduire les coûts conduisit au développement des recherches sur la mécanique de la rupture.

Les premiers essais de rupture ont été menés par Léonard de Vinci bien avant la révolution industrielle, qui a montré que la résistance à la traction de fils de fer variait inversement avec leur longueur. Ces résultats suggéraient que les défauts contenus dans le matériau contrôlaient sa résistance ; plus le volume est important (fil de fer long) plus la probabilité de présence de fissure par exemple est importante.

Cette interprétation qualitative fût précisée plus tard en 1920 par Griffith qui établit une relation directe entre la taille du défaut et la contrainte de rupture. S'appuyant sur les travaux

d'Inglis, Griffith appliqua l'analyse des contraintes autour d'un trou elliptique à la propagation instable d'une fissure ; il formule ainsi à partir du premier principe de la thermodynamique, une théorie de la rupture. Selon cette théorie, un défaut devient instable et conduit à la rupture lorsque la variation d'énergie liée à une propagation du défaut atteint l'énergie spécifique du matériau. Cette théorie prédit correctement la relation entre la contrainte de rupture et la taille du défaut dans les matériaux fragiles. Dans les matériaux ductiles et notamment les alliages métalliques, l'avancée d'un défaut s'accompagne d'une importante dissipation d'énergie due à la plastification qui se développe à l'extrémité d'une fissure et la théorie de Griffith qui ne considère que l'énergie de création de surface ne peut en rendre compte. Il a fallu attendre les travaux d'Irwin en 1948 qui proposa une modification de la théorie de Griffith en incluant justement dans le bilan énergétique, l'énergie due à la plastification, pour que l'approche de Griffith soit applicable aux matériaux ductiles.

La mécanique de la rupture passa du stade de curiosité scientifique à celui d'une discipline scientifique largement utilisée dans l'ingénierie de la construction, après ce qui arriva aux bateaux de la liberté lors de la deuxième guerre mondiale. Le principe de conception de ces bateaux avec une coque entièrement soudée constituait un grand succès jusqu'au jour où un de ces navires se fissura en deux parties entre la Sibérie et l'Alaska dans une mer très froide. Une dizaine d'autres navires sur les 2700 en service, subira ensuite le même sort. Les analyses des causes de rupture montraient que celles-ci étaient dues à la combinaison de trois paramètres :

- ✚ les joints de soudures contenaient des fissures,
- ✚ la plupart de ces fissures qui conduisaient à la rupture, se développaient à partir de zones de forte concentration de contrainte,
- ✚ l'acier de construction utilisé pour ces bateaux, qui convenait pour les assemblages par rivetage où il n'y avait pas de risque qu'une fissure traverse toute la coque, avait une faible ténacité.

Dès l'instant où la cause des ruptures était clairement identifiée, des plaques en acier de meilleure ténacité furent rivetées près des zones de forte concentration des contraintes pour arrêter la propagation des fissures. On développa ensuite des aciers de forte ténacité et on améliora le procédé de soudage ; c'est dans ces années après guerre qu'un groupe de chercheurs dirigé par Irwin étudia en détail le problème de la rupture au laboratoire national de recherche de la marine américaine.

Irwin considéra que les outils fondamentaux pour étudier la rupture existaient et proposa en 1948, une extension de l'approche de Griffith aux matériaux ductiles en y incluant le terme de dissipation d'énergie due à l'écoulement plastique près des extrémités d'une fissure. Il développa ensuite en 1956 le concept de taux de restitution d'énergie à partir toujours de la théorie de Griffith mais sous une forme facilement exploitable par les concepteurs de structures. En 1957, s'appuyant sur les travaux de Westergaard qui analysa les champs de déplacements et de contraintes élastiques près de l'extrémité d'une fissure sous chargement donné, Irwin montra que les déplacements et les contraintes au voisinage de l'extrémité d'une fissure peuvent être décrits à l'aide d'un paramètre unique qui était relié au taux de restitution d'énergie ; ce paramètre issu de la mécanique linéaire de la rupture, est le facteur d'intensité des contraintes (FIC).

Les nouveaux concepts de la mécanique de la rupture furent ensuite utilisés pour montrer que la plupart des ruptures dans les fuselages d'avions étaient dues à des fissures de fatigue qui atteignaient une taille critique. Ces fissures prenaient naissance près des hublots dans les coins qui constituent des zones de forte concentration des contraintes. Les ruptures qui se produisaient dans les essieux d'engins roulants ou encore dans les rotors des turbines à vapeur furent aussi expliquées grâce à l'application de ces nouveaux concepts. Le concept de FIC fut également utilisé par Paris pour décrire la propagation des fissures de fatigue et progressivement les courbes de propagation des fissures de fatigue proposées par ces auteurs remplacèrent les courbes d'endurance pour une meilleure prédiction des durées de vie des structures.

La période entre 1960 et 1980 vit une intensification des recherches sur la rupture avec deux écoles qui s'affrontaient. D'une part les tenants de l'approche utilisant la mécanique linéaire de la rupture et ceux qui s'intéressaient essentiellement à la plastification qui se développe à l'extrémité d'une fissure. La mécanique linéaire de la rupture cesse d'être valable lorsqu'une plastification importante précède la rupture. Pour tenir compte de l'effet de cette plastification sur les champs de contraintes et de déplacements à l'extrémité d'une fissure, plusieurs auteurs (Irwin, Dugdale et Barenblatt ...) proposèrent ce qu'on appelle une correction de zone plastique ; la taille de la fissure est alors augmentée de cette zone plastique pour retrouver les champs de contraintes élastiques décrits par le FIC.

Wells, un des représentants de la deuxième école, proposa en 1961 le déplacement à fond de fissure - ou CTOD « Crack Tip Opening Displacement » - comme paramètre alternatif à la

mécanique linéaire de la rupture ou plus précisément au concept de FIC, lorsque la plastification devient importante comme c'est le cas dans les matériaux très ductiles. Plus tard, Hutchinson, Rice et Rosengren (HRR) développèrent un nouveau paramètre appelé intégrale J pour mieux décrire la répartition des contraintes dans les zones plastifiées (champ HRR). Begley et Landes caractérisèrent la ténacité à l'aide du paramètre J et développèrent une procédure standard pour l'utilisation de cette intégrale dans des cas pratiques.

Les récents développements de la mécanique de la rupture montrent que si les recherches se sont cristallisées sur l'effet de la plastification dans la période entre 1960 et 1980, on s'intéresse actuellement plus aux comportements viscoplastique et/ou viscoélastique. Les premiers se rencontrent à température élevée lorsque les phénomènes de fluage deviennent importants alors que les seconds caractérisent les matériaux polymères de plus en plus utilisés dans l'industrie. L'apparition des nouveaux matériaux composites nécessita également l'utilisation des concepts de la mécanique linéaire de la rupture pour décrire leur comportement. Plus récemment encore, de nouvelles approches tentent de relier le comportement local à l'échelle microscopique au comportement global lors de la rupture d'un matériau. Ces approches micro-macro deviennent parfois nécessaires lorsqu'on atteint les limites d'utilisation des autres approches plus classiques.

L'objet de mécanique de la rupture est l'étude des évolutions de cette surface (propagation de la fissure) en fonction des chargements appliqués et des caractéristiques du matériau constituant.

I.2. Mécanismes et modèles de fissuration

Afin de prévoir la rupture des pièces mécaniques sollicitées en fatigue, beaucoup de laboratoires ont tenté, au moins pour des raisons pratiques, d'établir des lois empiriques de fissuration, utilisées au bureau d'étude.

Si les mécanismes propres à la fatigue commencent à peine d'être connus, l'influence de certains paramètres sur la vitesse de fissuration est généralement mieux définie. Nous pouvons les classer en deux catégories :

- Les paramètres intrinsèques qui dépendent du matériau lui-même. Module de Young, limite d'élasticité, propriétés cycliques et état métallurgique du matériau.

- Les paramètres extrinsèques qui dépend des conditions de l'essai, quel que soit le matériau étudié, température, environnement, dimension de l'éprouvette, rapport de charge R , etc.

I.3. Modes de rupture

Une fissure est définie comme la surface Σ séparant localement un solide en deux parties. Le champ des déplacements est alors discontinu à travers cette surface et les trois composantes vectorielles de cette discontinuité forment les trois modes de rupture (Figure. I.1) : le mode I pour une ouverture et le mode II pour un glissement plan (dans un cas tridimensionnel, le mode III pour un glissement anti-plan). Le cas réel est une superposition de ces modes, on parle alors de mode mixte [7].

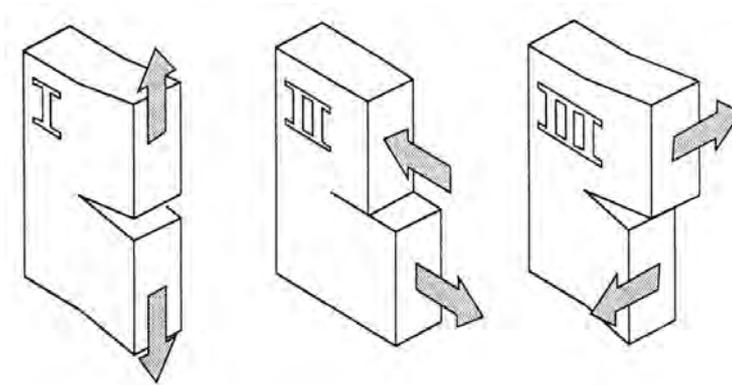


Figure. I.1. Les trois modes de rupture.

I.4. Utilisation de la mécanique de la rupture en conception

Le schéma figure I.2a compare l'approche classique pour le dimensionnement des structures basée sur la limite d'élasticité du matériau σ_E à l'approche utilisant le concept de ténacité K_C issu de la mécanique linéaire de la rupture (MLR).

Dans le premier cas, on dimensionne les structures pour que les contraintes appliquées σ restent inférieures à la limite d'élasticité ($\sigma < \sigma_E$). On utilise en général un coefficient de sécurité pour prévenir tout risque de rupture fragile ($\sigma < \alpha \sigma_E$ avec $\alpha < 1$). Cette approche est à deux variables σ et σ_E ; elle fait abstraction de l'existence d'éventuels défauts sous forme de microfissures par exemple.

L'approche basée sur la mécanique linéaire de la rupture est à trois variables : la contrainte appliquée, la ténacité KC qui remplace la limite d'élasticité et une variable additionnelle qui est la taille du défaut. Il y a cependant deux approches alternatives de la mécanique de la rupture : l'une utilisant le concept d'intensité des contraintes critique (ténacité du matériau) et l'autre un critère d'énergie. Ces deux approches sont équivalentes dans certaines conditions. On va les présenter brièvement avant de préciser les hypothèses qui les sous-tendent et de rentrer dans les détails des calculs qu'elles mettent en œuvre.

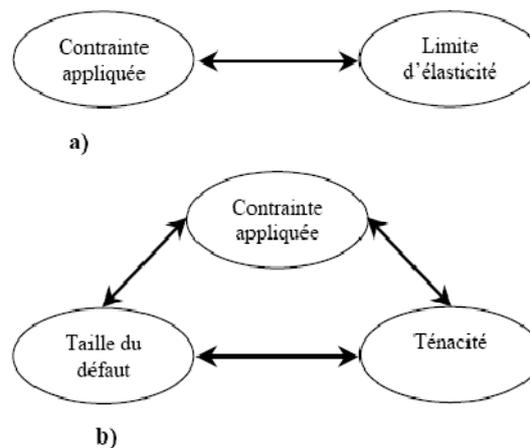


Figure. I.2. Comparaison de l'approche classique (a) et de l'approche utilisant la MLR (b)

I.4.1 Le Critère d'énergie

L'approche énergétique est basée sur le postulat suivant : l'extension d'une fissure qui conduit à la rupture se produit lorsque l'énergie fournie est suffisante pour vaincre la résistance du matériau : cette résistance se compose de l'énergie de création de surface, de l'énergie de plastification de l'extrémité de la fissure, et éventuellement d'autres types d'énergies dissipatives associées à la propagation d'une fissure.

Griffith fut le premier à proposer un critère d'énergie pour la rupture des matériaux fragiles, qui fut ensuite étendu aux matériaux ductiles par d'autres auteurs : Irwin et Orowan. L'énergie de Griffith notée G (qu'on appelle aussi taux de restitution d'énergie) est définie par la variation d'énergie par unité de surface fissurée, associée à la propagation d'une fissure dans un matériau linéaire élastique. La rupture se produit lorsque G atteint une valeur critique G_C ; G_C est une mesure de la ténacité du matériau.

Pour une fissure de longueur $2a$ (figure I.3) dans une plaque de dimensions infinies (ce qui équivaut à dire que la longueur de fissure est très petite par rapport aux dimensions de la plaque dans la plan de chargement), constituée d'un matériau de module d'Young E et soumise à une contrainte de traction, l'énergie de Griffith G par unité de surface fissurée est donnée par :

$$G = \frac{\pi (\sigma^\infty)^2 a}{E} \quad (\text{I. 1})$$

Si on continue à augmenter la contrainte appliquée σ^∞ , la rupture se produira lorsque l'énergie G atteint sa valeur critique pour une contrainte appliquée σ_R . On a alors d'après la relation précédente :

$$G_C = \frac{\pi \sigma_R^2 a}{E} \quad (\text{I. 2})$$

On peut noter qu'à valeur de G_C fixée, la contrainte à rupture σ_R varie avec $a^{-\frac{1}{2}}$; de même à G_C et σ^∞ fixées, la longueur critique de défaut a_C est donnée par :

$$a_C = \frac{E G_C}{\pi (\sigma^\infty)^2} \quad (\text{I. 3})$$

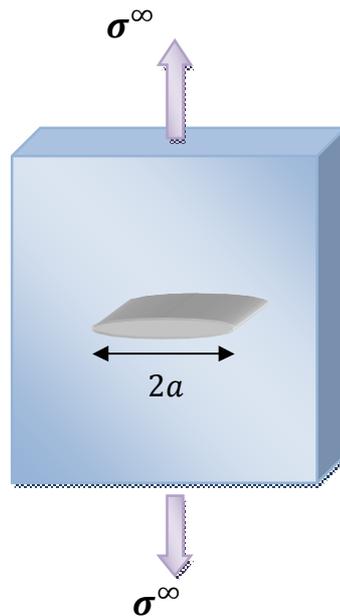


Figure. I.3. Fissure traversant de longueur $2a$ dans une plaque infinie.

La figure I.4 illustre bien la différence entre l'approche classique qui fait abstraction de l'existence d'une fissure (le critère de rupture est $(\sigma^\infty = \sigma_E)$) et l'approche par la MLR qui prend en compte la présence de la fissure (σ^∞ proportionnelle à $1/\sqrt{a}$). La zone de non rupture située sous les deux courbes représentant les approches précédentes, montre que de part et d'autre de la longueur de défaut a_0 , on utilisera l'une ou l'autre des approches.

L'énergie de Griffith G est la force motrice dans un matériau dont la résistance à la rupture est donnée par G_C . Par analogie avec l'approche basée sur la limite d'élasticité où c'est la contrainte qui joue le rôle de force motrice dans un matériau dont la résistance à la déformation plastique est donnée par la limite d'élasticité σ_E .

Cette analogie est utilisée aussi pour illustrer le concept de similitude. La limite d'élasticité d'un matériau mesurée à partir d'essais sur des éprouvettes de laboratoire est indépendante de la taille des éprouvettes et peut donc être utilisée pour des structures de tailles différentes dès lors que le matériau est raisonnablement homogène. Ce principe de similitude est une des hypothèses fondamentales de la mécanique de la rupture : la ténacité d'un matériau (mesurée par G_C) est indépendante de la taille et de la géométrie de la structure fissurée. Cette hypothèse de similitude reste valable tant que le comportement du matériau demeure linéaire élastique [7].

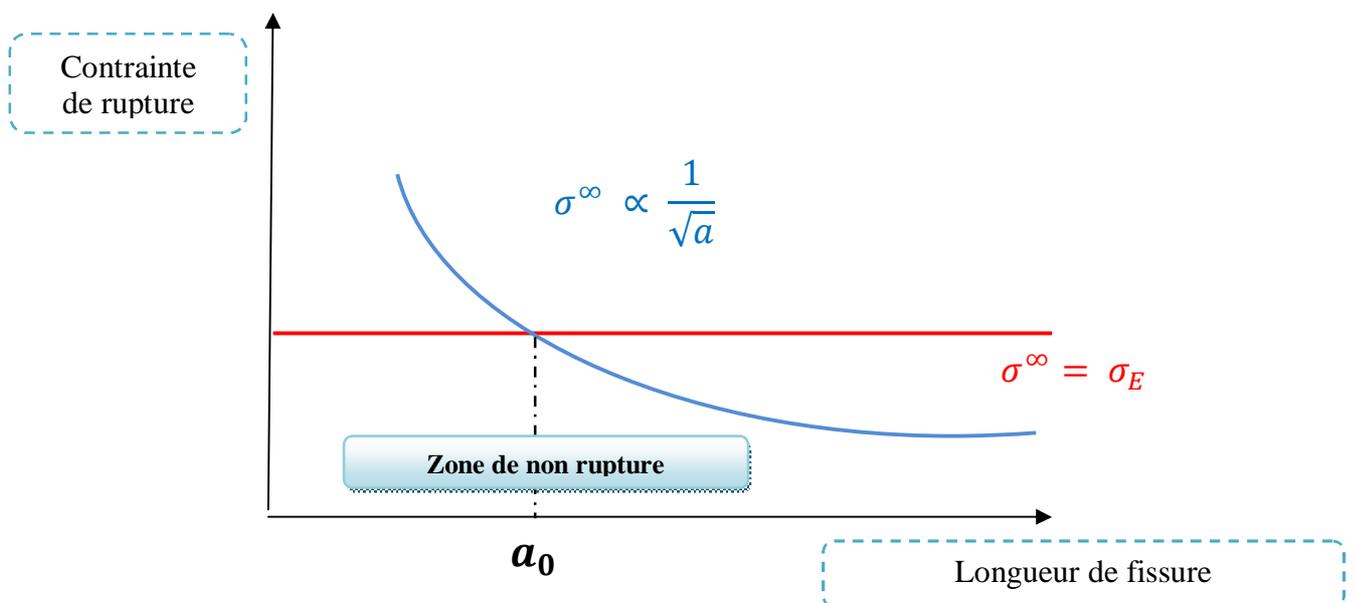


Figure. I.4. Comparaison entre l'approche classique et celle de la MLR.

I.4.2. Critères de rupture et de propagation

La définition des grandeurs facteurs d'intensité des contraintes K et taux de restitution d'énergie G suppose que ces grandeurs : propriété de structure (dynamique), gouvernent les mécanismes de rupture, à partir de critères sur les grandeurs caractéristiques ($G_C; K_C$) : propriété strictement de matériau (pas de notion de dynamique). Ces critères sont donc indispensables pour connaître les conditions d'évolution de la fissure et pour le dimensionnement en calcul des structures. Il existe différents types de critères sur les fissures. On distingue, entre autres, les critères [7] :

- Ø d'amorçage,
- Ø de propagation,
- Ø d'arrêt,
- Ø de bifurcation,
- Ø de branchement.

I.4.3. Critères d'amorçage

Pour l'amorçage, c'est-à-dire juste avant qu'une fissure, déjà existante, ne se propage, on choisit, en quasi-statique (Figure 1.5), communément un critère du type $G \leq G_C$ où G_C est un taux de restitution critique pour le matériau. Ceci est équivalent en mode I à un critère du type $K \leq K_C$.

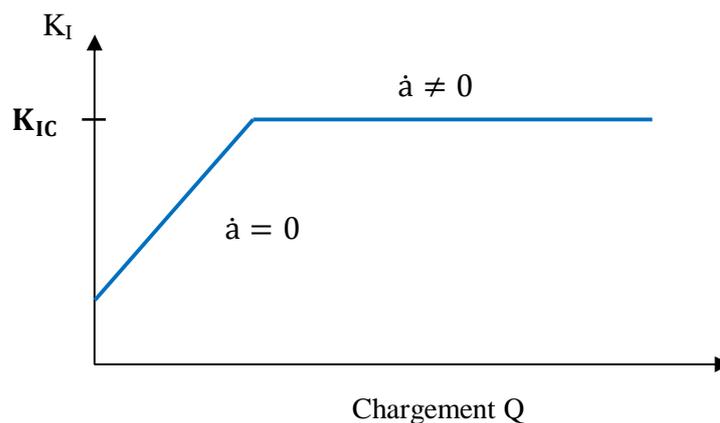


Figure. I.5 : Amorçage et propagation quasi-statique.

I.4.4. Plasticité en front d'entaille

A l'aide d'approches théoriques, on a cherché depuis longtemps à exprimer la vitesse de fissuration par fatigue en explicitant l'influence de certains paramètres mécaniques. A L'heure actuelle, les approches les plus prometteuses s'appuient sur :

- ü l'ouverture de fissure (COD) ;
- ü l'écrouissage cyclique à fond de fissure.

Dans les deux cas, la connaissance de la forme et de la taille de la zone plastifiée à fond de fissure est utile.

II.4.1.1. Contraintes et déformations en front de fissure

Avant d'aborder la question de la plasticité en fond de fissure, il convient de rappeler brièvement les résultats issus de la mécanique de la rupture, sur la formation de la zone plastifiée au bout d'une fissure.

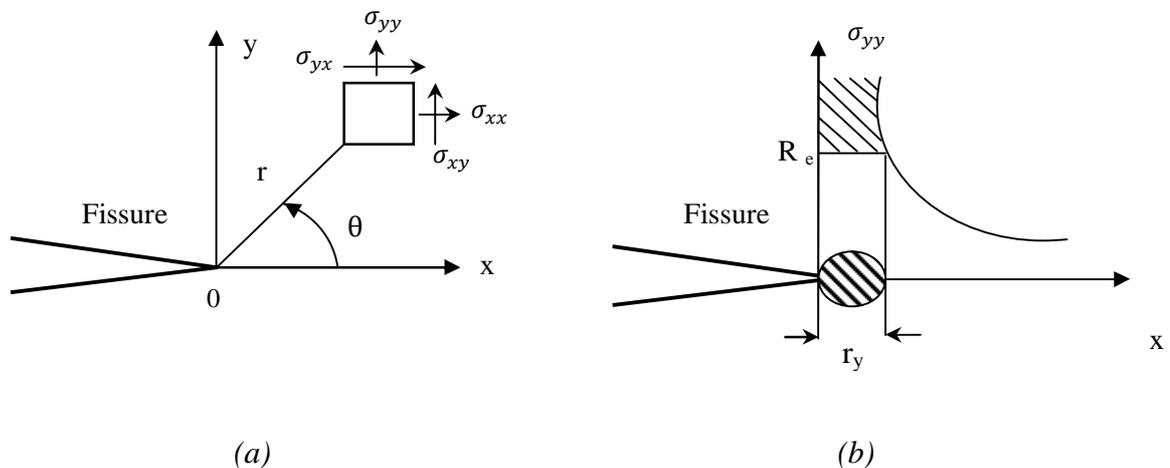


Figure. I.6. (a) champ de contraintes, (b) Première estimation de la zone plastifiée.

Dans ce mode de sollicitation (mode I), l'état de contraintes et de déformations en fond de fissure est donné dans le cadre de la mécanique linéaire de la rupture par les relations suivantes

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) \quad (i, j= x, y)$$

$$\varepsilon_{ij} = \frac{K_I}{E\sqrt{2\pi r}} g_{ij}(\theta, \nu)$$

$$\sigma_{ij} = 0 \quad \text{en contraintes planes}$$

$$\sigma_{zz} = \nu (\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) \quad \text{en déformations planes} \quad (I.4)$$

$$\varepsilon_{zz} = \frac{1}{E} [\sigma_{zz} - \nu (\sigma_{xx} + \sigma_{yy})]$$

Avec $K_I = \sigma_g \sqrt{\pi a}$: facteur d'intensité de contrainte

R, θ : coordonnées polaires d'un point en avant de pointe de la fissure

E : module d'Young

$f_{ij}(\theta)$: fonction de l'angle θ

$g_{ij}(\theta, \nu)$: fonction de l'angle θ et du coefficient de poisson ν

En contrainte planes, la composante σ_{zz} est nulle. De plus si l'on fait l'hypothèse simplificatrice que les composantes σ_{xx} et σ_{xy} n'interviennent pas dans la plastification en fond de fissure, la seule composante active est donc $\sigma_1 = \sigma_{yy}$, pour $\theta = 0$, $f_{ij}(\theta = 0) = 1$ et on a :

$$\sigma_1 = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \quad (I.5)$$

Au cours du chargement, la contrainte σ_1 atteint localement la limite d'élasticité R_e , il y aura alors plastification à la pointe de la fissure dans une zone telle que :

$$\sigma_1 = R_e = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r_y}} \quad (I.6)$$

Soit :

$$r_y = \frac{K_I^2}{2\pi R_e^2} \quad (I.7)$$

Ce modèle simple défini par Irwin, en contraintes planes, fait l'hypothèse que la forme de la zone plastique est circulaire (Figure. I.5.b). et que le matériau est élastique parfaitement plastique. En réalité, la taille de cette zone dépend de nombreux paramètres tels que le coefficient d'écroutissage, l'état de contraintes, le mode de rupture, etc [2].

I.4.5. Loi de fissuration par fatigue (propagation)

Dans les cas habituels, la fissure progresse avec un taux de croissance par cycle da/dN qui augmente avec la longueur de la fissure. Si la fissure initiale est non compatible avec le chargement appliqué, un certain nombre de cycles sont nécessaires pour initier la propagation et lorsque la longueur de fissure associée à l'effort remplit les conditions d'instabilité, il y a rupture brutale [12].

Nous nous limitons au cas de la propagation d'une fissure plane, étant donné que le bloc-fissure a été construit sur la base d'un défaut plan semi-elliptique. La modélisation de la propagation en 3D est basée sur l'utilisation de la loi de Paris (Paris et al.(1963)) en chaque nœud du front de fissure dans le plan normal au front. On décrit ainsi l'avancement de chaque point du front de fissure en considérant seul l'effet du mode I prépondérant :

$$\frac{da}{N} = C \tag{I.8}$$

Dans cette formule, « a » représente la profondeur de la fissure, « N » le nombre de cycles, et $\Delta K = K_{max} - K_{min}$ la variation du facteur d'intensité de contrainte au cours d'un cycle de chargement. « C » et « m » sont des grandeurs caractéristiques du matériau [1].

Le taux de croissance d'une fissure peut être déterminé par une loi de propagation qui est basée essentiellement sur le facteur d'intensité des contraintes de la fissure. Paris et al. (1961) ont défini une loi macroscopique de propagation de fissure qui donne une relation entre le taux de croissance de fissure et la variation du facteur d'intensité des contraintes ΔK . Au cours des années, cette loi a beaucoup évolué pour prendre en compte l'effet de différents Paramètres sur le taux de croissance des fissures (figure I.7). Il existe bien d'autres lois similaires, mais la simplicité et la forme générale conduit les chercheurs à utiliser le plus fréquemment pour leurs calculs la loi de Paris proprement dite, après en avoir mesuré expérimentalement les paramètres de fissuration C et m.

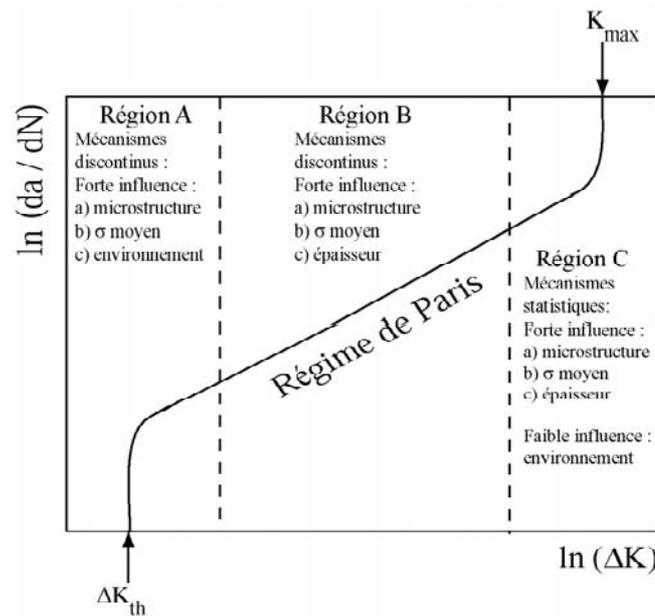


Figure. I.7. Représentation générale de l'évolution du taux de croissance de fissure en fonction de l'amplitude du facteur d'intensité des contraintes : $da/dN = f(\Delta K)$. (Bathias et Baïlon 1981).

- § La présence de la zone de plasticité confinée crée un état de compression de chaque côté de la fissure ce qui tend à refermer la fissure. Cette fermeture peut ralentir la propagation de la fissure ;
- § Lors de l'essai de fissuration par fatigue, la fissure peut rester partiellement fermée sur une portion du chargement cyclique (figure I.8). Ainsi l'amplitude de contrainte réellement subie par la fissure dépend de la portion du chargement sur laquelle la fissure reste ouverte. On introduit donc la notion de variation effective du facteur d'intensité des contraintes et on réécrit la loi de Paris en fonction de celle-ci [12].

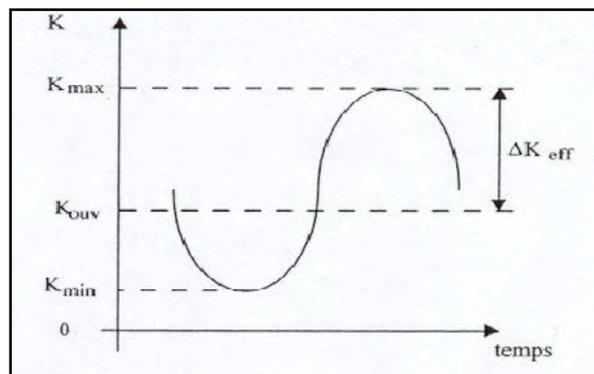


Figure I.8. L'amplitude effective du facteur d'intensité des contraintes.

I.4.6. Influence de l'état de contrainte sur la taille de la zone plastique

Dans la zone plastique en déformations planes, selon le critère de Von Mises, la limite d'élasticité peut être multipliée par un facteur de quelques unités en raison du confinement de la plasticité. Broek a proposé d'utiliser un facteur d'entrave à la plasticité défini par la relation : $L = \sigma_{\max}/R_e$ est égal à trois. En déformation planes, l'équation (I.7) devient :

$$r_{y,DP} = \frac{K_I^2}{2\pi (LRe)^2} = \frac{K_I^2}{18\pi Re^2} \quad (I.9)$$

On voit donc que la taille de la zone plastique en déformation planes $r_{y,DP}$ est 9 fois que celle en contraintes planes. Comme les surfaces de l'éprouvette ne sont pas en déformations planes, la valeur moyenne du facteur d'entrave à la plasticité est inférieure à trois.

I.4.7. Forme et taille de la zone plastique

Irwin a proposé que la forme de la zone plastique soit circulaire. En réalité et en mode I la zone plastique est constituée de deux ailes. Plus récemment, Banks et al ont effectué une étude sur la forme et la taille de la zone plastifiée en utilisant le critère de Von Mises. La zone plastifiée est exprimée par la relation suivante :

$$r_m = \alpha \left(\frac{K_I^2}{Re^2} \right) \quad (I.10)$$

α est un paramètre fonction de l'angle θ et de l'état de contraintes :

$$\alpha = \frac{1}{4\pi} \left(1 + \cos\theta + \frac{3}{2} \sin^2\theta \right) \quad \text{en C. P.} \quad (I.11)$$

$$\alpha = \frac{1}{4\pi} \left[(1 - 2\nu)^2 (1 + \cos\theta) + \frac{3}{2} \sin^2\theta \right] \quad \text{en D. P.} \quad (I.12)$$

Les valeurs de α sont reportées dans le tableau (I.1). Aux points A, B, et C définis dans la figure (I-9).

Etat de contraintes	Valeurs de α		
	A	B	C
C.P.	$1/2\pi$ ($\theta_A=0$)	$1/2\pi$ ($\theta_B=0$)	$\pm 0,205$ ($\theta_C = \pm 80^\circ$)
D.P. ($\nu = 1/3$)	$0,0175$ ($\theta_A=0$)	$0,054$ ($\theta_B = \pm 51^\circ$)	$\pm 0,129$ ($\theta_C = \pm 80^\circ$)

Tableau I.1. Valeurs particulières de α .

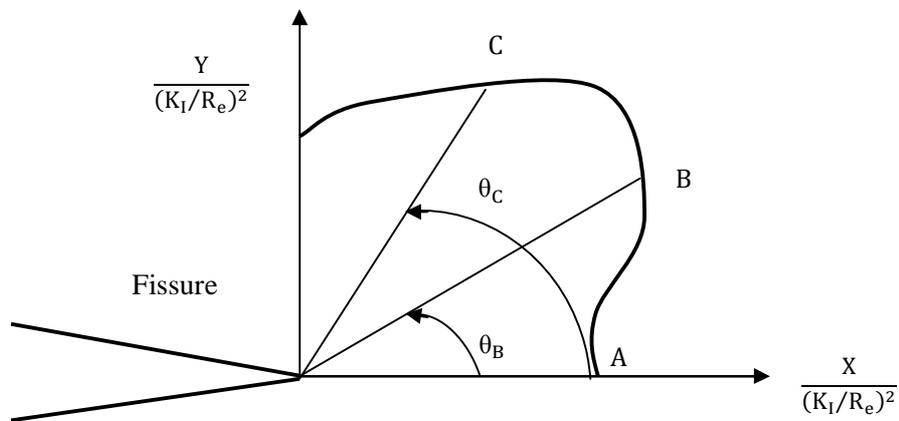


Figure I.9. Définition des valeurs particulières de α selon Banks et al.

I.4.8. Effet cyclique : chargement, déchargement

La plastification cyclique à la pointe de la fissure due au chargement et rechargement joue un rôle important en fatigue notamment en raison du fait qu'elle induit le phénomène de

fermeture de fissure. Une première solution de ce problème a été proposée par Rice qui utilisait une méthode de superposition.

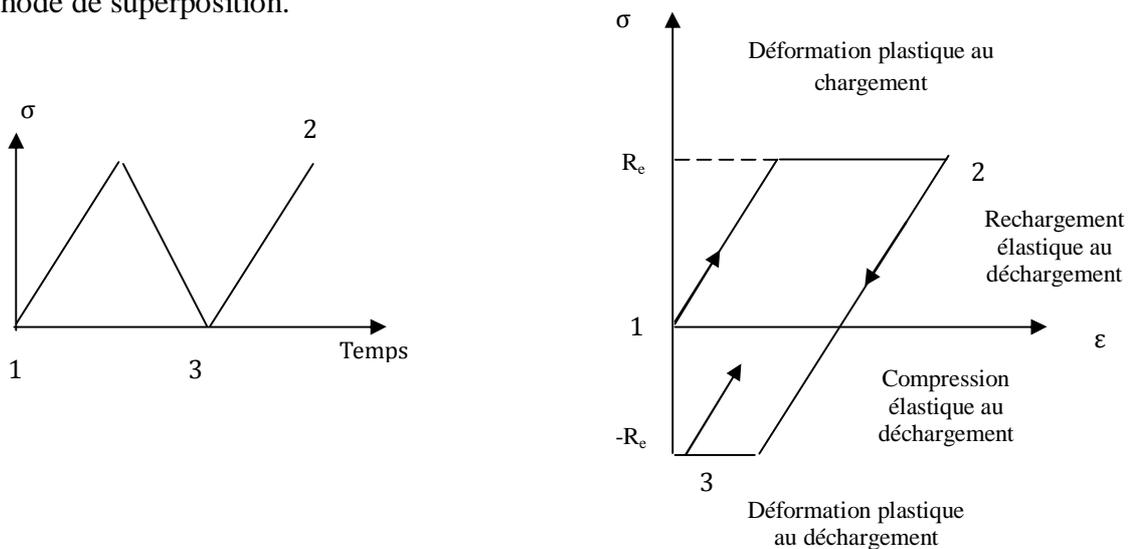


Figure I.10. Mécanisme de la plastification cyclique en fond de fissure de fatigue selon Rice.

La figure (I-10) montre schématiquement comment se forment les zones plastifiées à la pointe d'une fissure de fatigue lors d'un chargement de traction cyclique. Lors du chargement, on a plastification quand la limite d'élasticité est atteinte localement et lors du déchargement, l'amplitude de la contrainte localisée dans la zone plastique pour retrouver la plastification est alors égale au double de la limite d'élasticité. En considérant que l'amplitude

du chargement $\Delta K = K_{max} - K_{min}$ [voir figure (I-8)], l'équation (I-4) peut s'écrire sous la forme :

$$\Delta\sigma_{ij} = 2R_e \cdot F_{ij} \left(r/a, \theta, \frac{\Delta\sigma_g}{2R_e} \right) \quad (i, j= x, y) \quad (I.13)$$

$$\Delta\varepsilon_{ij} = 2\varepsilon_y \cdot G_{ij} \left(r/a, \theta, \frac{\Delta\sigma_g}{2R_e} \right)$$

La taille de la zone plastique cyclique, pour un matériau élastique parfaitement plastique vaut :

$$r_c = \frac{1}{4} \cdot \frac{\Delta K_I^2}{2\pi\sigma_g^2} \quad (I.14)$$

Lorsque le rapport de contraintes R vaut zéro, c'est-à-dire lorsque $\Delta K = K_{I_{max}}$, nous avons, quelque soit le matériau, la relation suivante:

$$r_c = \frac{1}{4} \cdot r_y \quad (I.15)$$

CHAPITRE II

LES FISSURES ET RUPTURES DES TUBES CYLINDRIQUES SOUS PRESSION

Chapitre II

Les Fissures et ruptures des tubes cylindriques sous pression

II.1. Introduction

La fissuration n'est pas une maladie, mais le symptôme d'une maladie, Aucun médecin praticien n'est spécialiste en fièvre ; on élimine la fièvre en soignant les maladies les plus diverses, En effet, la faible capacité de déformation et la faible résistance en traction, compression ou en pression..., rendent les matériaux très sensibles à la fissuration.

Une fissure est définie comme la surface Σ séparant localement un solide en deux parties. Le champ des déplacements est alors discontinu à travers cette surface. L'objet de mécanique de la rupture est l'étude des évolutions de cette surface (propagation de la fissure) en fonction des chargements appliqués et des caractéristiques du matériau constituant [1].

La présence d'une fissure dans une structure présente une flexibilité locale qui affecte la réponse dynamique, d'ailleurs, une fissure de fatigue est une fissure qui s'ouvre et se ferme dans le temps selon les conditions de charge et l'amplitude de la vibration [6].

II.2. Dimensionnement d'un tube sous pression concept de fuite avant rupture

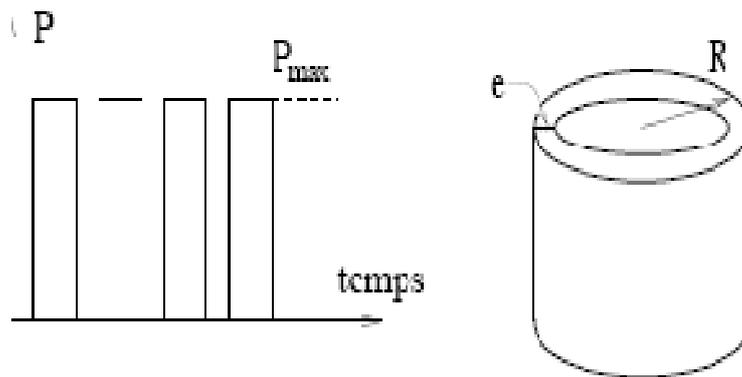


Figure. II.1. Schématisation du cycle de chargement et de la géométrie.

L'installation d'une soufflerie supersonique comporte une vingtaine de cylindres soumis à des cycles de pression interne.

On cherche à dimensionner les cylindres, c'est-à-dire à déterminer l'épaisseur optimale du tube qui n'entraîne aucun risque de rupture possible pour une pression test de deux fois la pression de service. Pour cela on analysera les différents risques de rupture suivants :

1. rupture par charge limite
2. rupture par fissuration critique
3. propagation de fissure par fatigue.

Donner les différentes composantes du tenseur des contraintes en supposant que le tube est mince.

La contrainte orthoradiale $\sigma_{\theta\theta}$ est largement plus grande que toutes les autres dès lors que e/R est petit devant 1. On considérera donc un état de contrainte uniaxiale, avec pour seule composante non nulle

$$\sigma_{\theta\theta} = PR/e.$$

Soit σ_y la limite d'élasticité du matériau, supposée égale à la contrainte ultime à rupture (matériau élastique-parfaitement plastique). Etablir le critère en « P » et « e » afin que le réservoir reste toujours en deçà de la charge limite.

Pour prévenir la rupture par charge limite, il faut que $\sigma_{\theta\theta}$ reste inférieure à σ_y , ce qui impose que l'épaisseur reste supérieure à une valeur limite e_l .

$$e \geq e_l = PR / \sigma_y \tag{II.1}$$

Dans l'épaisseur du cylindre, les défauts sont modélisés par des disques de diamètre $2a$. Les défauts qui débouchent en surface ont en général une section elliptique, le petit axe étant situé en direction radiale. On effectue donc une évaluation conservatrice en les assimilant à des demi-disques de diamètre $2a$. Dans les deux configurations de défaut le facteur d'intensité de contrainte K sera approché par la relation : $K = \sigma_{\theta\theta} \sqrt{\pi a}$.

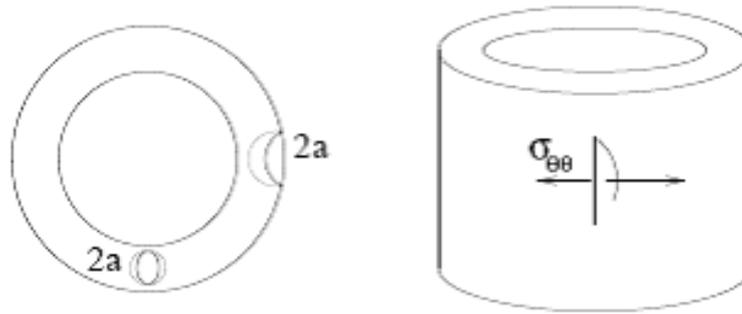


Figure. II.2. Schématisation des défauts dans le tube

Le diagramme (Fig. II.3) dans le plan $\log(a)$ – $\log(\sigma)$ est la réunion d’une droite horizontale $\sigma = \sigma_y$ correspondant à la charge limite, et la droite de pente -0.5 , représentant la relation $K_C = \sigma_Y \sqrt{\pi a}$, qui modélise la rupture par fissuration critique. La valeur critique de a est donc a_c telle que $K_C = \sigma_Y \sqrt{\pi a}$, soit :

$$a_c = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_C}{\sigma_Y} \right)^2 \tag{II. 2}$$

– si on augmente P depuis A, le réservoir casse par charge limite. C’est un mode de rupture qui n’est pas considéré comme dangereux, car il est associé à des déformations élevées, qui peuvent être repérées avant rupture (par exemple par la pose de capteurs sur la surface extérieure du réservoir). Par ailleurs ces déformations conduisent à des chutes de pression qui stabilisent le système.

– Si on augmente P depuis B, le réservoir casse par fissuration rapide. C’est un mode de ruine catastrophique qu’il faut absolument éviter. Pour ce là il suffit d’être sûr que tous les défauts présents dans le matériau sont de taille inférieure à la taille du défaut critique a_c . Cela est vérifié si $e \leq 2a_c$.

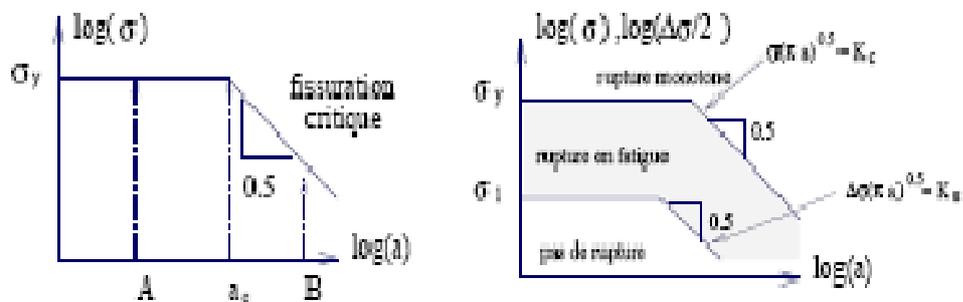


Figure. II.3. Diagramme définissant le domaine sécurité dans le plan a – σ sous chargement monotone et en fatigue.

Une structure peut se rompre pour des chargements inférieurs à la limite de rupture monotone si elle est soumise à des sollicitations cycliques. La (figure II.3) montre qu'il existe ainsi un seuil σ_l inférieur à σ_y , et un seuil ΔK_s pour le phénomène de propagation.

L'application de la loi de Paris avec l'expression de $\Delta K = \Delta\sigma \sqrt{\pi a} = \Delta P(R/e) \sqrt{\pi a} = P_{\max}(R/e) \sqrt{\pi a}$ produit l'équation :

$$\frac{da}{N} = A(P_{\max})^m (R/e)^m \pi^{m/2} a^{m/2} \quad (\text{II. 3})$$

Il s'agit d'une équation différentielle à variables séparables, qui, intégrée sur les N cycles nécessaires pour que la fissure croisse de a_0 à a_1 fournit :

$$N = \frac{1}{A(1 - m/2)} \left(\frac{RP_{\max} \sqrt{\pi}}{e} \right)^{-m} (a_1^{1-m/2} - a_0^{1-m/2}) \quad (\text{II. 4})$$

II.3. Différents types de fissures

Il y a différentes échelles de taille de fissure au-dessous desquelles le taux de croissance peut dépendre de sa taille. Suresh et Ritchie (1984 ; 1991) proposent les définitions suivantes pour les fissures courtes :

- ✚ **Fissures micro structurellement courtes** : la taille de fissure est comparable à la taille caractéristique de la microstructure, comme la taille de grain pour les matériaux monolithiques ;
- ✚ **Fissures mécaniquement courtes** : la taille de la zone plastique est comparable avec la taille de fissure ;
- ✚ **Fissures physiquement courtes** : la taille de fissure est supérieure à la taille des grains et à la taille de zone plastique mais ne dépasse pas un millimètre ;
- ✚ **Fissures chimiquement courtes** : le comportement de la fissure peut être défini par une analyse basée sur la MLR mais elle présente certaines anomalies liées à la dépendance des effets de fatigue / corrosion à la taille de la fissure [12].

II.4. Mode de rupture dans les tuyaux cylindriques sous pression

II.4.1. Matériaux constitutifs en fabrication des tuyaux

Les tubes caloporteurs utilisés en fabrication courante sont conformes aux normes françaises suivantes ou équivalentes :

Les deux tableaux suivant (Tab II.1 et Tab II.2) reflète la composition chimique et les caractéristiques mécaniques de l'acier type API 5L, Tubes de conduite PSL 1 et PSL 2 qui utilisé beaucoup dans l'industrie de tube de pipeline, acertaine temps nous remarquons les valeurs de la Resistance rupture d'un même acier sont dévers, même chose pour la limite élastique, cela est du à les résultats des essais expérimentale. Les caractéristiques mécaniques obtenues sont les suivantes (Page suivante) :



Figure. II.4. La construction des grands tubes en acier pour le transport du gaz.

Equipements		Tubes et Raccords					
Conformes à Are in agreement		Parachèvements des tubes sans soudure et soudés Pipes finishes seamless and welded API5L					
Utilisation générale		Tubes de conduite - Steel line pipes PSL 1					
Composition chimique %							
API 5L - PSL1		X42	X52	X60	X65	X70	
Carbone	C	SMLS 0,28 Welded 0,26	SMLS 0,28 Welded 0,26	SMLS 0,28 Welded 0,26	SMLS 0,28 Welded 0,26	Welded 0,26	
Manganèse	Mn	SMLS 1,3 Welded 1,3	SMLS 1,4 Welded 1,4	SMLS 1,4 Welded 1,4	SMLS 1,4 Welded 1,45	Welded 1,65	
Phosphore	P	0,03	0,03	0,03	0,03	0,03	
Soufre	S	0,03	0,03	0,03	0,03	0,03	
Caractéristiques mécaniques							
Resistance rupture N/mm ² min maxi		414	455	517	531	565	
Limite élastique 0,2 % N/mm ² mini maxi		290	359	414	448	483	

Tableau II.1. Acier au carbone couramment utilisé dans l'industrie pétrolière.

Equipements		Tubes et Raccords					
Conformes à Are in agreement		Parachèvements des tubes sans soudure et soudés Pipes finishes seamless and welded API5L					
Utilisation générale		Tubes de conduite - Steel line pipes PSL 2					
Composition chimique [%]							
API 5L - PSL1		X42	X52	X60	X65	X70	X80
Carbone	C	Non Soudé 0,24 Soudé 0,22	SMLS 0,24 0,22	SMLS 0,24 Welded 0,22	SMLS 0,24 Welded 0,22	SMLS 0,24 Welded 0,22	SMLS 0,24 Welded 0,22
Manganèse	Mn	SMLS 1,3 Welded 1,3	SMLS 1,4 Welded 1,4	SMLS 1,4 Welded 1,4	SMLS 1,4 Welded 1,45	Welded 1,65	Welded 1,85
Phosphore	P	0.025	0.025	0.025	0.025	0.025	0.025
Soufre	S	0.015	0.015	0.015	0.015	0.015	0.015
Caractéristiques mécaniques							
Resistance rupture N/mm ² min maxi		414 - 758	455 - 758	517 - 758	531 - 758	565 - 758	621 - 827
Limite élastique 0,2 % N/mm ² mini maxi		290 - 496	359 - 531	414 - 565	448 - 600	483 - 621	552 - 690

Tableau II.2. Acier au carbone couramment utilisé dans l'industrie pétrolière.

II.4.2. Causes des défaillances des tubes

Les causes des défaillances des tubes ou tuyaux sous pression sont de diverses natures. Elles peuvent se manifester soit par une rupture, soit par une fuite « fissure ». La plupart de ces défaillances sont causées par des piqûres de corrosion ou par des fissurations de corrosion sous contrainte, mais il existe également des problèmes liés aux défauts de soudage. Les mouvements de terrain (glissements du sol, tremblement de terre,...) peuvent aussi être la cause de dommage sur tubes enterrés. Les exploitants des tubes étudient ces problèmes depuis longtemps et possèdent une bonne connaissance des méthodes permettant de les gérer, Voir (Figure II.2).

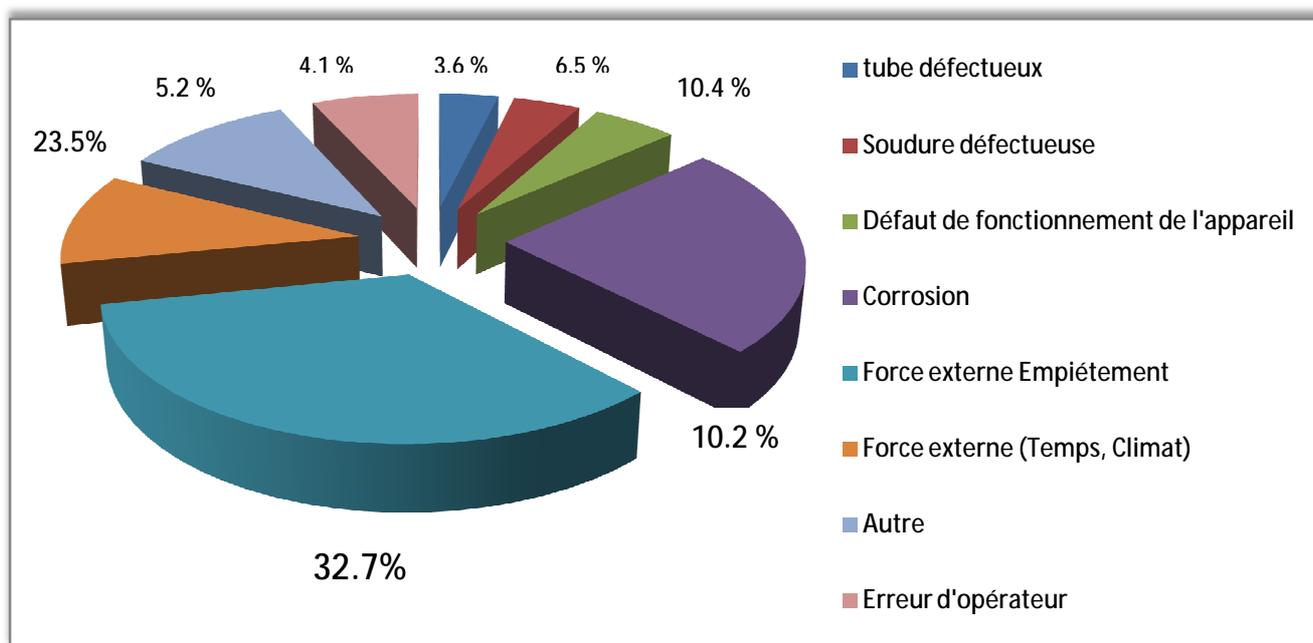


Figure. II.5 : Causes des ruptures de pipelines en cours d’exploitation enregistrées par les membres de L’ACPRÈ de 1985 à 1995 (Association Canadienne des Pipelines de Ressources Energétiques).

Mais il ne faut tout de même pas négliger les agressions mécaniques extérieures. En effet, il arrive que les tubes soient endommagés ou perforés ou accidentellement lors de travaux d’excavation par des engins de chantier [9].

Les problèmes d’amorçage des fissures en fatigue et les ruptures émanant de concentrations de contraintes son à l’origine de plus de 90% des ruptures en service. La présence d’une discontinuité géométrique telle qu’une entaille va provoquer l’affaiblissement de la résistance

à la rupture du tube (Figure II.3). Puisqu'elle va réduire la section du ce dernier en le rendant plus sensible à la pression de service et aux efforts causés par les mouvements des sols, ensuite un effet d'amplification locale de la contrainte va croître la dangerosité de ce défaut.



Figure. II.6. (a) : la soudure manuelle des tubes, (b) : la soudure automatique par machine des tubes.

II.4.3. Facteur de sécurité

Jusqu'au 19^{ème} siècle, toutes les constructions ont été conçues et exécutées en grande partie de matériaux empiriques. L'invention de la construction métallique a entraîné le développement de la résistance des matériaux. Le principe de sécurité adopté d'emblée consistait à s'assurer que l'effet maximal, dans la partie la plus critique de la construction, restait inférieur à une contrainte admissible. Celle-ci étant obtenue en divisant la résistance de matériau utilisé par un coefficient de sécurité fixé de façon conventionnelle.

Au lieu d'imposer un coefficient de sécurité seulement sur la résistance du matériau ou la taille du défaut ou les trois, l'approche probabiliste introduit le facteur de fiabilité comme critère quantitatif d'une faible probabilité de rupture.

Pour la méthode déterministe le facteur de sécurité peut être défini à l'aide des diagrammes Intégrité-Rupture en utilisant l'hypothèse d'un trajet radial, ce qui laisse supposer que le défaut n'évolue pas au cours du chargement. Le domaine de fiabilité est obtenu en divisant l'équation de la courbe d'interpolation par un facteur de sécurité dont la valeur est conventionnelle (généralement 2) [9].

II.5. Méthodes simplifiées d'évaluation de la résistance à la rupture des tubes fissurés

Sur la base des critères de rupture qui ont été établis et à partir des données expérimentales de ténacité des matériaux, on élabore dans différents pays des méthodes et des codes pour la détermination des défauts critiques et admissibles dans les constructions que ce soit pour la construction ou l'exploitation.

Les divers éléments des codes donnent une présentation assez complète du calcul des éléments des constructions et en particulier des tubes en présence de fissures.

Sans examiner en détail les limites des domaines du calcul (fragile, quasi fragile et ductile), nous nous limiterons aux calculs des dimensions critiques de fissure par les méthodes de la mécanique de rupture.

II.5.1. Méthodes d'évaluation de la résistance à la rupture fragile

Le critère de résistance à la rupture fragile d'un tube fissuré selon la méthode présentée est donné par la relation $K_I < K_{Ic}$. Pour le calcul des dimensions critiques de fissure dans un tube il est nécessaire de connaître, la formule spécifique du facteur d'intensité de contrainte K_I qui définira les composantes du champ local des contraintes (et des déplacements) dans la région de la pointe de fissure pour un tube avec un chargement donné en prenant en considération les particularités géométriques du tube et de la fissure. il faut aussi connaître la ténacité du matériau de construction K_{Ic} ou la capacité du matériau à résister au développement d'une rupture fragile.

Pour le calcul des longueurs admissibles des fissures, on utilise la valeur admissible résistance à la rupture :

$$K_{ad} = K_{Ic}/n \quad (II.1)$$

n : Coefficient de sécurité.

Les dimensions admissibles de la fissure sont obtenues par résolution de l'équation suivante :

$$K_I = K_{ad} \quad (II.2)$$

Nous présenterons maintenant la formule du calcul du facteur d'intensité de contraintes K_I proposée par la méthode M-02-91 pour le calcul des coques cylindriques, sphériques, coniques contenant des fissures superficielles semi elliptiques et soumises à une pression intérieure à des températures variables :

$$K_I = \eta (\sigma^t M_t + \sigma^f M_f) \sqrt{\pi a / 10^3} / Q \quad (\text{II. 3})$$

Les valeurs des grandeurs M_t , M_f et de l'intégrale

$$M_t = 1 + 0,12 [1 - (a/c)],$$

$$M_f = 1 - 0,64 (a/h), \quad (\text{II. 4})$$

$$Q = [1 + 1,464 (a/c)^{1,65}]^{1/2}.$$

- η : Coefficient qui prend en considération l'influence des concentrations de contrainte,
- σ^t , σ^f : sont respectivement les contraintes de traction et flexion (en Mpa),
- a , $2c$: sont la profondeur et la longueur de la fissure (en mm),
- h : la longueur dans le sens de l'épaisseur où la contrainte de flexion σ^f et la traction (en mm),

la formule (II. 3) est applicable dans les condition suivantes : $a \leq 0,25 t$, $a/c = 2/3$, où « t » est l'épaisseur tu tube.

Le facteur d'intensité de contrainte K_I pour une fissure superficielle semi-elliptique de profondeur a et avec un rapport des axes a/c est déterminé par l'expression :

$$K_I = Y \sigma_k \sqrt{a/1000} \quad (\text{II. 5})$$

Où

$$Y = \frac{2 - 0,82 (a/c)}{\left[1 - \left(0,89 - 0,57 \sqrt{a/c} \right)^3 (a/t)^{1,5} \right]^{3,25}} \quad (\text{II. 6})$$

σ_k : Distribution des contraintes sur une fissure superficielle dans le sens de la profondeur
 Dans le cas d'une distribution uniforme, nous avons $\sigma_k = \sigma$.

II.5.2. Méthodes d'évaluation de la résistance À la rupture quasi-fragile et ductile

Dans les domaines quasi fragile et ductile, les conditions de rupture sont alors décrites par application des critères de la mécanique non linéaire de rupture. En utilisant le critère de rupture en déformation :

$$K_{Ie} = K_{Iec} \quad (\text{II. 7})$$

Ce critère est une extension naturelle de la mécanique non linéaire par introduction du concept de facteur d'intensité de déformation K_{Ie} analogue au facteur d'intensité de contraintes K_I

- K_{Iec} : facteur d'intensité de déformation critique.

$$K_{Ie} = \left(K_I / IR_{0,2} \right)^{P_{ec}}, \quad \sigma_n \leq IR_{0,2} \quad (\text{II. 8})$$

$$K_{Ie} = \left(K_I / IR_{0,2} \right)^{P_{ec}} \left(\sigma_n / IR_{0,2} \right)^{(1-m)/m(1+m)}, \quad \sigma_n \leq IR_{0,2}$$

- I : Coefficient prend en considération l'état de contrainte bi axial du tube,
- m : Paramètre d'écroûissage du matériau,
- P_{ec} : Paramètre fonction des caractéristiques mécanique du métal.

Dans la (Figure. II.4), σ_c est la contrainte globale critique de rupture ; I est le domaine de la rupture fragile ; II_A et II_B sont les domaines de ruptures quasi fragile ou $\sigma_c \leq R_{0,2}^T$ et $\sigma_c > R_{0,2}^T$ respectivement, III est le domaine de la rupture ductile. La valeur de la contrainte globale critique au point 1 et 2- $\sigma_c = R_{0,2}^T$ et au point 3 - $\sigma_c = K_F R_m^T$ est :

$$\sigma_c = K_F R_{0,2}^T \tag{II.9}$$

$$K_F = 1 - \frac{a/t}{1 + [(2a/c)/(\pi a/t)]} \tag{II.10}$$

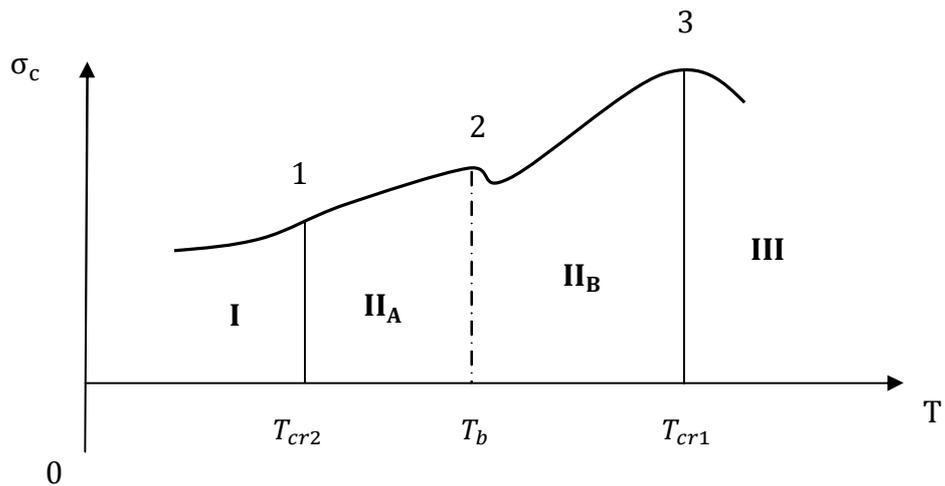


Figure. II.7. Fonction des domaines du calcul du tube avec la fissure (I-domaine de la Rupture fragile, II_A et II_B–quasi fragiles, III-ductile).

La limite des domaines II_A et II_B est la température T_b déterminée par la relation :

$$T_b = T_{cr2} + 70 \frac{\ln K_F}{\ln(R_{0,2}^T / R_m^T)} \tag{II.11}$$

La première température de transition T_{cr1} détermine la frontière du domaine II_B .elle est reliée à la deuxième température de transition T_{cr2} par la formule suivante :

$$T_{cr1} = T_{cr2} + 70^{\circ}\text{C} \quad (\text{II. 12})$$

Le facteur d'intensité de déformation critique K_{Iec} dans le domaine quasi fragile II_A ($T_{cr2} < T < T_b$) est donné par la relation :

$$K_{Iec} = K_{Ic} * \left(\frac{R_m^T}{R_{0,2}^T} \right)^{\alpha_1} \cdot \frac{R_{0,2}^T}{R_{0,2}^{T_{cr2}}} \quad (\text{II. 13})$$

L'exposant $\alpha_1 = (T - T_{cr2})/70$ est un paramètre qui varie linéairement de la température.

Dans le domaine quasi fragile II_B ($T_b < T < T_{cr1}$) nous avons :

$$K_{Iec} = K_{Ic} * \frac{1}{K_F} \left(K_F \frac{R_m^T}{R_{0,2}^T} \right)^{\alpha_2/9} \cdot \frac{R_{0,2}^T}{R_{0,2}^{T_{cr2}}} \quad (\text{II. 14})$$

α_2 : est un paramètre lui aussi fonction de la température.

$$\alpha_2 = \frac{T - T_{cr2} - 70 \ln 70 / \ln(R_{0,2}^T / R_m^T)}{70 \left[1 - \frac{\ln K_F}{\ln(R_{0,2}^T / R_m^T)} \right]} \quad (\text{II. 15})$$

ϑ : Paramètre de consolidation lié aux caractéristiques du matériau par formule suivante :

$$\vartheta = \frac{\ln[(R_m^T/R_{0,2}^T) (1 + 1,4 Z^T)]}{\ln \left[\frac{1}{0,2 \cdot 10^{-2} + (R_{0,2}^T/E)} - \frac{\ln K_F}{\ln(R_{0,2}^T/R_m^T)} \cdot \ln \frac{1}{1 - Z^T} \right]} \quad (\text{II.16})$$

Z^T : La striction relative en traction à la température T de la section transversale de l'éprouvette exprimée en %.

Dans le domaine ductile III ($T > T_{cr1}$) le facteur d'intensité de déformation critique est déterminé par la relation :

$$K_{Iec} = K_{Ic} * \frac{1}{K_F} \left(K_F \frac{R_m^T}{R_{0,2}^T} \right)^{1/\vartheta} \cdot \frac{R_{0,2}^T}{R_{0,2}^{Tcr2}} \quad (\text{II.17})$$

CHAPITRE III

CALCUL DU FACTEUR D'INTENSITÉ ET DE L'INTENSITÉ DE CONTRAINTES EN TROIS DIMENSIONS

Chapitre III

Calcul du facteur d'intensité et de l'intensité de contraintes en trois dimensions

III.1. Introduction

Le calcul du facteur d'intensité de contraintes dans des situations tridimensionnelles est rendu fréquemment nécessaire par des problèmes industriels [1]. Il est souvent limité à des chargements symétriques en mode . Dans la pratique il est nécessaire de considérer non seulement les contraintes uniformes mais aussi le gradient de contraintes comme. Par exemple celui rencontré lors d'un choc thermique [4].

Dans le cas où le chargement appliqué sur le solide fissuré est variable dans le temps .il est préférable d'utiliser une méthode conçue pour ne pas répéter le calcul dans sa totalité pour chaque étape de chargement .La connaissance des fonctions de poids tridimensionnelles, définies par « Bueckner » [10] et « Rice » permet de résoudre ce problème. « Atluri et Kathiresan » « Mc Gowan et Raymond » estiment ces fonctions par éléments finis.

« Heliot et Lbbens » utilisent une autre méthode qui a été développée par « Rezzo »,Cruse et en France par le Centre Technique des Industries de la mécanique (CETIM),connue comme la méthode de l'Équation Intégrale Bornée (BIE).Elle utilise dans sa résolution un nombre de nœuds limité par rapport à la méthode aux élément finis, ainsi la durée de l'estimation est plus courte. Beaucoup d'autres auteurs estiment uniquement la facteur d'intensité de contraintes, on peut citer « Underwood » « Kobayashi » et « Kobayashi & Emery ».

Le calcul du facteur d'intensité de contraintes dans des structures tubulaires en présence d'un défaut elliptique exige l'introduction du facteur de forme géométrique. Ce facteur est définie par une fonction dite « fonction d'influence polynomiale ».dépendant de la forme du défaut, de l'épaisseur de l'éprouvette et de l'évolution du rapport de la profondeur du défaut sur l'épaisseur (a/t), et aussi l'évolution du rapport de la profondeur du défaut sur la longueur de lui même (a/c).

Dans ce cas, nous avons limité notre étude aux cas des fissures semi-elliptiques. Notre but est de définir à partir des résultats publiés dans la littérature un mode de calcul du facteur d'intensité de contraintes $K_I(\Phi)$ de ces fissures qui soit simple, précis et conservatif.

III.2. Les méthodes de calcul du facteur d'intensité et de l'intensité de contraintes en trois dimensions

III.2.1. Travaux de Kobayashi & al

Ces auteurs ont développé une méthode numérique aux éléments finis en utilisant des fonctions de poids dépendant uniquement de la géométrie de l'éprouvette et du défaut considéré. Ces fonctions permettent un calcul du facteur d'intensité de contraintes pour un chargement arbitraire. Le calcul a été fait pour différentes valeurs du rapport (a/c) (figure III.1).

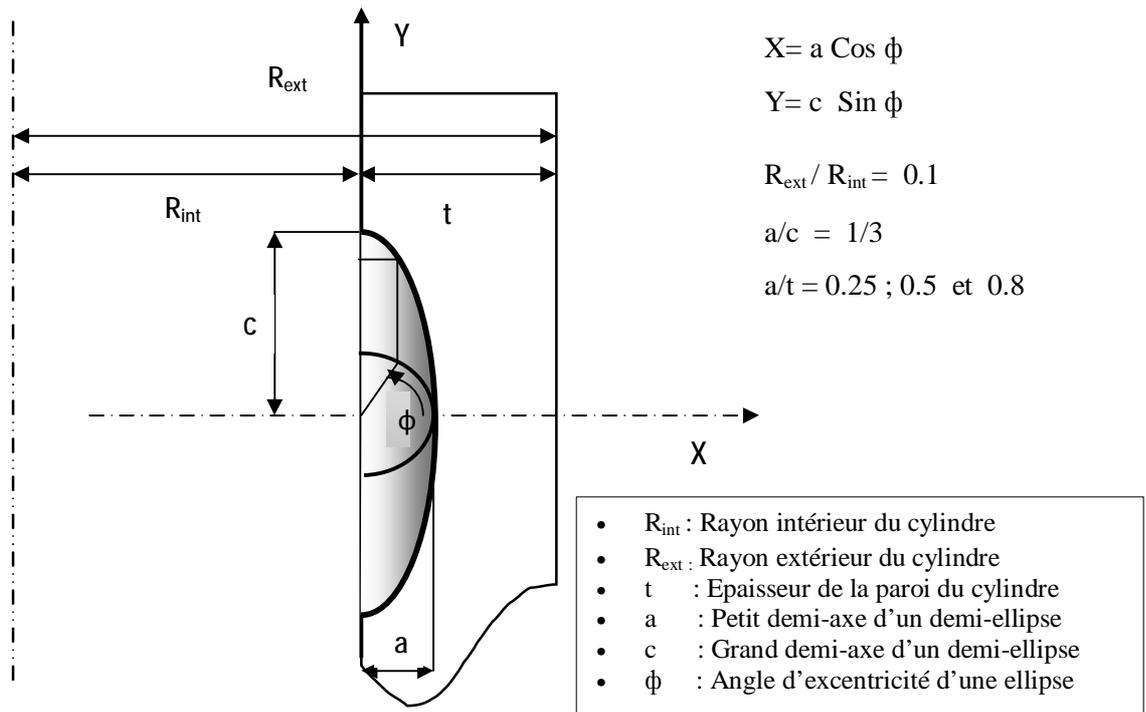


Figure III.1. Exemple d'un défaut semi-elliptique dans un cylindre pressurisé

Leurs résultats sont présentés sous la forme :

$$K_I(\phi) = \frac{\sigma_{\theta\theta} \sqrt{\pi a}}{E(k)} \cdot \left(\cos^2 \phi + \frac{a^2}{c^2} \sin^2 \phi \right)^{\frac{1}{4}} \cdot H_K(\phi) \quad (\text{III.1})$$

Avec :

$\sigma_{\theta\theta}$: Contrainte de référence qui doit être définie pour chaque problème.

$H_K(\phi)$: Facteur de correction de Kobayashi et al.

$E(k)$: Intégrale elliptique complète du deuxième genre.

$\left(\cos^2\phi + \frac{a^2}{c^2}\sin^2\phi\right)^{\frac{1}{4}}$: Facteur de forme pour une traction uniforme.

La contrainte de référence est souvent prise comme la contrainte circonférentielle $\sigma_{\theta\theta}$ sur le côté interne de la paroi. Dans un cylindre mince la contrainte circonférentielle résultant d'une pression interne (p) est approchée par les relations suivantes :

$$\sigma_{\theta\theta}(X) = 10,52 \cdot p \left(1 - \frac{1}{10,52} - \frac{X}{c}\right) \quad (\text{III .2})$$

$$\sigma_{\theta\theta}(X) = \sigma_{\theta\theta} \left(1 - 0,095 \frac{X}{c}\right)$$

Avec P : pression interne.

x : abscisse de l'intérieur de la paroi vers l'extérieur.

Ces auteurs concluent que le facteur d'intensité de contraintes résultant d'une pression interne dans un cylindre fissuré est toujours maximal en surface.

On doit noter que, Atluri & Kathiresan et Blackburn & Hellen ont étudié le même problème que celui de Kobayashi & al sur des cylindres pressurisés épais et dans les conditions suivantes : $t / R_{\text{int}} = 0,20$; $a/c = 1/5$ et $a/t = 0,80$.

Les résultats présentés par Kobayashi & al étaient de 45% inférieurs en surface ($\phi=90^\circ$) à ceux de Atluri & Kathiresan et Blackburn & Hellen alors que l'écart était de 5% du point le plus profond ($\phi=0^\circ$). Le facteur de correction de Kobayashi & al $H_K(\phi)$ est issu d'un calcul bidimensionnel, de ce fait il est naturel que les trois résultats soient très semblables au point le plus profond, et que la divergence augmente en surface quand la profondeur de fissure augmente ($a/t = 0,8$).

III.2.2. Travaux de Heliot et Labbens

Ces auteurs utilisent la méthode de l'équation intégrale Bornée (BIE). Cette équation permet un calcul rapide du facteur d'intensité de contraintes pour n'importe quel type de chargement appliqué.

Les deux auteurs approximent la distribution de la contrainte circonférentielle sur la fissure par un polynôme d'ordre quatre de la forme suivante.

$$\sigma_{\theta\theta}(X) = \sigma_{\theta\theta 0} + \sigma_{\theta\theta 1} \cdot \left(\frac{X}{t}\right) + \sigma_{\theta\theta 2} \cdot \left(\frac{X}{t}\right)^2 + \sigma_{\theta\theta 3} \cdot \left(\frac{X}{t}\right)^3 + \sigma_{\theta\theta 4} \cdot \left(\frac{X}{t}\right)^4 \quad (\text{III .3})$$

Le facteur d'intensité de contraintes est donné par la relation suivante :

$$\frac{K_j(\phi)}{\sigma_j \left(\frac{a}{t}\right)^j \cdot \sqrt{\pi a}} \cdot \frac{E(K)}{\left(\cos^2 \phi + \frac{a^2}{c^2} \sin^2 \phi\right)^{\frac{1}{4}}} = h_j(\phi) ; j=0, 1, 2, 3,4 \quad (\text{III .4})$$

$\sigma_j \left(\frac{a}{t}\right)^j$ sont les contraintes d'ordre (j) au plus profond de la fissure. Les fonctions $h_j(\phi)$, nommées « Fonctions d'influences polynomiales » dépendant seulement des paramètres géométriques ($R_{\text{int}} / R_{\text{ext}}$), (a/c) et (a/t). (figure III.1).

Ces fonctions permettent de calculer le facteur d'intensité de contraintes $K_I(\phi)$, résultant de la contrainte appliquée.

$$K_I(\phi) = \frac{\sigma_{\theta\theta} \sqrt{\pi a}}{E(k)} \cdot \left(\cos^2 \phi + \frac{a^2}{c^2} \sin^2 \phi\right)^{\frac{1}{4}} \cdot h(\phi) \quad (\text{III .5})$$

$h(\phi)$ est le facteur de correction de Heliot & Labbens donné par la relation :

$$h(\phi) = h_0(\phi) - 0,095 \cdot \frac{a}{t} \cdot h_1(\phi) \quad (\text{III .6})$$

Ces deux auteurs concluent que le facteur d'intensité de contraintes au point le plus profond d'une fissure semi-elliptique dans un cylindre épais pressurisé est nettement plus petit que le facteur d'intensité de contraintes d'une fissure longue de même profondeur.

III.2.3. Travaux de Bergman

Bergman [15] a publié les résultats de facteur d'intensité de contraintes pour les fissures de surface semi-elliptique pour des cylindres de $R_i/t=5$ et 10, ou R_i est le diamètre extérieure du cylindre et « t » c'est l'épaisseur (figure I.). Il a utilisé son propre générateur de maillage avec le programme ABAQUS éléments finis. La courbe polynomiale d'ordre 6 est donnée par l'équation:

$$K_I(\phi) = A_0 + A_1 \left(\frac{2\phi}{\pi}\right) + A_2 \left(\frac{2\phi}{\pi}\right)^2 + A_3 \left(\frac{2\phi}{\pi}\right)^3 + A_4 \left(\frac{2\phi}{\pi}\right)^4 + A_5 \left(\frac{2\phi}{\pi}\right)^5 + A_6 \left(\frac{2\phi}{\pi}\right)^6 \quad (\text{III.7})$$

Où les sept coefficients d'ajustement de la courbe sont A_0 à A_6 , et ϕ est l'angle de surface frontale de la fissure voir (figure III.2) et (figure III.3), cet ajustement de la courbe polynômiale est valable pour toute les valeurs de la gamme $\phi : 0 \leq \phi \leq \pi/2$

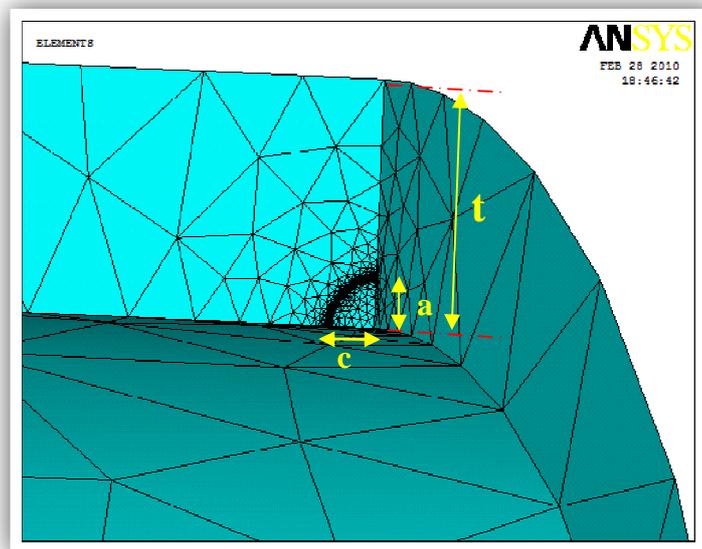


Figure III.2. Exemple d'un Dimensionnement de fissure semi elliptique (cas de $a/c=1$), suivant le l'étude de « BERGMAN ».

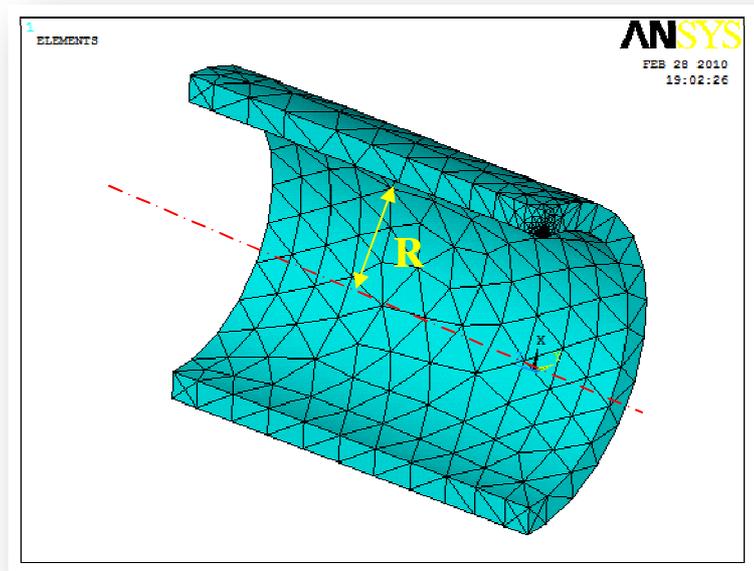


Figure III.3. Rayon intérieur « R » de tube cylindrique étudié par « BERGMAN ».

Dans l'article de Bergman [15], la taille relative de la fissure ont un rapport de (a/t) enseignant de 0,2 et 0,8, et le rapport (a/c) égale 1, 0,25, et 0,0625 pour accroître la longueur de la fissure. La charge appliquée sur la face de la fissure est une pression uniforme et un profil de pression linéaire voir (Figure III.4) et (Figure III.5). La pression appliquée sur la face de la fissure est donnée par l'équation:

$$P(x) = P_0 \left(\frac{x}{a}\right)^n \quad (\text{III .8})$$

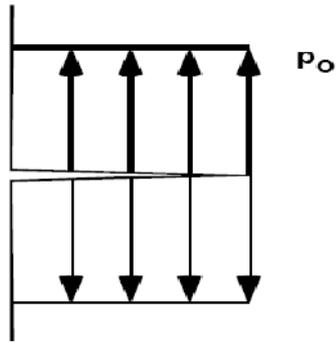


Figure III.4. Pression uniforme

Appliquée en front de fissure $P(x) = P_0$.

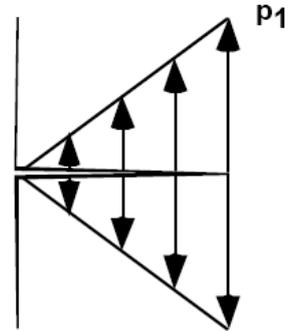


Figure III.5. Pression linéaire

Appliquée en front de fissure $P(x) = P_1 \left(\frac{x}{a} \right)$.

III.2.3. 1 Les résultats de calculs et simulations selon la loi de BERGMAN

Intensité de contraintes G_u

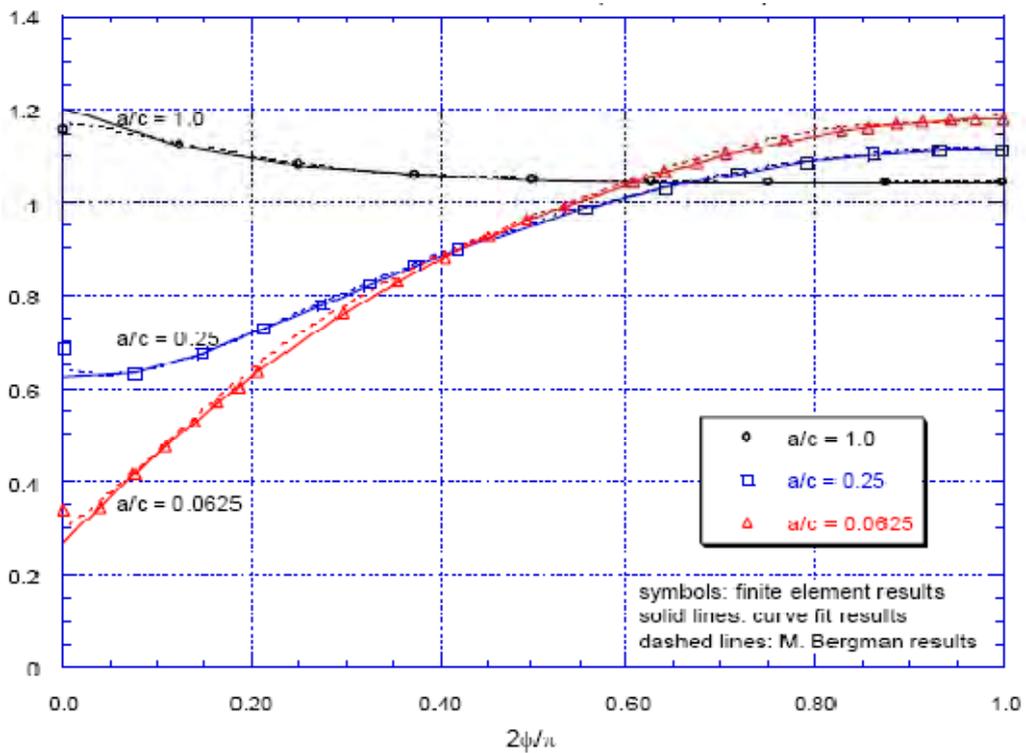


Figure III.6. Résultats des valeurs d'intensité de contraintes en

Front de fissure semi elliptique, $a/t = 0.2$, pression uniforme, selon BERGMAN. [WARP 3D]

Intensité de contraintes G_u

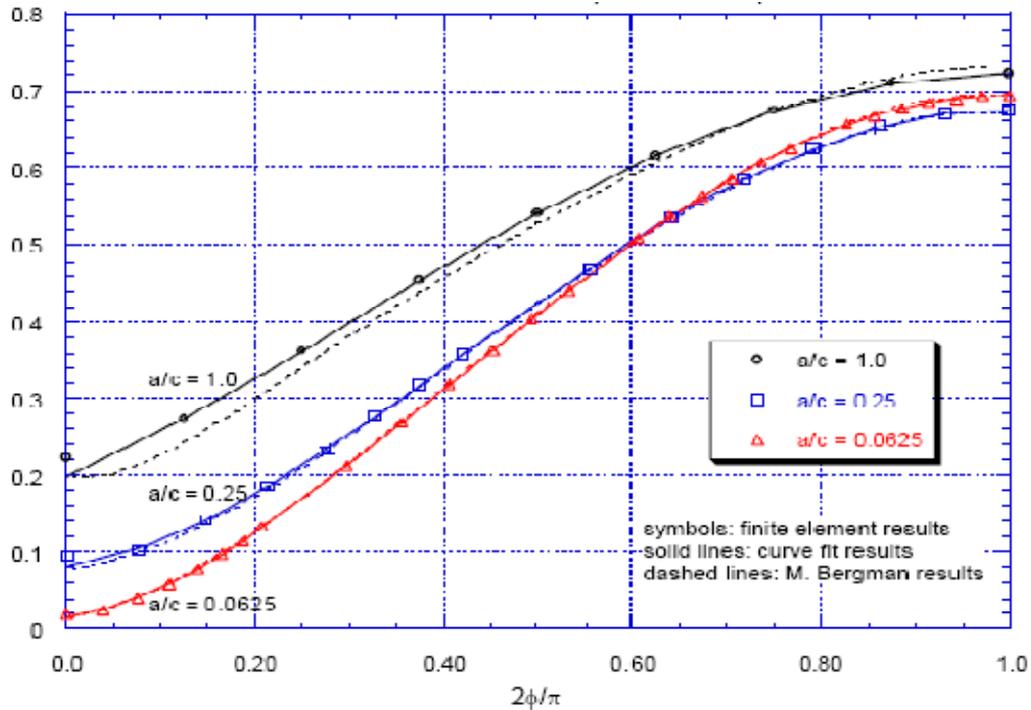


Figure III.7. Résultats des valeurs d'intensité de contraintes en

Front de fissure semi elliptique, $a/t = 0.8$, pression uniforme, selon BERGMAN. [WARP 3D]

III.2.4. Travaux de Mc Gowan & Raymund

Ces auteurs ont traité le problème d'un cylindre pressurisé en utilisant la méthode aux éléments finis pour déterminer les déplacements. La méthode dérivative des contraintes de Parks est utilisée pour déterminer la distribution du facteur d'intensité de contraintes le long d'un défaut semi-elliptique. La contrainte appliquée est approchée par un polynôme du type :

$$\sigma_{\theta\theta}(X) = \sigma_{\theta\theta 0} + \sigma_{\theta\theta 1} \cdot \left(\frac{X}{t}\right) + \sigma_{\theta\theta 2} \cdot \left(\frac{X}{t}\right)^2 + \sigma_{\theta\theta 3} \cdot \left(\frac{X}{t}\right)^3 \quad (\text{III.9})$$

Le facteur d'intensité de contraintes est donné par la relation suivante :

$$K_I(\phi) = \sigma_{\theta\theta} \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} \cdot \left(\cos^2 \phi + \frac{a^2}{c^2} \sin^2 \phi\right)^{\frac{1}{4}} \cdot H_G(\phi) \quad (\text{III.10})$$

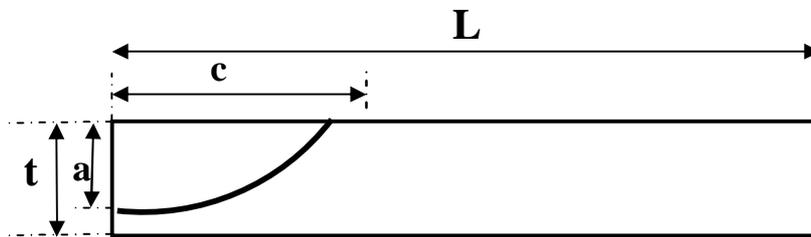
« Q » est le facteur de forme d'une fissure elliptique et « $H_G(\phi)$ » le facteur de correction de Mc Gown & Raymund donnés respectivement par les relations suivantes :

$$Q = 1 + 1,464 \left(\frac{a}{c}\right)^{1,64} \quad (\text{III.11})$$

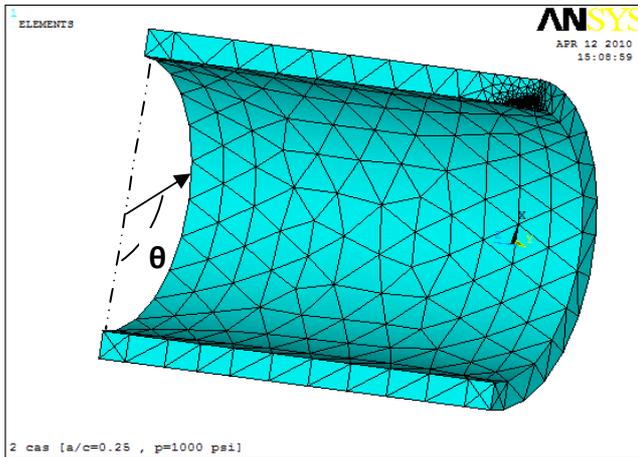
$$H_G(\phi) = H_{G_0}(\phi) + \frac{2}{\pi} H_{G_1}(\phi) + \frac{1}{2} H_{G_2}(\phi) + \frac{4}{3\pi} H_{G_3}(\phi) \quad (\text{III.12})$$

III.2.5. Travaux de Newman & Raju

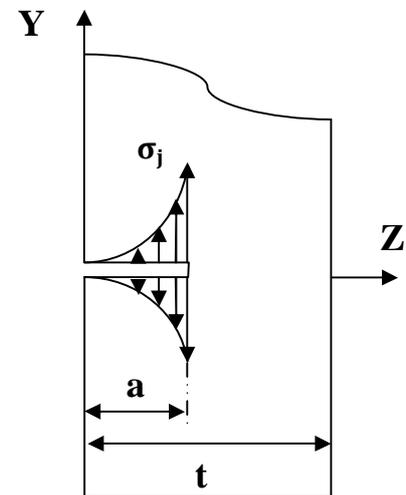
Ces deux auteurs font appel à la méthode aux éléments finis pour le calcul du facteur d'intensité de contraintes le long du front d'une fissure de forme semi-elliptique (figure III.8). Leurs résultats sont présentés sous la forme analytique.



a) Eléments dans le plan Y=0



b) Modèle aux éléments finis



c) Répartition de contraintes Pour une fissure de surface

Figure III.8. Schéma représentatif d'une modélisation aux éléments finis d'un Quart de tube soumis à une pression interne [10].

$$K_I(\phi) = \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} \cdot G_j \left(a/c, a/t, t/R_{\text{int}}, \phi \right) ; j=0,1, 2 \text{ et } 3 \quad (\text{III.13})$$

G_j est le facteur de correction de bornes qui correspond à la distribution de contrainte σ_j donnée par la relation suivante :

$$\sigma_j = \left(\frac{z}{a} \right)^j ; j=0,1, 2 \text{ et } 3 \quad (\text{III.14})$$

Pour un cylindre soumis à une pression interne en présence d'un défaut de forme semi – elliptique, le facteur d'intensité de contraintes en mode I est donné par la relation suivante :

$$K_I(\phi) = \frac{P R_{\text{int}}}{t} \cdot \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} \cdot F \left(a/c, a/t, t/R_{\text{int}}, \phi \right) \quad (\text{III.15})$$

« $P R_{\text{int}}/ t$ » Correspond à la contrainte circonférentielle $\sigma_{\theta\theta}$ dans un cylindre mince. « F » est le facteur de correction des faces avant et arrière pour une fissure à l'intérieur d'un cylindre soumis à une pression interne. Il est obtenu par un développement en série de la solution de Lamé [13] :

$$F = \frac{B}{R_{\text{int}}} \left(\frac{R_{\text{ext}}^2}{R_{\text{ext}}^2 - R_{\text{int}}^2} \right) \left[2G_0 - 2G_1 \left(\frac{a}{R_{\text{int}}} \right) + 3G_2 \left(\frac{a}{R_{\text{int}}} \right)^2 - 4G_3 \left(\frac{a}{R_{\text{int}}} \right)^3 \right] \quad (\text{III.16})$$

Le facteur de correction $H_j(\phi)$ est relié à $G_j(\phi)$ par la relation suivante :

$$H_j(\phi) = \frac{B_j \cdot G_j(\phi)}{f_\phi} ; j=0,1, 2 \text{ et } 3 \quad (\text{III.17})$$

Avec $B_0 = 1$, $B_1 = \pi/2$, $B_2 = 2$, et $B_3 = 3\pi/4$ et f_ϕ fonction angulaire donnée par la solution de la fissure elliptique pénétrante [14] :

$$f_\phi = \left(\sin^2 \phi + \frac{a^2}{c^2} \cos^2 \phi \right) \quad (\text{III.18})$$

A partir de leurs résultants Newman & Raju développent une équation analytique qui permet de déterminer le facteur de correction géométrique F en partant des paramètres géométriques de l'éprouvette et du défaut considéré. La fonction F définie dans l'équation (III.16) est obtenue à partir de la courbe de lissage en utilisant une double série polynomiale en termes de a/c , a/t et une fonction angulaire ϕ .

$$F = 0,97 \cdot \left[M_1 + M_2 \left(\frac{a}{B} \right)^2 + M_3 \left(\frac{a}{B} \right)^4 \right] \cdot g \cdot f_\phi \cdot f_c \quad (\text{III.19})$$

$$M_1 = 1,13 - 0,09 \frac{a}{c} \quad (\text{III.20})$$

$$M_2 = -0,54 + \frac{0,89}{0,2 + \frac{a}{c}} \quad (\text{III.21})$$

$$M_3 = 0,5 - \frac{1}{0,65 + \frac{a}{c}} + 14 \left(1 - \frac{a}{c} \right)^{24} \quad (\text{III.22})$$

$$g = 1 + \left[0,1 + 0,35 \left(\frac{a}{B} \right)^2 \right] \cdot (1 - \sin \phi)^2 \quad (\text{III.23})$$

$$f_c = \left[\left(\frac{R_{\text{ext}}^2 + R_{\text{int}}^2}{R_{\text{ext}}^2 - R_{\text{int}}^2} \right) + 1 - 0,5 \sqrt{\frac{a}{B}} \right] \frac{t}{R_{\text{int}}} \quad (\text{III.24})$$

III.3. Conclusion

Nous avons recherché dans la littérature les formules décrivant le facteur d'intensité de contraintes $K_I(\phi)$ le long du front de fissure de forme semi-elliptique. Une comparaison des résultats dont nous avons eu connaissance est résumée dans le (tableau III.1). Elle est relative aux conditions suivantes $a/t = 0.8$, $a/c = 1/3$, et $t/R_{int} = 0.1$.

Coordonnée angulaire De l'ellipse ϕ°	0	15	30	45	60	75	90
Newman & Raju	1,441	1,441	1,450	1,454	1,543	1,738	2,068
Mc Gown & Raymund	1,338	1,369	1,419	1,506	1,631	1,800	1,963
Heliot & Labbens	1,431	1,431	1,450	1,488	1,563	1,752	1,950
Kobayashi & al	1,431	1,369	1,238	1,175	1,081	1,131	1,238

Tableau III.1. Valeurs du facteur de correction F données par différents auteurs [2].

CHAPITRE IV

SIMULATIONS ET RÉSULTATS

Chapitre IV

Simulations et résultats

IV.1. Introduction

Pour mener notre étude par simulation numérique, on a utilisé le code numérique « ANSYS », qui est l'un des codes de calcul, basé sur la méthode d'éléments finis, parmi les plus utilisés dans le monde.

Le code « ANSYS » comprend plusieurs composantes telles que : ANSYS/Professionnel, ANSYS/Multiphasiques, ANSYS/Structural...etc. Chaque Composante est destinée à l'un des domaines d'ingénierie, et son choix met automatiquement à la disposition de l'utilisateur les processus adéquats (type d'élément, conditions aux limites, tracées,...etc.) [11].

Dans notre analyse, on a utilisé « ANSYS.V011 », qui permet de traiter la majorité des problèmes de mécanique de la rupture et fissuration des structures. Il offre des outils puissants pour l'analyse en deux et trois dimensions.

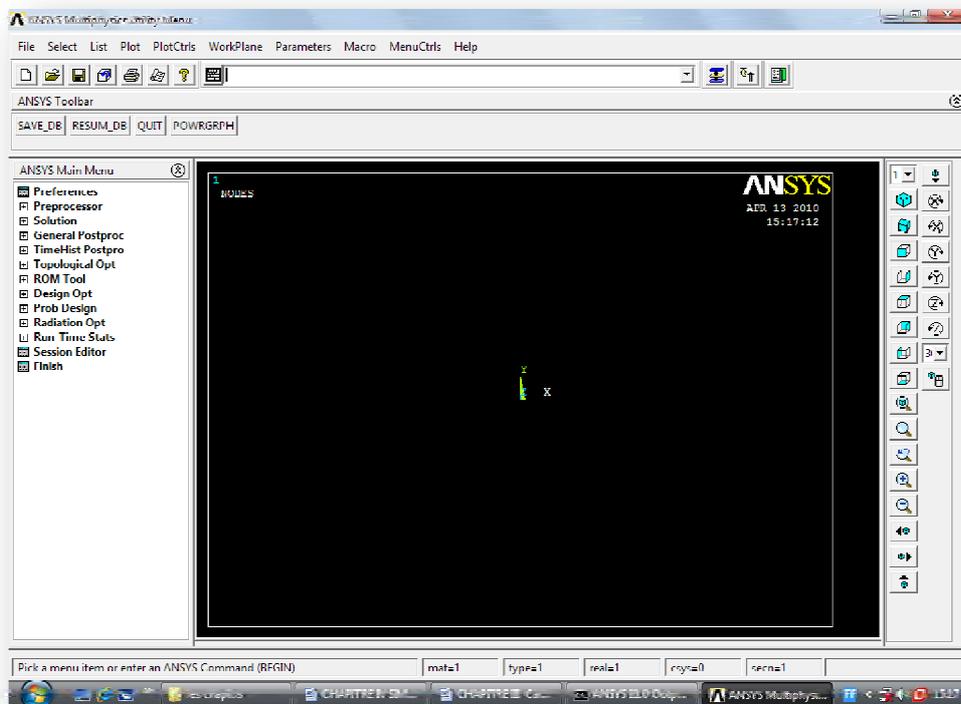


Figure IV.1. La fenêtre de code « ANSYS .V011 »

De nombreux processus de calcul sont disponibles dans ce code et chaque processus est une ensemble de fonctions qui effectuent une tâche spécifique.

IV.2. Validation

La première étape consiste à valider notre simulation numérique en comparant nos résultats avec ceux publiés par d'autres auteurs. Pour cela, on utilise les mêmes conditions (dimensionnement de la structure, les propriétés de matériau utilisées, les conditions aux limites).

IV.2.1. Dimensionnement de la structure

Pour cette simulation on utilise le quart de structure (180°) d'un tube cylindrique dimensionné comme indiqué ci-dessous (figure IV.2) et (figure IV.2) :

- Ø Diamètre Extérieur ($R_{ext} = 0.12\text{m}$).
- Ø Diamètre Intérieur ($R_{int} = 0.10\text{m}$).
- Ø L'épaisseur du tube est ($t = 0.02\text{ m}$).
- Ø Longueur du tube est ($L = 0.30\text{ m}$).

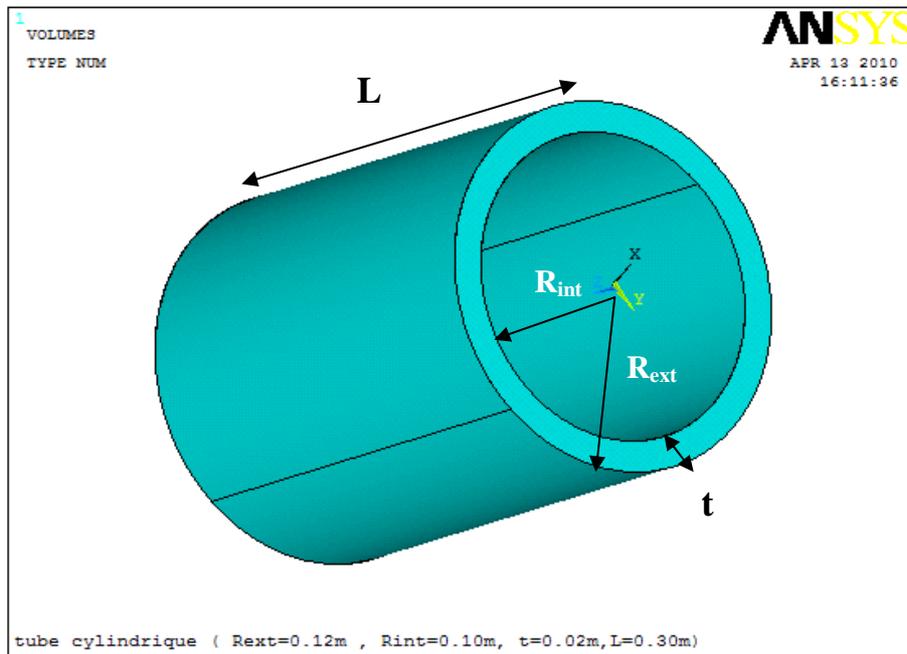


Figure IV.2. Dimensionnement du tube cylindrique étudié par ANSYS

(Structure Complète [360°]).

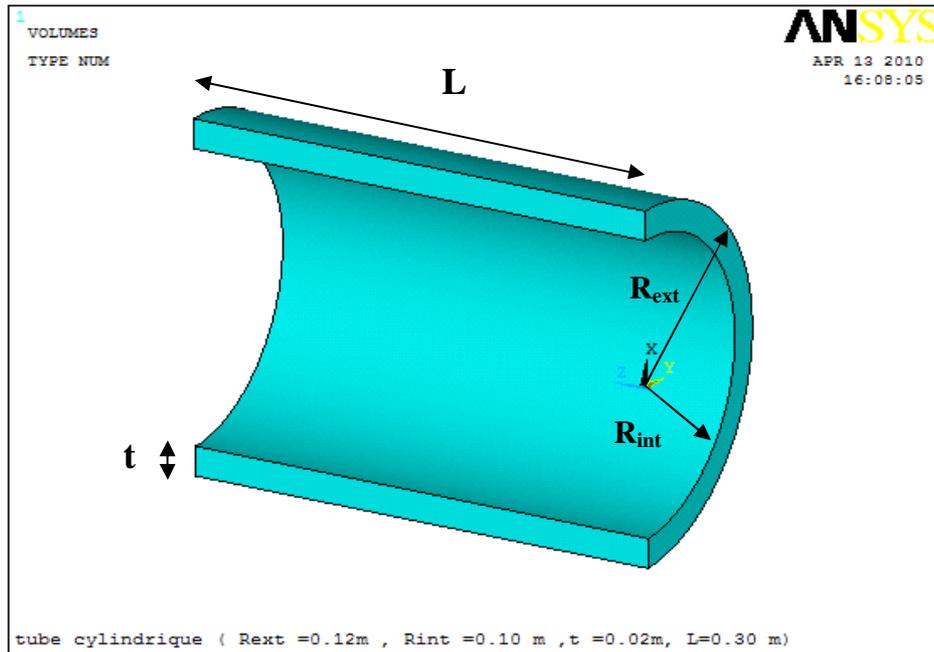


Figure IV.3. Dimensionnement du tube cylindrique étudié sur ANSYS

(Quart de structure [180°]).

Note : On utilise cette structure (Quart de structure) pour faciliter les calculs (Diminuer le nombre des nœuds après le maillage), et pour aussi réduire les pourcentages d'erreur de calcul même aussi pour créer les modèles de fissure semi-elliptiques aux structures étudiées sans aucun problème.

IV.2.2. Propriétés de matériau utilisé

On a choisi un matériau largement utilisable dans le domaine transport des fluides (sous pression) de caractéristiques suivantes :

- Ø Module de Young D'élasticité [$E = 20 \times 10^6 \text{ MN/m}^2$].
- Ø Module de Poisson [$\nu = 0.30$].

IV.2.3. Les conditions aux limites

On fixe la structure en trois directions « OX, OY, OZ » ; par l'élimination de mouvement de six surfaces de la structure étudiée et nous expliquons cette opération par les figures suivantes :

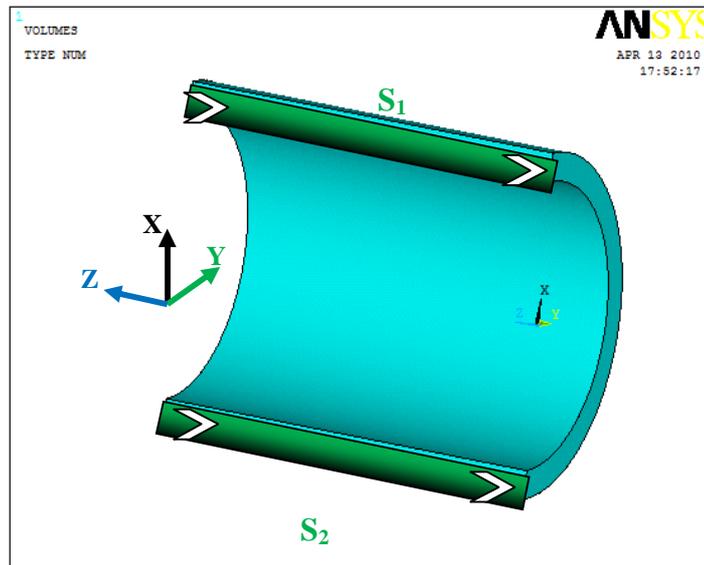


Figure IV.4. L'élimination de mouvements aux niveaux de surfaces en vert (S_1 et S_2)
suivant l'axe « OY »

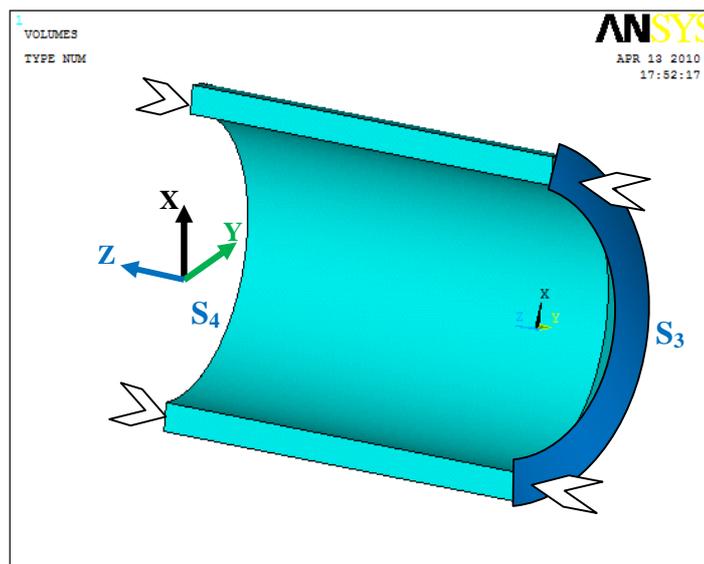


Figure IV.5. L'élimination de mouvements aux niveaux de surfaces en bleu (S_3 et S_4)
Suivant l'axe « OY »

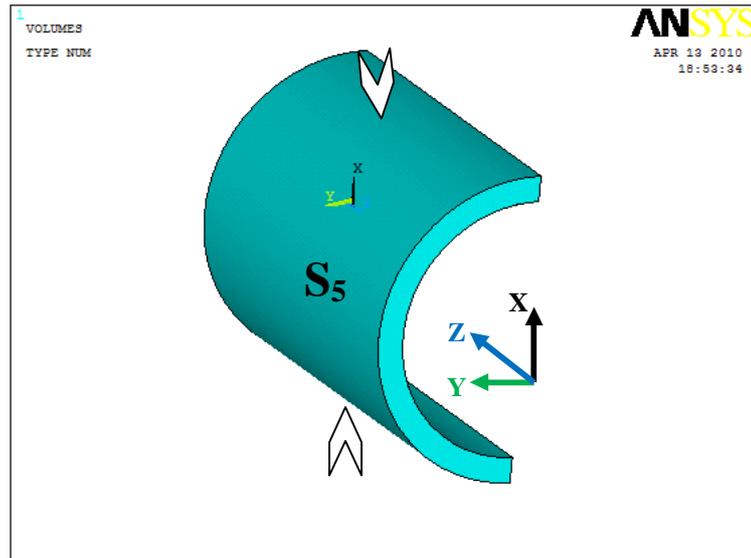


Figure IV.6. L'élimination de mouvements aux niveaux de la surface extérieure de tube (S_5) suivant l'axe « OX »

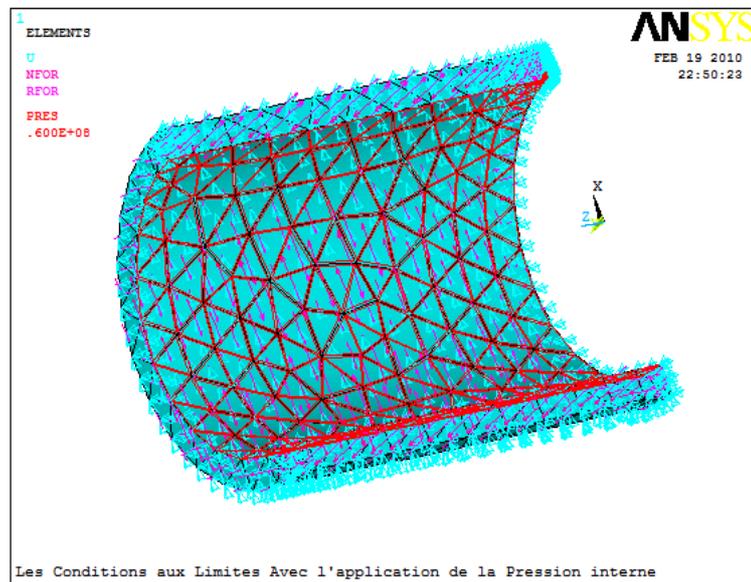


Figure IV.7. Présentation de Conditions aux limites de la structure Etudiée et l'application de la charge / ANSYS.

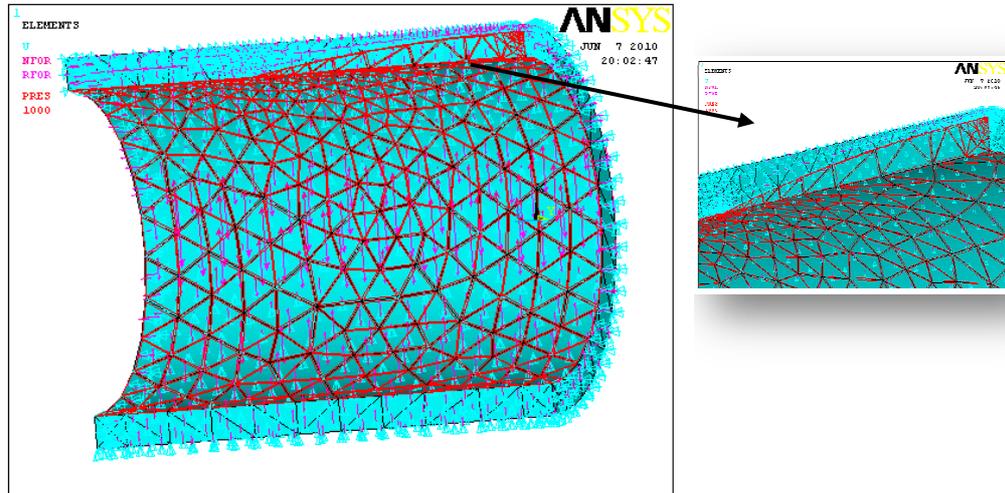


Figure IV.8. La charge appliquée sur la fissure [la surface et frontière] (en rouge)
Avec fixation en trois directions de structure.

IV.3. Les résultats de simulation

La configuration étudiée (tube cylindrique), représente une composante de structure comportant un défaut initial de forme semi-elliptique, soumise à un chargement de pression interne. Les champs de contraintes et de déplacements pour chaque cas considéré est obtenu par un calcul aux éléments finis, qui englobe des éléments solides iso paramétriques en trois dimensions à 20 nœuds autour du front de fissure.

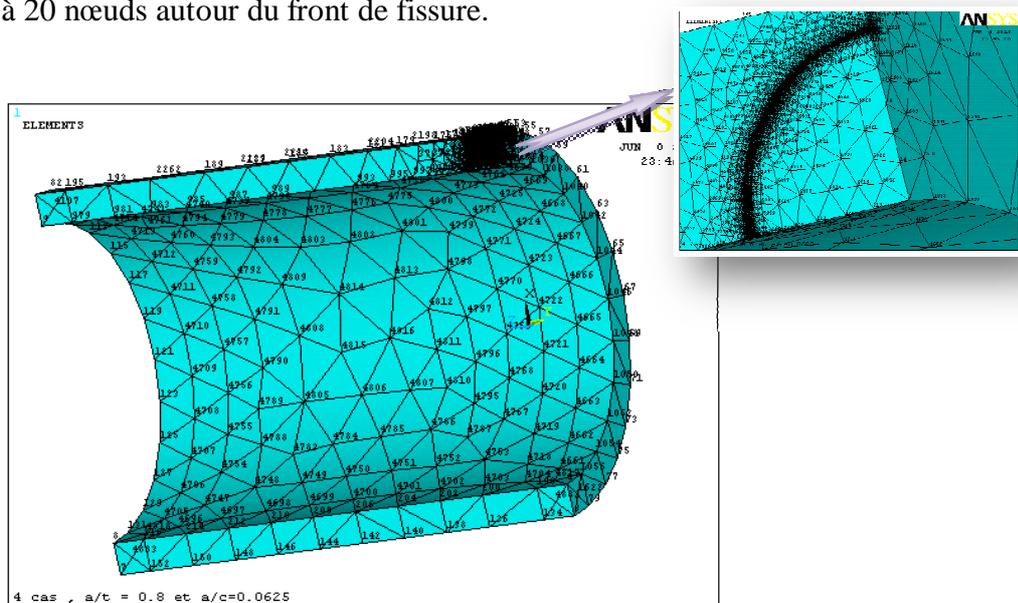


Figure IV.9. Modalisation d'un tube fissuré sous pression interne (avec la numérotation des nœuds de maillage).

Le but cette analyse ou simulation est l'étude du comportement des fissures de forme semi-elliptique crée au niveau du tube cylindrique que nous avons étudié (quart de structure), cette analyse contient les calculs de Facteur d'intensité de contrainte « K_I » en trois dimensions, les valeurs de déformations suivant les axes (OX, OY et OZ) et les Contraintes de « Von Mises », tout ces calculs sont étudiés en front de fissure.

Nous avons étudié et simulé la structure selon les travaux de « Bergman » ou ($R_{int}/t=5$), et nous utilisons six cas de dimensionnements de fissures semi-elliptiques.

- Ø **Premier cas** : $a/t = 0.2$ et $a/c=1$ Donc $a=0.004$ m et $c=0.004$ m.
- Ø **Deuxième cas** : $a/t = 0.2$ et $a/c=0.25$ Donc $a=0.004$ m et $c=0.016$ m.
- Ø **Troisième cas** : $a/t = 0.2$ et $a/c=0.0625$ Donc $a=0.004$ m et $c=0.064$ m.
- Ø **Quatrième cas** : $a/t = 0.8$ et $a/c=1$ Donc $a=0.016$ m et $c=0.016$ m.
- Ø **cinquième cas** : $a/t = 0.8$ et $a/c=0.25$ Donc $a=0.016$ m et $c=0.064$ m.
- Ø **sixième cas** : $a/t = 0.8$ et $a/c=0.0625$ Donc $a=0.016$ m et $c=0.256$ m.

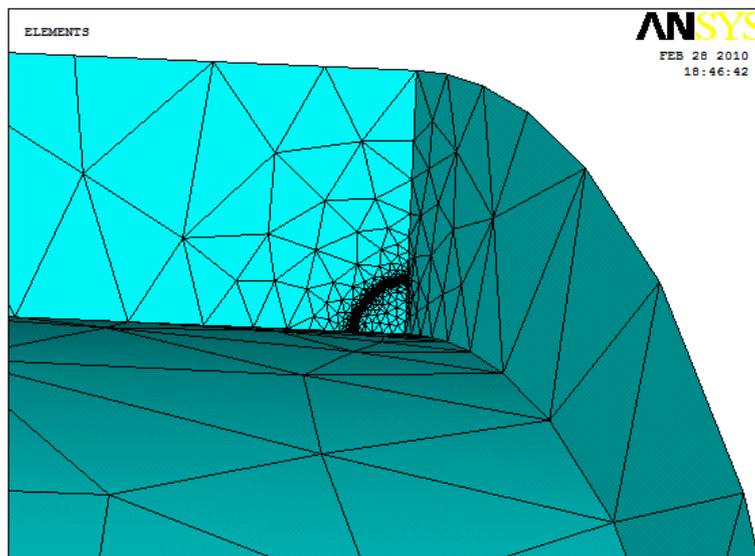


Figure IV.10. Premier cas : fissure de dimensions ($a/t = 0.2$ et $a/c=1$).

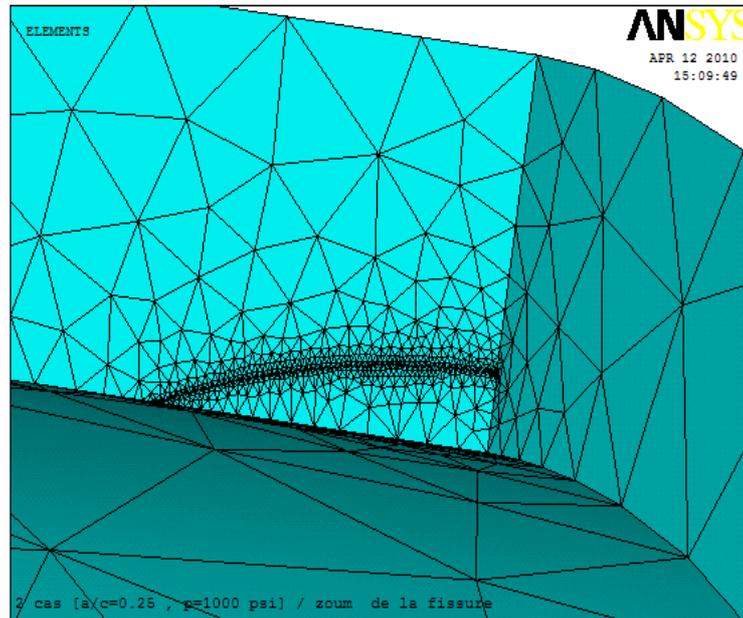


Figure IV.11. Deuxième cas : fissure de dimensions ($a/t = 0.2$ et $a/c=0.25$).

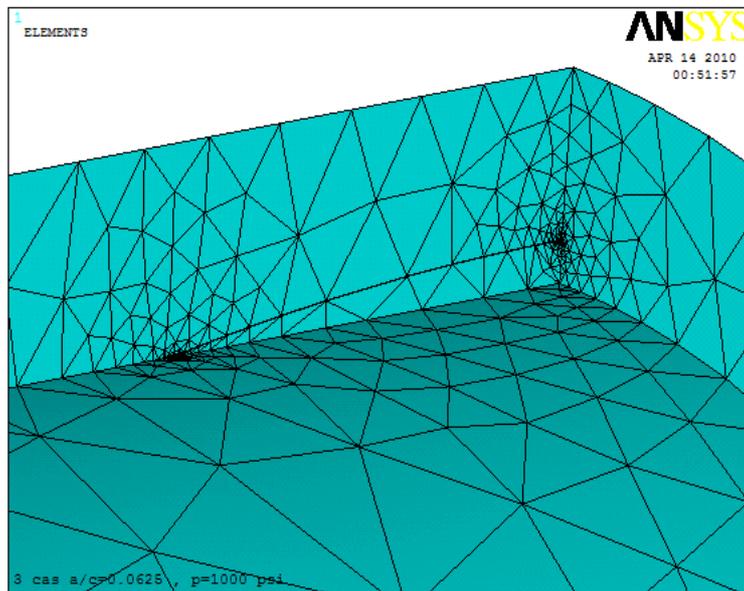


Figure IV.12. Troisième cas : fissure de dimensions ($a/t = 0.2$ et $a/c=0.0625$).

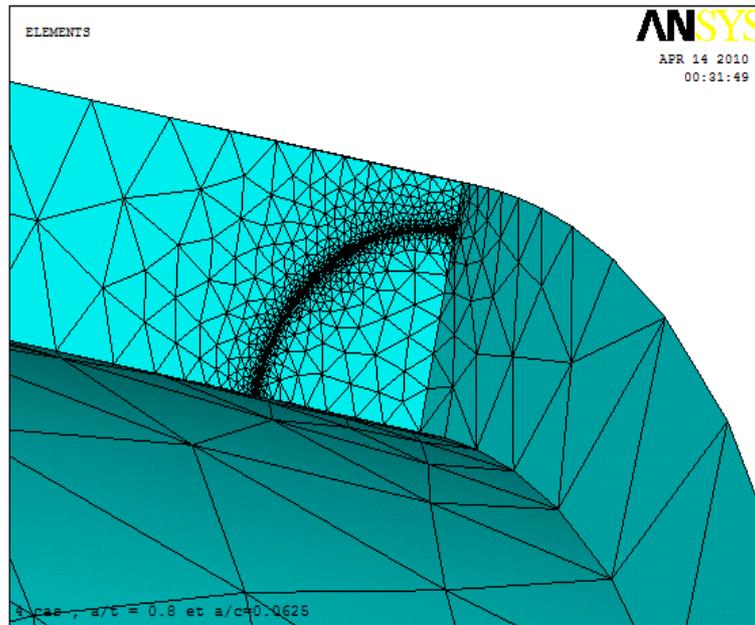


Figure IV.13. Quatrième cas : fissure de dimensions ($a/t = 0.8$ et $a/c=1$).

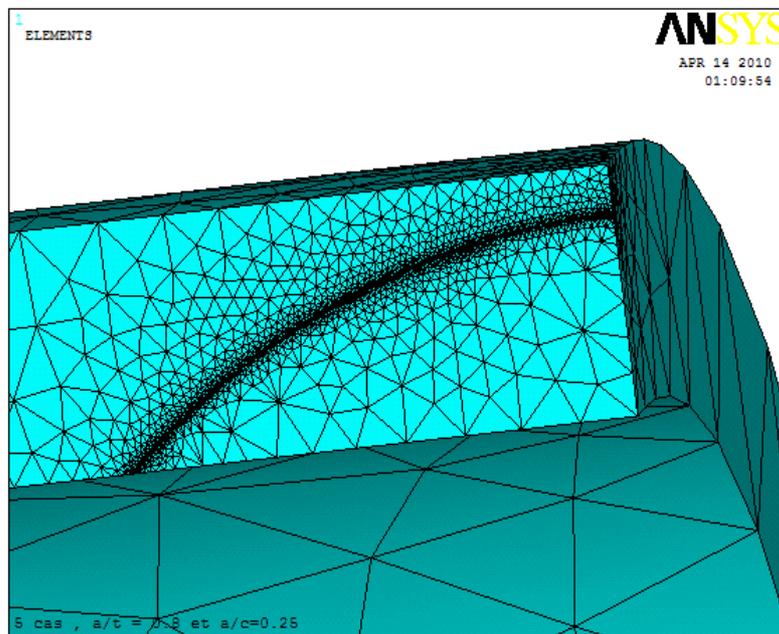


Figure IV.14. Cinquième cas : fissure de dimensions ($a/t = 0.8$ et $a/c=0.25$).

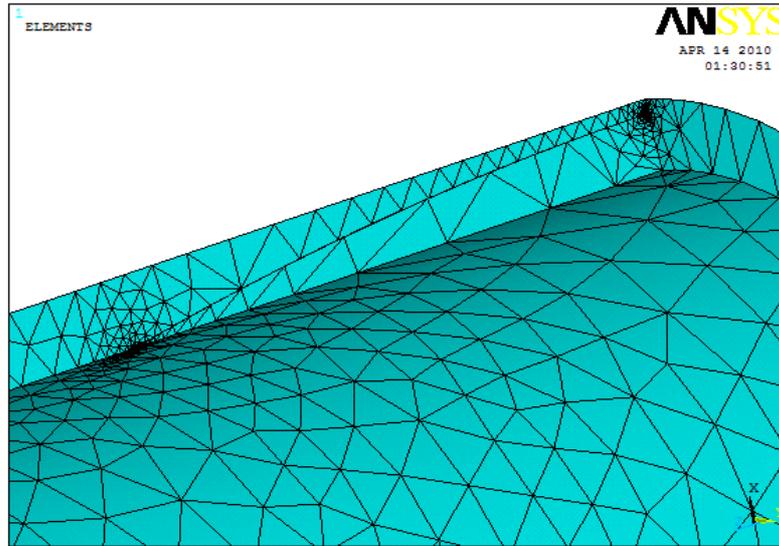


Figure IV.15. Sixième cas : fissure de dimensions ($a/t = 0.8$ et $a/c=0.0625$).

Pour chaque cas on applique des charges internes (pressions internes) hydrostatiques, on utilise les trois valeurs suivantes :

- Ø Premier Valeur : $p_1 = 30$ Mpa (500 psi),
- Ø Deuxième Valeur : $p_2 = 70$ Mpa (1000 psi),
- Ø Troisième Valeur : $p_3 = 700$ Mpa (10000 psi).

et pour les autres cas on applique la pression moyenne p_2

V.3.1 Résultats du premier cas

IV.3.1.1. Pour une pression interne P_1

IV.3.1.1.a. Présentation par COD « ANSYS »

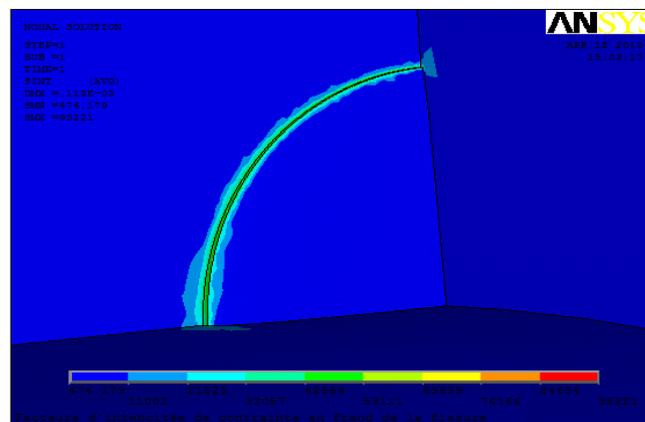


Figure IV.16. Intensité de Contraintes en surface et en front de fissure

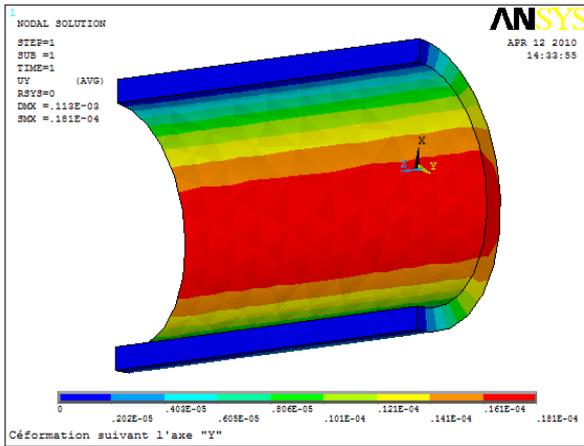


Figure IV.17. Déformations suivant l'axe « X » tube et fissure (front et surface)

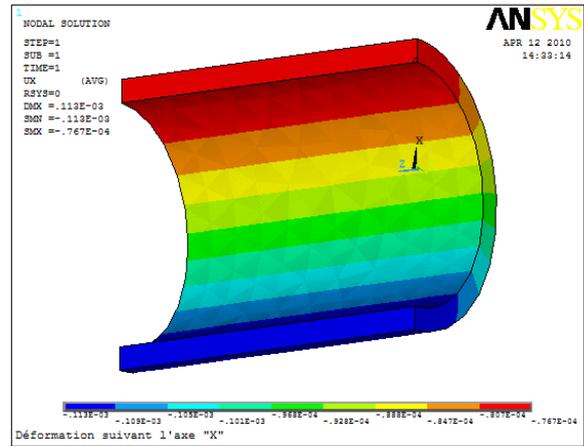


Figure IV.18. Déformations suivant l'axe « Y » tube et fissure (front et surface)

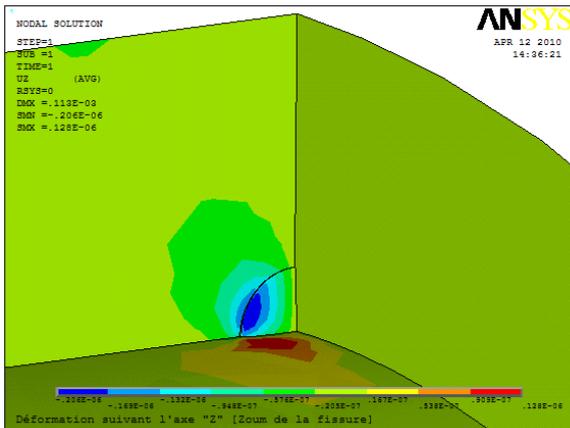


Figure IV.19. Déformations suivant l'axe « Z » en front et surface de fissure

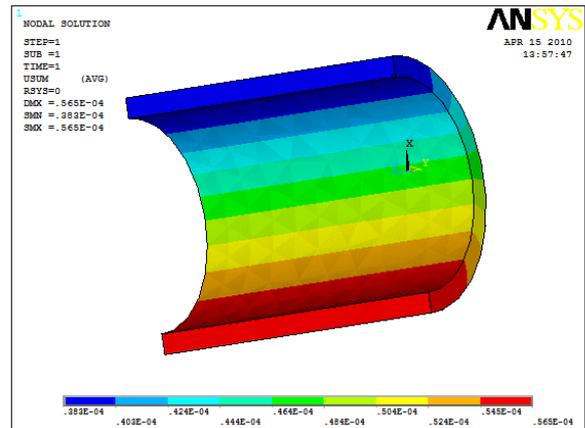


Figure IV.20. Déformations Totale en Trois Dimensions tube et fissure

IV.3.1.1.b. Présentation par courbes

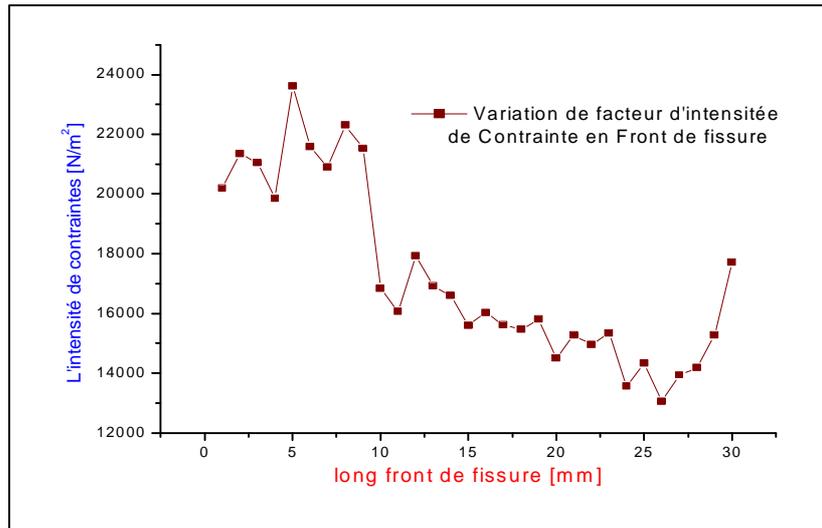


Figure IV.21. L'intensité de contraintes en front de fissure

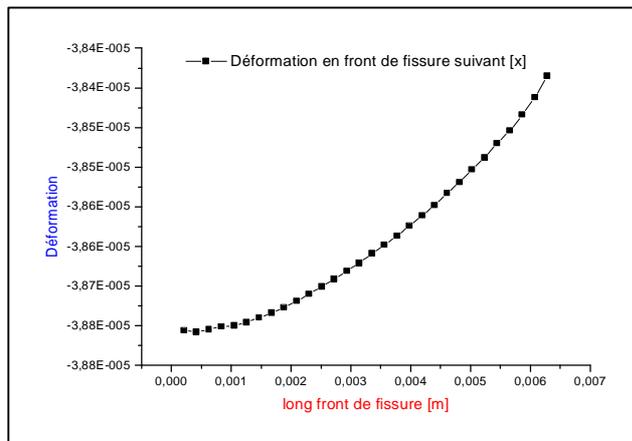


Figure IV.22. Déformation suivant « X » en front de fissure

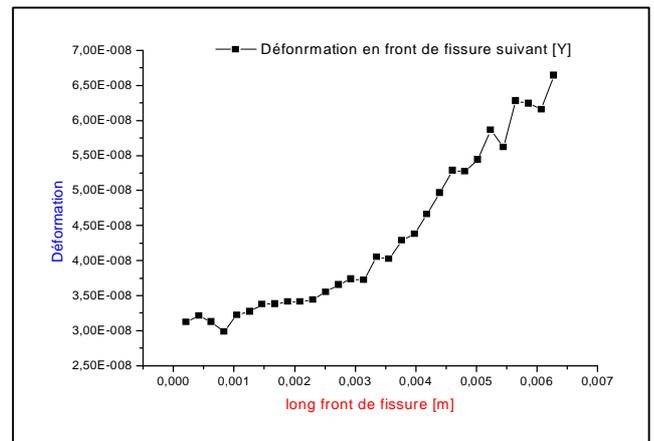


Figure IV.23. Déformation suivant « Y » en front de fissure

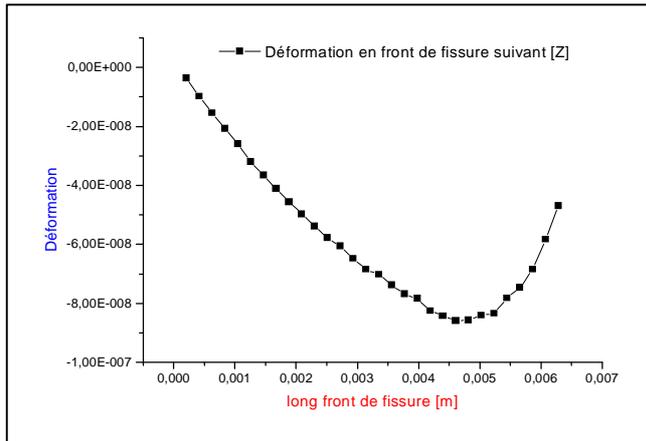


Figure IV.24. Déformation suivant « Z » en front de fissure

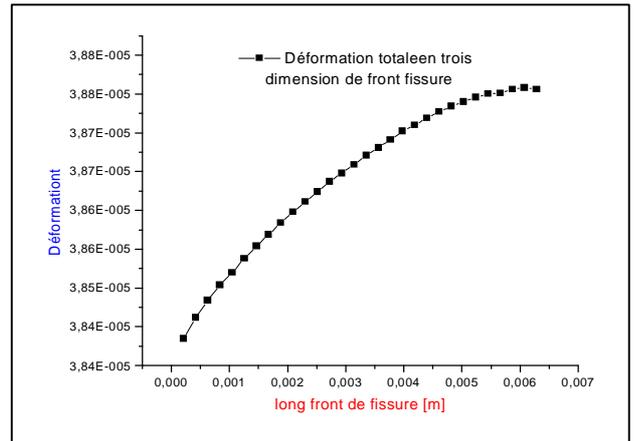


Figure IV.25. Déformation totale en front de fissure

IV.3.1.2. Pour pression interne P_2

IV.3.1.2.a. Présentation par COD « ANSYS »

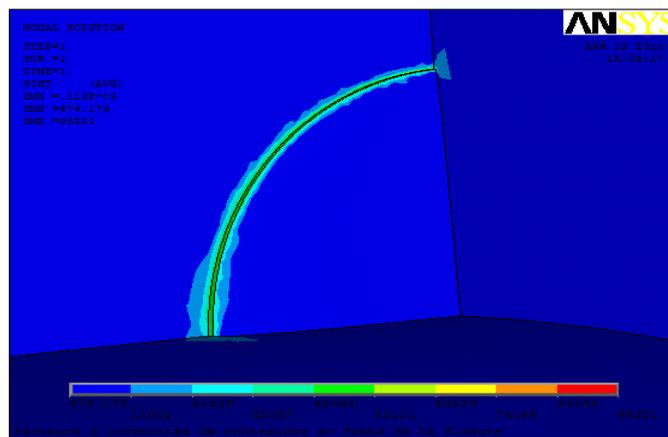


Figure IV.26 Intensité de contraintes en front et surface de fissure

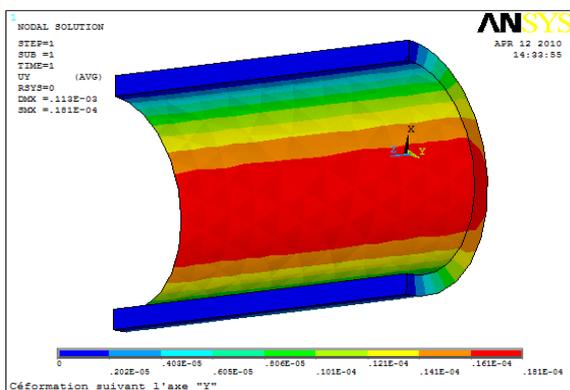


Figure IV.27. Déformations suivant l'axe « X » tube et fissure

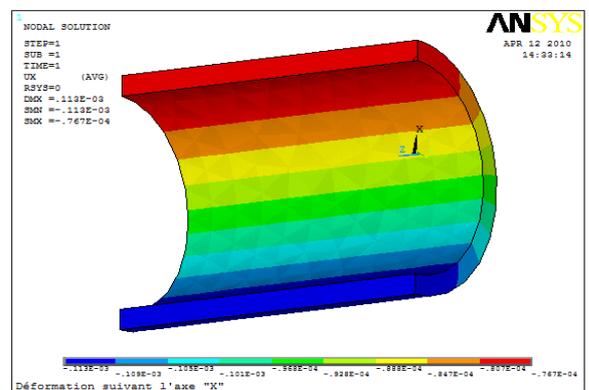


Figure IV.28. Déformations suivant l'axe « Y » tube et fissure

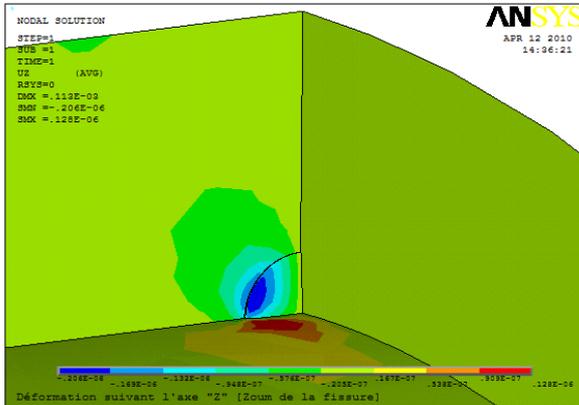


Figure IV.29. Déformations suivant l'axe « Z » tube et fissure

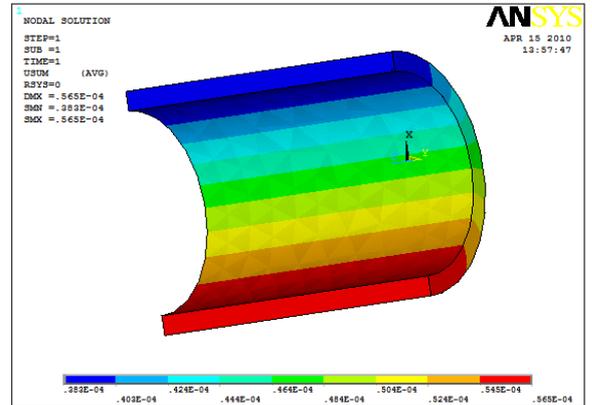


Figure IV.30. Déformations Totale en Trois dimensions tube et front de fissure

IV.3.1.2.b. Présentation par courbes

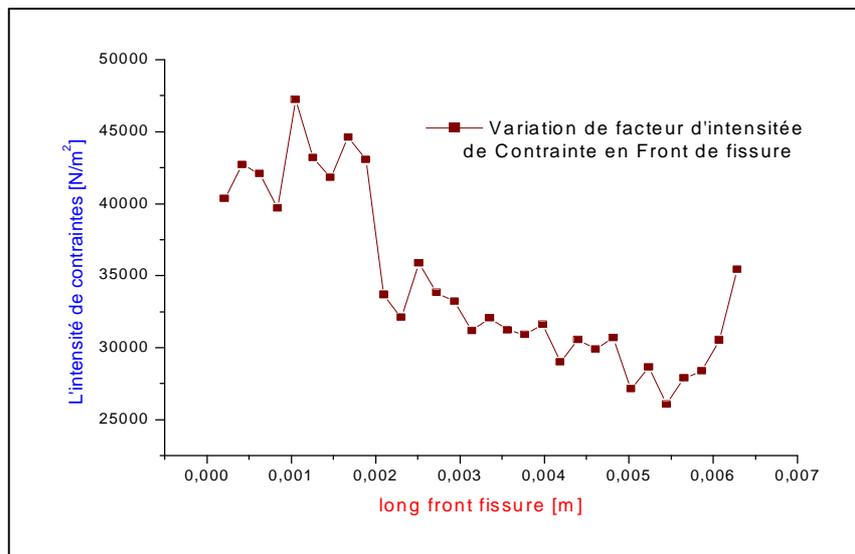


Figure IV.31. L'intensité de contraintes front et surface de fissure

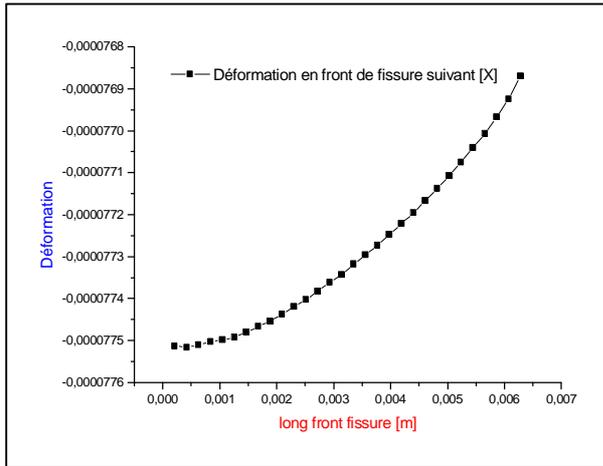


Figure IV.32. Déformation suivant « X » en front de fissure

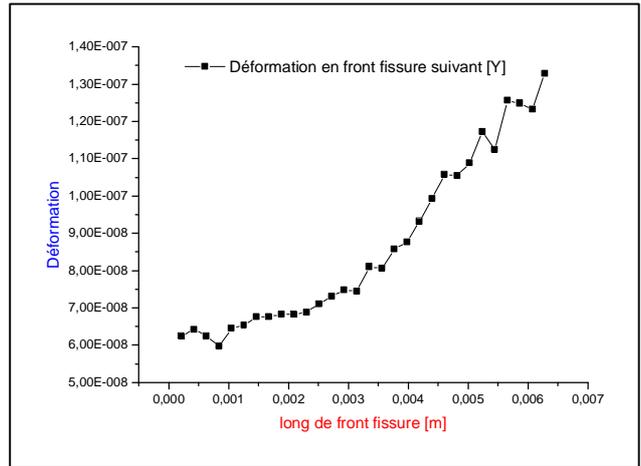


Figure IV.33. Déformation suivant « Y » en front de fissure

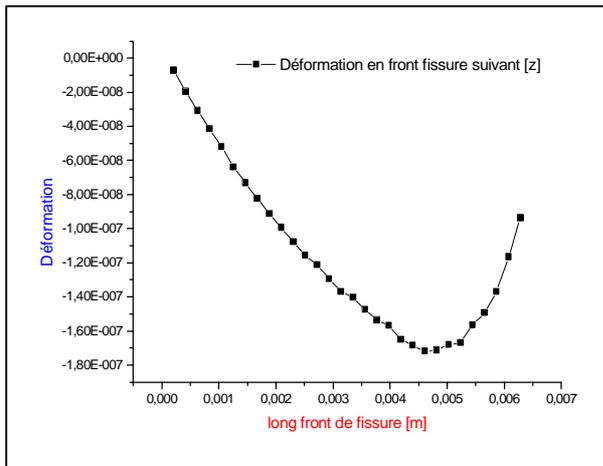


Figure IV.34. Déformation suivant « Z » en front de fissure

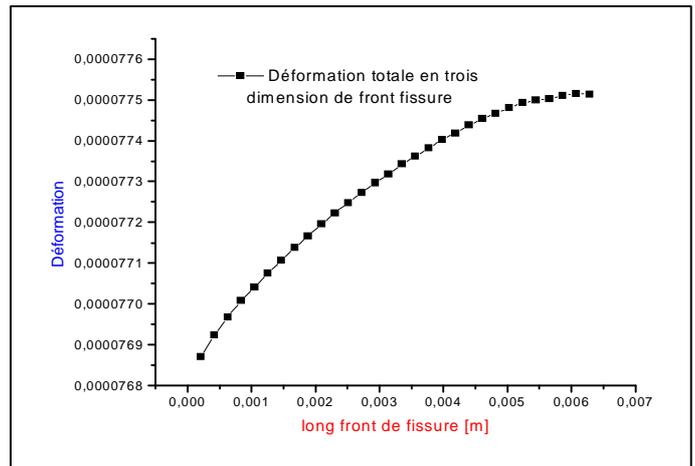


Figure IV.35. Déformation totale en front de fissure

IV.3.1.3. Pour pression interne P_3

IV.3.1.3.a. présentation par COD « ANSYS »

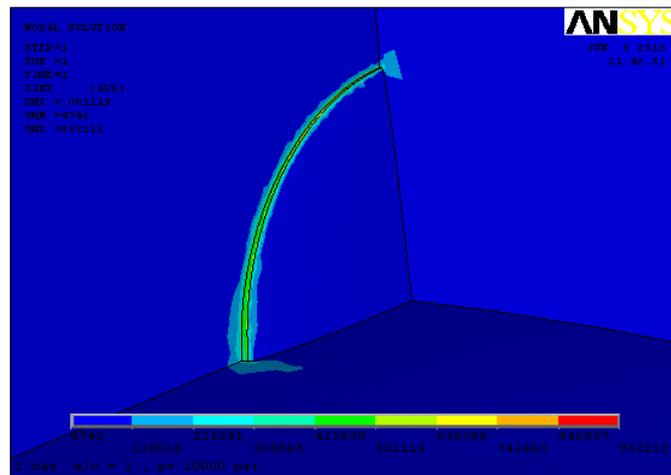


Figure IV.36. Intensité de contraintes en front et surface de fissure

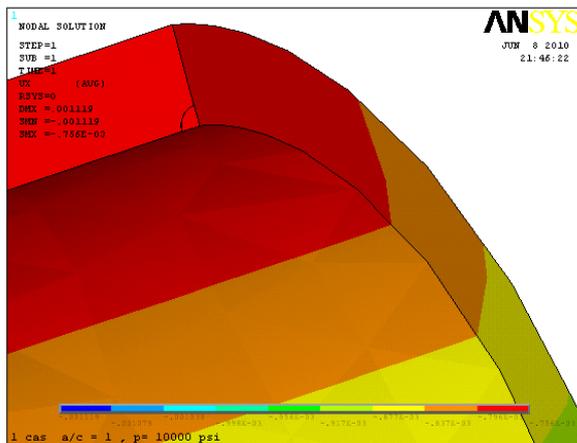


Figure IV.37. Déformations suivant l'axe « X »
tube et fissure

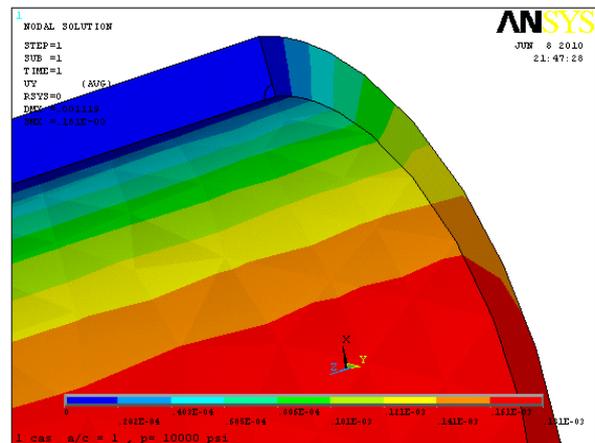


Figure IV.38. Déformations suivant l'axe « Y »
tube et fissure

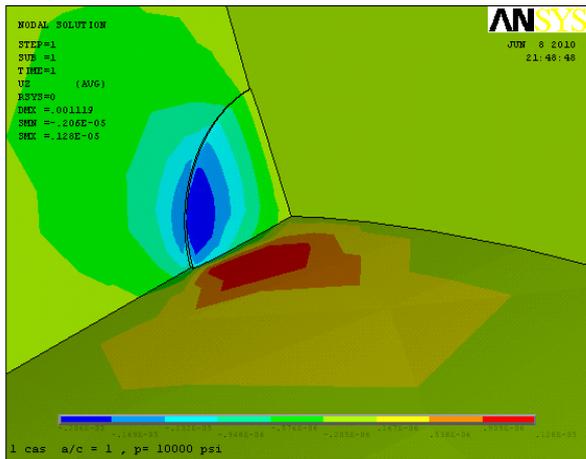


Figure IV.39. Déformations suivant l'axe « Z » du front et surface de fissure

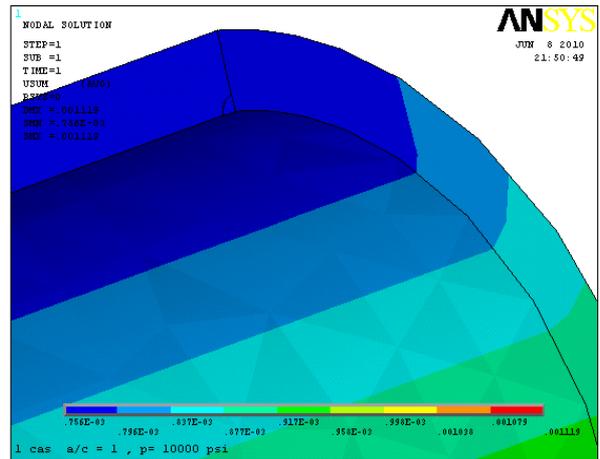


Figure IV.40. Déformations totale en trois dimensions de tube et front de fissure

IV.3.1.3.b. Présentation par courbes

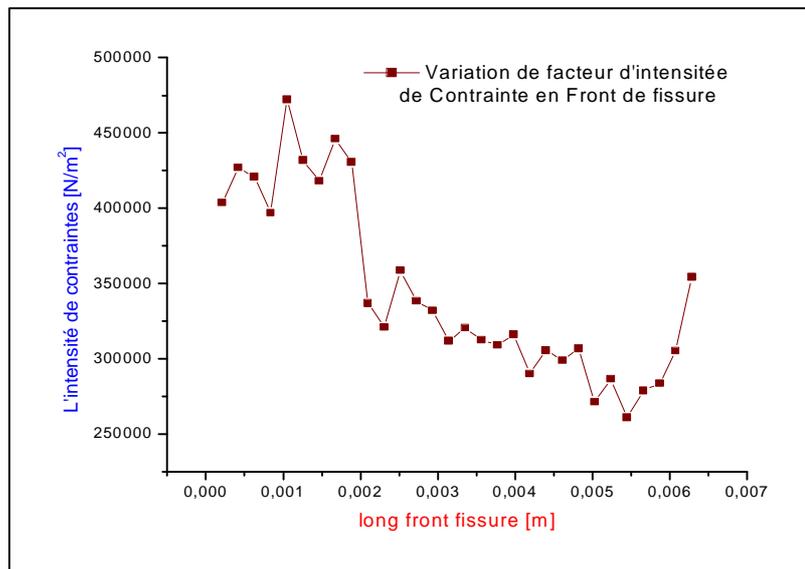


Figure IV.41. L'intensité de contraintes en front de fissure

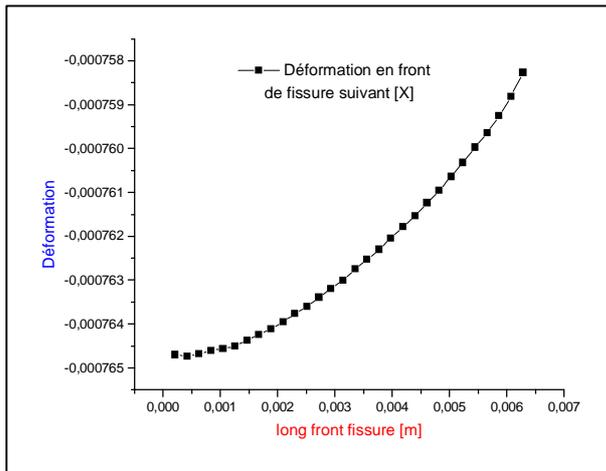


Figure IV.42. Déformation suivant « X » en front de fissure

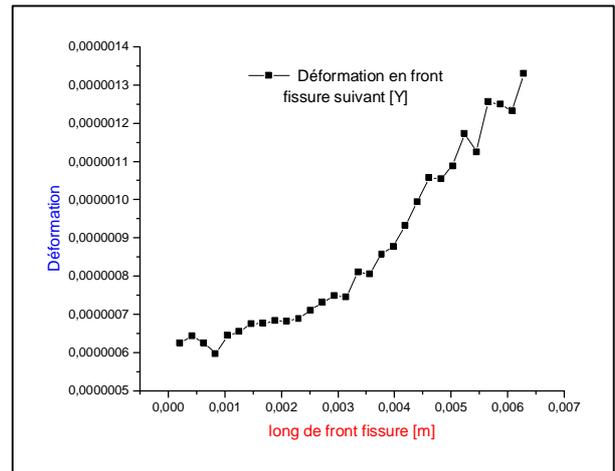


Figure IV.43. Déformation suivant « Y » en front de fissure

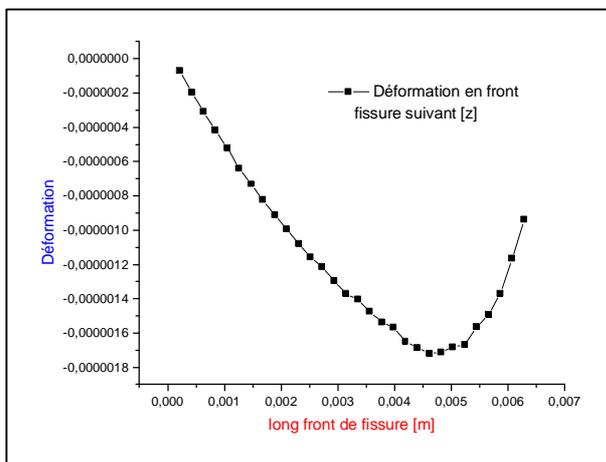


Figure IV.44. Déformation suivant « Z » en front de fissure

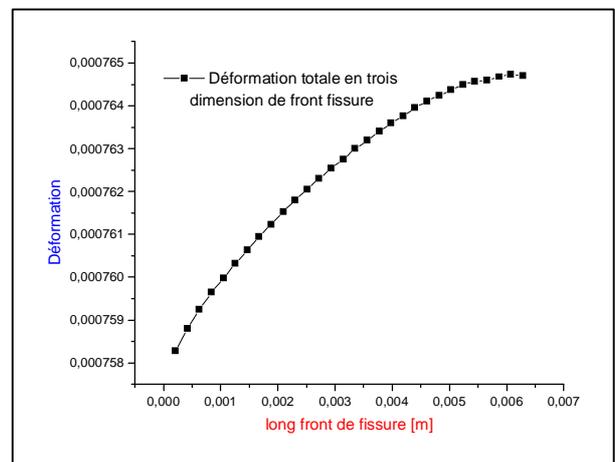


Figure IV.45. Déformation totale fonction en front de fissure

IV.3.2. Résultats du deuxième cas : pour pression interne P_2

IV.3.2.a. Présentation par COD « ANSYS »

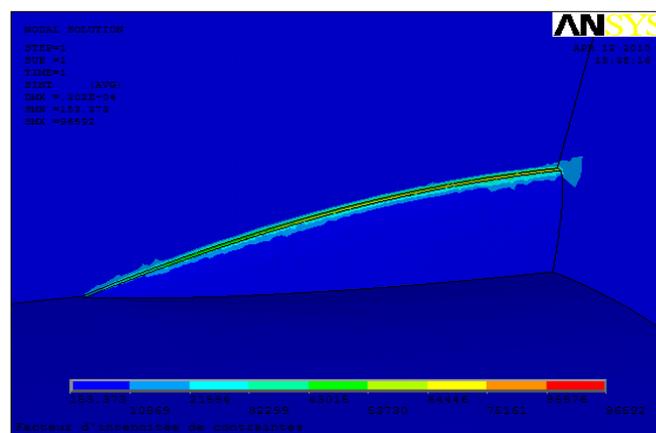


Figure IV.46. Intensité de contraintes en front et surface de fissure

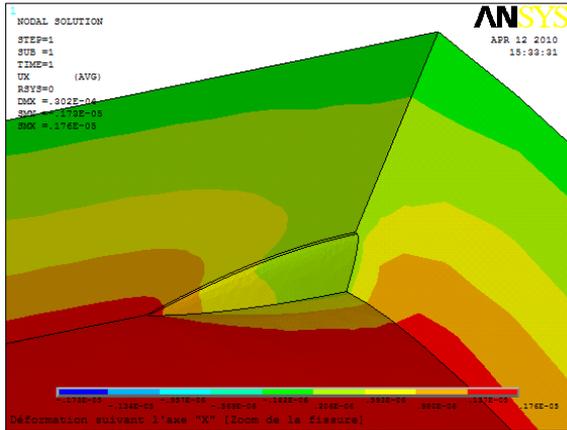


Figure IV.47. Déformations suivant l'axe « X » tube et fissure (front et surface)

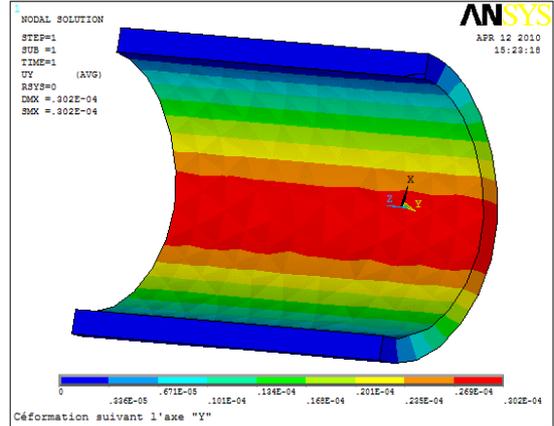


Figure IV.48. Déformations suivant l'axe « Y » tube et fissure (front et surface)

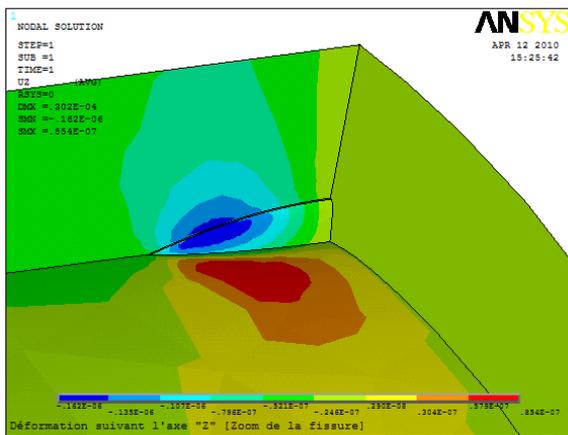


Figure IV.49. Déformations suivant l'axe « Z » tube et fissure (front et surface)

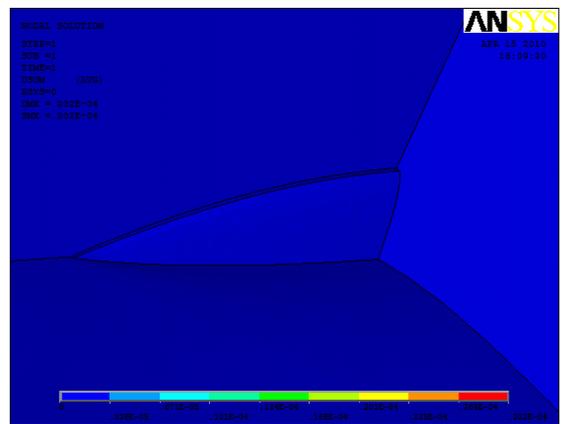


Figure IV.50. Déformations Totale en Trois Dimensions du tube et de fissure (front et surface)

IV.3.2.2.b. Présentation par courbes

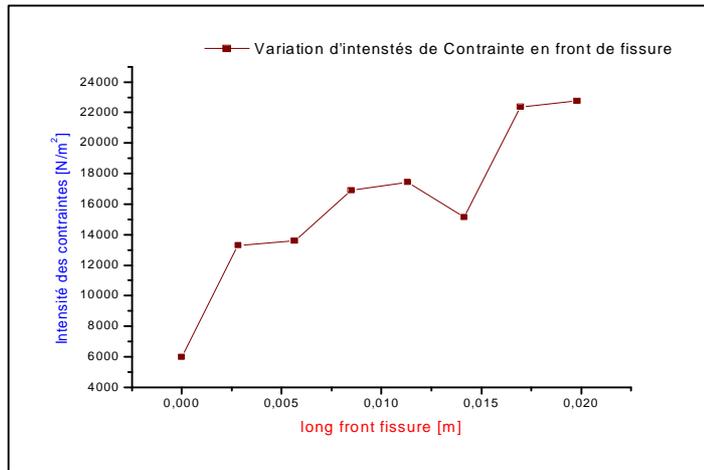


Figure IV.51. L'intensité de contraintes en front de fissure

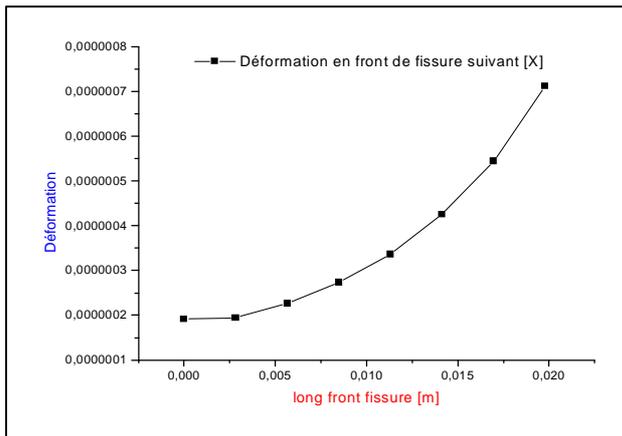


Figure IV.52. Déformation suivant « X » en front de fissure

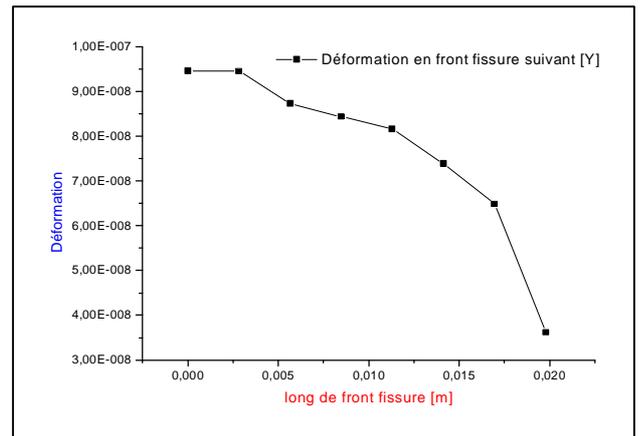


Figure IV.53. Déformation suivant « Y » en front de fissure

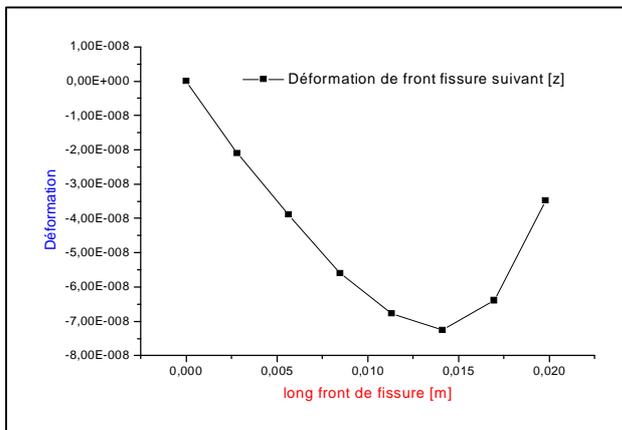


Figure IV.54. Déformation en front de fissure

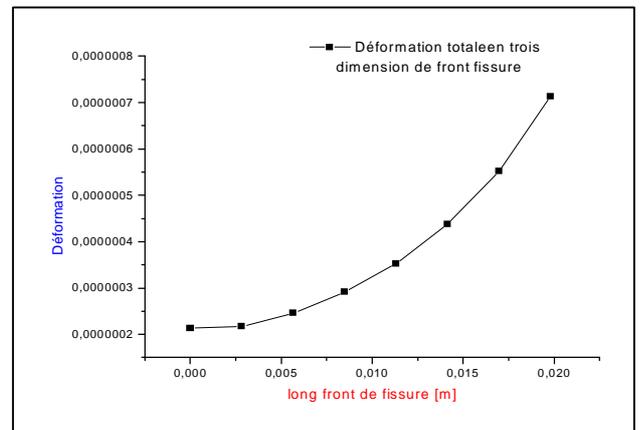


Figure IV.55. Déformation totale en front de fissure

IV.3.3. Résultats du troisième cas : Pour pression P_2

IV.3.3.a. Présentation par COD « ANSYS »

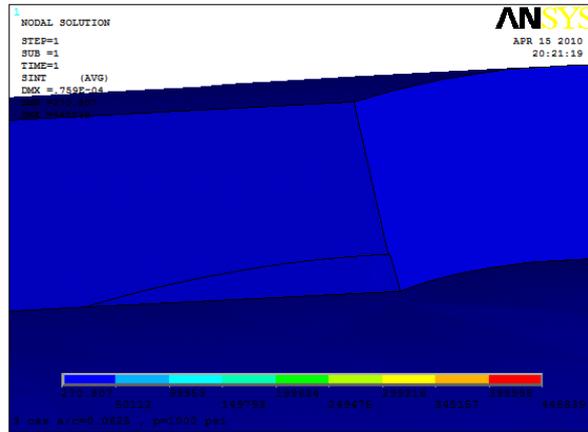


Figure IV.56. Intensité de contraintes en Front et surface de fissure

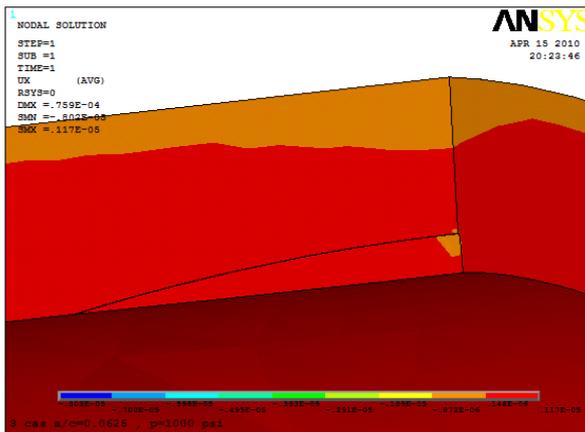


Figure IV.57. Déformations suivant l'axe « X » tube et fissure (front et surface)

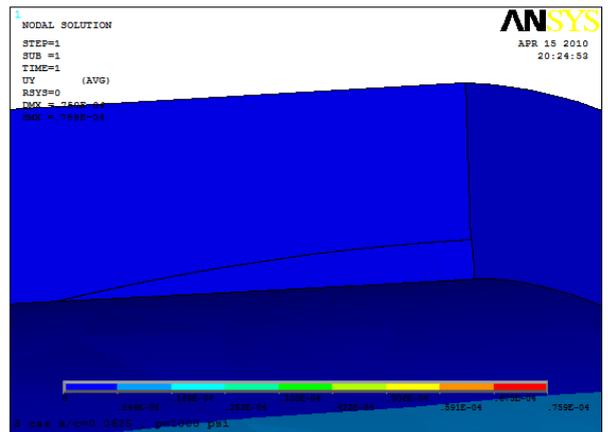


Figure IV.58. Déformations suivant l'axe « Y » tube et fissure (front et surface)

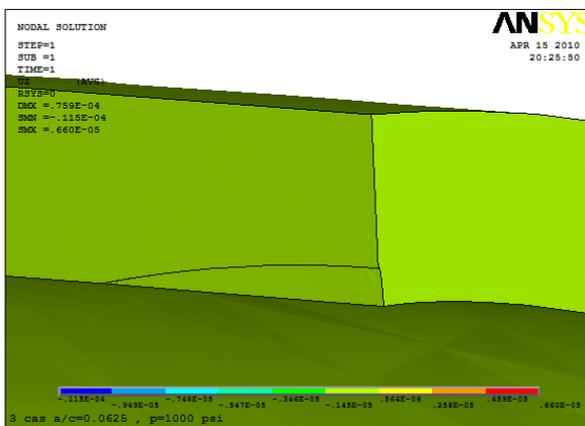


Figure IV.59. Déformations suivant l'axe « Z » tube et fissure

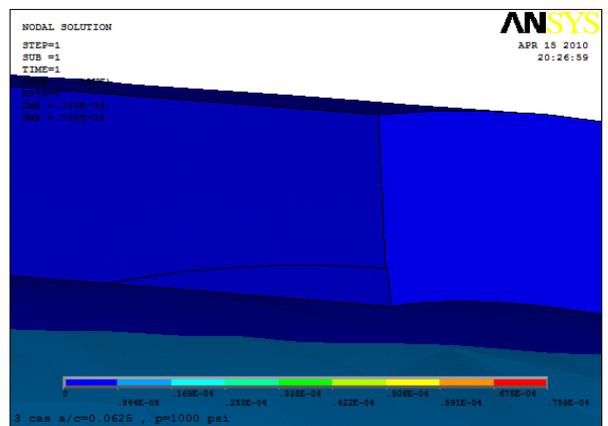


Figure IV.60. Déformations totale en trois dimensions tube et fissure

IV.3.3.1.b. Présentation par courbes

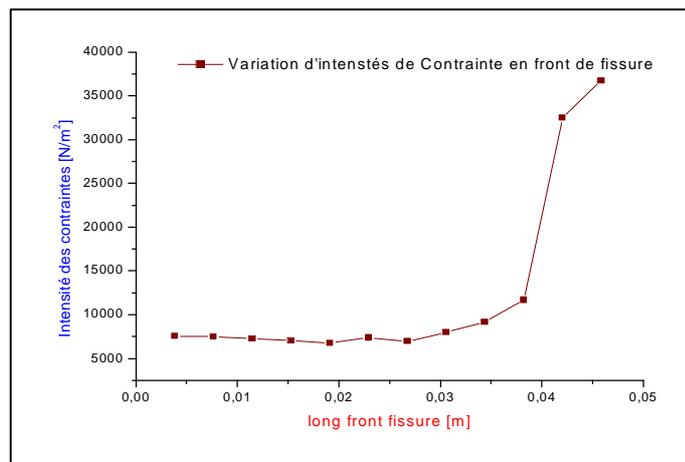


Figure IV.61. Intensité de contraintes en front de fissure

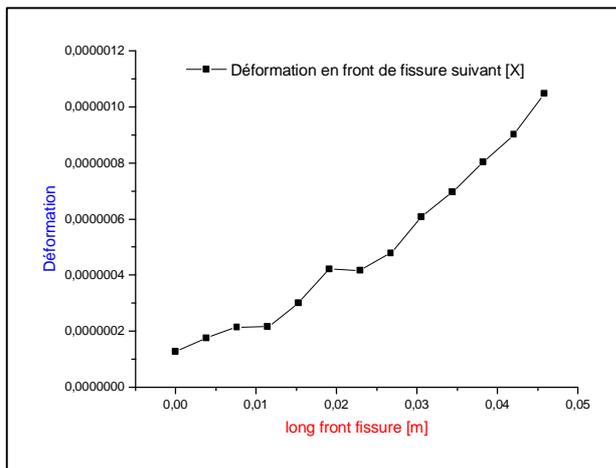


Figure IV.62. Déformation suivant « X » en front de fissure

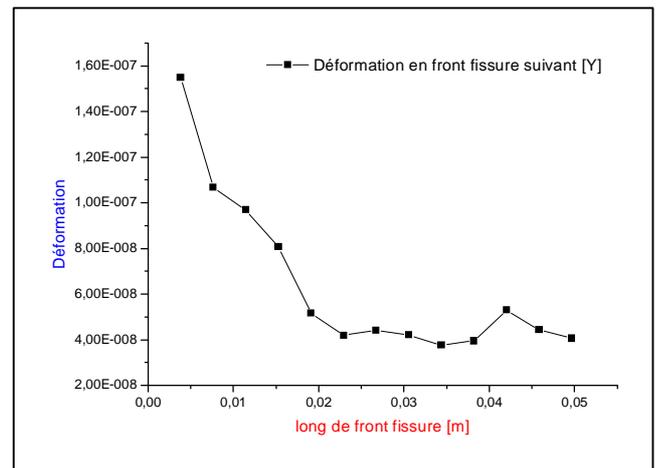


Figure IV.63. Déformation suivant « Y » en front de fissure

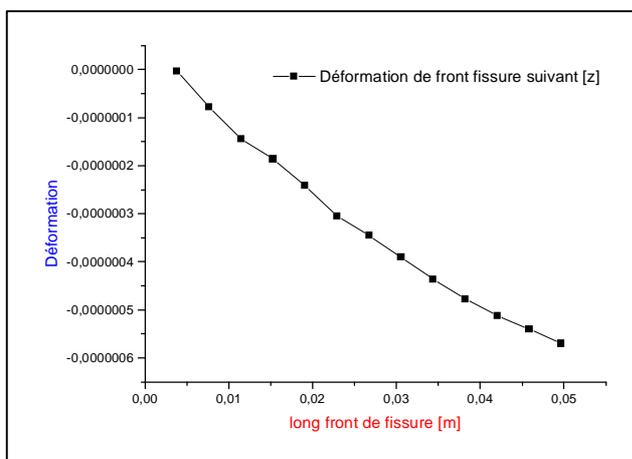


Figure IV.64. Déformation en front de fissure

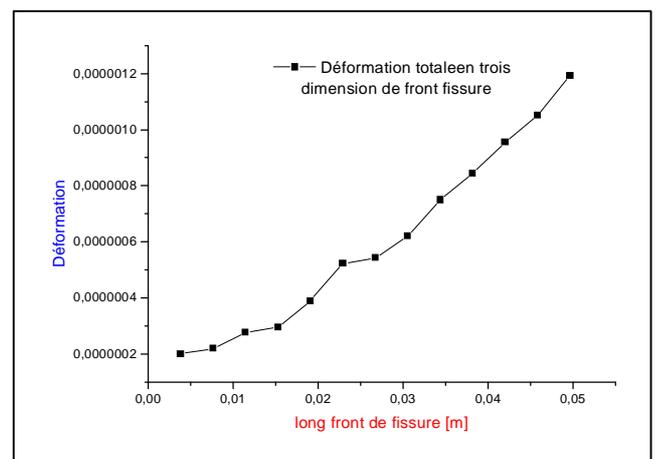


Figure IV.65. Déformation totale en front de fissure

IV.3.4. Résultats du quatrième cas : pour pression interne P_2

IV.3.4.a. Présentation par COD « ANSYS »

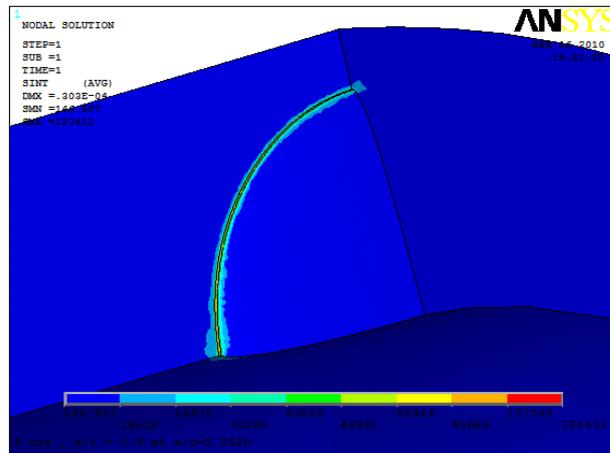


Figure IV.66. Intensité de contraintes en front et en surface de fissure

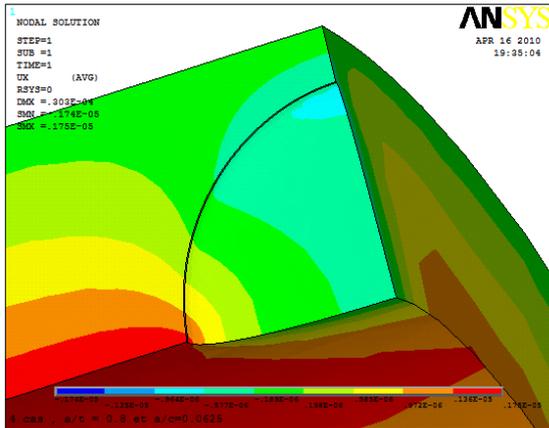


Figure IV.67. Déformations suivant l'axe « X » tube et fissure (front et surface)

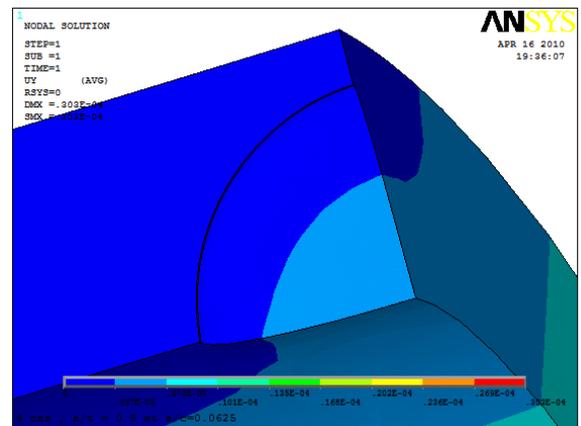


Figure IV.68. Déformations suivant l'axe « Y » tube et fissure (front et surface)

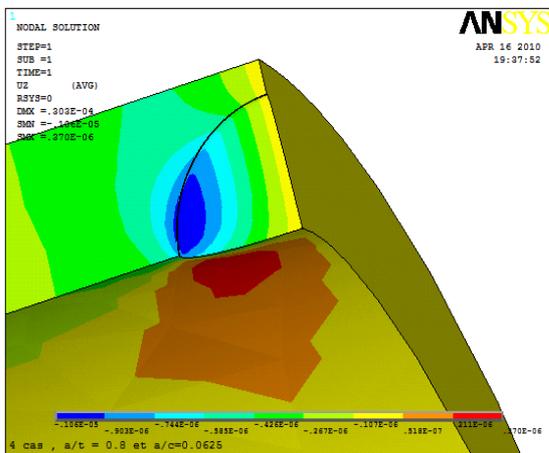


Figure IV.69. Déformations suivant l'axe « Z » tube et fissure

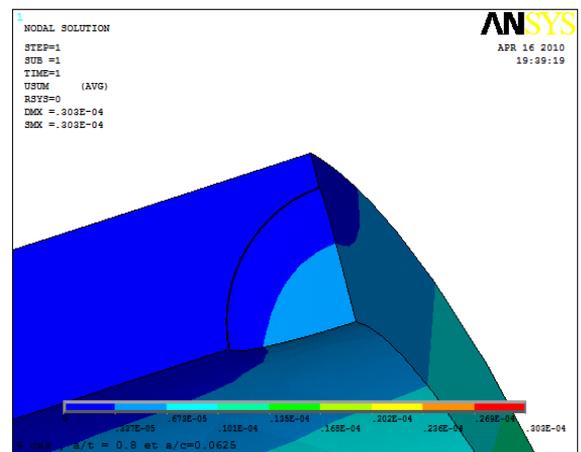


Figure IV.70. Déformations totale en trois dimensions tube et de fissure

IV.3.4.b. Présentation par courbes

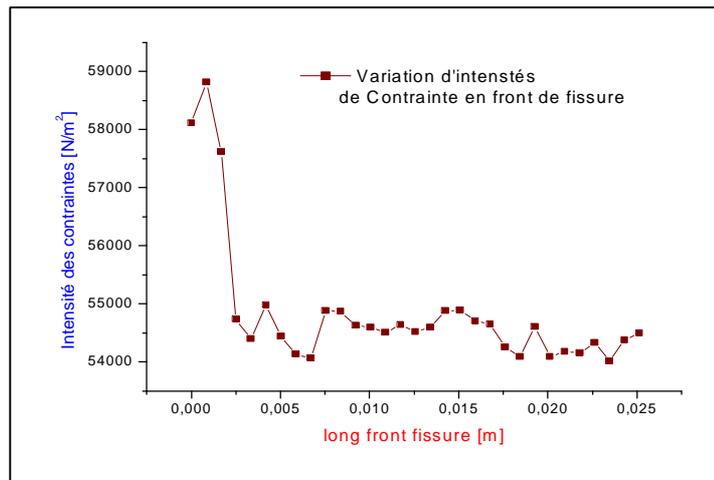


Figure IV.71. Intensité de contraintes en front de fissure

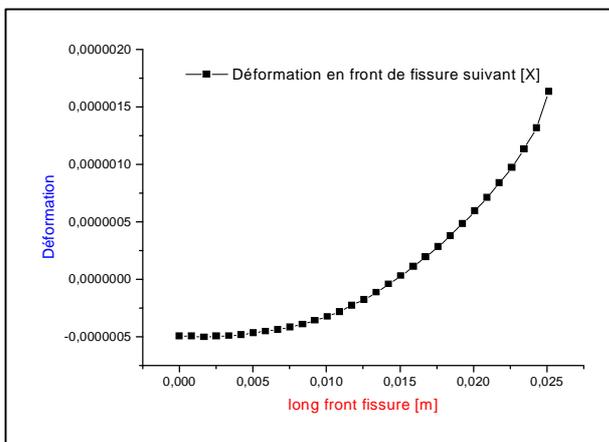


Figure IV.72. Déformation suivant « X » en front de fissure

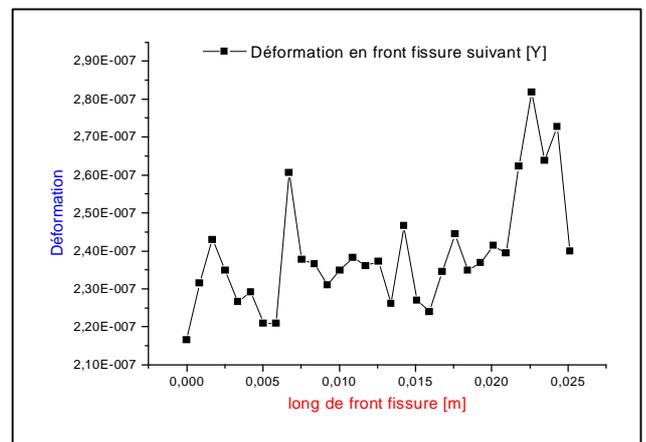


Figure IV.73. Déformation suivant « Y » en front de fissure

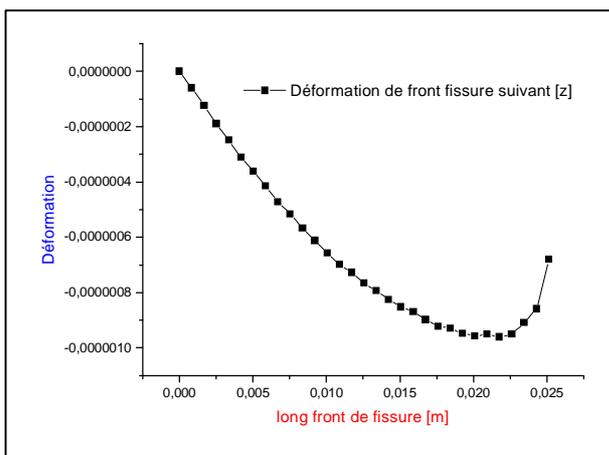


Figure IV.74. Déformation suivant « Z » en front de fissure

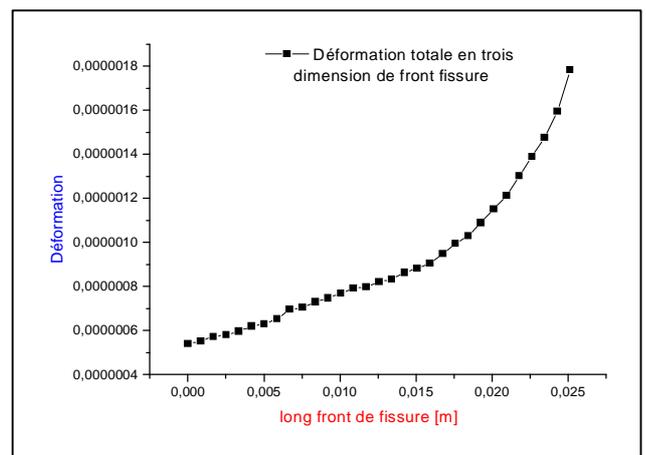


Figure IV.75. Déformation totale en front de fissure

IV.3.5. Résultats du Cinquième cas : pour pression interne P_2

IV.3.5.a. Présentation par COD « ANSYS »

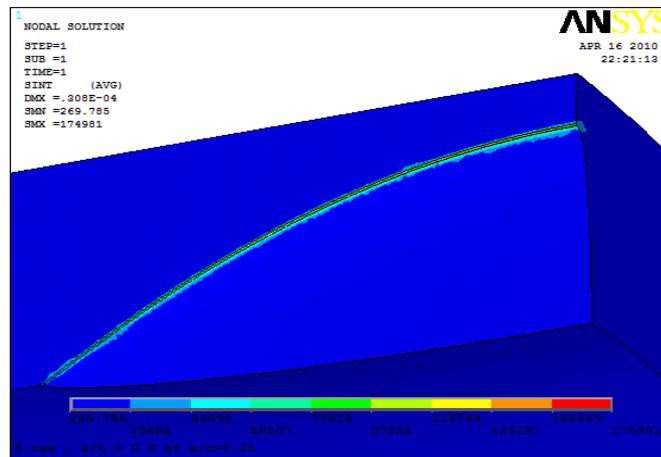


Figure IV.76. Intensité de contraintes en front et surface de fissure

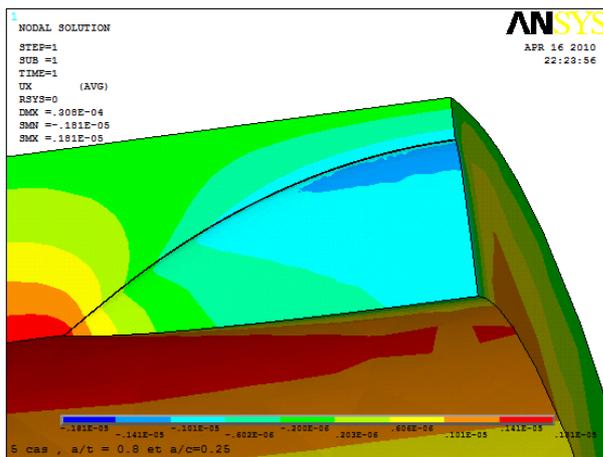


Figure IV.77. Déformations suivant l'axe « X » tube et fissure

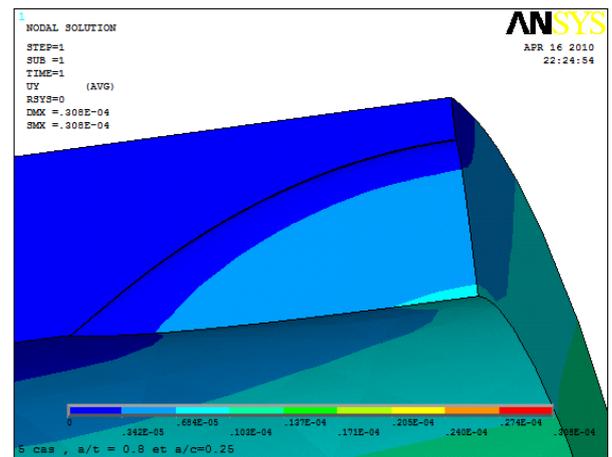


Figure IV.78. Déformations suivant l'axe « Y » tube et fissure

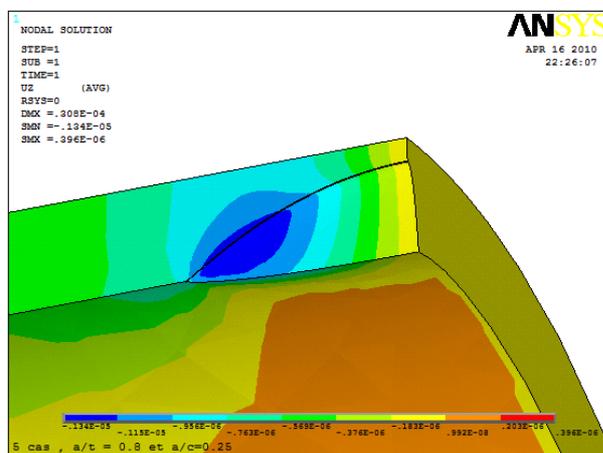


Figure IV.79. Déformations suivant l'axe « Z » e tube et fissure

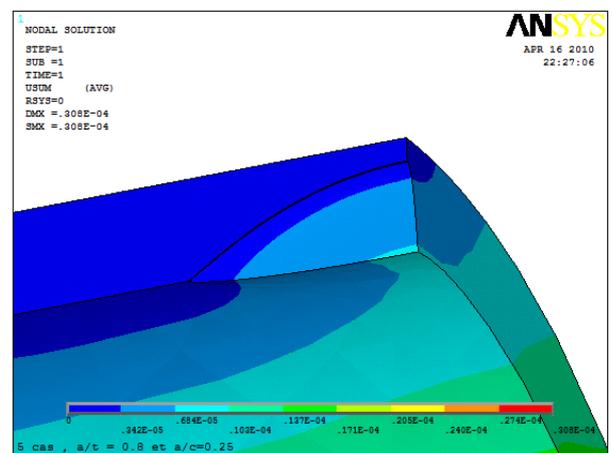


Figure IV.80. Déformations totale en trois dimensions de tube et front de fissure

IV.3.5.1.b. Présentation par courbes

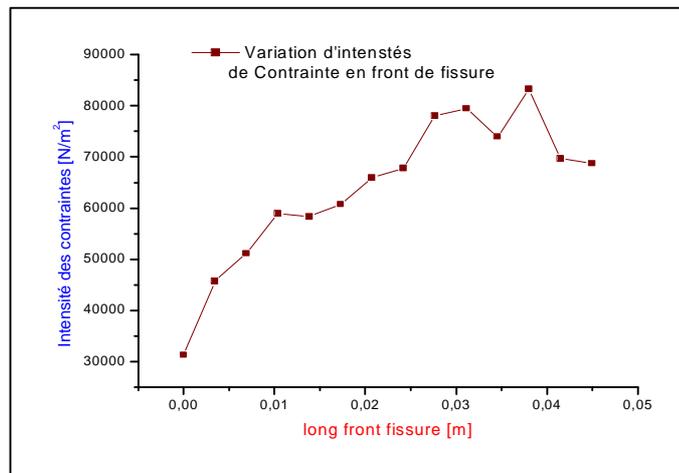


Figure IV.81. Intensité de contraintes en front de fissure

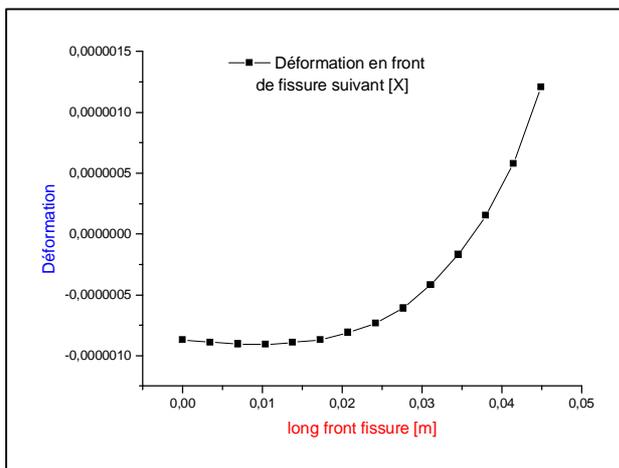


Figure IV.82. Déformation suivant « X » en front de fissure

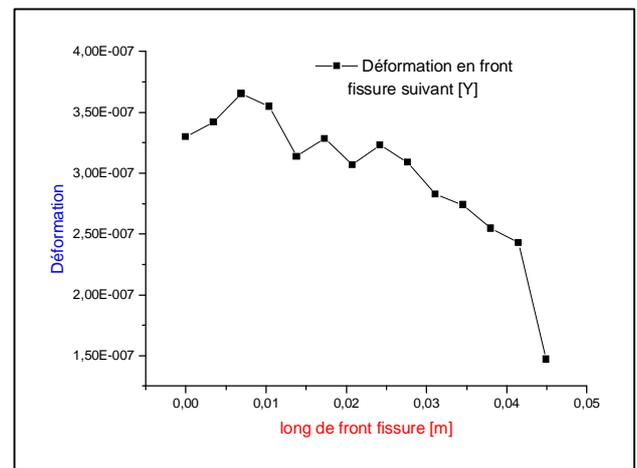


Figure IV.83. Déformation suivant « Y » en front de fissure

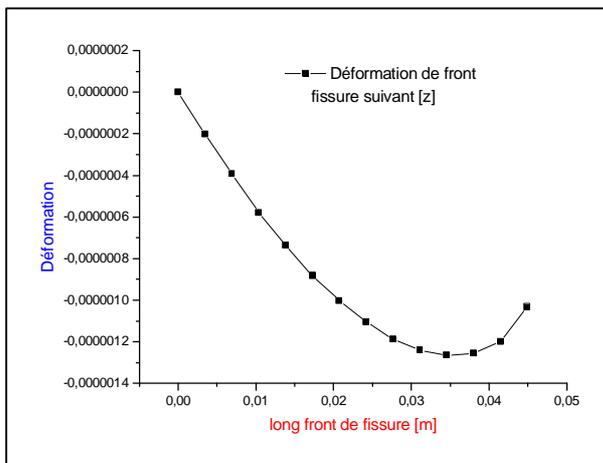


Figure IV.84. Déformation suivant « Z » fonction en front de fissure

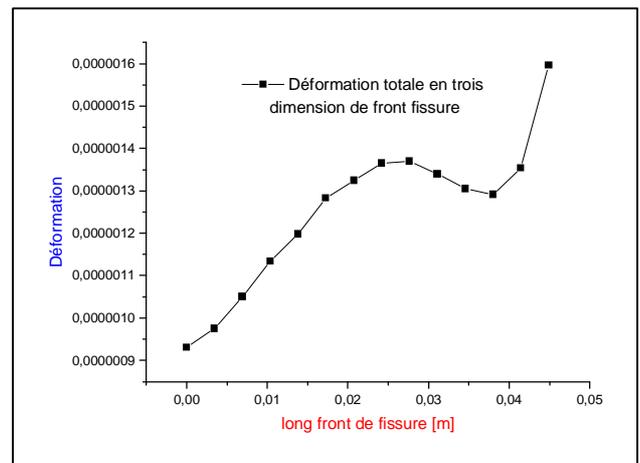


Figure IV.85. Déformation totale en front de fissure

IV.3.6. Résultats du sixième cas : pour pression interne P_2

IV.3.5.1. Présentation par COD « ANSYS »

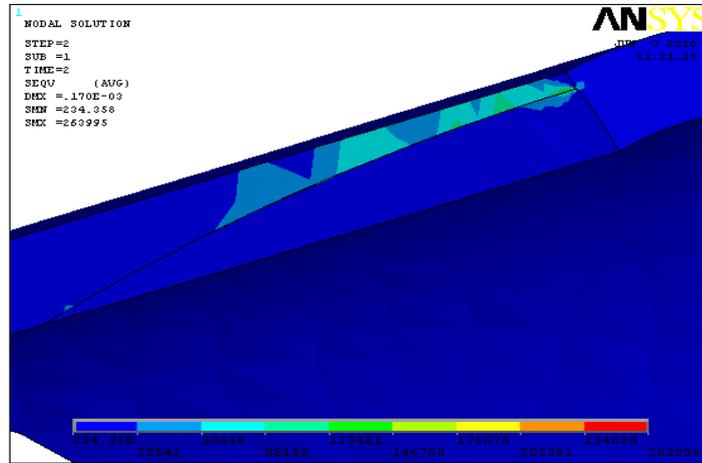


Figure IV.86. Intensité de Contraintes en Front et surface de fissure

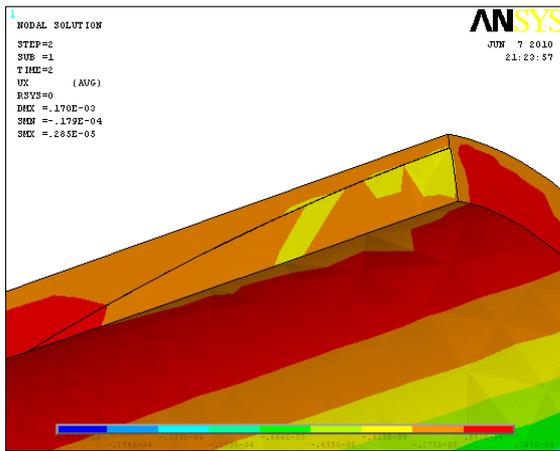


Figure IV.87. Déformations suivant l'axe « X » tube et fissure

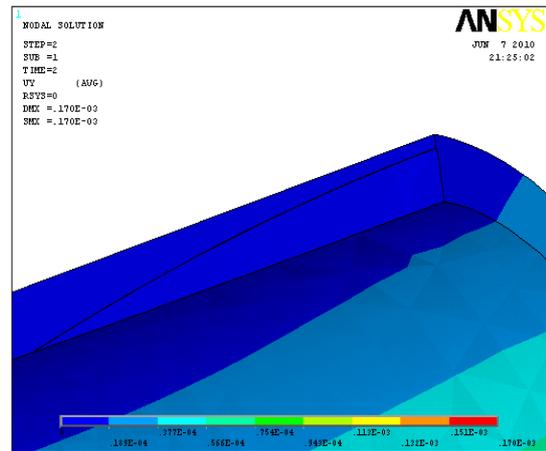


Figure IV.88. Déformations suivant l'axe « Y » tube et fissure

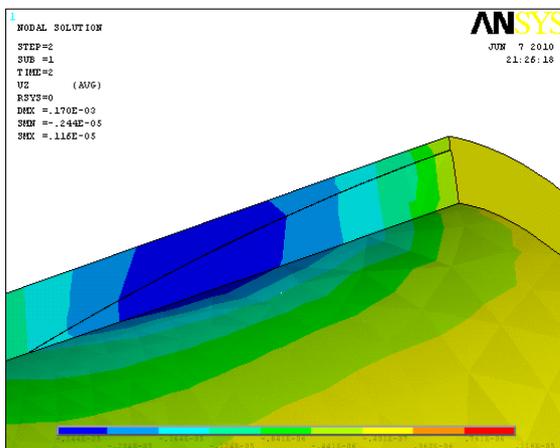


Figure IV.89. Déformations suivant l'axe « Z » tube et fissure

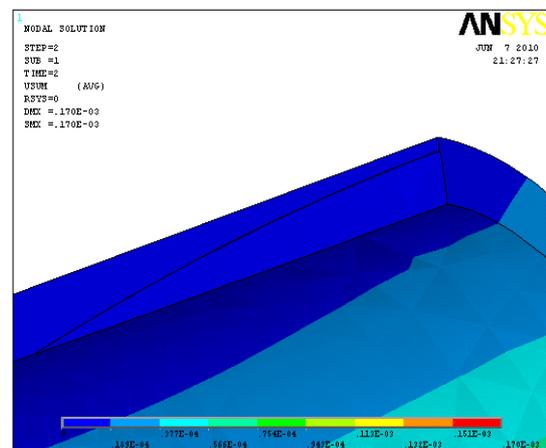


Figure IV.90. Déformations totale en trois dimensions de tube et front de fissure

IV.3.5.1. Présentation par courbes

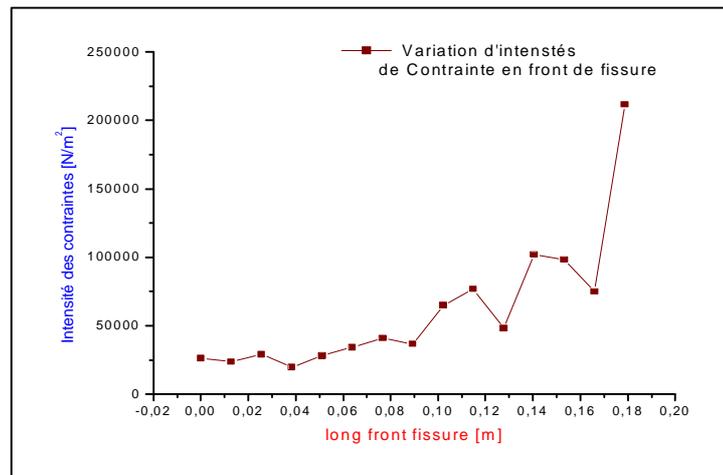


Figure IV.91. Intensité de contraintes en front de fissure

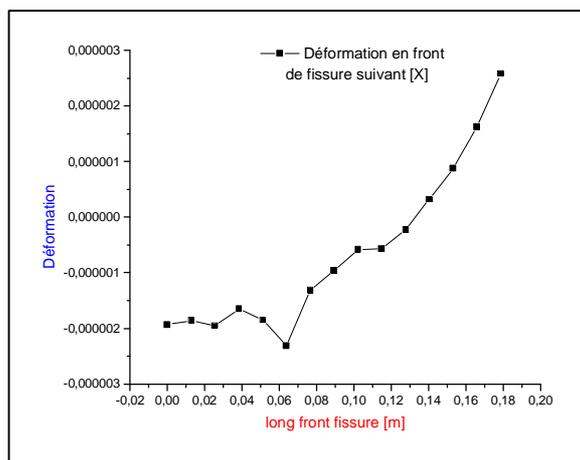


Figure IV.92. Déformation suivant « X » en front de fissure

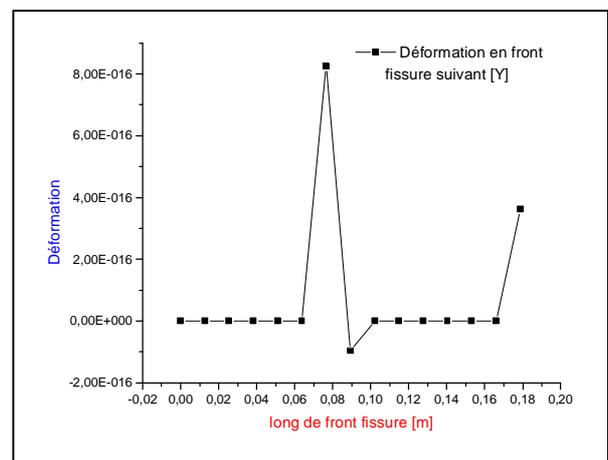


Figure IV.93. Déformation suivant « Y » en front de fissure

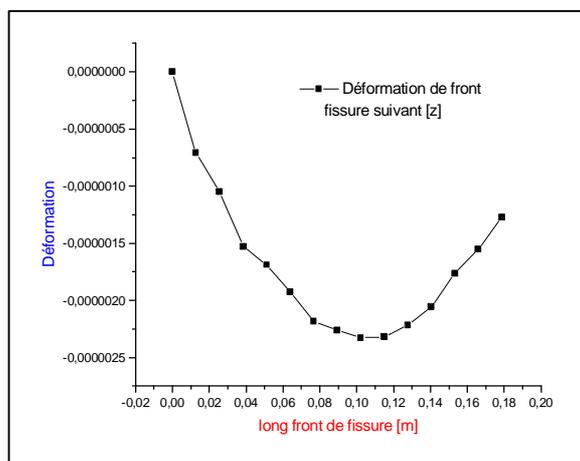


Figure IV.94. Déformation suivant « Z » fonction en front de fissure

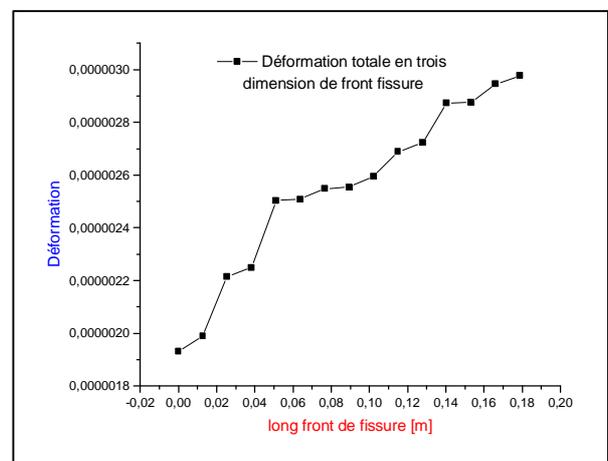


Figure IV.95. Déformation Totale en front fissure

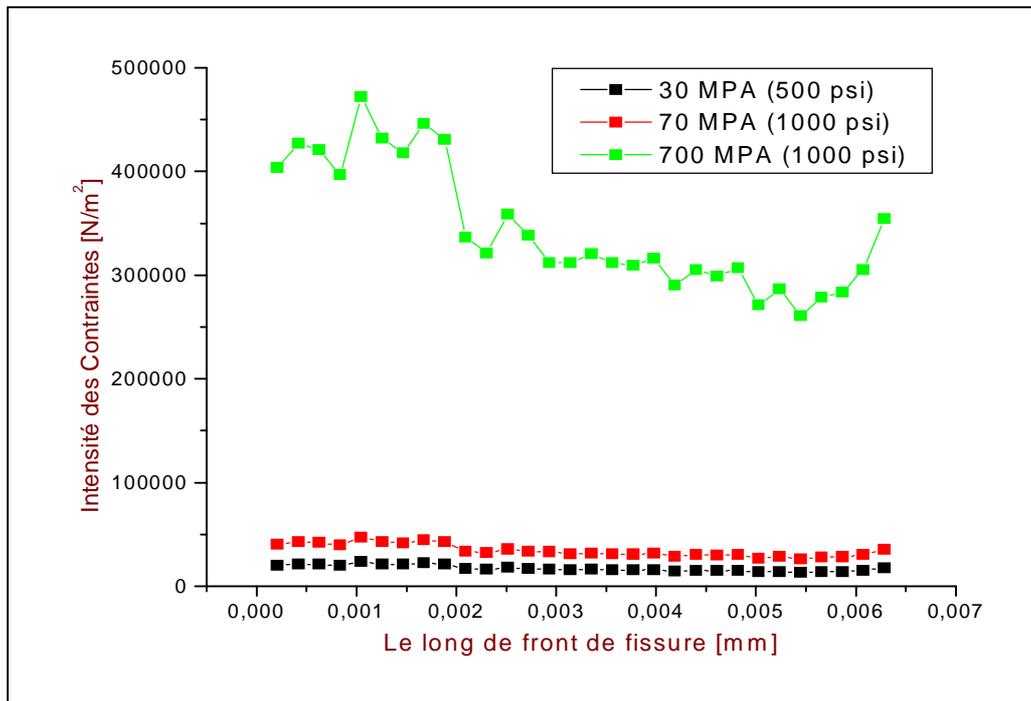


Figure IV.96. Comparaison entre les trois valeurs du facteur d'intensité de contraintes en Front de fissure (1^{er} cas) sous les charges ($p_1=30\text{Mpa}$, $p_2=70\text{Mpa}$, $p_3=700\text{Mpa}$)

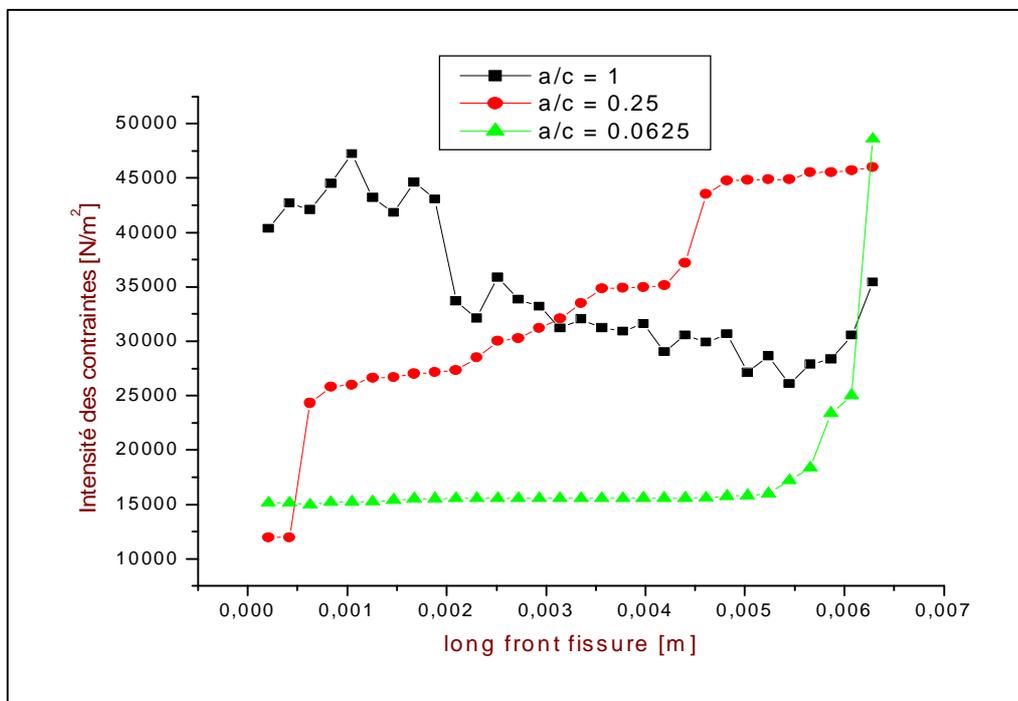


Figure IV.97. Comparaison entre les trois valeurs d'intensité de contraintes en Front de fissure semi elliptique, $a/t=0.2$, pression uniforme $p=700\text{Mpa}$.

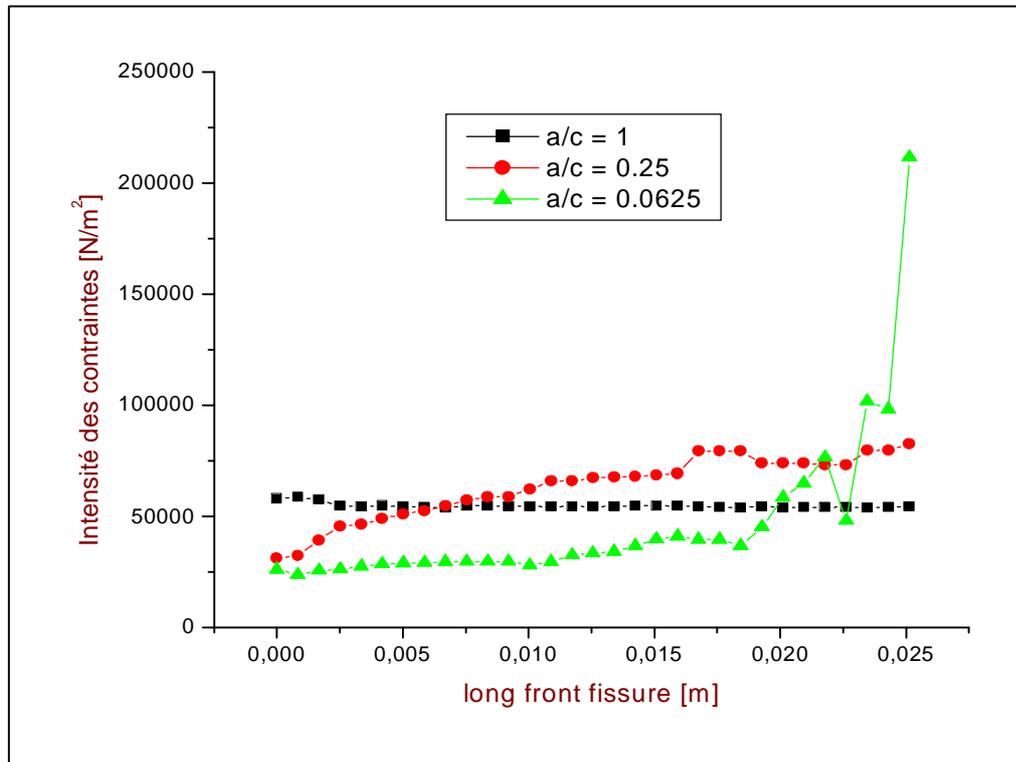


Figure IV.98. Comparaison entre les trois valeurs d'intensité de contraintes en Front de fissure semi elliptique, $a/t = 0.8$, pression uniforme $p = 700$ MPa.

IV.4. Discussion des résultats

- ∅ La Totalité de ces résultats montrent que la valeur d'intensité de contraintes et la déformation totale sont maximales en surface ($\Phi = 90^\circ$), elles sont légèrement plus importante au point le plus profond qu'en surface voir (Figure IV.99), résultat confirmé par nos calculs.

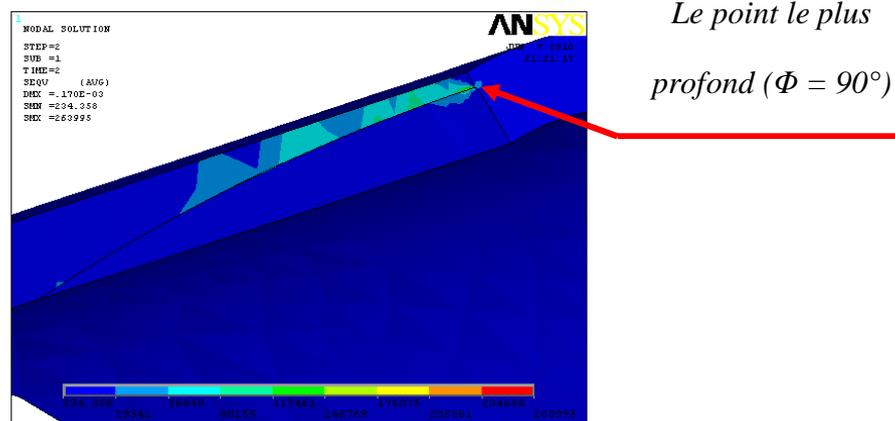


Figure IV.99. Le positionnement du point le plus profond en front de fissure.

- ∅ Les résultats du premier cas ($a/t = 0,2$ et $a/c = 1$) montrent qu'il ya une stabilisation de champs ou concentration de contraintes en front de fissure sous la charge de pression interne.
- ∅ La comparaison (Figure IV.96) montre que les valeurs d'intensité de contraintes en front de fissure augmentent automatiquement avec l'augmentation de valeur de la pression interne appliquée.
- ∅ La comparaison (Figure IV.97) montre que la valeur minimale d'intensité de contraintes de notre étude pour les six cas, en point le plus profond de fissure semi elliptique de la dimension suivante ($a/t = 0,2$ et $a/c = 1$).
- ∅ Les valeurs de déformations et intensité de contraintes est très un pourtant dan le cas ou le rapport $a/t = 0,8$ que ce lui dans l'autre cas $a/t = 0,2$. (Figure IV.97) et (Figure IV.98).

Ø La comparaison (Figure IV.98) montre que la valeur maximale d'intensité de contraintes de notre étude pour les six cas, en point le plus profond de fissure semi elliptique de la dimension suivante ($a/t = 0,8$ et $a/c = 0,0625$).

Donc a travers ces analyses, on constate que :

- ✚ Le profil de la fissuration ne conserve pas la forme initiale semi-elliptique durant la propagation, voir (Figure IV.100),

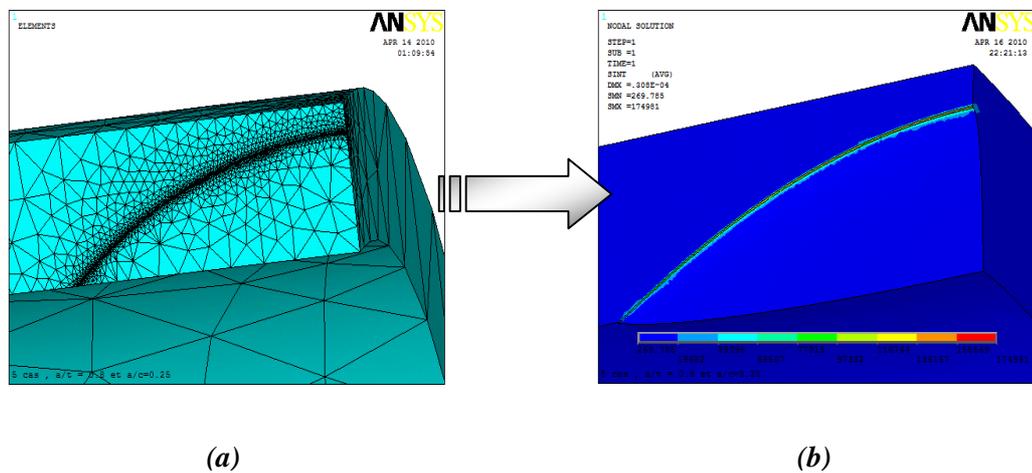


Figure IV.100. (a).forme de fissure semi-elliptique initiale sans charge, (b).forme de fissure Semi-elliptique sous charge.

- ✚ La valeur de (a) (hauteur de la fissure) augmente rapidement et le front de fissuration atteint la configuration donné par la (Figure IV.101). Il est constaté que la fissure en se propageant passe d'une forme semi-elliptique à une forme quasi semi-circulaire,

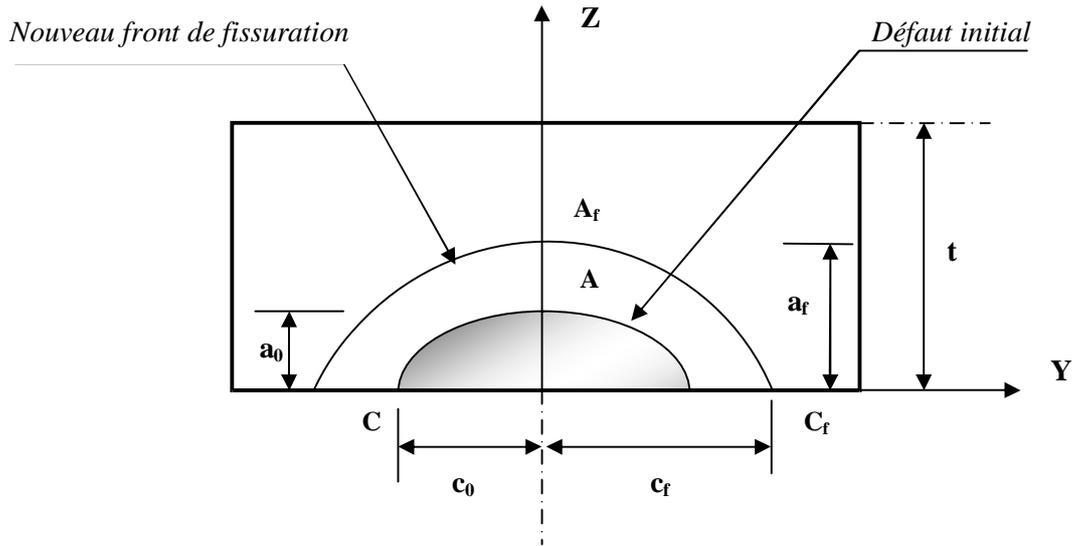


Figure IV.101. Incrément sur le front de fissuration sous l'effet d'un chargement de pression interne [2].

- Les résultats de simulation montrent clairement que la propagation se fait rapidement en profondeur qu'en surface voir (Figure IV.102),

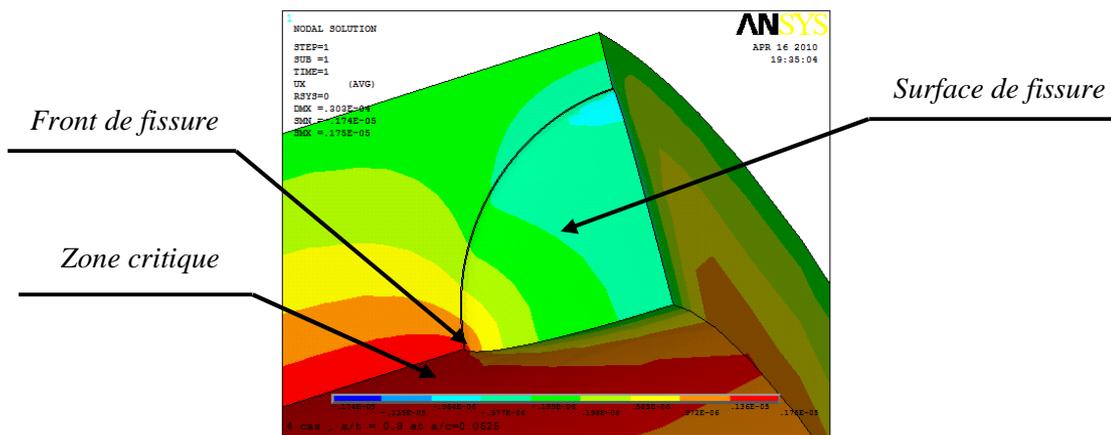


Figure IV.102. Schéma représentant la sensibilité du front de fissure par rapport à la surface

- Nos résultats ont montré une certaine divergence avec la solution de « BERGMAN », cela est dû au type de maillages utilisés.
- Quand le rapport a/t est important quand le champ de contraintes appliqué en front de fissure initiale semi-elliptique dans un tube sous pression interne est élevé donc la vitesse de propagation de fissure augmente.

- ✚ La zone plastique en front de fissure prend une forme circulaire composé par deux ailles, c'est ce qu'ont appelle les zones plastique de Van Mises (Figure IV.103).

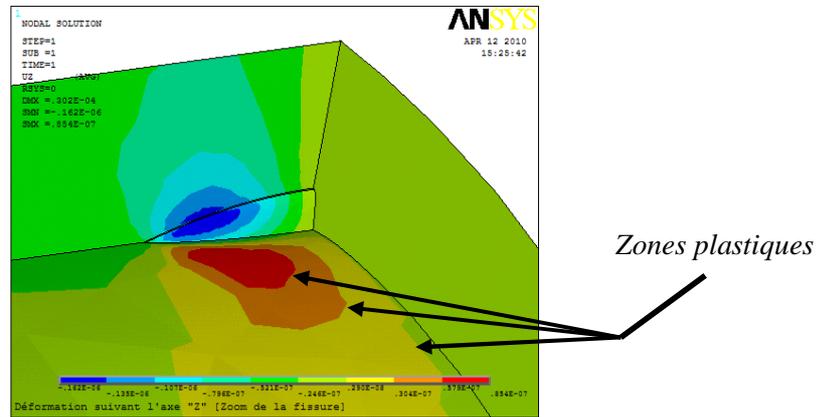


Figure IV.103. Les zones plastiques sous forme circulaire en front de fissure.

CONCLUSION GÉNÉRALE

CONCLUSION GÉNÉRALE

Au départ de cette étude numérique avec le code ANSYS, nous avons postulé que la propagation d'une fissure semi-elliptique contenue dans un tube cylindrique sous pression interne est gouvernée par l'amplitude d'intensité de contraintes au niveau de front fissure. Cette hypothèse n'est pas mise totalement en défaut en raison de la dispersion obtenue généralement sur la loi de fissuration.

Par le biais des résultats de simulation et de calculs aux éléments finis, nous avons examiné en même temps la valeur et l'évolution d'intensité de contraintes même pour la déformation en trois dimensions de la fissure où tout le long du front de fissuration initialement semi-elliptique qui est situé au niveau d'un tube cylindrique sous pression interne. Le calcul a été fait à partir des mesures réelles du front de fissuration pour différentes conditions de géométrie a/c et a/t .

Dans toutes les études rencontrées, pour calculer l'intensité de contraintes et la déformation en trois directions (x,y,z) en front de fissure, on fixe un des deux rapports a/c ou a/t et l'on fait varier l'autre. Dans tous les essais effectués sur un tube cylindrique sous pression interne l'évolution de la fissure est fonction d'un troisième paramètre notamment le rapport R_{int} / t . Ce dernier influe sur l'état de contraintes ainsi que sur la valeur du facteur d'intensité de contraintes.

Les différents résultats publiés [9,12], concernant l'étude du comportement de fissures initialement semi-elliptiques dans un tube cylindrique sous pression ont montré que, quel que soit le matériau utilisé ou la valeur de charge P appliquée ont montré qu'il existe de grandes différences sur :

- 1) L'évolution d'intensité de contraintes tout le long du front de fissuration,
- 2) La localisation de la valeur maximale d'intensité de contraintes,
- 3) L'estimation de la valeur elle-même d'intensité de contraintes comme paramètre gouvernant la fissuration,
- 4) L'évolution des deux demi-axes de l'ellipse a et c au cours de la propagation,
- 5) L'évolution de la forme de la fissure pendant la simulation de fissuration, par exemple, cette dernière reste homothétique ou non,

- 6) La géométrie ou le dimensionnement de la fissure initiale semi-elliptique joue un rôle très important sur la variation de la concentration de contrainte en front de cette fissure.

Donc nous avons essayé d'apporter des éléments de réponse sur ces différents points à partir :

- Ø De simulation de fissuration sur un quart de structure d'un tube cylindrique soumis à un chargement P (pression interne) et comportant un défaut initial de forme semi elliptique. Le matériau utilisé est caractérisé par les propriétés mécanique ($E= 20 \times 10^6$ MPa, $\nu = 0.30$),
- Ø Des calculs d'intensité de contraintes et la déformation en trois dimensions même les valeurs de contraintes de Von mises le long du front de fissure,
- Ø La loi de calcul de l'intensité de contraintes de BERGMAN.

Alors cette étude, nous a permis de comparer nos résultats et d'en discuter à partir de :

- 1- L'examen du profil obtenu au cours de simulation de fissuration.
- 2- L'évolution d'intensité de contraintes tout le long du front de fissuration et en particulier au point le plus profond et en surface.

On peut retenir de cette étude que :

- 1) Le comportement d'une fissure initialement semi-elliptique contenu dans un tube sous pression est complètement différent à celui dans les autres structures, par exemple dans le cas d'une plaque (la fissure conserve la forme initiale semi elliptique pendant la propagation [2]).
- 2) La fissure ne reste pas toujours sous sa forme initiale semi – elliptique sous charge de pression interne, donc le rapport a/c ne reste pas inférieur à 1.
- 3) Si on admet par hypothèse que la propagation de la fissure est sensible au gradient de contraintes, il faut donc accepter que les coefficients de fissuration en tout point du front de fissuration soient différents et que chaque cas est une particularité.

- 4) La valeur d'intensité de contraintes est augmentée en front de fissure quand le point le plus profond est proche de la surface latérale du cylindre.
- 5) Le dimensionnement d'un défaut initial semi elliptique ($a/c=1$) donc forme circulaire, ça donne une certaine résistance au champ de contrainte ou au charge appliqué par rapport aux autres structures semi elliptiques.
- 6) Ces résultats apportent une contribution au problème de la propagation des fissures semi-elliptiques dans les tubes cylindriques sous pression interne qui selon nous est encore actuellement un problème ouvert.

BIBLIOGRAPHIE

Références bibliographiques

[1] Saïd Hariri, Mansour Afzali & Haïdar Jaffal « NOCIVITE DES DEFAUTS ET PROPAGATION DE FISSURES DANS LES EQUIPEMENTS SOUS PRESSION ». Ecole des Mines de Douai 2007

[2] Taoufik Boukharouba « ETUDE DU COMPORTEMENT EN FATIGUE DES FISSURES SEMI-ELLIPTIQUES, APPLICATION AUX PLAQUES EN FLEXION ET AUX TUBES SOUS PRESSION INTERNE ».Thèse Doctorat , Université de Metz 04 juillet 1995.

[3]Mahmoud ISMAIL. « ETUDE DES TRANSFERTS ET DE LEURS INTERACTIONS AVEC LA CICATRISATION DANS LES FISSURES POUR PROLONGER LA DUREE DE SERVICE DES INFRASTRUCTURES (PONTS, CENTRALES NUCLEAIRES ».thèse doctoral, Laboratoire Matériaux et Durabilité des Constructions, INSA-UPS , TOULOUSE, 2006.

[4]G.Pluinage, V.T.Sapunov Livre : « FUITE ET RUPTURE DES TUBES ENDOMMAGÈS ». GÈPADUES-ÉDITIONS. 111, Rue Vauquelin.

[5]Haithem Adouani, Bing Tie, Clotilde Berdin, Denis Aubry : « MODELISATION NUMERIQUE DE LA PROPAGATION INSTABLE ET LIMITEE DE FISSURE DUE A LA PRESENCE DES ZONES LOCALES FRAGILES ». Laboratoire de Mécanique des Sols, Structures, et Matériaux (CNRS UMR 8579)

[6]Ouahabi ,Thomas et Lakis « DÉTECTION DE FISSURES DE RESPIRATION DE FATIGUE PAR EXCITATION HARMONIQUE ET ANALYSE TEMPS-FRÉQUENCE ». Département de Génie Mécanique, École de technologie supérieure .Montréal, Québec, H3C 3A7, Canada,2008

[7] Zoumana SOUMAHORO , « ETUDE DU COUPLAGE THERMOMECHANIQUE DANS LA PROPAGATION DYNAMIQUE DE FISSURE » , Thèse de Doctorat. l'Ecole Polytechnique ,2005.

[8]A.EL-HAKIMI, S. HARIRI, M. HADJ-MELIANI, Z. AZARI: « ÉTUDE SOUS PRESSION DE TUYAUX DE TRANSPORT DE GAZ, EN PRESENCE DE DEFAUTS DE

TYPE ENTAILLE ». Laboratoire de Fiabilité Mécanique (LFM), Université de Metz- ENIM, Ile du Sauley, 57045 Metz. août 2007.

[9] G.Pluinage, J.Capelle . « ETUDE D'UN DIMENSIONNEMENT DE CONDUITE DE GAZ BASEE SUR LA MECANIQUE DE RUPTURE ET L'ANALYSE LIMITE».Recherche, Laboratoire de Fiabilité Mécanique de l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Metz (ENIM), 57045 Metz, 2006.

[10] H.F.Bueckner « METHODS OF ANALYSIS AND SOLUTIONS OF CRACK PROBLEMS ». C.SHI ; ED. Noordhoff International Publishing.. Leyden, the Netherlands , 1973

[12] Seyed Mohammad SEYEDI « FORMATION, PROPAGATION ET COALESCENCE DANS UN RESEAU DE FISSURES EN FATIGUE THERMIQUE». Thèse Doctorat, 16 février 2004.

[13]S.Timoshenko « STRENGTH OF MATERIALS ,ADVANCED THEORY AND PROBLEMS», New York 1956.

[14] A.E. Green & I.N. Sneddon « THE DISTRIBUTION OF STRESS IN THE NEIGHBORHOOD OF FLAT ELLIPTICAL CRACK IN AN ELASTIC SOLID», Proc.Cambridge Phil. Soc.,VOL 46 , 1950.

[15] A.F.A Crack « 3D FINITE ELEMENT SOFTWARE FOR CRACKS VERSION 2.5, BENCHMARKS AND VALIDATION », 1898 S. Flatiron CT., Suite 235 Boulder, CO 80301, July 2003.

[16] .C.Newman & I.S Raju « STRESS-INTENSITY FACTORS FOR INTERNAL SURFACE CRACKS IN CYLINDRICAL PRESSURE VESSELS », Vol.10, Nov 1982.

[17]J.R.Rice « MECHANICS OF CRACK TIP DEFORMATION AND EXTENSION BY FATIGUE». ASTM STP 415, P.247-309 (1967).

[18]C.Bathias « LA FATIGUE DES MATERIAUX ET DERS STRUCTURES ». Maloine S.A.Ed.Paris et les presses de l'université de Montréal Québec. P.163-199 (1980).

[19] Méjido Hajjaj « PROPAGATION DYNAMIQUE ET ARRET DE FISSURE DE CLIVAGE DANS UN ACIER BAINITIQUE». Philippe Bompard, Clotilde Berdin (MSSMAT, ECP) Dominique Moinereau, Stéphane Bugat (MMC, EDF R&D).

[20] Henry Proudhon ,Tese Doctora « IDENTIFICATION DES MÉCANISMES DE FISSURATION DANS UN ALLIAGE D'ALUMINIUM SOLlicitÉ EN FRETting ET EN FATIGUE».05 ISA L 0002, L'institut national des sciences appliquées de Lyon,10 janvier 2005.

[21] Virginie CALONNE,Tese Doctora « PROPAGATION DE FISSURE PAR FATIGUE DANS LES ACIERS AUSTENOFERRITIQUES MOULES : INFLUENCE DE LA MICROSTRUCTURE, DU VIEILLISSEMENT ET DE LA TEMPERATURE D'ESSAI». ECOLE DES MINESDE PARIS, 13 juillet 2001.

[22] Olivier Dezellus, « PLASTICITE ET ENDOMMAGEMENT». Laboratoire Multimatériaux et Interfaces Bât. Berthollet – 3ième étage, 13 juillet 2001.