THÈSE

Présentée et soutenue publiquement le 31 Mars 2009

Par

Mohammed HADJ MELIANI

(Ing. Magister)

Pour l'obtention du grade de

Docteur

de l'Université Paul Verlaine de Metz

(Spécialité : Sciences de l'Ingénieur)
(Option : Génie Mécanique)

APPROCHE GLOBALE A DEUX PARAMETRES (K_ρ-T_ρ)

Estimation des contraintes de confinements dans des structures portant des entailles

Composition du jury

H. P. Lieurade	HDR, CETIM, SENLIS	Rapporteur
S. Hariri	Professeur à l'Ecole des Mines de DOUAI	Rapporteur
K. Dang Van	Professeur à l'Ecole Polytechnique de PALAISEAU, Laboratoire de	Président
G. Pluvinage	Professeur à l'Université Paul Verlaine-METZ, Laboratoire LFM.	Examinateur
J. Gilgert	Maître de Conférences à l'ENIM de METZ, Laboratoire LFM.	Examinateur
M. Nait Abdelaziz	Professeur à l'Université de LILLE I, Polytech'Lille	Examinateur
N. Gubeljak	Professeur à l'Université de MARIBOR, Slovénie, Faculty Mechanical Engineering	Examinateur
Z. Azari	Professeur à l'Université d'AMIENS, Chercheur au LFM	Directeur de Thèse

Laboratoire de **F**iabilité **M**écanique **(LFM).** ENIM, Université Paul Verlaine de Metz, Île du Saulcy, 57045 Metz Cedex 01

THÈSE

Présentée et soutenue publiquement le 31 Mars 2009

Par

Mohammed HADJ MELIANI

(Ing. Magister)

Pour l'obtention du grade de

Docteur

de l'Université Paul Verlaine de Metz

(Spécialité : Sciences de l'Ingénieur)
(Option : Génie Mécanique)

APPROCHE GLOBALE A DEUX PARAMETRES (K_ρ-T_ρ)

Estimation des contraintes de confinements dans des structures portant des entailles

Composition du jury

H. P. Lieurade	HDR, CETIM, SENLIS	Rapporteur
S. Hariri	Professeur à l'Ecole des Mines de DOUAI	Rapporteur
K. Dang Van	Professeur à l'Ecole Polytechnique de PALAISEAU, Laboratoire de	Président
G. Pluvinage	Professeur à l'Université Paul Verlaine-METZ, Laboratoire LFM.	Examinateur
J. Gilgert	Maître de Conférences à l'ENIM de METZ, Laboratoire LFM.	Examinateur
M. Nait Abdelaziz	Professeur à l'Université de LILLE I, Polytech'Lille	Examinateur
N. Gubeljak	Professeur à l'Université de MARIBOR, Slovénie, Faculty Mechanical Engineering	Examinateur
Z. Azari	Professeur à l'Université d'AMIENS, Chercheur au LFM	Directeur de Thèse

Laboratoire de **F**iabilité **M**écanique **(LFM).** ENIM, Université Paul Verlaine de Metz, Île du Saulcy, 57045 Metz Cedex 01

Table des Matières

Dédicaces
Remerciements
Liste des Figures
Liste des Tableaux

Introduction Générale

Chapitre I : Mécanique de La Rupture Classique

I. 1 CAUSES DE DEFAILLANCES DES GAZODUCS 11
I. 2 PARAMETRES DE RUPTURE 25
I. 3 CONCLUSION DU CHAPITRE 46

Chapitre II : Mécanique de La Rupture à Deux Paramètres

II. 1 MOTIVATION 53
II. 2 ETUDE DES SINGULARITES DES CONTRAINTES 57
II. 3 METHODES DETERMINANTS LA CONTRAINTE T 63
II. 4 EVOLUTION DE LA CONTRAINTE T 68
II. 5 VERS DES VALEURS INTRINSEQUES 79
II. 6 APPLICATION DE T EN 3 DIMENSIONS 80
II. 7 CONCLUSION DU CHAPITRE 81

Chapitre III : Etude Expérimentales & Méthodes Numériques

III. 1 METHODES EXPERIMENTALES 89
III. 2 ETUDE NUMERIQUE....106
III. 3 CONCLUSION DU CHAPITRE 114

Chapitre IV : Résultats & Interprétations

IV. 1 EVOLUTION DE LA CONTRAINTE T ET DU PARAMETRE K_{IP} 120
IV. 2 ETUDE NUMERIQUE DE T ET DE KP POUR DES EPROUVETTES STANDARDS NORMALISEES 178
IV. 3 CONCLUSION DU CHAPITRE 210

Chapitre V : Mesure Expérimentale de T_ρ & K_ρ

V. 1 MESURE EXPERIMENTALE DE LA CONTRAINTE DU CONFINEMENT CRITIQUE ET DU FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTE D'ENTAILLE CRITIQUE 220
V. 2 ETUDE EN CHARGEMENT STATIQUE....225
V. 3 ETUDE MICROSTRUCTURALE....261
V. 4 CONCLUSION DU CHAPITRE....273

Conclusion & Perspectives

Conclusion …… 280
Perspective et travail en future …… 283
Annexe …… 285

Liste des Figures

Chapitre I

FIGURE 1 : (A) EVOLUTION DE LA CONSOMMATION MONDIALE DE PETROLE DE 1965 A 2003 [1] ET (B) SYSTEME DE TRANSMISSION DU GAZ NATUREL EUROPEEN EN 2002 [2]. 11
FIGURE 2 : DEVELOPPEMENT DES GAZODUCS EN ACIER A HAUTE RESISTANCE DANS LE TEMPS [3] 12
FIGURE 3 : ECLATEMENT D'UN PIPELINE (A) ET (B) L'EFFET SUR L'ENVIRONNEMENT [4] 12
FIGURE 4 : CAUSES DES RUPTURE DE PIPELINES EN COURS D'EXPLOITATION ENREGISTREES PAR LES MEMBRES DE L'ACPRE [5]. 13
FIGURE 5 : PHOTO DES AGRESSIONS MECANIQUES EXTERIEURES. 13
FIGURE 6 : EXEMPLE DE CONTRAINTES CIRCONFERENTIELLES SUR UN PIPELINE. 14
FIGURE 7: CONTRAINTES S'EXERÇANT SUR UN GAZODUC 15
FIGURE 8 : RUPTURE DUCTILE D'UN TUYAU DE DIAMETRE MOYEN SOUS L'EFFET DE LA PRESSION INTERNE. 16
FIGURE 9 : EXEMPLE D'UN PROFIL DE PRESSION DE 20 JOURS D'UN PIPELINE A PRODUITS LIQUIDES [5]. 17
FIGURE 10 : DEFAUTS DE CORROSION ASSIMILES A DES FORMES GEOMETRIQUES SIMPLES (A) DEFAUT COURT PROJETE SELON UNE FORME PARABOLIQUE, (B) DEFAUT LONG PROJETE SELON UNE FORME RECTANGULAIRE. 19
FIGURE 11 : DIMENSIONS DE FISSURE SEMI-ELLIPTIQUE TRES LONGUE. 19
FIGURE 12 : TUYAU AVEC UN DEFAUT LONGITUDINAL ET UN CIRCONFERENTIEL [22] 20
FIGURE 13 : TUBE AVEC UNE FISSURE INCLINEE [23] 21
FIGURE 14 : CYLINDRE FISSURE AVEC UNE TRANSITION D'EPAISSEUR [15] 22
FIGURE 15 : POSITION DES DEFAUTS : (A) TUYAU COMPORTANT DES DEFAUTS LONGITUDINAUX ET (B) TUYAU COMPORTANT UN DEFAUT CIRCONFERENTIEL 23
FIGURE 16 : ESSAI D'ECLATEMENT SUR UN TUYAU X52 COMPORTANT UN DEFAUT DE TYPE D'ENTAILLE [30]. 23
FIGURE 17 : CHAMP DES CONTRAINTES AU VOISINAGE DE LA FISSURE. 26
FIGURE 18 : LES ZONES DE CHAMPS MECANIQUES 27
FIGURE 19 : PLASTICITE EN POINTE DE FISSURE. 28
FIGURE 20 : ZONE PLASTIQUE EN CONTRAINTES PLANES ET DEFORMATIONS PLANES. 29
FIGURE 21 : REPONSE D'UNE STRUCTURE ELASTOPLASTIQUE FISSUREE. LA ZONE PLASTIQUE EST INDIQUEE SCHEMATIQUEMENT EN GRIS. 30
FIGURE 22 : DISTRIBUTION DES CONTRAINTES : (A) ENTAILLE ET (B) FISSURE. 31
FIGURE 23 : GEOMETRIE DE PLAQUES SEMI-INFINIES AVEC ENTAILLE DE BORD EN U ET SEMI-ELLIPTIQUE, SELON [33, 34] 31
FIGURE 24 : DEFINITION DU FACTEUR DE CONCENTRATION DES CONTRAINTES EN FLEXION [10]. 32
FIGURE 25 : DISTRIBUTION DES CONTRAINTES DANS LE CAS D'UN TROU DANS UNE PLAQUE, Y COMPRIS LE CHARGEMENT GENERAL. 32
FIGURE 26 : DEFINITION DE LA CONTRAINTE EFFECTIVE SELON PETERSON [41] ET HARDRATH [42] 33
FIGURE 27 : REPRESENTATION DE LA DISTRIBUTION DES CONTRAINTES EFFECTIVE SELON NEUBER [43] 33
FIGURE 28 : REPRESENTATION DE LA DISTRIBUTION DES CONTRAINTES SUIVANT (A) PANASYUK [44] ET (B) CREAGER ET AL.[45] 34
FIGURE 29: PRESENTATION DE LA DISTRIBUTION SCHEMATIQUE DES CONTRAINTES AU FOND D'UNE ENTAILLE. 38
FIGURE 30 : SCHEMA DU DIAGRAMME BI-LOGARITHMIQUE DE LA DISTRIBUTION DE LA CONTRAINTE ELASTO-PLASTIQUE ET DU GRADIENT DES CONTRAINTES EN FOND D'ENTAILLE. 40
FIGURE 31: DISTRIBUTION DES CONTRAINTES EN FOND D'ENTAILLE ET EN FOND DE FISSURE DANS LA ZONE III. 41

Chapitre II

FIGURE 1 : EVOLUTION DE LA CONTRAINTE D'OUVERTURE LE LONG DU LIGAMENT EN PRESENCE DU PARAMETRE T [4] 53
FIGURE 2 : CONDITIONS LIMITES POUR LE MODELE CIRCULAIRE. 55
FIGURE 3 : REPARTITION DES CONTRAINTES POUR LE MODELE CIRCULAIRE A L'EXTREMITE DE LA FISSURE ($\Theta = 0$) [10] 55

FIGURE 4 : RAPPORT DE BIAXIALITE POUR DES CONFIGURATIONS D'EPROUVETTES [10]. 56
FIGURE 5 : REPRESENTATION SCHEMATIQUE DE LA DIRECTION DE PROPAGATION DE LA FISSURE : (A) CHEMIN D'UNE FISSURE STABLE, (B) CHEMIN D'UNE FISSURE INSTABLE [21,22]. 58
FIGURE 6 : DEVIATION DE CHEMIN DE LA FISSURE DU PLAN DE L'ORIGINE EN FONCTION DE LA TAILLE DE LA COURSE DU CHEMIN IDEAL [22]. 59
FIGURE 7 : PROPAGATION DE LA FISSURE SELON [23]. 59
FIGURE 8 : BRANCHEMENT DE LA FISSURE, POUR DIFFERENTES SITUATIONS DE LA CONTRAINTE T [23]. 60
FIGURE 9 : (A) EXEMPLES D'EVOLUTION DES CONTRAINTES LE LONG DU LIGAMENT, POUR UN RAPPORT D'EPAISSEUR DE 20% (A/T = 0.2, P = 150 N) . (B) DETAIL DE (A) [59]. 64
FIGURE 10 : REGRESSION LINEAIRE PAR ELEMENT FINIS POUR DETERMINER : (A) LE FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTES K_I, (B) LA CONTRAINTE T AVEC LA METHODE DE DIFFERENCE DE CONTRAINTES MODIFIEE [60]. 66
FIGURE 11 : EXEMPLE DE LA DISTRIBUTION DE LA CONTRAINTE σ_{xx} LE LONG DU LA FACE DE LA FISSURE PAR ELEMENTS FINIS (EPROUVETTE CT) [62] 66
FIGURE 12 : LES EPROUVETTES SEN ET DEN [63]. 67
FIGURE 13 : EVOLUTION DE LA CONTRAINTE T NORMALISEE A LA CONTRAINTE NOMINALE POUR UNE EPROUVETTE : (A) SEN AVEC UN RAPPORT DE A/W = 0.4, (B) DEN AVEC A/T=0.2 [63] 67
FIGURE 14 : METHODE DE SUPERPOSITION : (A) –(C) [64] 68
FIGURE 15 : INFLUENCE DE LA CONTRAINTE T SUR LA TAILLE DE LA ZONE PLASTIQUE [66]. 69
FIGURE 16 : INFLUENCE DE LA CONTRAINTE T SUR LA ZONE PLASTIQUE [62]. 70
FIGURE 17 : INFLUENCE DE LA PROFONDEUR DU DEFAUT SUR LE CONFINEMENT DE LA ZONE PLASTIQUE [69]. ..70
FIGURE 18 : SCHEMAS MONTRANT L'INFLUENCE DE LA CONTRAINTE T SUR LE TRAJET DE FISSURATION [66] 71
FIGURE 19 : EFFETS DE LA GEOMETRIE SUR LA COURBE K-T [67]. 73
FIGURE 20 : EVOLUTION DE T EN FONCTION DE R/(J/ σ_0), POUR TOUTES LES EPROUVETTES (A/B =0.5) [81] 73
FIGURE 21: EVOLUTION DE LA CONTRAINTE T EN FONCTION DE LA LONGUEUR DE LA FISSURE, POUR QUELQUES EPROUVETTES NORMALISEES [82]. 73
FIGURE 22 : FISSURES DE GRIFFITH DE DIFFERENTES LONGUEURS [68]. 74
FIGURE 23 : VARIATION DU FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTES AVEC LA CONTRAINTE T POUR DIFFERENTS CHARGEMENTS EN STATIQUE POUR UNE EPROUVETTE SENT AVEC A/ W=0.5 [96]. 76
FIGURE 24 : DEVELOPPEMENT DE CONFINEMENT REPRESENTER PAR LE PARAMETRE A_3 POUR DIFFERENTES VITESSES DE CHARGEMENTS [98]. 77
FIGURE 25 : REPRESENTATION SCHEMATIQUE DE L'EFFET SUPPOSE DE LA CONTRAINTE T SUR LA COURBE DE TRANSITION EN TENACITE [107]. 78
FIGURE 26 : CORRECTION DE J_C EN CAS DE PERTE DE CONFINEMENT SELON LA METHODE DE [110], EN UTILISANT LE CHAMP DE REFERENCE HRR [109]. 78
FIGURE 27 : REPERE ATTACHE AU FRONT D'UNE ENTAILLE SEMI-ELLIPTIQUE. 80
FIGURE 28 : ZONES DE DOMINANCE DES DIFFERENTS PARAMETRES [120]. 81

Chapitre III

FIGURE 1: LES TROIS ETAPES DE FABRICATION DES TUYAUX [1]. 89
FIGURE 2 : PRELEVEMENT DES ECHANTILLONS SUR UN TUAYU. 90
FIGURE 3 : SENS DE PRELEVEMENT DES ECHANTILLONS, POUR L'ETUDE EN MICROSCOPIE ELECTRONIQUE. 91
FIGURE 4 : SCHEMA D'ECHANTILLONNAGE SELON LA NORME NACE TM 0284 [6] (COTES EN MM). 91
FIGURE 5 : MICROSTRUCTURE DES ECHANTILLONS DE L'ACIER X52. (A) SENS LONGITUDINAL, BANDES DE F ET P ET (B) DETAIL. 92
FIGURE 6 : EXEMPLE DE MARTENSITE NON-REVENUE (MNR) DANS LE SENS LONGITUDINAL (A) ET (B) DETAIL. 92
FIGURE 7 : X52 METALLURGIES DANS LE SENS CIRCONFERENTIEL ET LE SENS DE L'EPAISSEUR. 93
FIGURE 8: (A) GRAINS DE FERRITE ET PERLITE (ACIER X52), MEB. (B) DETAIL DE (A). 93
FIGURE 9 : (A) EXEMPLE D'INCLUSIONS (A) D'OXYDES ET DE (B) SULFURE DE MANGANESE DANS L'ACIER X52, VISIBLE SUR LA SURFACE POLIE. 94
FIGURE 10 : MESURE DE LA TAILLE DES GRAINS DE LA STRUCTURE DANS LE (A) SENS CIRCONFERENTIEL ET (B) LE SENS LONGITUDINAL. 94
FIGURE 11 : REPRESENTATION DE LA GEOMETRIE DE TUILE ROMAINE ET DIMENSIONS DE L'ENTAILLE UTILISEE. 96

FIGURE 12: (A) PREMIERE METHODE : INSTALLATION D'ESSAI EXPERIMENTAL POUR EXTRAIRE LA TENACITE DE RUPTURE ET (B) COURBE CHARGE – DEFORMATION. 96
FIGURE 13 : PREMIER MONTAGE AVEC UN ANGLE D'APPUI DE 120°. 97
FIGURE 14 : EPROUVETTE DE TRACTION [11,20]. 97
FIGURE 15 : COMPARAISON DES FACTEURS D'INTENSITE DE CONTRAINTE CALCULES A PARTIR DE L'OUVERTURE DE LA FISSURE ET DE LA DEFORMATION A PROXIMITE DU FOND DE FISSURE. 100
FIGURE 16 : EPROUVETTE INSTRUMENTEE AVEC PLUSIEURS JAUGES DE DEFORMATION 101
FIGURE 17 : EPROUVETTE INSTRUMENTEE AVEC PLUSIEURS JAUGES DE DEFORMATION (A) PAR LA PREMIERE TECHNIQUE LE LONG DU LIGAMENT ET (B) PAR LA DEUXIEME TECHNIQUE PAR UNE ORIENTATION D'UN ANGLE. 102
FIGURE 18 : POSITIONNEMENT DES JAUGES POUR MESURER LE CONTRAINTE T ET LE FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTES D'ENTAILLE. 102
FIGURE 19 : MACHINE DE TRACTION/COMPRESSION INSTRON 5585H EQUIPEE PAR EMISSION ACOUSTIQUE. 103
FIGURE 20 : REPRESENTATION DU MONTAGE DE FLEXION 3 POINTS. 104
FIGURE 21: EXEMPLE D'ESSAI DE TRACTION SUR UNE EPROUVETTE CT ET SENT EN X52. LA VITESSE DE CHARGEMENT EST DE 0.02 MM/S. 105
FIGURE 22 : ETAPES A SUIVRE POUR LA PROGRAMMATION 107
FIGURE 23 : CONTRAINTE NORMALE EN POINTE DE FISSURE POUR UN ESSAI DE TRACTION SIMPLE. 109
FIGURE 24 : (A) ELEMENT QUADRANGLE SINGULIER – (B) ELEMENT TRIANGULAIRE SINGULIER 110
FIGURE 25 : REPRESENTATION DU MAILLAGE PROCHE DE LA POINTE DE L'ENTAILLE. 110
FIGURE 26 : CONTRAINTE σ_{yy} EN FONCTION DU NOMBRE DE SUBDIVISONS 111
FIGURE 27 : DIFFERENTES FINESSES DE MAILLAGE EN POINTE DE L'ENTAILLE, DANS UN TUYAU SOUS PRESSION. 112
FIGURE 28 : COMPARAISON D'ELEMENTS CLASSIQUES ET D'ELEMENTS SINGULIERS EN FONCTION DE LA FINESSE DU MAILLAGE (A) ET (B) DETAIL. 112
FIGURE 29 : STABILISATION DE LA CONTRAINTE D'OUVERTURE 113

Chapitre IV

FIGURE 1 : SCHEMA REPRESENTATIF DES DIFFERENTES EPROUVETTES ETUDIEES NUMERIQUEMENT POUR DEDUIRE L'EVOLUTION DE LA CONTRAINTE T ET DU FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTES. COMPARAISON DES RESULTATS. 121
FIGURE 2 : EPROUVETTE, EN ARC DE TUYAU, UTILISEE. 122
FIGURE 3 : MAILLAGE D'EPROUVETTE PAR ELEMENTS FINIS (A) L'AGRANDISSEMENT DE MAILLAGE EN FOND D'ENTAILLE ET (B) MAILLAGE COMPLET DE LA STRUCTURE 123
FIGURE 4 : DISTRIBUTION DES CONTRAINTES σ_{yy} ET σ_{xx} ET REPERAGE DES ZONES DE COMPRESSION ET DE TRACTION. 123
FIGURE 5 : COORDONNEES CARTESIENNES, (X,Y) ET POLAIRES (R, θ) A LA POINTE D'UNE ENTAILLE. 124
FIGURE 6 : EVOLUTION DES DIFFERENTES CONTRAINTES, (A) POUR A/T = 0.2. (B) DETAIL DE (A). 125
FIGURE 7 : EVOLUTION DE LA CONTRAINTE T LE LONG DU LIGAMENT (A) POUR DIFFERENTS RAPPORTS (A/T). (B) PRES DE LA POINTE DE L'ENTAILLE. 126
FIGURE 8 : EVOLUTION DU FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTES D'ENTAILLE LE LONG DU LIGAMENT, POUR DIFFERENTES PROFONDEURS. 127
FIGURE 9 : DIAGRAMME DE CHANGEMENT DE SIGNE, POUR DIFFERENTS RAPPORTS (A/T). 127
FIGURE 10 : COMPARAISON ENTRE DEUX METHODES POUR DEDUIRE LA CONTRAINTE EFFECTIVE A UNE DISTANCE DE LA POINTE DE L'ENTAILLE : (A) ENTAILLES COURTES ET (B) ENTAILLES LONGUES. 128
FIGURE 11 : (A) CHOIX DU DEFAUT UTILISE AVEC A/C $\rightarrow$0 ET (B) EVOLUTION DU DEFAUT SOUS PRESSION. 132
FIGURE 12 : CONDITIONS LIMITES DE LA GEOMETRIE ET DE CONFIGURATION DU CHARGEMENT UTILISANT LA MOITIE DU MAILLAGE DE LA CANALISATION EN 2D. 133
FIGURE 13 : EXEMPLE DE VARIATION DE LA CONTRAINTE D'OUVERTURE NORMALISEE A LA DISTANCE LE LONG DU LIGAMENT, POUR DIFFERENTES PROFONDEURS DES DEFAUTS. 135

FIGURE 14 : EVOLUTION DE LA CONTRAINTE T (T/Σ_∞), POUR UNE ENTAILLE LONGITUDINAL DE SURFACE ET UNE PRESSION DE 20 BARS, POUR LES CAS : (A) R/T = 5. (B) R/T = 10. (C) R/T = 20 ET (D) R/T =40 135
FIGURE 15 : EVOLUTION DES VALEURS DE LA CONTRAINTE T, POUR UNE ENTAILLE DE SURFACE SOUS PRESSION (P = 20. 30. 40 ET 50 BARS) : (A) COURTES ENTAILLES ET (B) LONGUES ENTAILLES (R/T=20). 136
FIGURE 16 : DISTRIBUTION DE LA CONTRAINTE D'OUVERTURE DANS UNE ECHELLE BI LOGARITHMIQUE.....137
FIGURE 17 : REPRESENTATION SCHEMATIQUE DE : (A) L'EVOLUTION DE LA CONTRAINTE D'OUVERTURE DANS UN ECHELLE BILOGARITMIQUE ET (B) DETERMINATION LA CONTRAINTE EFFECTIVE ET LA DISTANCE EFFECTIVE PAR LA METHODE VOLUMETRIQUE. 140
FIGURE 18 : REPRESENTATION DE L'ETAT DE CONTRAINTES D'UN PIPE SOUS PRESSION PAR LE CODE DE CALCUL ANSYS.....142
FIGURE 19 : SCHEMA DU DIAGRAMME BI-LOGARITHMIQUE DE LA DISTRIBUTION DE LA CONTRAINTE T ELASTIQUE ET DU GRADIENT DE CONTRAINTES EN FOND D'ENTAILLE. 143
FIGURE 20 : EVOLUTION DE T LE LONG DU LIGAMENT, POUR DEUX CHARGES P= 20 ET 50 BARS (R/T =20 ET A/T =0.5) 143
FIGURE 21 : APPROXIMATION DE L'EVOLUTION DE LA CONTRAINTE T PAR UN POLYNOME. 144
FIGURE 22 : EXEMPLE D'APPLICATION DE LA METHODE DE LIGNE SUR UN TUYAU SOUS PRESSION (P=50 BARS, R/T =20, A/T =0.5). 144
FIGURE 23 : DETERMINATION DU FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTES D'ENTAILLE ET DE LA CONTRAINTE EFFECTIVE T_{EFF} A LA POINTE DE L'ENTAILLE, PAR L'APPLICATION DE LA DEUXIEME METHODE. ..145
FIGURE 24 : EVOLUTION DE T LE LONG DU LIGAMENT, POUR DEUX CHARGES P= 20 ET 50 BARS (R/T =20 ET A/T =0.5) 146
FIGURE 25 : APPROXIMATION DE L'EVOLUTION DE LA CONTRAINTE T PAR UN POLYNOME. 146
FIGURE 26 : APPLICATION DE LA METHODE DE POINTS SUR UN TUYAU SOUS PRESSION (P=50 BARS, R/T =20, A/T =0.5) 146
FIGURE 27 : DEVELOPPEMENT DU PARAMETRE DE CONFINEMENT A LA POINTE DE L'ENTAILLE REPRESENTE PAR LA CONTRAINTE EFFECTIVE, POUR DIFFERENTES SITUATIONS DE PRESSION ET DE DIAMETRE DE PIPELINE EN PRESENCE DE K_P. 148
FIGURE 28 : REPRESENTATION SCHEMATIQUE DE PROFILE DE LA CONTRAINTE D'OUVERTURE LE LONG DU LIGAMENT. 149
FIGURE 29 : EXEMPLE D'EVOLUTION POLYNOMIALE DE LA DISTRIBUTION DE T_{EFF} ET K_P. 151
FIGURE 30 : EVOLUTION DE LA CONTRAINTE EFFECTIVE T_{EFF} ET LE FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTES D'ENTAILLE AVEC LA PRESSION P POUR A/T=0.5. 153
FIGURE 31 : TRANSITION DE T_{EFF} ET FICE POUR LES COURTES ENTAILLES, A/T=0.1ET LES LONGUES ENTAILLES, A/T=0.75 POUR UN DIAMETRE R/T =5-40. 154
FIGURE 32 : EVOLUTION D'UN DEFAUT SEMI-ELLIPTIQUE : (A) ENTAILLE COURTE, (B) ENTAILLE LONGUE ET (C) ENTAILLE TRAVERSANTE. 154
FIGURE 33 : EXTRAPOLATION DE LA VARIATION DE LA CONTRAINTE EFFECTIVE T_{EFF} ET LE FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTES D'ENTAILLE SOUS UNE PRESSION P, POUR R/T =20. 155
FIGURE 34 : EVOLUTION DE LA BIAXIALITE EN FONCTION DU DIAMETRE DE PIPELINE, P= 20-50 BARS. 157
FIGURE 35 : REPRESENTATION DU PARAMETRE DE BIAXIALITE VERSUS LE RAPPORT A/T, POUR DIFFERENTES PRESSIONS A LA POINTE DE L'ENTAILLE. 157
FIGURE 36 : EXEMPLE D'EVOLUTION DE LA PROPAGATION DE LA FISSURE POUR : (A) PIPELINE A GRAND DIAMETRE [7] ET (B) A PETIT DIAMETRE [42]. 158
FIGURE 37 : COMPARAISON ENTRE LA METHODE DES ÉLEMENTS FINIS, LES SOLUTIONS DE NEUBER [44], GLINKA[47], TIMOSHENKO[43], CHEN-PAN [45], USAMI [46] ET PARIS-CREAGER [48].....159
FIGURE 38 : EVOLUTION DE LA CONTRAINTE T LE LONG DU LIGAMENT, POUR LES DIFFERENTES METHODES.160
FIGURE 39 : ZONE PLASTIQUE A LA POINTE D'UNE ENTAILLE, POUR DIFFERENTS DIAMETRES DE PIPELINE, UNE PRESSION P =20 BARS ET UN RAPPORT A/T=0.5. 162
FIGURE 40 : REPRESENTATION SCHEMATIQUE DE LA TAILLE ET DEVELOPPEMENT DE LA ZONE PLASTIC D'UNE ENTAILLE. 162
FIGURE 41 : ZONE PLASTIQUE POUR DIFFERENTS CHARGEMENTS SELON TUBA [56]. 162
FIGURE 42 : FORME DE LA ZONE PLASTIQUE, POUR DIFFERENTES SITUATIONS. 163
FIGURE 43 : REPRESENTATION SCHEMATIQUE DU DEVELOPPEMENT DE LA ZONE PLASTIQUE A LA POINTE D'UNE ENTAILLE POUR : (A) ENTAILLES COURTES ET (B) ENTAILLES LONGUES. 163
FIGURE 44 : DETERMINATION DE A_3 PAR EF, POUR UNE PRESSION P=20 BARS, R/T=20 ET A/T =0.1 ET A/T =0.75 165
FIGURE 45 : DETERMINATION DE A_3 ET A_5 PAR ELEMENT FINIS, POUR UNE PRESSION P=20 BARS, R/T=20 ET A/T =0.1 166

FIGURE 46 : CONCEPT D'EXTENSION DE LA MECANIQUE DE LA RUPTURE A UN SEUL PARAMETRE.....167
FIGURE 47 : DEVELOPPEMENT DE CONFINEMENT A LA POINTE DE L'ENTAILLE REPRESENTE PAR LE PARAMETRE A_3 , POUR DIFFERENTES SITUATIONS DE PRESSION ET DE DIAMETRE DE PIPELINE.167
FIGURE 48 : EXEMPLE DE FONCTION LINEAIRE ENTRE LE PARAMETRE A_3 ET LE DIAMETRE DE PIPELINE, POUR DIFFERENTS RAPPORTS A/T (P = 20 BARS). 168
FIGURE 49 : SCHEMA REPRESENTATIF DU DIAGRAMME D'EVALUATION DE LA RUPTURE (FAD) BASE SUR K ET A_3.....171
FIGURE 50 : PREDICTION DE K_{PC} PAR LE PLAN (K_P, T).....172
FIGURE 51 : REPRESENTATION SCHEMATIQUE DE LA COURBE (K-T).....172
FIGURE 52 : EVOLUTION DU PARAMETRE T_{EFF}, POUR DEUX DIAMETRES DE PIPES DE DIFFERENTES PROFONDEURS D'ENTAILLES.....173
FIGURE 53 : (K_P-T_{EFF}) POUR DIFFERENTS DIAMETRES DE PIPELINES, EN PRESENCE DE LA COURBE DE RUPTURE. 174
FIGURE 54 : PREDICTION DE K_{PC} PAR LE PLAN (K_P, A_3).....175
FIGURE 55 : EVOLUTION DU PARAMETRE A_3, POUR DIFFERENTS DIAMETRES ET PROFONDEURS D'ENTAILLE (P= 20 BARS) 175
FIGURE 56 : EXEMPLE D'UNE COURBE MAITRESSE (MASTER CURVE) DANS LE PLAN (K- A_3), POUR DIFFERENTES PRESSIONS.....175
FIGURE 57 : PRESENTATION SCHEMATIQUE DE LA VARIATION DU PARAMETRE A_3 , EN FONCTION DE FICE. ..176
FIGURE 58 : FENETRE DE L'ASTM, EN PRESENCE DE T_{EFF} ET A_3.....176
FIGURE 59 : PROPOSITION D'UNE PROCEDURE D'EVALUATION.....177
FIGURE 60 : MAILLAGE POUR L'EPROUVETTE TUILE ROMAINE (TR).....179
FIGURE 61 : MAILLAGE POUR L'EPROUVETTE CT. 179
FIGURE 62 : MAILLAGE POUR EPROUVETTE SENT.....179
FIGURE 63 : DISTRIBUTION DES CONTRAINTES DANS L'EPROUVETTE SENT. 180
FIGURE 64 : MODELE ELEMENTS FINIS ET ELEMENTS FRONTIERES.....180
FIGURE 65 : DISTRIBUTION DES CONTRAINTES PRINCIPALES SUR LE PLAN DE L'ENTAILLE. 181
FIGURE 66 : EVOLUTION DU FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTES D'ENTAILLE AVEC RAFFINEMENT DE MAILLAGE. 181
FIGURE 67 : (A) EVOLUTION DE T EN FONCTION DU LIGAMENT, POUR UNE EPROUVETTE CT ET (B) DETAIL...182
FIGURE 68 : EVOLUTION DE T EN FONCTION DU LIGAMENT, POUR UNE EPROUVETTE DCB.....183
FIGURE 69 : DETAIL DE LA FIGURE 68. 183
FIGURE 70 : EVOLUTION DE T EN FONCTION DU LIGAMENT, POUR UNE EPROUVETTE SENT 184
FIGURE 71 : (A) EVOLUTION DE T EN FONCTION DU LIGAMENT, POUR UNE EPROUVETTE TUILE ROMAIN ET (B) DETAIL. 184
FIGURE 72 : EVOLUTION DE LA CONTRAINTE T LE LONG DU LIGAMENT, POUR L'EPROUVETTE CT. 185
FIGURE 73 : DETAIL DE LA FIGURE 72.....186
FIGURE 74 : EXEMPLE D'APPLICATION DE LA METHODE DE LIGNE SUR UNE EPROUVETTE CT, APPROXIMATION PAR UN POLYNOME, POUR DIFFERENTES PROFONDEURS 186
FIGURE 75 : DETERMINATION DE LA CONTRAINTE EFFECTIVE ET LA DISTANCE EFFECTIVE POUR UNE EPROUVETTE CT.....186
FIGURE 76 : EVOLUTION DE LA CONTRAINTE EFFECTIVE T_{EFF} POUR DIFFERENTS RAPPORTS A/T. 187
FIGURE 77 : EVOLUTION DE LA CONTRAINTE T EN FONCTION DE LA PROFONDEUR DES ENTAILLES PAR DIFFERENTES METHODES. 187
FIGURE 78 : CONFIGURATION DE L'EPROUVETTE DCB (DOUBLE CANTILEVER BEAM). 189
FIGURE 79 : EXEMPLE D'APPLICATION DE LA METHODE DE LIGNE SUR UNE EPROUVETTE DCB, APPROXIMATION PAR UN POLYNOME POUR DIFFERENTES PROFONDEURS. 189
FIGURE 80 : DETERMINATION DE LA CONTRAINTE EFFECTIVE ET LA DISTANCE EFFECTIVE, POUR UNE EPROUVETTE DCB.....190
FIGURE 81 : EVOLUTION DE LA CONTRAINTE EFFECTIVE T_{EFF}, POUR DIFFERENTS RAPPORTS A/T. 190
FIGURE 82 : EXEMPLE D'APPLICATION DE LA METHODE DE LIGNE SUR UNE EPROUVETTE SENT, APPROXIMATION PAR UN POLYNOME POUR DIFFERENTES PROFONDEURS. 192
FIGURE 83 : DETERMINATION DE LA CONTRAINTE EFFECTIVE ET LA DISTANCE EFFECTIVE POUR UNE EPROUVETTE SENT. 193
FIGURE 84 : EVOLUTION DE LA CONTRAINTE EFFECTIVE T_{EFF} , POUR DIFFERENTS RAPPORTS A/T POUR UNE EPROUVETTE SENT. 193
FIGURE 85 : EXEMPLE D'APPLICATION DE LA METHODE DE LIGNE SUR UNE EPROUVETTE TUILE ROMAIN, APPROXIMATION PAR UN POLYNOME POUR DIFFERENTES PROFONDEURS. 194
FIGURE 86 : DETERMINATION DE LA CONTRAINTE EFFECTIVE ET LA DISTANCE EFFECTIVE POUR UNE EPROUVETTE TUILE ROMAINE (TR). 194

FIGURE 87 : EVOLUTION DE LA CONTRAINTE EFFECTIVE T_{EFF} POUR DIFFERENTS RAPPORTS A/T POUR UNE EPROUVETTE TUILE ROMAINE (TR).....195
FIGURE 88 : EVOLUTION DE LA CONTRAINTE EFFECTIVE T_{EFF} POUR DIFFERENTS RAPPORTS A/T POUR UNE EPROUVETTE TUILE ROMAINE (TR).....195
FIGURE 90 : EVOLUTION DE T_{EFF} ET K_{Ip} EN FONCTION DE LA DISTANCE POUR LES EPROUVETTES CT, DCB, SENT ET TR (A/T =0.5 ET F = 1000N) 199
FIGURE 91 : EPROUVETTES CT AVEC DIFFERENTES EPAISSEURS. 200
FIGURE 92 : EVOLUTION DE LA COURBE K_P-T_{EFF} EN FONCTION DE L'EVOLUTION D'ECHELLE DE EPROUVETTES CT. 200
FIGURE 93 : EVOLUTION DE LA CONTRAINTE T LE LONG DU LIGAMENT, POUR DIFFERENTS CHARGEMENTS...201
FIGURE 94 : EVOLUTION DE LA CONTRAINTE T LE LONG DU LIGAMENT, POUR DIFFERENTS CHARGEMENTS...201
FIGURE 95 : EVOLUTION DE T EN FONCTION DE DISTANCE LE LONG DU LIGAMENT (TR, A/W = 0.5) 202
FIGURE 96 : EVOLUTION DE T_{EFF} ET K_{Ip} POUR LES EPROUVETTES CT (A/T =0.1- 0.7, F = 1000N) 203
FIGURE 97 : EVOLUTION DE T_{EFF} ET K_{Ip} POUR LES EPROUVETTES DCB (A/T =0.1- 0.7, F = 1000N) 204
FIGURE 98 : EVOLUTION DE T_{EFF} ET K_{Ip} POUR LES EPROUVETTES SENT (A/T =0.1- 0.7, F = 1000N) 204
FIGURE 99: EVOLUTION DE T_{EFF} ET K_{Ip} POUR LES EPROUVETTES TR (A/T =0.1- 0.7, F = 1000N) 205
FIGURE 100: CHARGEMENT DES EPROUVETTES CT, SENT, DCB ET TR DANS LE PLAN K_P-T_{EFF} , (F =1000N). 205
FIGURE 101 : EXEMPLE D'EPROUVETTES CT AVEC DIFFERENTES EPAISSEURS. 207
FIGURE 102 : EVOLUTION DE LA CONTRAINTE T LE LONG DU LIGAMENT POUR LES DIFFERENTS EPAISSEURS, EPROUVETTE SOUS PRESSION, P = 50 BARS. 207
FIGURE 103 : APPROXIMATION DE L'EVOLUTION DE T PAR UN POLYNOME, POUR DIFFERENTS CAS D'EPAISSEUR.....207
FIGURE 104 : EXEMPLE DE DETERMINATION DE LA CONTRAINTE EFFECTIVE ET DE LA DISTANCE EFFECTIVE CORRESPONDANTE.....208
FIGURE 105 : EVOLUTION DE LA CONTRAINTE EFFECTIVE ET DU FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTES D'ENTAILLE EN FONCTION DE L'EPAISSEUR (P = 50 BARS, A/T =0.5).....208

Chapitre V

FIGURE 1 : DIAGRAMME SCHEMATIQUE POUR LOCALISER LES JAUGES DE DEFORMATION PRES DE LA POINTE DE L'ENTAILLE EN MODE I, POUR DETERMINER LA CONTRAINTE T ET K_I 221
FIGURE 2 : VUES DES JAUGES AU VOISINAGE DU DEFAUT, POUR UNE EPROUVETTE CT. 221
FIGURE 3 : DIFFERENCE DE DEFORMATIONS NORMALES PRESENTEE DANS (A) RECTANGULAIRE (EQ (4)) ET (B) COORDONNEES POLAIRES (EQ (5)) POUR LA FAISABILITE D'EXTRAIRE LA CONTRAINTE T EN UTILISANT LES JAUGES DE DEFORMATIONS EN ROSETTES [4]. 222
FIGURE 4 : TRIAXIALITE A LA POINTE D'ENTAILLE EN STATIQUE SUR UNE EPROUVETTE EN FLEXION TRIOS POINTS, EN TERMES DE PARAMETRE DE CONFINEMENT DE DEFORMATION PLANE $\sigma_{zz}/(\nu(\sigma_{xx}+\sigma_{yy}))$ DANS LE MI-PLAN [4]. 223
FIGURE 5 : LES EPROUVETTES UTILISEES DANS L'ETUDE, DETAILS DES DIMENSIONS SONT DONNES EN ANNEXE I. 226
FIGURE 6 : RAYON, AU FOND D'ENTAILLE, EFFECTUE PAR ELECTROEROSION, AGRANDISSEMENT X200. 227
FIGURE 7 : SENS DE PRELEVEMENT DES EPROUVETTES DE TRACTION. 228
FIGURE 8 : EXEMPLE D'UNE COURBE CHARGE – DEFORMATION POUR DEUX EPROUVETTES DE TRACTION, (A) SENS TRAVERSE ET (B) SENS LONGITUDINAL. 229
FIGURE 9 : UN EXEMPLE D'UNE COURBE DE CHARGEMENT DE L'EPROUVETTE SENT (A/T=0.5) EST REPRESENTE. 230
FIGURE 10 : AMORÇAGE DE FISSURE A PARTIR D'UNE ENTAILLE POUR : (A) EPROUVETTE SENT ET (B) CT (A/T =0.5). 230
FIGURE 11 : MONTAGE AVEC DES MORS SPECIAUX POUR LES EPROUVETTES CT. 231
FIGURE 12: COURBE CHARGE – TEMPS POUR LES EPROUVETTES CT1 (A/T =0.5). 231
FIGURE 13 : COURBE CHARGE – TEMPS POUR LES EPROUVETTES CT2 (A/T =0.3). 232
FIGURE 14 : COURBE CHARGE – TEMPS POUR LES EPROUVETTES CT3 (A/T =0.1). 232
FIGURE 15 : COURBE CHARGE – PROFONDEUR D'ENTAILLE POUR LES EPROUVETTES CT. 232
FIGURE 16 : DETERMINATION DES SAUTS DANS LA COURBE CHARGE TEMPS PAR EMISSION ACOUSTIQUE. 233

FIGURE 17 : COURBE DE DEFORMATION EN FONCTION DU DEPLACEMENT DU VERIN, POUR UNE EPROUVETTE CT AVEC A/T = 0.1, 0.3 ET 0.5. 233
FIGURE 18 : COURBE REPRESENTANT LA DIFFERENCE DE MESURE ENTRE LA CAMERA ET LA CELLULE DE LA MACHINE. 234
FIGURE 19 : SIGNAUX DE T-JAUGE, POUR EPROUVETTE CT AVEC A/T = 0.5. 235
FIGURE 20: SIGNAL DE K-JAUGE, POUR EPROUVETTE CT AVEC A/T = 0.5. 235
FIGURE 21 : APPAREILLAGE D'EMISSIONS ACOUSTIQUES. 236
FIGURE 22 : COURBE DE LOCALISATION DES ACTIVITES ACOUSTIQUES SUR L'EPROUVETTE. 236
FIGURE 23 : COURBE CHARGE-ENERGIE EN FONCTION DU TEMPS. 237
FIGURE 24 : MONTAGE AVEC DES MORS SPECIAUX, POUR LES EPROUVETTES SENT. 237
FIGURE 25 : COURBE DE DEFORMATION EN FONCTION DU TEMPS POUR UNE EPROUVETTE SENT AVEC (A) A/T = 0.5 ET (B) A/T =0.3. 238
FIGURE 26 : HISTORIQUE DES SIGNAUX CAPTES POUR LES K- JAUGE ET T-JAUGE. 238
FIGURE 27 : MONTAGE AVEC DES MORS SPECIAUX, POUR LES EPROUVETTES DCB. 239
FIGURE 28 : COURBE DE DEFORMATION EN FONCTION DU TEMPS POUR UNE EPROUVETTE DCB AVEC A/T = 0.1. 240
FIGURE 29 : COURBE DE DEFORMATION EN FONCTION DU TEMPS POUR UNE EPROUVETTE DCB AVEC A/T = 0.5. 240
FIGURE 30 : MONTAGE AVEC DES MORS SPECIAUX POUR LES EPROUVETTES TR. 241
FIGURE 31 : COURBE DE DEFORMATION EN FONCTION DU TEMPS, POUR UNE EPROUVETTE TR AVEC A/T = 0.4. 241
FIGURE 32 : DETECTION DE POINT D'AMORÇAGE PAR EMISSION ACOUSTIQUE (TR, A/T DE 40%). 242
FIGURE 33: COURBE DE DEPLACEMENT DU VERIN EN FONCTION DU TEMPS POUR UNE EPROUVETTE TR AVEC A/T DE 40%. 242
FIGURE 34 : COURBE DE DEFORMATION EN FONCTION DU TEMPS POUR UNE TROIS EPROUVETTE TR AVEC A/T = 0.4, 0.5 ET 0.6. 242
FIGURE 35 : LIGNE DE CALCUL DES CONTRAINTES, POUR LA MODELISATION NUMERIQUE. 243
FIGURE 36 : MAILLAGE D'UNE EPROUVETTE CT, A/T =0.5, AVEC L'INTEGRATION DES DEUX LIGNES D'EVOLUTION. 244
FIGURE 37 : MAILLAGE D'UNE EPROUVETTE CT, A/T =0.5, AVEC L'INTEGRATION DES DEUX LIGNES D'EVOLUTION. 244
FIGURE 38 : (A) EVOLUTION DES CONTRAINTES PRINCIPALES ET LA CONTRAINTE T LE LONG DE LA DIRECTION (MM), POUR UNE EPROUVETTE CT AVEC A/T =0.5. (B) DETAIL DE (A) A LA POINTE DE L'ENTAILLE. 246
FIGURE 39 : EVOLUTION DES CONTRAINTES PRINCIPALES ET LA CONTRAINTE T LE LONG DE LA DIRECTION (LL), POUR UNE EPROUVETTE CT AVEC A/T =0.5. 247
FIGURE 40 : DETERMINATION DE LA CONTRAINTE EFFECTIVE ET LA DISTANCE EFFECTIVE PAR LA METHODE PROPOSEE, POUR UNE EPROUVETTE CT AVEC A/T =0.5. 247
FIGURE 41 : REPRESENTATION SCHEMATIQUE DE LA DETERMINATION DES PARAMETRES D'AMORÇAGE ET DE RUPTURE PAR LA BASE DE L'EMISSION ACOUSTIQUE. 249
FIGURE 42 : EXEMPLE DE DETERMINATION DES PARAMETRES D'AMORÇAGE ET DE RUPTURE PAR LA BASE DE L'EMISSION ACOUSTIQUE, POUR UNE EPROUVETTE CT (A/T =0.5) 249
FIGURE 43 : DETERMINATION DU FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTES D'ENTAILLE A L'AMORÇAGE ET A LA RUPTURE PAR EMISSION ACOUSTIQUE, POUR UNE EPROUVETTE CT (A/T =0.5). 250
FIGURE 44 : EXEMPLE DE DETERMINATION DES PARAMETRES D'AMORÇAGE ET DE RUPTURE PAR LA BASE DE L'EMISSION ACOUSTIQUE, POUR UNE EPROUVETTE TR (A/T =0.6). 250
Figure 45 : Récapitulatif des résultats expérimentaux et les calculs numériques. Comparaison avec d'autres résultats de la littérature. 252
FIGURE 46 : RECAPITULATIF DES RESULTATS EXPERIMENTAUX SUR LES EPROUVETTES TUILES ROMAINES ET COMPARAISON AVEC LES RESULTATS DE LA LITTERATURE. 253
FIGURE 47 : EVOLUTION DE LA COURBE ($K^{c(*)}_{\rho,3mm}$ - $T^{c(*)}_{\rho,3mm}$) EN FONCTION DE LA GEOMETRIE DES TUYAUX. 253
FIGURE 48 : EVOLUTION DE LA COURBE K_{PC}-$T_{EFF,C}$ POUR DIFFERENTES EPROUVETTES CT, SENT ET TR (A/T =0.5). RESULTATS EXPERIMENTAUX ET MODELISATION NUMERIQUE. 254
FIGURE 49 : RECAPITULATIF DES DIFFERENTES RESULTATS, EXPERIMENTAUX ET NUMERIQUES, POUR LES EPROUVETTES CT, SENT ET TR, POUR DIFFERENTES PROFONDEURS. 254
FIGURE 50 : PRESENTATION LES PARAMETRES D'AMORÇAGE ET DE LA RUPTURE, POUR UNE EPROUVETTE TUILE ROMAINE AVEC LES PROFONDEURS A/T =0.4, 0.5 ET 0.6. 255
FIGURE 51 : PARAMETRES DE RUPTURE ET D'AMORÇAGE, POUR LES EPROUVETTES TR, SENT ET CT AVEC DIFFERENTES PROFONDEURS. 256

FIGURE 52 : REPRESENTATION SCHEMATIQUE DE LA METHODE DE DETERMINATION DU FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTES D'ENTAILLE DANS LA DIRECTION (LL). 257
FIGURE 53 : REPRESENTATION SCHEMATIQUE DE LA METHODE DE DETERMINATION DE LA CONTRAINTE DE CONFINEMENT DANS LA DIRECTION (LL).....257
FIGURE 54 : RECAPITULATIF DES RESULTATS EXPERIMENTAUX ET LES CALCULS NUMERIQUES EN RUPTURE EN PRESENCE DES RESULTATS DE LA METHODE DE LIGNE. 258
FIGURE 55 : RECAPITULATIF DES DIFFERENTS RESULTATS, EXPERIMENTAUX ET NUMERIQUES, POUR UNE EPROUVETTE CT, POUR DIFFERENTS PROFONDEURS DE DEFAUT A/T =0.1, 0.3 ET 0.5. 258
FIGURE 56 : RECAPITULATIF DES DIFFERENTS RESULTATS, EXPERIMENTAUX ET NUMERIQUES EN RUPTURE, POUR LES DIFFERENTES EPROUVETTES CT AVEC DIFFERENTS PROFONDEURS DE DEFAUT A/T =0.1, 0.3 ET 0.5.....259
FIGURE 57 : REPRESENTATION SCHEMATIQUE DE LA COURBE (K – T) DE RUPTURE ET D'AMORÇAGE POUR LES EPROUVETTES CT, SENT ET TR.....260
FIGURE 58 : FACIES DE RUPTURE EXAMINES POUR LE X52.....263
FIGURE 59 : MICROSCOPIE ELECTRONIQUE SUR SURFACE POLIE. COUPE LONGITUDINALE DES EPROUVETTES CT ET SENT ISSUES DES ESSAIS INTERROMPUS. (A) COUPE LONGITUDINALE A ENVIRON 1 MM DE LA SURFACE, (B) COUPE LONGITUDINAL A ENVIRON 2.5 MM. 264
FIGURE 60 : DESCRIPTION DE L'ORIENTATION DE FISSURE EN MODE I. 265
FIGURE 61 : AMORÇAGE ET PROPAGATION D'UNE FISSURE A PARTIR D'ENTAILLE, POUR LES EPROUVETTES DCB ET POUR DIFFERENTES PROFONDEURS.....266
FIGURE 62 : AMORÇAGE DE LA FISSURE A PARTIR D'UNE ENTAILLE EN PRESENCE DU MODE II LOCAL DE RUPTURE.....266
FIGURE 63 : MOUVEMENT DE LA FISSURE A LA POINTE DE L'ENTAILLE.....267
FIGURE 64 : (A) DISCONTINUITE DES FISSURES REMARQUEE SUR LES EPROUVETTES CT (B) LOCALISATION SCHEMATIQUE DES MOUVEMENTS DE GRAINS. 267
FIGURE 65 : PROPAGATION DE LA FISSURE PRINCIPALE ET FISSURES SECONDAIRES DE SURFACE EMANANTE D'ENTAILLE. EPROUVETTE CT, POLIE A ENVIRON 1MM DE SURFACE ET ISSUE DES ESSAIS INTERROMPUS.....268
FIGURE 66 : REPRESENTATION DES DIFFERENTS RESULTATS DANS UNE COURBE (K,T). 269
FIGURE 67 : COMPARAISON DES RESULTATS EXPERIMENTAUX ET DES RESULTATS NUMERIQUES DE LA METHODE PROPOSEE, POUR UNE EPROUVETTE CT. 270
FIGURE 68 : COMPARAISON SCHEMATIQUE DES RESULTATS EXPERIMENTAUX, A 3MM DE LA POINTE DE L'ENTAILLE, ET LES RESULTATS NUMERIQUES DE LA METHODE PROPOSEE, POUR LES EPROUVETTES CT, SENT ET TR.....270

Liste des Tableaux

CHAPITRE I

TABLEAU 1 : EVOLUTION DES CONDITIONS DE TRANSPORT DES GAZODUCS [1]. 11
TABLEAU 2 : AUTEURS, SOLUTIONS ANALYTIQUES ET GEOMETRIE D'ENTAILLE 35
TABLEAU 3 : REPARTITION DES CONTRAINTES ELASTIQUES EN FOND D'ENTAILLE. 36

CHAPITRE III

TABLEAU 1 : COMPOSITION CHIMIQUE POUR LES TUYAUX EN X52. (MASSE EN %) 90
TABLEAU 2 : COMPOSITION CHIMIQUE DE L'ACIER (% EN MASSE), SELON LES STANDARDS. 90
TABLEAU 3 : RECAPITULATION DES TAILLES DE GRAINS DANS LES DIFFERENTES ORIENTATIONS. 94
TABLEAU 4 : MECHANICAL PROPERTIES OF API X52 [7] 97
TABLEAU 5 : PROPRIETES MECANIQUES DE L'ACIER ETUDIES SELON LES STANDARDS 97
TABLEAU 6 : DIMENSIONS DES EPROUVETTES DE TRACTION (MM) [11]. 99
TABLEAU 7 : PROPRIETES MECANIQUES DE L'ACIER X52 SUIVANT [7] ET [11] 99
TABLEAU 8 : COEFFICIENT DE LA LOI DE LUDWIK [11]. 99

CHAPITRE IV

TABLEAU 1: DIMENSIONS DES GEOMETRIES UTILISEES. 122
TABLEAU 2 : LISTE DES CAS ETUDIE PAR L'ANALYSE DES ELEMENTS FINIS 132
TABLEAU 3 : DIFFERENTES FONCTIONS DE POIDS POUR CALCULER LA CONTRAINTE EFFECTIVE AUTOUR DE LA POINTE DE L'ENTAILLE 139
TABLEAU 4 : RECAPITULATIF DU FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTES D'ENTAILLE K_P ET LA CONTRAINTE EFFECTIVE T_{EFF} RELATIVE A LA DISTANCE EFFECTIVE X_{EFF} EN MODE I, POUR UN DEFAUT LONGITUDINAL DE SURFACE AVEC UNE PRESSION INTERNE DE 20 BARS 147
TABLEAU 5 : VALEURS DU FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTES D'ENTAILLES K_P ET DE LA CONTRAINTE EFFECTIVE T_{EFF}, RELATIVEMENT A UNE DISTANCE EFFECTIVE X_{EFF} ET P = 20 BARS. 150
TABLEAU 6 : VALEURS DU FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTES D'ENTAILLES K_P ET DE LA CONTRAINTE EFFECTIVE T_{EFF}, RELATIVEMENT A UNE DISTANCE EFFECTIVE X_{EFF} ET P = 30 BARS. 150
TABLEAU 7 : VALEURS DU FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTES D'ENTAILLES K_P ET LA CONTRAINTE EFFECTIVE T_{EFF} , RELATIVEMENT A UNE DISTANCE EFFECTIVE X_{EFF} ET P = 40 BARS. 150
TABLEAU 8: VALEURS DU FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTES D'ENTAILLES K_P ET LA CONTRAINTE EFFECTIVE T_{EFF} , RELATIVEMENT A UNE DISTANCE EFFECTIVE X_{EFF} ET P =50 BARS. 151
TABLEAU 9 : GEOMETRIE ET DIMENSION DE L'ENTAILLE 178
TABLEAU 10 : REGROUPEMENTS DES PARAMETRES DE RUPTURE POUR LES EPROUVETTES CT. 196
TABLEAU 11 : REGROUPEMENTS DES PARAMETRES DE RUPTURE POUR LES EPROUVETTES DCB. 196
TABLEAU 12 : REGROUPEMENTS DES PARAMETRES DE RUPTURE POUR LES EPROUVETTES SENT. 197
TABLEAU 13 : REGROUPEMENTS DES PARAMETRES DE RUPTURE POUR LES EPROUVETTES TR. 197
TABLEAU 14 : RECAPITULATION DE LA CONTRAINTE EFFECTIVE, LA DISTANCE EFFECTIVE ET LE FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTES D'ENTAILLES. 209

CHAPITRE V

TABLEAU 1 : RECAPITULATION DES RESULTATS D'ESSAIS ET LES DIFFERENTS PARAMETRES CALCULES. 251

Introduction Générale



INTRODUCTION GENERALE

Sommaire

0.1 Problématique industrielle
0.2 Approches globales et Approches locales en mécanique de la rupture

0.2.1 Approches globales
0.2.2 Approches Locales
0.2.3 Extension des Approches Globales

0.3. Objectifs

0.1 Problématique industrielle

Les sites de production de gaz sont souvent très éloignés des centres de consommation. Le gaz est alors acheminé à l'aide de canalisations sur des distances de plusieurs milliers de kilomètres. Pour augmenter la rentabilité d'un gazoduc, il est intéressant d'utiliser de grandes structures tubulaires et sous une pression élevée. De 1910 à 2000, le diamètre des plus gros gazoducs ou pipelines utilisés a été multiplié par 4 et la pression de transport par 60. Ces augmentations de dimension ont été possibles grâce à l'amélioration des caractéristiques mécaniques des aciers utilisées. Un gazoduc est une structure dont l'intégrité doit être garantie. En particulier, pour éviter tout amorçage de rupture, le dimensionnement de la structure est effectué pour une utilisation dans le domaine élastique, avec un coefficient de sécurité adéquat, ce qui autorise une taille critique de défaut.

La probabilité d'amorçage n'est jamais nulle. Des analyses statistiques, établies par l'European Gas pipeline Incident Group [1], recensent, en effet, 1060 cas de rupture en service entre 1970 et 2001. 50% de ces ruptures sont causées par des "agressions extérieures". Les autres causes d'incidents notables sont dues à la présence de défauts dans le matériau (17%), à la corrosion (15%), ou encore aux mouvements de sol (7%).

Pour atteindre un niveau de sécurité plus grand, il est nécessaire de comprendre sous quelles conditions une fissure amorcée dans un pipeline peut s'arrêter rapidement. Pour cela, les spécifications requises pour les aciers de gazoducs prévoient un niveau de résilience suffisant dans les conditions de service [2]. L'intégrité, des structures gazoducs, sollicitées sous plusieurs efforts internes et externes, préoccupe depuis de nombreuses années à la fois les métallurgistes et les mécaniciens. La complexité des conditions, de sollicitations et de la géométrie des composants, a nécessité l'utilisation de facteurs de sécurité importants, sans que l'on connaisse avec précision leur marge. Pour des raisons économiques évidentes, on cherche à maîtriser ces marges de sécurité, tout en réalisant un nombre plus important de contrôles de ces pièces lors de leur fonctionnement. Grâce au développement des codes de calcul, la notion de tolérance à l'endommagement a vu le jour pour une meilleure maîtrise des concepts apportés par la mécanique non linéaire de la rupture. L'effort de recherche entrepris dans ce domaine et par un grand nombre de pays a permis de collecter de nombreuses données laboratoires. Le passage de l'éprouvette de laboratoire au composant industriel n'est pas automatique pour autant. Il se pose le problème de la représentativité des essais de laboratoire face aux structures industrielles et l'extrapolation des données de laboratoires aux structures réelles.

Certains industriels reconnaissent la présence de défauts dans certaines structures gazoducs. A partir du moment où l'on accepte la présence de ces défauts, on se doit de développer un outil permettant d'estimer la durée de vie résiduelle des composants fissurés. Tous les laboratoires se basent, lors de leurs analyses, sur deux approches, qui malgré leurs différences de démarches, sont complémentaires et essentielles pour mieux résoudre ce type de problèmes. La première approche, connue sous le nom de "Approche locale", se base sur l'identification des modèles micromécaniques de la déformation et de l'endommagement. Dans cette approche, les concepts utilisés restent difficiles à appliquer par les ingénieurs, dans les cas des structures réelles. En parallèle, et d'une manière complémentaire à l'approche locale, l'approche globale permet d'expliciter des critères de rupture en fonction des conditions aux limites imposées à la structure. Cette approche, utilisée pour caractériser la nocivité des défauts dans un matériau, propose des méthodes de calculs qui s'avèrent intéressantes dans les applications industrielles. Il nous paraît donc important, à ce point de l'introduction, de détailler ce problème plus précisément.

0.2 Approches globales et Approches locales en mécanique de la rupture

0.2.1 Approches globales

La modélisation du comportement général d'une structure gazoduc passe par une série d'étapes simplificatrices telles la modélisation de la géométrie, le chargement, le comportement, l'endommagement et la rupture. En plus de ces étapes, intervient dans les techniques de calculs éléments finis le détail de la discrétisation de la géométrie et du chargement. Cette discrétisation a une influence sur les résultats d'un calcul et le raffinement en terme de variables se traduisant, en général, par un coût de calcul croissant.

Le calcul des structures doit prendre en compte la présence possible de défauts inférieurs à la taille de la détection. Cela est vrai pour une structure neuve, mais aussi pour les composants lors des inspections en service. Dans l'analyse des structures avec défaut, des méthodes simplifiées sont couramment utilisées pour le dimensionnement. Nous concluons qu'une seule variable intègre rend compte du comportement de la structure dans sa partie la plus sollicitée par le Facteur d'Intensité de Contrainte K en élasticité [3], ou l'intégrale de contour J en plasticité (Rice et al, 1968) [4].

Dans ce même esprit, Griffith [5], prend l'hypothèse que l'amorçage de la propagation d'une fissure se fait à partir des défauts préexistants. Cette hypothèse a donné naissance à la mécanique de la rupture. Les observations expérimentales sur la rupture des verres permettrent d'introduire la notion d'énergie surfacique de rupture, à partir d'une approche globale. Plus tard, Irwin, se basant sur les travaux de Westergaard [6], imprime un saut qualitatif remarquable en introduisant, dans le cadre de l'élasticité linéaire et des petites déformations, le Facteur d'Intensité de Contraintes K, paramètre régissant la distribution des champs de contraintes et des déplacements en pointe de fissure. Dans le cas de matériaux fragiles, de nombreuses études ont montré que la valeur critique K_C à l'amorçage de la fissure peut être considérée comme une propriété intrinsèque. Plus pratiquement dans le cas de métaux suivis de certains polymères et composites. Cette approche sera généralisée moyennant des conditions de validité restrictives, dont la plus contraignante est la nécessité de mesurer cette propriété en situation de déformations planes. Cette restriction a pour origine l'existence d'une zone plastique en pointe de fissure qui modifie localement la distribution du champ de contraintes. Lorsque celle-ci est relativement faible (plasticité confinée), le critère K_c conserve à priori sa qualité intrinsèque lorsqu'une correction de zone plastique est introduite. Mais lorsque la plasticité est plus développée, les équations de champs de contraintes, basées sur l'hypothèse d'élasticité, ne sont plus vérifiées et il devient indispensable de faire appel à d'autres concepts.

Néanmoins, de part sa relative simplicité d'évaluation, la ténacité K_c est aujourd'hui largement utilisée pour une classification comparative des matériaux et est, de ce fait, une caractéristique incontournable dont se préoccupent les élaborateurs, au même titre que la limite d'élasticité ou la contrainte à rupture. Dans le cadre des sollicitations complexes, soit par leur histoire de chargement, soit par la forme du chargement (modes mixtes, chargements thermiques), soit à cause des interactions (fatigue-fluage, effet d'environnement) des difficultés surgissent dans l'application des méthodes utilisant l'approche globale du comportement du composant.

0.2.2 Approches Locales

Depuis le début des années 80, une autre approche de la mécanique de la rupture a vu le jour (essentiellement pour la rupture ductile et la rupture par clivage). Le terme d'approche locale a été utilisé pour la première fois en mécanique de la rupture au congrès ICF'4, à Cannes, en 1981. Le premier congrès international, s'intéressant à cette alternative, a lieu à Fontainebleau en 1986 (MECAMAT International seminar on local approach to fracture). La mécanique continue de l'endommagement ("continuum damage mechanics"), couplée à un calcul par éléments finis, a ensuite été de plus en plus utilisée pour le calcul de structure avec défaut (Lemaitre 1986 [7], Chaboche 1987 [8], Piques et al 1987 [9], Murakami et al 1988 [10], Lesne et al 1990 [11], Liu et al 1994 [12], etc. ...). Cette technique est couramment appelée "Approche locale". Elle repose, pour aborder le problème du calcul des structures et de la mécanique de la rupture, sur plusieurs domaines distincts incluant la mécanique de l'endommagement, les modèles physiques d'endommagement et les méthodes numériques. Elle permet de prendre en compte un point particulier d'effet d'échelle. La transférabilité des résultats des éprouvettes de laboratoire au composant, c'est-à-dire l'indépendance, en fonction de la géométrie et de la relation liant la vitesse de propagation de la fissure à la grandeur utilisée par l'approche globale.

Sur le plan pratique, la démarche d'une approche locale suit essentiellement quatre étapes [13]. En premier, la réalisation d'essais de rupture sur des éprouvettes entaillées d'un type bien défini. Les observations et les analyse des mécanismes d'endommagement, dans le second étapes. Puis le calcul, par éléments finis, des contraintes et des déformations sur le type d'éprouvettes retenu pour les essais précédents, de façon à relier l'endommagement de la microstructure du matériau et son histoire locale, aux valeurs calculées de contraintes et de déformation. Enfin, une évaluation, par calcul, de la ténacité des matériaux en intégrant l'endommagement résultant des champs de contraintes et de déformations, présents à la pointe d'une fissure.

L'endommagement provient généralement soit du clivage, soit des cavités ductiles suivant le mécanisme prédominant. Ceci amène à considérer deux critères différents. Pour les ruptures par clivages, les critères reposent sur la plus grande contrainte principale critique. Généralement, le clivage d'un seul grain suffit pour entraîner la rupture complète. Dans cette perspective, la distribution statistique des tailles et des orientations des grains entraîne un caractère aléatoire sur la valeur de la charge de rupture d'une pièce. Fondée sur la théorie du maillon le plus faible, la statistique de Weibull [14], qui prend en compte ces effets, permet d'établir un lien entre le comportement statistique d'un élément de volume et la ténacité [15]. Pour les ruptures ductiles, les critères font intervenir à la fois la déformation plastique et le taux de triaxialité des contraintes [16]. En général ces critères dérivent de la loi de croissance des cavités établies par Rice et Tracey [17]. La rupture intervient lorsque la taille des cavités atteint une valeur critique conduisant à une relation entre la déformation à la rupture et le taux de triaxialité des contraintes. Il est donc possible de prévoir comment se propage une fissure à condition de disposer d'un calcul suffisamment précis des contraintes et des déformations à son extrémité.

0.2.3 Extension des Approches Globales

Anderson (1991) [18] reprend des travaux antérieurs de William (1957)[19] et O'Dowd et Shih (1991) [20] et diminue les dépendances des différents paramètres géométriques en utilisant un second paramètre dans l'approche globale de la rupture. Pour "enrichir" le Facteur d'intensité de contraintes K, le paramètre T est introduit pour modéliser le champ des contraintes élastiques en pointe de fissure. De même, en élastoplasticité (loi puissance), la variable Q résume les effets de triaxialité des contraintes. Mais la conclusion d'Anderson est que cette modification de l'approche classique ne suffit pas, il faut donc inclure un critère local de rupture pour prédire correctement l'influence de la triaxialité sur la ténacité des composants.

Cependant, plus de détails sur les caractérisations à deux paramètres sont disponibles dans l'article de D.M. Parks (1991)[21]. Des exemples d'application sont trouvés pour trois types de géométrie, Wu et al (1995)[22] et Martin et al. (1996) [23]. Mais en dehors des éprouvettes classiques de laboratoire, telles les éprouvettes CT ("Compact Tension"), SENB et SENT ("Single Edge Notched Bend and Tension Specimens"), nous avons relevé peu d'applications à des composants industriels de ces approches à deux paramètres. D'ailleurs, D.M. Parks [21] insiste bien sur le fait que les différentes approches globales, à deux paramètres, ont chacune leurs avantages et désavantages, mais qu'aucune ne décrit complètement les champs de contraintes en pointe de fissure, dans les multiples cas de triaxialité, ("Each of theses approaches falls within the scope of two-parameter descriptions of crack-tip fields of varying triaxilality"). Zerbst et al. (1995) [24] montrent que le comportement d'un défaut, dans un piquage en T, est similaire à celui d'une éprouvette de laboratoire, si les conditions locales de géométrie, contraintes et déformations sont comparables en pointe de fissure. Ils dénomment l'ensemble de ces conditions "the local simulation principale". Pineau (1997) [25] analyse les effets de la taille d'une structure sur la rupture ductile et la rupture fragile. La ténacité K_{IC} est une fonction décroissante de l'épaisseur de l'éprouvette, dans les cas de la plasticité confinée et en déformations planes. Pour analyser la rupture fragile, utilisant les modèles statistiques, la modélisation de la ténacité en fonction des paramètres géométriques est bien rendue par une approche locale. De même, la ductilité à rupture d'échantillons de taille et de forme différentes est correctement modélisée en prenant en compte les caractéristiques microstructurales (porosité et longueur caractéristique intrinsèques au matériau) et un modèle de type Gurson [26]. Bauvineau et al (1996) [27] ont les mêmes conclusions pour un acier C-Mn. Nous venons de voir avec quelques exemples d'auteurs qui essayent de faire progresser l'approche globale en introduisant le second paramètre T. Le but est de diminuer les effets liés à la géométrie du chargement.

Cette synthèse bibliographique montre l'absence de contradiction entre les deux approches décrites. Les approches locales sont complémentaires des approches globales. Dans de nombreux cas, ces deux approches sont équivalentes. Les critères locaux présentent toutefois certains avantages sur les critères globaux dans la mesure ou ils permettent de prendre en compte l'influence des paramètres de géométrie et du chargement, et fournissent une relation quantitative entre la ténacité et la microstructure. Cependant, l'estimation de la ténacité d'un matériau par une utilisation unique de critères locaux reste aujourd'hui très délicate si l'on considère que cette estimation fait encore appel à des modèles souvent trop simplistes des calculs longs et coûteux. C'est la raison pour laquelle la ténacité d'un matériau se déduit souvent d'une approche globale. Ce choix étant renforcé par le fait qu'il est très rare qu'une approche locale puisse être menée à bien, de bout en bout, sans faire appel, pour certaines étapes de la démonstration, à des critères relevant d'une approche globale.

0.3. Objectifs

Cette thèse est une application de la mécanique de la rupture au domaine des structures sous pression, portant des défauts sous forme d'entailles longitudinales de surface. La connaissance des pressions limites dans ces structures permet de borner et d'apprécier le domaine de sécurité maximale d'utilisation.

Ce travail a pour objectif de proposer une étude complète, expérimentale et numérique, définissant le Facteur d'Intensité de Contraintes K et la contrainte transversale T, par l'application des différentes méthodes et leurs validations par comparaison à d'autres résultats de littérature. Il se base intégralement sur l'extension de l'approche globale et comporte deux volets : le premier consiste en la détermination des deux paramètres de la rupture, en 2D, sur un arc de tuyau et un tuyau complet en acier API X52 soumis à une pression interne. Le second consiste en la vérification l'évolution des deux paramètres en introduisant l'effet des paramètres de confinement T et/ou A_3. Dans la présente étude, l'effet de géométrie est intimement lié à celui du taux de triaxialité, paramètre représentant une éprouvette donnée et son confinement, et une distribution des contraintes.

Ainsi, dans cette étude, nous montrons qu'une approche, à un seul paramètre K, ne caractérise pas complètement le comportement de l'entaille. Nous montrons également que deux paramètres T et K sont suffisants pour modéliser le comportement d'une entaille et appliquer le principe de similitude : deux entailles se propageant de la même manière si elles sont soumises au même Facteur d'Intensité de Contraintes K et à la même contrainte T.

Afin d'atteindre nos objectifs, par l'intermédiaire de l'approche globale, nous rappelons dans le chapitre I, les différentes causes de défaillances des gazoducs. Les contraintes et les formes de défauts dans les tuyaux sont bien discutées. Une présentation des paramètres de la rupture, par l'approche globale à un seul paramètre, pour des fissures, est utilisée pour les entailles. La méthode volumétrique est détaillée. Une extension, de l'approche globale à deux paramètres, est présentée par la contrainte T et le paramètre A_3.

Le chapitre II présente une étude des singularités des contraintes à la pointe d'une entaille. Les méthodes déterminant la contrainte de confinement T sont bien détaillées. L'évolution de ce dernier paramètre est discutée pour différents variables : la taille de la zone plastique, le chemin, la vitesse de la fissuration et les paramètres géométriques.

Dans le Chapitre III, nous nous attacherons plus particulièrement à déterminer le comportement mécanique des tuyaux X52. Des essais expérimentaux sont réalisés. Nous étudions l'état métallurgique et les propriétés mécaniques. Enfin, nous validons les résultats numériques.

Le Chapitre IV est consacré à la modélisation numérique. Outre l'intérêt de cette application pour étudier les mécanismes de déformation des tubes X52 lors du son fonctionnement, nous pourrons également utiliser successivement tous les outils importants décrits dans les premiers chapitres. Nous commencerons par valider la loi de comportement par des essais de traction ou de flexion. Puis, nous utiliserons les caractéristiques pour simuler le comportement de quatre types d'éprouvettes. Enfin, nous utiliserons les développements en mécanique de la rupture pour modéliser le comportement d'un tuyau jusqu'à rupture complète.

Dans le chapitre V, nous évaluons le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille, pour différentes éprouvettes et sous différents chargements, en faisant appel au paramètre de la géométrie et du chargement T. Ce dernier a été calculé en utilisant une nouvelle méthode basée sur la différence de la distribution des contraintes principales le long du ligament. Une comparaison est réalisée par des expressions analytiques trouvées dans la littérature. Rappelons que le débat entre plusieurs auteurs, à propos de la pertinence d'une correction de K, provient essentiellement de la manière avec laquelle on calcule le paramètre T. Une série d'essais est menée pour mesurer le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille critique $K_{\rho c}$ et la contrainte effective $T_{eff,c}$, en utilisant des jauges de déformations collées à la pointe de l'entaille et à un certain angle de l'axe de la direction principale. L'interprétation des signaux des jauges de déformations, respectivement, par les K-jauges et T-jauges, est exploitée pour déduire les valeurs de $K_{\rho c}$ et de T_{eff}. Pour valider notre procédure de dépouillement des essais statiques, nous simulons l'évolution de la contrainte T pour des entailles le long du ligament en conditions de rupture, et nous montrons, au cours de ce chapitre, que le paramètre T calculé numériquement, à une certaine distance de la pointe de l'entaille, est le même que celui calculé avec les méthodes analytiques exposées au chapitre précédent et mesuré expérimentalement. La simulation de la contrainte T consistera à charger des éprouvettes d'une manière progressive jusqu'à la contrainte à la rupture mesurée. En effet, la particularité des essais est que l'évolution de la contrainte T est en fonction de la profondeur de l'entaille et fait partie des données enregistrées au cours de l'expérience. En utilisant la loi de comportement de l'acier, nous simulerons, en rupture, les différents essais en statique sur les quatre éprouvettes : CT, DCB, SENT et Tuile Romaine (TR). La suite du travail consiste à construire des Courbes Maîtresses (Master curves) (K-T), à partir des valeurs expérimentales mesurées par des jauges extensométriques et des valeurs numériques. Il s'agira ensuite de comparer et valider le T analytique. La fin de ce chapitre sera consacrée à une étude microstructurale. La propagation de la fissure en zig-zag, en présence de la contrainte T, est expliquée. Une proposition d'un modèle de rupture, faisant appel à la contrainte T, est présentée à la fin de cette section.

Bibliographie

[1] AFCEN, Règles de conception et construction des matériels mécaniques des îlots nucléaires RNR », 1993.

[2] RICE J.R. & ROSENGREEN G .F., « Plane strain deformation near a crack tip in a power law hardening material », Jour . Mech. Phys. Solids, 1968, Vol. 16, pp. 1-1 2

[3] BENSUSSAN Ph., PIQUES R. & PINEAU A., A critical assessment of global mechanical approaches to creep crack initiation and creep crack growth in 316L steel », Non linear fracture mechanics: Vol . I : Time Dependent Fracture ; ASTM STP 995, 1989, pp . 27-54 .

[4] BILBY B . A., HOWARD I. C., LI Z. H. & SHEIKH M . A. ,Some experience in the use of damage mechanics to simulate crack behaviour in specimens and structures », Int . J. Pres. Ves ., & Piping, 1995, Vol. 64, pp. 213-223

[5] Griffith, A. A. (1920). The phenomena of rupture and flow in solids. Philosophical Transactions of the Royal Society of Londres, 221:163–198.

[6] Westergaard, H. M. (1939). Bearing pressures and cracks. Journal of Applied Mechanics, 6:49–53.

[7] LEMAITRE J., « Local approach of fracture », Engineering Fracture Mechanics, 1986, Vol . 25, n° 5/6, pp. 523-537

[8] CHABOCHE J.-L., La mécanique de l'endommagement et son application aux prévisions de durée de vie des structures », Recherche Aérospatiale, 1987, n°4, pp. 38-54.

[9] PINEAU A., « Assessment procedures for defects in the creep range », High Temperature structural design. ESIS 12. Edited by L .H. Larson ; Mechanical Engineering Publications ; London, **1992**

[10] MURAKAMI S., KAWAI M. & RONG. H., « Finite element analysis of creep crack growth by a local approach », Int. J. Mech. Sci ., 1988, Vol .30, n° 7, pp. 491-502

[11] LESNE P-M . & SAANOUNI K ., « Un modèle de dommage non local pour décrire la fissuration en fluage dans le cadre de la mécanique de l'endommagement », Recherche aérospatiale, 1990 , n°1, pp .23-36.

[12] LIU Y., MURAKAMI S. & KANAGAWA Y., « Mesh-dependence and stress singularity in finite element analysis creep crack growth by continuum damage mechanics approach », Eur . J. Mech., A/Solids, 1994, Vol. 13, n° 3, pp. 395-41 7

[13] AMAR E., « Application de l'approche locale de la rupture à l'étude de la transition ductile-fragile dans l'acier 16MND5 », Thèse en Sciences et Génie des Matériaux; Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 1986

[14] AINSWORTH R. A. & BUDDEN P. J., Design and assessment of components subjected to creep ». Journal of Strain Analysis, 1994, Vol. 29, n° 3, pp . 201-208.

[15] AINSWORTH R. A., Failure assessment diagrams for use in R6 assessments for austenitic components », Int. J. Pres. Ves. & Piping, 1996, Vol. 65, pp . 303-309.

[16] AKTAA J., HORSTEN M .G. & SCHMTTT R., Effect of hold-time and irradiation on the fatigue life of type 316 L(N) and their consideration in a damage model », SMIRT 14, Lyon, France, 17-22/8/97 ; paper n° L**05**/5", 1997, pp. 157-164

[17] ALTUS E., A cohesive micromechanic fatigue model Part II Fatigue-creep interaction and Goodman diagram », Mechanics of Materials, 1991, Vol. 11, n° 4, pp. 281-293

[18] ANDERSON T.L, Two-parameter fracture mechanics: a comparison of continuum and micromechanics approaches », Joint FEFG/ICF International Conference on Fracture of Engineering Materials and Structures; Singapore; 6-8 August (1991).

[19] WILLIAMS M.L., « On the stress distribution at the base of stationary crack », J. of Appl. Mectr, 1957, Vol . 24, pp 109-11 4

[20] O'DOWD N.P. & SHIH C .F., «Family of crack-tip fields characterized by a triaxiality parameter-I. Structure of fields », J. Mech. Phys . Solids, 1991, Vol. 39, n°8, pp. 989-101 5

[21] PARKS D. M., « Advances in characterisation of elastic-plastic crack-tip fields » .

[22] WU S. X ., MAI Y. W . & COTTRELL B . « Q solution for compact tension and single-edge cracked tension specimens », International Journal of Fracture, 1995, Vol . 68, pp . R97-R103

[23] MARTIN J . T. & LAMBERT S . B ., « Analysis of constraint in single edge notch tension specimens using the T-stress », Int . J. Pres. Ves . & Piping, 1996, Vol . 65, pp. 13-1 9

[24] ZERBST U., HEERENS J. & SCHWALBE K. H., « Fracture mechanics analysis based on a local simulation principle », Fatigue Fract. Engng . Mater. Struct., 1995, Vol. 18, n° 3, pp. 371-376

[25] PINEAU A., « Modelling of scatter and size effect in ductile and brittle fracture », SMIRT 14, Lyon, France, 17-22/8/97; paper plenary/4, **1997,** pp. 77-88

[26] GURSON W.L. & FU X.J., « Elastic-plastic asymptotic solution for crack under triaxial stress constraint », Joint FEFG/ICF International Conference on Fracture of Engineering Materials and Structures; Singapore; 6-8 August 199 1

[27] BAUVINEAU L., BETHMONT M., BURLET H. & PINEAU A., Effect of test specimen geometry on ductile fracture toughness of a C-Mn steel », ECF 11 'Mechanisms and mechanics of damage and failure', 1996, Vol. II, pp . 805-8 1 0

Chapitre I



CHAPITRE I

Mécanique de la Rupture Classique

Le transport du gaz dans des conditions économiques nécessite l'utilisation de pressions de transport élevée, et donc l'utilisation d'aciers à haute limite d'élasticité. De plus, la sécurité des installations demande une bonne résistance pour éviter la ruine des structures par propagation rapide des fissures.

Nous présentons dans une première partie de ce chapitre introductif les méthodes traditionnellement utilisées pour l'évaluation de la nocivité des défauts dans l'industrie du transport des hydrocarbures. Toutefois, ces méthodes ne s'appliquent pas avec une précision suffisante aux aciers pour gazoducs. On est ainsi conduit naturellement à mettre en oeuvre une approche plus moderne, appelée ‘‘ approche globale de la mécanique de la rupture’’.

Dans un second temps, la fabrication des tuyaux soudés longitudinalement est présentée. Leur mise en place en service provoque des dommages, internes ou externes, sous formes de défauts de quelques pour cent. L'effet de ces défauts sur les propriétés mécaniques de rupture est ensuite abordé.

SOMMAIRE

I. 1 CAUSES DE DEFAILLANCES DES GAZODUCS 11
I.1. 1 INTRODUCTION GENERALE 11
I.1. 2 ETAT DES CONTRAINTES DANS UN GAZODUC 13
I.1. 3 SOURCES DES CONTRAINTES DANS UNE CONDUITE EN EXPLOITATION 15
I.1. 4 FORMES DES DEFAUTS DANS LES TUYAUX SOUS PRESSION 18
I.1. 5 BILAN DES TRAVAUX EFFECTUES SUR LES TUYAUX 20
I.1. 6 REFLEXIONS SUR LES DIFFERENTES ETUDES REALISEES 24

I. 2 PARAMETRES DE RUPTURE 25
I.2. 1 APPROCHES GLOBALES A UN SEUL PARAMETRE 25
I.2.1. 1 MECANIQUE CLASSIQUE DE LA RUPTURE 26
I.2.1. 2 MECANIQUE DE LA RUPTURE D’ENTAILLE 30
I.2.1. 3 FICE : APPROCHE PAR LA METHODE VOLUMETRIQUE 37
I.2. 2 APPROCHES GLOBALES A DEUX PARAMETRES 43
I.2.2. 1 EXTENSION DE LA MECANIQUE CLASSIQUE DE LA RUPTURE 43
I.2.2. 2 CALCUL DU PARAMETRE A_2 OU DE LA CONTRAINTE T 44
I.2.2. 3 CALCUL DU PARAMETRE A_3 45

I. 3 CONCLUSION DU CHAPITRE 46

I. 1 CAUSES DE DEFAILLANCES DES GAZODUCS

I.1. 1 Introduction générale

La croissance continue de la population et de l'économie mondiale stimule la demande d'énergie, Figure 1.a. Afin de répondre à cette demande, les investissements en production prévus ou en cours atteignent déjà des millions de milliards de dollars, tout en cherchant à réduire les coûts et rentabiliser la production, le transport et la distribution des hydrocarbures, Figure 1.b.

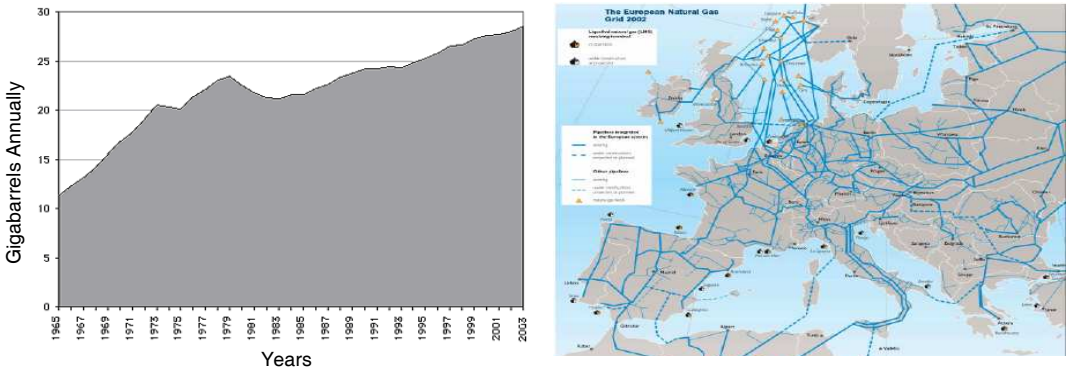


Figure 1 : **(a)** Evolution de la consommation mondiale de pétrole de 1965 à 2003 [1] et **(b)** Système de transmission du Gaz Naturel Européen en 2002 [2].

Le tableau 1 montre l'évolution des conditions du transport des hydrocarbures : la pression, le diamètre et la perte de charge. Nous remarquons que le diamètre des pipelines utilisés est multiplié par 4, et la pression de transport par 60.

Tableau 1 : Evolution des conditions de transport des gazoducs [1].

Année	Pression (bar)	Diamètre (mm)	Capacité annuelle (10^6(N.m^3)	Perte de charge après 6000 m (%)
1910	2	400	80	49
1930	20	500	650	31
1965	66	900	830	14
1980	80	1420	2600	11
2000	120	1620	52000	8

Ces augmentations de performance ont été possibles grâce à l'amélioration des caractéristiques mécaniques des aciers pour la fabrication des tuyaux. En effet, une réduction de l'épaisseur des tuyaux est compensée par une limite d'élasticité de plus en plus élevée. Le développement des pipelines, en acier, dans le temps, est donné par la Figure 2.

Il est à remarquer que sur ces trois dernières décennies, plus de mille accidents de ruptures ont été recensés [2-5] à raisons de 33 incidents par année à répercussion humaine, écologique et économique alarmante, Figure 3.a. Plus de 50% de ces accidents sont l'œuvre d'agents extérieurs. Ces accidents ont attiré l'attention sur l'importance de gestion de l'intégrité des pipelines et gazoducs, dans un but de protéger les vies humaines et l'environnement, tout en assurant un transport continu sans interruption. Cet argument est donné pour justifier les politiques des pays à financer la recherche-développement en collaborations avec des organismes de recherche gouvernementaux et des groupes industriels dans le monde. Il est notoire de dire que la

multiplication des accidents, plus ou moins graves des pipelines 'âgés', ainsi que leur incidence sur l'économie mondiale et sur l'environnement, rendent le transport des hydrocarbures de plus en plus préoccupant, Figure 3.b.

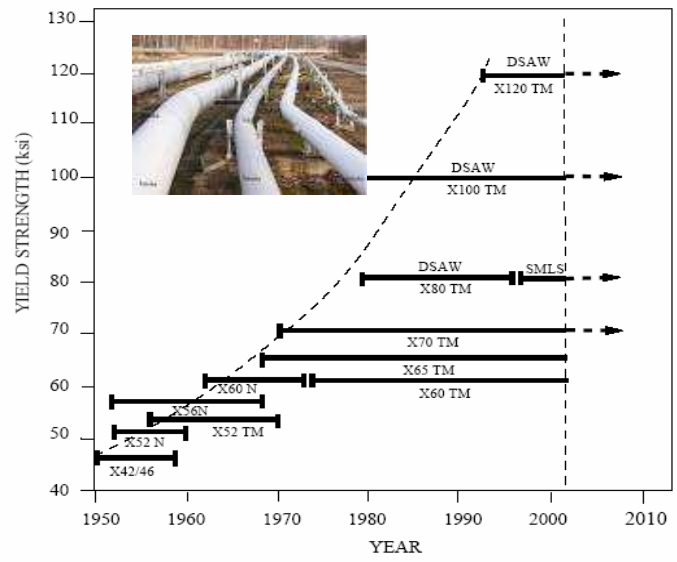


Figure 2: Développement des gazoducs en acier à haute résistance dans le temps [3]



Figure 3 : Eclatement d'un pipeline (a) et (b) l'effet sur l'environnement [4].

Le recensement de la nature et ces causes les défaillances produites sont en effet essentiel à l'évaluation du risque d'incidents futurs et à l'établissement des priorités des programmes d'entretien. L'objectif est d'élaborer une norme terminologique pour faciliter les échanges d'informations au sein de l'industrie et avec les organismes de réglementation, une première étape dans la création de la base de données.

Parmi ces projets récents, le Programme **Naturalhy**[1] dont l'un des principaux objectifs est de favoriser l'amélioration continue de la sécurité publique, l'intégrité des pipelines et préparer les pays européens à une nouvelle source d'énergie : l'hydrogène. Le point fort de cette étude est

[1] Le projet NATURALHY; d'un budget de 17.3 millions d'euros ; sur une durée de 5 ans (2006-2011) ; alloués à la Recherche-développement ; ses travaux ont porté, à ce jour, sur l'évaluation technique du bossellement des pipelines, la conception d'un modèle informatisé d'intégrité, la mise au point d'outils d'inspection sur place et l'évaluation des défauts de soudure. L'une des principales initiatives du projet est la création d'une base de données par et pour toute l'industrie sur les incidents de pipeline à signaler et les caractéristiques des pipelines.

l'utilisation du système étendu et existant de pipelines, servant au transport du gaz naturel. L'idée est de transporter conjointement le mélange d'hydrogène et gaz naturel.

La maîtrise du risque d'accidents des pipelines sous haute pression doit présenter un bon dossier de sécurité durant leurs années d'existence, allant de la façon dont les pipelines sont installés et exploités ; en passant par les mesures de sécurité prises par les personnes travaillant à proximité, jusqu'à des questions de type qui nous intéressent dans la présente thèse, à savoir le comportement des tuyaux du transport du gaz portant des défauts longitudinaux de surface. Cette étude, élaborée au sein du Laboratoire de Fiabilité Mécanique, LFM, partenaire de Naturalhy fait partie de la tâche, qui lui est attribuée, à savoir la caractérisation de la ténacité de l'acier API 5L X52 par des essais de comportement dans deux types d'environnement : à l'air, et sous hydrogène.

I.1. 2 Etat des contraintes dans un gazoduc

Les causes des défaillances des gazoducs sont de diverses natures. Une défaillance peut se manifester soit par une rupture, soit par une fuite. La plupart de ces défaillances peuvent être causées par des agressions mécaniques extérieures ; elles peuvent être également causées par la corrosion et la fissuration par corrosion sous contraintes (FCSC), Figure 4.

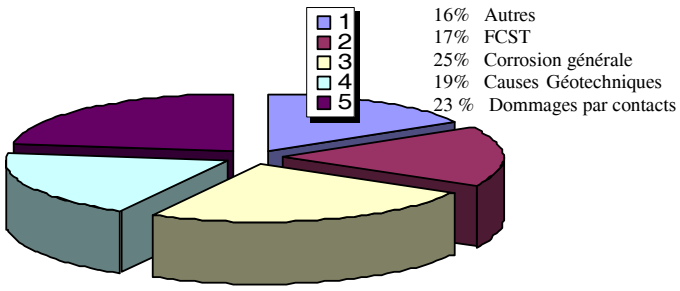


Figure 4 : Causes des rupture de pipelines en cours d'exploitation enregistrées par les membres de l'ACPRE [5].



Figure 5 : Photo des agressions mécaniques extérieures.

En effet, il arrive que les gazoducs soient endommagés ou perforés accidentellement lors de travaux d'excavation. La rubrique 'autres', dans la Figure 4, comprend la fissuration par l'hydrogène, la fissuration induite par sulfure et la fissuration des joints.

Les ruptures émanant de concentrations de contraintes et d'amorçage de fissures sont à l'origine de plus de 90% des ruptures en service. La présence d'une discontinuité géométrique, telle qu'une entaille dans un pipeline, provoque l'affaiblissement de sa résistance à la rupture en deux étapes, tout d'abord par réduction de la section rapportant la pression de service dans les gazoducs et les efforts secondaires causés par les mouvements des sols, ensuite par effet d'amplification locale de la contrainte.

Les gazoducs enterrés peuvent aussi être endommagés par des mouvements de terrain, tels les glissements. Les exploitants de gazoducs étudient ces problèmes depuis longtemps et possèdent une bonne connaissance des méthodes permettant de les gérer. Par contraste, l'industrie et les chercheurs ont encore la méconnaissance des effets d'autres paramètres influençant brusquement les gazoducs comme les accidents de réparations, les chutes brusques d'objets sans couvertures et plus généralement les travaux extérieurs, etc, Figure 5.

Le contenu du gazoduc est sous pression. Cette pression constitue une source de contrainte s'exerçant sur la paroi de la conduite. Le sol, autour du pipeline, peut bouger et constituer une autre source de contraintes. Les procédés de fabrication des conduites, tel le soudage, introduisent des contraintes dites 'résiduelles'. Nous décrivons ces sources de contraintes. Dans ces conduites, les contraintes s'exercent dans deux directions : le long de la circonférence de la conduite, contrainte dite circonférentielle, et longitudinalement dans l'axe de la conduite, contrainte dite longitudinale ou axiale.

On trouve le plus souvent des fissures longitudinales (axiales) ; car les contraintes circonférentielles sont les plus élevées ; on les trouve dans les zones de concentrations de contraintes axiales élevées, Figure 6.

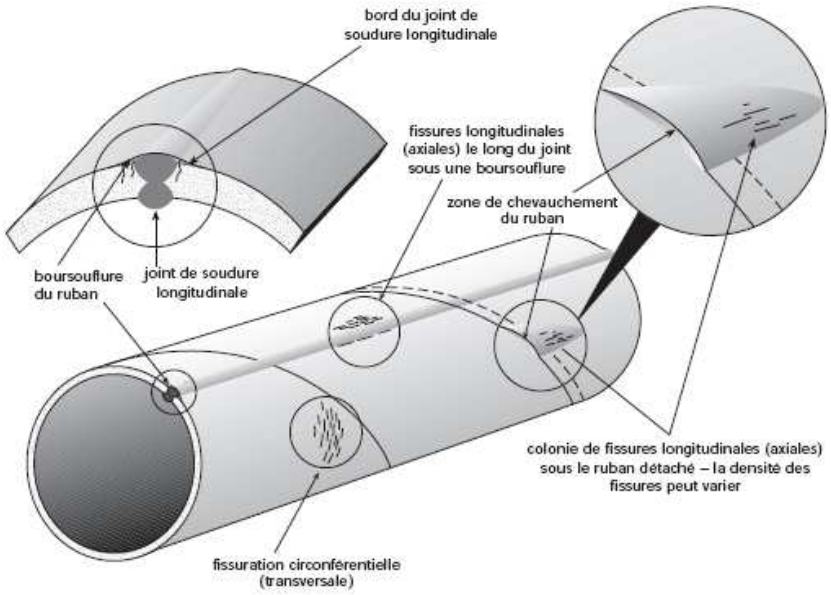


Figure 6: Exemple de contraintes circonférentielles sur un pipeline.

Plusieurs sources de contraintes circonférentielles existent :

- La pression interne de service ; il s'agit normalement de la composante de contrainte la plus importante dans la conduite.
- La fabrication de la conduite, qui induit une contrainte résiduelle.

- La pression interne, s'exerçant sur une conduite ovalisée, donne une contrainte de flexion.
- Le niveau des soudures, ou associées à des stries, à des piqûres de corrosion, à des éraflures, indique la présence de contraintes.
- Le terrassement et le glissement de terrain.
- Le changement de températures le long de l'axe du gazoduc.

Pour les sources des contraintes longitudinales nous citons :

- La pression interne de service qui donne une contrainte atteignant le tiers, voire la moitié de la contrainte circonférentielle.
- Le glissement de terrain et le tassement du sol.
- La variation de température le long de l'axe du gazoduc.

Les ruptures des tuyaux sont de deux types :

(i) des ruptures dues aux essais avant mise en exploitation. Ces ruptures sont liées aux défauts initiaux des tuyaux, à leurs endommagements pendant le transport et le montage et

(ii) les ruptures dans les conditions d'exploitation. L'existence de n'importe quels défauts dans le tuyau est une raison principale de sa rupture. La présence des défauts est liée, essentiellement, à la qualité du matériau, à l'imperfection de la technologie du moulage (formage) des tuyaux et aux procédés de soudure, et aux conditions de transport. Les défauts peuvent avoir lieu indépendamment de la qualité de l'acier, des technologies de fabrication du tuyau et du délai de l'exploitation.

On peut classer les défauts, disponibles dans les tuyaux, de la manière suivante : les défauts d'origine métallurgique (46 variétés), les endommagements mécaniques (15 variétés) et les défauts des joints de soudure (9 variétés) [7,8].

I.1. 3 Sources des contraintes dans la conduite en exploitation

Dans une conduite à paroi mince soumise à une pression uniforme, les contraintes exercées sont normales et se trouvent dans deux directions circonférentielles et longitudinales, Figure 7.

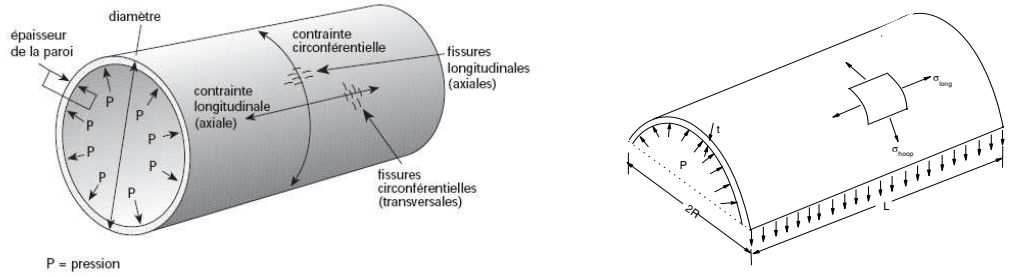


Figure 7: Contraintes s'exerçant sur un gazoduc

Comme il a été présenté dans la précédente section, les sources de contraintes, les plus importantes, sont dues à la pression de service, aux efforts secondaires induits par les mouvements du sol et à la circulation des intensificateurs locaux de contraintes (toute irrégularité) à la surface de la conduite. Chacune de ces composantes sera définie et ses effets examinés.

- **Pression interne de service**

Dans le domaine ductile, les matériaux deviennent peu sensibles aux fissures. Ce phénomène explique la possibilité d'apparition de fissures stables de grandes dimensions, comparables aux dimensions géométriques des pipelines. La présence de telles fissures entraîne la redistribution des contraintes et la ruine peut débuter dans des micros volumes, au voisinage de la fissure où les contraintes deviennent comparables à la résistance à la rupture du matériau. Ce fait permet d'utiliser des méthodes simples de calcul des dimensions critiques de fissures à partir de la limite d'élasticité (Equation 1), de la limite d'écoulement, où de la combinaison de la limite d'élasticité et de la résistance à rupture.

Les pipelines fonctionnent en général à des pressions maximales pouvant atteindre 8700 kPa. La contrainte circonférentielle, causée par la pression de service (***P***), est fonction du diamètre, de la conduite (***D***) et de l'épaisseur de la paroi (***t***). Elle peut être calculée à partir de l'expression de Barlow :

$$\sigma_c = \frac{PD}{2t} \qquad (1)$$

La contrainte longitudinale est donnée par :

$$\sigma_l = 0 \qquad \text{, si les bases du gazoduc sont libres} \qquad (2)$$

$$\sigma_l = \nu.\frac{PD}{2t} \qquad \text{, si les bases du gazoduc sont bloquées} \qquad (3)$$

avec $\nu = 0{,}3$ le coefficient de Poisson de l'acier.

Quel que soit le cas considéré, la contrainte circonférentielle est une contrainte maximale (σ_L étant limitée à ((½ -⅓) σ_c). Ce résultat explique, qu'en général, les fissures se propagent principalement dans la direction longitudinale de la conduite, dont la rupture se produit dans cette même direction.

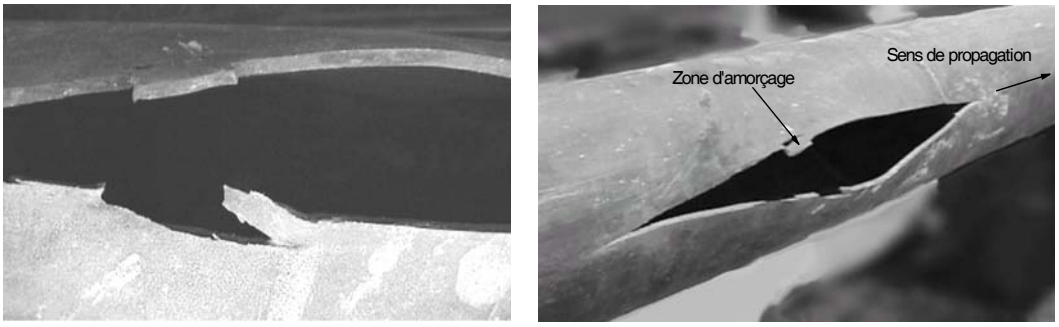


Figure 8 : Rupture ductile d'un tuyau de diamètre moyen sous l'effet de la pression interne.

La pression interne de service est en général la principale cause de contrainte. Il est courant dans l'industrie d'exprimer la contrainte dans la paroi de la conduite en fonction de la contrainte circonférentielle, formule de Barlow, en pourcentage de la limite d'élasticité minimale spécifiée (LÉMS) de l'acier utilisé dans la fabrication de la conduite. Toutefois, la plupart des fabricants produisent en général des conduites dont la limite réelle d'écoulement est supérieure à la LÉMS. La limite d'écoulement réelle peut être de 10 à 30 % supérieure à la LÉMS. Par conséquent, dans un pipeline, exploité à 72 % de la LÉMS, il se peut que la conduite ne soit sollicitée qu'à 60% de sa limite réelle d'écoulement. Pour l'acier X52, la limite d'élasticité minimale spécifiée (LÉMS) est

égale à 366 MPa. La pression maximale de service (PMS) des gazoducs est telle qu'elle ne doit pas en principe dépasser 72% de la LÉMS, soit une PMS de 265 MPa [5].

La pression interne dans un pipeline fluctue continuellement. Elle varie en fonction du débit auquel le gaz est injecté dans le réseau et prélevé aux points de livraison en aval. Les exploitants de pipelines ne peuvent contrôler ces débits. Dans un pipeline à produits liquides, la pression fluctue davantage en fonction de l'état d'arrêt ou de la marche des pompes, et au gré des variations de la masse volumique du liquide pompé. La figure I.9 montre le profil de pression de 20 jours d'un pipeline à produits liquides [6]. Le profil d'un gazoduc ne fluctuerait pas autant, et les fluctuations seraient étalées sur des périodes plus longues, Figure 9. La pression maximale varie en fonction du débit au cours de la période visée.

Pour bien caractériser la pression de service d'un pipeline (et donc les contraintes), il faut tenir compte de trois facteurs : (*i*) la pression maximale de service ; (*ii*) la plage de fluctuation de la pression et la pression minimale, environ de 22% de la pression maximale de service ; (*iii*) le taux de variation de la pression (variation quasi-instantanée dans certains cas, et s'étalant sur plusieurs jours dans d'autres) [9].

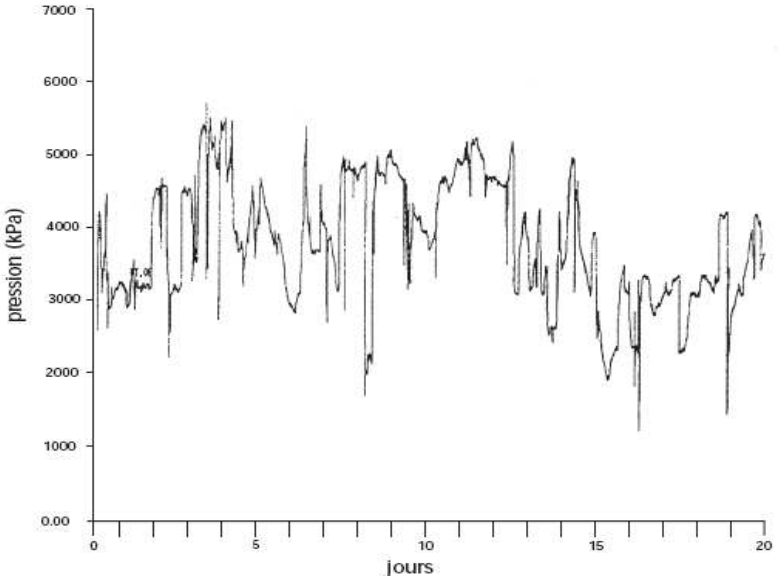


Figure 9 : Exemple d'un profil de pression de 20 jours d'un pipeline à produits liquides [5].

Les fluctuations, couramment exprimées par le rapport R de la contrainte minimale à la contrainte maximale, sont mesurées le long de la circonférence. En général, dans un gazoduc, la pression minimale est de l'ordre de 85% de la pression maximale de service.

Dans le cadre de cette étude, le rapport de charge R, donné par l'industriel, est de 4/7. Il caractérise le rapport de variation de la pression de service, pour une limite inférieure en pression de 40 bars. La limite supérieure en pression est de l'ordre de 70 bars.

- **Concentration locale de contraintes à la surface de la conduite**

Toute irrégularité à la surface de la conduite peut être le siège d'une concentration de contraintes. Là où la surface est endommagée, entaillée ou piquée par la corrosion, les contraintes circonférentielles et longitudinales sont plus élevées que dans le reste de la conduite. Des

endommagements en surface, comme stries, rainures où entailles, peuvent être causés par les équipement de construction ou un matériau de remblai impropre. Les piqûres peuvent être causées par l'acide carbonique, acide faible constituant l'électrolyte dans la FCST à pH quasi neutre. Une fois formées, les piqûres ont tendance à acidifier davantage le milieu et à accroître les contraintes locales. La paroi de la conduite peut aussi s'amincir sous l'effet de la corrosion ou de stries, effet d'accroissement local des contraintes dans la paroi favorisant la rupture.

- **Contraintes secondaires**

Ces contraintes se manifestent le long de la circonférence ou dans l'axe longitudinal. Elles proviennent le plus souvent d'un mouvement du sol, tel un glissement ou un tassement de terrain, ou du poids du sol au-dessus de la conduite (remblais). Le niveau de ces contraintes est en général inconnu et difficile à prévoir ; toutefois, selon le mouvement du sol, il peut être assez faible ou suffisamment élevé pour causer une défaillance de la conduite.

- **Contraintes longitudinales (axiales)**

En plus des contraintes circonférentielles, les pipelines, en exploitation, subissent des contraintes dans l'axe longitudinal. La pression du contenu de la conduite exerce une contrainte axiale, un pourcentage de la contrainte circonférentielle. Exemple, Le cas d'un pipeline complètement enterré, et que le sol empêche de bouger longitudinalement. La contrainte axiale est de 28% de la contrainte circonférentielle. Lorsque la conduite bouge légèrement longitudinalement, la contrainte axiale peut atteindre jusqu'à 50% de la contrainte circonférentielle. Les variations de température, le long d'une conduite, peuvent causer des contraintes thermiques axiales, mais leur ampleur reste faible [7-9].

I.1. 4 Formes des défauts dans les tuyaux sous pression

Les défauts rencontrés dans les soudures des tuyaux sous pression sont classés en groupe dans la norme française ISO 6520 « classification des défauts dans les soudures par fusion des métaux, avec commentaires explicatifs » [20] :

- Groupe 1 : Les fissures (microscopiques, longitudinales, transverses, rayonnantes, de cratère, en réseau et marbrées, ramifiées);
- Groupe 2 : Les soufflures sphénoïdales, en nids, alignées (ou en chapelet), allongées, vermiculaires, piqûres;
- Groupe 3 : Les inclusions (solides, en laitier, de flux, métalliques);
- Groupe 4 : Les manques de fusion (ou collage), les manques de pénétration;
- Groupe 5 : Les formes défectueuses (les caniveaux, les morsures, les surépaisseurs).

Le code ASME B31G [21] est un code destiné à évaluer la résistance à la rupture résiduelle d'un tuyau corrodé. Il constitue un additif au code ASME B31 utilisé pour les tubes sous pression. Ce code a été développé dans les années 60 au Battelle Memorial Intitute (USA) ; il donne des méthodes semi-empiriques pour vérifier la tenue en service de tuyaux corrodés. Basé sur un nombre relativement important d'essais en vrai grandeur sur des sections de tuyaux corrodés, il a été

constaté que les aciers utilisés pour les tuyaux ont en général une ténacité suffisante pour permettre une rupture ductile. La ténacité, dans ce cas, n'est plus le paramètre essentiel, mais la profondeur de corrosion. La rupture amorcée sur des défauts de corrosion émoussés est contrôlée par leur taille et la contrainte d'écoulement du matériau. Les paramètres d'entrée sont le diamètre extérieur du tuyau, (D_{ext}), l'épaisseur (t), la limite d'élasticité minimale requise, la pression de service maximale, l'extension maximale longitudinale de la corrosion ($2c$) et la profondeur du défaut (a).

Selon le code ASME B31 G, l'équation de la rupture de tuyaux corrodés est établie à partir des données expérimentales et exprimée à partir des deux conditions suivantes : (*i*) la contrainte circonférentielle globale maximale ne peut excéder la limite d'élasticité du matériau, (*ii*) un défaut de corrosion court est assimilé à sa projection selon une forme parabolique. Un défaut long de corrosion est projeté selon une forme rectangulaire.

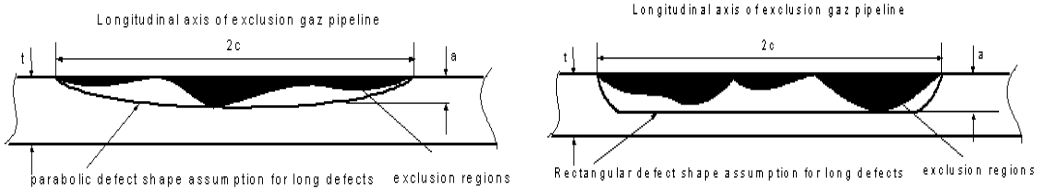


Figure 10 : Défauts de corrosion assimilés à des formes géométriques simples (a) défaut court projeté selon une forme parabolique, (b) défaut long projeté selon une forme rectangulaire.

Dans ce cas, la pression ultime décroît toujours avec la profondeur du défaut. La pression ultime calculée est peu sensible à la forme du défaut utilisé. Les résultats sont beaucoup plus conservatifs dans le cas du code ASME B31G modifié. Il faut mentionner que l'utilisation du code ASME B31G est limitée à des défauts de corrosion avec un facteur de concentration de contraintes faible. Le cas des fissures sera examiné plus loin. Le chargement est aussi limité à une pression interne. L'extension latérale du défaut n'est pas prise en compte, mais l'examen de plusieurs cas, avec une attention particulière sur les défauts réels tridimensionnel, montre que son influence est mineure.

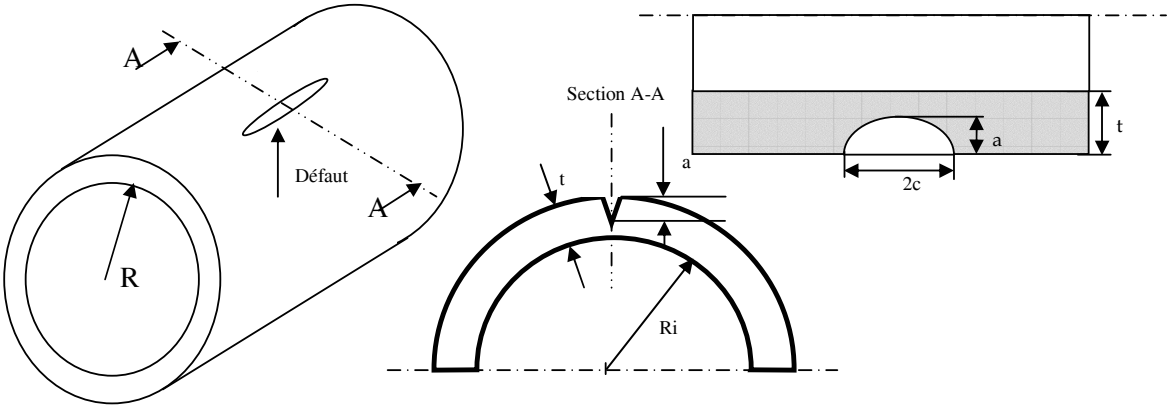


Figure 11 : Dimensions de fissure semi-elliptique très longue.

Le caractère brutal de la rupture des tuyaux sous pression impose une exigence maximale du taux d'acceptation des défauts. Nous citons les fissures débouchantes (défauts plans), semi-circulaires ou semi elliptiques. Ce dernier défaut est le plus nocif, Figure 11.
Les défauts étudiés sont semi-elliptiques normales et débouchent en peau interne ou externe par leur plan de symétrie. Elles sont caractérisées par deux dimensions : la profondeur **a** mesurée

radialement à la paroi, la longueur de la fissure **2c** mesurée le long de la peau de la structure, interne où externe selon les cas. Deux paramètres sont nécessaires pour caractériser complètement la fissure. (*i*) La profondeur maximum de la fissure normalisée par l'épaisseur (rapport **a/t**), et (*ii*) un paramètre de forme définissant l'élongation de l'ellipse (rapport **a/c**).

I.1. 5 Bilan des travaux effectués sur les tuyaux

- Le Laboratoire de Mécanique et Comportement des Matériaux de l'Ecole des Mines de Douai [22] a entamé un important travail de recherche sur les tuyaux comportant des défauts, de forme semi-elliptiques, longitudinaux ou circonférentiels, débouchant en surface interne ou externe sous chargements complexes. La modélisation numérique, sur CASTEM2000, a pour objectif de réaliser un formulaire de calcul du Facteur d'Intensité de Contraintes couvrant une large étendue de formes de défauts. Les tuyaux sont soient épais (rapport épaisseur du tube/rayon interne $\mathbf{t/R_i}$ =1), soit minces (t/R_i =1/80). Les défauts diffèrent par leurs positions. Pour les chargements, dans la paroi des tuyaux, une description polynomiale dans l'épaisseur du tuyau est adoptée [22] :

$$\sigma\left(\frac{u}{t}\right) = \sigma_0 + \sigma_1\left(\frac{u}{t}\right) + \sigma_2\left(\frac{u}{t}\right)^2 + \sigma_3\left(\frac{u}{t}\right)^3 \tag{13}$$

Où ***u*** représente la distance radiale d'un point dans la paroi du tuyau à la surface où débouche le défaut; σ_0 la contrainte correspondant à des chargements constants ; σ_1 la contrainte correspondant à des chargements linéaires ; σ_2 la contrainte correspondant à des chargements paraboliques ; σ_3 la contrainte correspondant à des chargements cubiques. Le Facteur d'Intensité de Contraintes est défini à partir des composantes de chargement par la relation suivante :

$$K_1 = \left[\sigma_0 i_0 + \sigma_1 i_1\left(\frac{a}{t}\right) + \sigma_2 i_2\left(\frac{a}{t}\right)^2 + \sigma_3 i_3\left(\frac{a}{t}\right)^3\right]\sqrt{\pi a} \tag{14}$$

$$i_j = a_0 + a_1\left(\frac{2\phi}{\pi}\right) + a_2\left(\frac{2\phi}{\pi}\right)^2 + a_3\left(\frac{2\phi}{\pi}\right)^3 + a_4\left(\frac{2\phi}{\pi}\right)^4 + a_5\left(\frac{2\phi}{\pi}\right)^5 + a_6\left(\frac{2\phi}{\pi}\right)^6 \tag{15}$$

où *j=1, 2,3* ; a_1, $a_{2,...,}$ a_6 sont les valeurs issues du lissage, et ϕ angle définit le long du front de fissure.

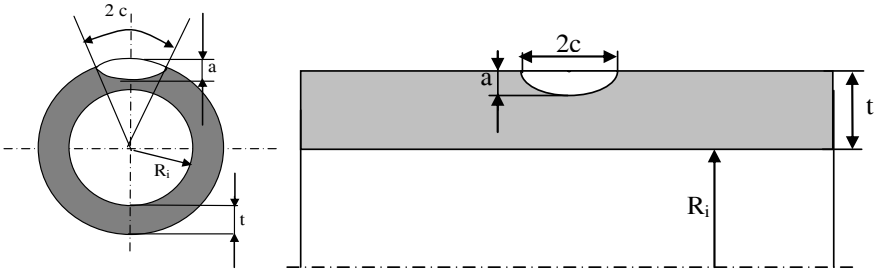
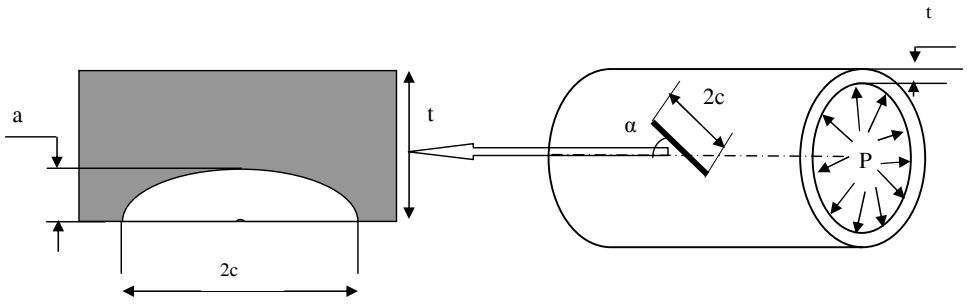


Figure 12 : Tuyau avec un défaut longitudinal et un circonférentiel [22].

- **Delvallée [23]** a étudié la nocivité d'une fissure semi-elliptique d'orientation arbitraire dans une coque cylindrique soumise à une pression interne, dans le domaine élastique et

élastoplastique à travers deux paramètres : les Facteurs d'Intensité de Contraintes et l'intégrale J. La fissure inclinée d'un angle α varie entre 0° et 90°, avec un pas de 15°. Dans le domaine élastique, les Facteurs d'Intensité de Contraintes en mode I, II, et III ont été déterminés numériquement par éléments finis en fonction des rapports géométriques de la coque et de la fissure. L'auteur constate que le mode I est nettement prédominant par rapport aux modes II et III.



(a) - Fissure semi-elliptique (b) - Tuyau portant une fissure inclinée

Figure 13: Tube avec une fissure inclinée [23]

Dans le domaine élastoplastique, Devallée détermine la pression limite, dans une coque cylindrique contenant un défaut semi-elliptique incliné, et l'intégrale J, par un calcul non linéaire, par éléments finis afin de rendre possible le calcul de l'intégrale J par le biais des méthodes d'estimation simplifiées A16 et R6.

La méthode A16 est basée sur les travaux d'Ainsworth [25,26], qui propose de calculer l'intégrale J plastique par le biais de sa valeur élastique, corrigée au moyen d'un facteur tenant compte de la plasticité K_{A16} :

$$J_{A16} = K_{A16} J_e \qquad \text{avec} \quad K_{A16} = \frac{1}{2}\frac{\sigma_{ref}^2}{\sigma_{ref}^2 + \sigma_e^2} + \frac{\varepsilon_{ref}.E}{\sigma_{ref}} \tag{16}$$

Le facteur K_{A16} est un coefficient correcteur qui quantifie le niveau de plastification au voisinage de la fissure, σ_e la limite d'élasticité, σ_{ref} la contrainte de référence, c'est à dire la contrainte équivalente dans la section fissurée, correspondant à l'intersection exacte de la courbe contrainte-déformation avec l'hyperbole de Neuber [24], ε_{ref} est la déformation de référence correspondant à la contrainte de référence sur la courbe de la loi de comportement réelle du matériau et E le module de young.

Le principe de la méthode R6 a été présenté par Ainsworth [25, 26] puis par Miller [27]. Cette méthode simplifiée permet de calculer l'intégrale J, en se basant sur le niveau de plasticité dans une structure fissurée soumise à un chargement complexe, équation (17) :

$$J_{R6} = J_e.K_{R6} \qquad \text{avec,} \quad K_{R6} = \frac{\sigma_{ref}^3}{2E\sigma_e^2\varepsilon_{ref}} + \frac{\varepsilon_{ref}.E}{\sigma_{ref}} \tag{17}$$

- **Saffih [28]** a étudié la nocivité des fissures semi-elliptiques, circonférentielles et axisymétriques, dans une coque cylindrique comportant une transition d'épaisseur (même diamètres internes et différents diamètres externes). Le travail, entièrement numérique, est une étude comparative entre les défauts dans un cylindre droit et les défauts dans le cas d'un cylindre avec une transition d'épaisseur, et ce, pour les cas de chargements de traction

et flexion. La fissure est axisymétrique et semi-elliptique externe, localisée à la base de la transition et du côté de la partie mince du cylindre. Elle est caractérisée par sa profondeur ***a*** (fissure axisymétrique) et par sa longueur ***2c***.

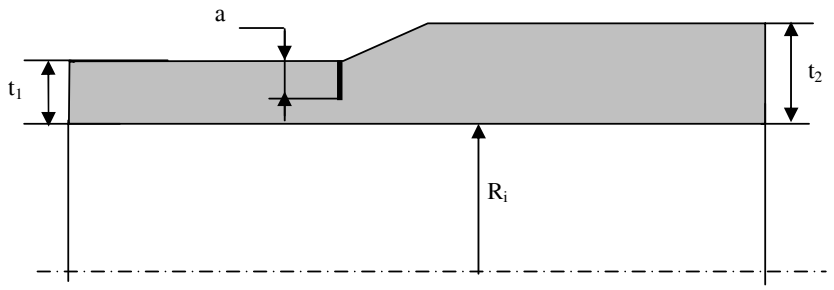


Figure 14 : Cylindre fissuré avec une transition d'épaisseur [15]

Dans le cas d'une fissure semi-elliptique, la géométrie est définie par les paramètres adimensionnels a/t_1, t_1/R_i, t_2/t_1, où t_1 est l'épaisseur de la partie mince, t_2 l'épaisseur de la partie épaisse et R_i le rayon interne. Dans l'analyse élastique, l'auteur a utilisé la décomposition des contraintes appliquées dans le plan de la fissure pour calculer les paramètres du Facteur d'Intensité de Contraintes. Pour les défauts à la base de transition d'épaisseur, les valeurs des Facteurs d'Intensité de Contraintes, dans le cas d'un chargement de traction, sont légèrement inférieures à celles d'un défaut identique dans le cylindre droit. Par contre, pour le cas du chargement de flexion globale, les valeurs des FIC du défaut, à la base de transition, sont plus grandes que celles pour un autre défaut similaire dans un cylindre droit.

- **Moustabchir [29]** a étudié la nocivité des défauts dans les tuyaux soumis à une pression interne. Il s'est intéressé aux problèmes d'entailles externes semi-elliptiques, dans des coques cylindriques. L'étude, menée dans le cadre de l'application de la mécanique de rupture, a été abordée par deux approches expérimentale et numérique.

  L'étude expérimentale, a été réalisée à l'aide de maquettes, conçues selon les recommandations du CODAP. Celles-ci, munies de défauts, circonférentiel et longitudinal, sont instrumentées par des jauges extensométriques. La ténacité du matériau est déterminée par essai Charpy. L'étude numérique, des domaines élastique et élastoplastique, est basée sur l'utilisation d'un bloc d'entaille développé et calibré pour les coques cylindriques [22,28].
  - Dans le domaine élastique, aussi bien pour les entailles axisymétriques que semi-elliptiques, Moustabchir a calculé les Facteurs d'Intensité de Contraintes en fonction des paramètres géométriques des coques et des entailles. Les résultats sont comparés aux résultats existants dans la littérature.
  - Dans le domaine élastoplastique, la méthode volumétrique est utilisée pour déterminer le Facteur d'Intensité de Contraintes d'entailles, pour une entaille longitudinale et circonférentielle.

  Le calcul de la contrainte T, par éléments finis, dans le cas de défauts longitudinaux et circonférenciaux, montre que cette contrainte est de compression, justifiant physiquement une propagation stable.

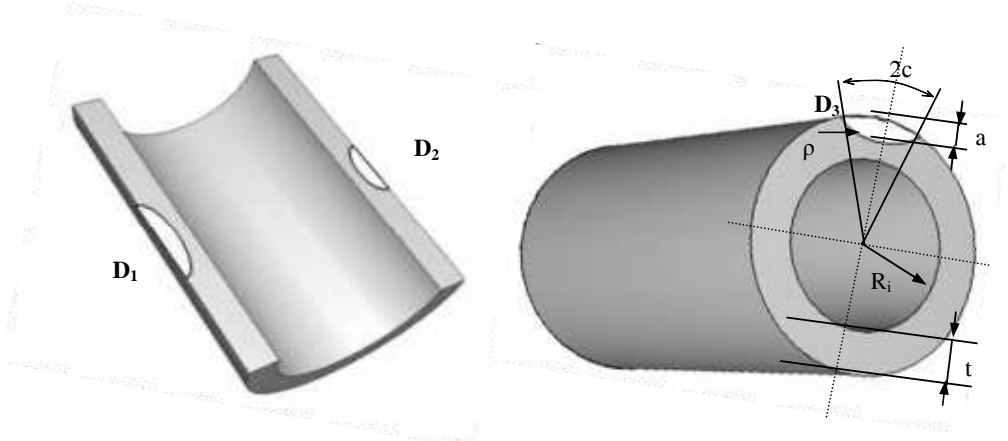


Figure 15 : Position des défauts : **(a**) Tuyau comportant des défauts longitudinaux et **(b)** Tuyau comportant un défaut circonférentiel

- **Capelle [30]** a mis, en évidence, l'impact que l'hydrogène peut avoir sur des aciers utilisés ou en phase de développement, dans le réseau de transport / distribution de gaz Européen. Il a démontré, par un nombre conséquent d'essais de diverses natures (ténacité, pression d'éclatement, fatigue, hydrogène), les effets induits par hydrogène sur la nuance d'acier API 5L X52. Les essais statiques ont permis de quantifier la diminution de la déformation à la rupture et de la ténacité (environ 30%).



Figure 16 : Essai d'éclatement sur un tuyau X52 comportant un défaut de type d'entaille [30].

Notons que les résultats ne prennent pas en considération l'effet du confinement au niveau de la pointe de l'entaille ou des fissures, ainsi que l'effet de l'épaisseur. Les résultats, sur deux diamètres différents, montrent que le Facteur d'Intensité de Contraintes calculé n'est plus le même. Ce qui confirme qu'un seul paramètre ne donne aucune information réelle sur la rupture des structures en service.

I.1. 6 Réflexions sur les différentes études réalisées

Nous avons présentés différents travaux sur le comportement des matériaux. Quelques remarques sont à signaler :

On sait bien que la caractérisation de la résistance à la rupture des aciers passe habituellement par la détermination des valeurs critiques de certains paramètres de chargement, issus de la mécanique linéaire ou non linéaire de la rupture, comme la ténacité K_{Ic}, ou J_{IC}.

Les différents paramètres représentatifs, dans certaines conditions, du champ mécanique local règnent en pointe de fissure. Comme ils sont néanmoins déterminés à partir de la réponse mécanique globale d'éprouvettes fissurées, l'approche qui consiste à utiliser leur valeur critique pour caractériser la résistance à la propagation brutale de fissure, est qualifiée d'approche globale.

A l'échelle réel, les grandeurs globales, bien que souvent relativement dispersées, sont considérées comme représentatives de la résistance intrinsèque du matériau. Cependant, lorsqu'on se déplace dans l'échelle, d'une façon décroissante, des structures en services à des éprouvettes, et en particulier dans le domaine des éprouvettes du laboratoire, certain nombre de phénomènes apparaissent. Elles contribuent à rendre insuffisant l'usage de l'approche globale, ce qui n'est pas pris en considération lors des différentes études citées [22,23,28,29] :

- Plusieurs mécanismes de rupture sont présents simultanément. Ainsi, la rupture fragile instable peut être précédée d'une déchirure ductile stable, plus ou moins étendue, dont l'influence éventuelle sur le déclenchement du clivage n'est pas clairement établie.

- La dispersion des caractéristiques globales à rupture augmente de manière très significative.

- Les valeurs des paramètres globaux, utilisés pour quantifier la résistance à la rupture, dépendent des conditions expérimentales telles la vitesse de sollicitation et la géométrie même des éprouvettes.

Pour toutes ces raisons, la prévision du comportement à rupture des aciers sollicités dans le domaine de transition éprouvette de laboratoire – structure en service reste actuellement un problème ouvert, qui fait l'objet de nombreux travaux.

Un des outils les mieux adaptés, pour étudier le comportement à rupture dans ces conditions, est fourni par l'approche globale de la rupture. Cette dernière se base d'une part sur la connaissance exacte des champs mécaniques présents dans une structure, obtenus par exemple par simulation numérique. Elle s'appuie d'autre part sur les paramètres décrivant les processus locaux de rupture mis en jeu. Enfin, elle permet d'intégrer la description des entités macro et microstructurales sur lesquelles les processus de rupture prennent naissance.

Cette approche s'affranchit donc des limitations que subit l'approche globale à un seul paramètre, tout en permettant de prendre en compte les spécificités dues aux processus de rupture mis en jeu. En particulier, elle est en théorie en mesure, à partir de paramètres locaux intrinsèques au matériau, de reproduire la dispersion et la dépendance des paramètres globaux, comme K, aux diverses conditions expérimentales.

I. 2 PARAMETRES DE RUPTURE

Afin de quantifier la relation entre la taille critique des défauts et la pression dans les pipelines, Battelle [7] a procédé à un grand nombre d'essais de rupture au début des années 70. Il a mis au point une méthode d'évaluation pour analyser les défauts axiaux dans les pipelines [6]. La méthode de Battelle, parfois appelée critère log-sécante, est basée sur un modèle de défaillance en bande élaboré, de façon empirique pour des défauts axiaux superficiels. Mise au point, le critère de rupture log-sécante a été beaucoup utilisé dans l'industrie pipelinière, comme méthode prudente évaluant la pression de défaillance de défauts de taille connue.

Des critères de rupture élaborés, plus récemment, incorporent les principes de la Mécanique de la Rupture (MDR) élastique et élastoplastique, sur lesquels les connaissances se sont grandement améliorées au cours des deux dernières décennies. En outre, d'autres critères de rupture, applicables aux défauts axiaux dans les pipelines, ont été considérés au cours de ces dernières années, tels le critère de rupture de défauts axiaux dans les conduites (CDDAC), mis au point par Battelle [7], le modèle de défaillance en bande de niveau 2 mis au point à CANMET [8] et le modèle CorLASTM élaboré par Cortest [9]. L'ACPRÉ a fourni des calculs des pressions de rupture prévues pour 14 fissures de différentes tailles [10]. Les données, utilisées lors des calculs, sont représentatives des propriétés du matériau, de la forme des défauts et du diamètre des conduites.

I.2. 1 Approches globales à un seul paramètre

La Mécanique de la rupture s'avère un domaine approprié pour calculer les tailles critiques des fissures, pour la pression d'essai et la pression maximale de service du pipeline et comprendre le pourquoi de la ruine. La tâche n'est pas simple ; les fissures conduisent, en théorie, à une singularité mathématique (les contraintes et les déformations croissent à l'infini à l'approche du front de fissure).

Griffith [11] est le premier à mettre en évidence un terme caractérisant le chargement et le critère associé : lorsque la fissure est chargée, le champ de contraintes, en pointe de fissure, est proportionnel à un scalaire dit Facteur d'Intensité de Contraintes, noté K_I. Pour un matériau fragile, si le chargement croît, K_I reste proportionnel au chargement, et la propagation apparaît lorsqu'il atteint une valeur critique, caractéristique du matériau, notée $K_{Ic.}$ Cette découverte constitue un des fondements de la mécanique de la rupture. Depuis, d'autres mécanismes de propagation de la fissure, pour d'autres comportements (élastoplastique, viscoplastiques), ont été analysés, avec plus ou moins de succès. Pourtant, même pour ces chargements ou comportements complexes, K_I reste omniprésent dans les analyses, principalement la caractérisation du chargement de fissure. Nous citons les exemples d'application suivants :

(i) pour les matériaux fragiles, K_{Ic} est toujours le critère le plus efficace utilisé pour estimer la propagation de la fissure. Ces matériaux ont un comportement quasi-linéaire, ce qui correspond aux définitions de Griffith [11];

(ii) pour les matériaux ductiles, pouvant admettre des déformations plastiques, différents types de critères existent. Le plus utilisé, pour les risques d'amorçages, est l'équivalent de K_{Ic}, le terme énergétique J_{Ic}. L'intérêt est que J caractérise l'énergie en pointe de fissure, et que des modèles analytiques estiment J à partir de K_I et de la courbe de traction du matériau.

I.2.1. 1 Mécanique classique de la rupture

Les problèmes d'amorçage et les ruptures émanant de concentrations de contraintes sont à l'origine de plus de 90% des ruptures en service. La présence d'une discontinuité géométrique telle qu'une entaille dans un gazoduc, provoque l'affaiblissement de sa résistance à la rupture en deux étapes ; tout d'abord par la réduction de la section supportant la pression de service dans les gazoducs et les efforts secondaires causés par les mouvements des sols…, ensuite par un effet d'amplification locale de la contrainte. Les mécanismes d'amorçage de fissures ont été largement abordés. Ils consistent à décrire un paramètre reliant la contrainte au défaut. K_I est le point de départ de l'analyse de la nocivité du défaut (risque de propagation brutale dans le matériau). Malheureusement, en pratique, pour une structure donnée et une forme de fissure donnée, ce terme n'est pas toujours simple à calculer et il ne peut être déterminé analytiquement que dans des milieux infinis ou semi-infinis. D'autres cas, il faut avoir recours aux calculs par éléments finis.

Dans le cadre de la mécanique linéaire de la rupture, les contraintes et les déformations au voisinage d'une fissure admettent un développement asymptotique dont le terme singulier s'écrit :

$$\sigma_{ij} = K_\alpha \cdot \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} . f_{ij}^{\alpha}(\theta) \quad \text{et} \tag{4}$$

$$\varepsilon_{ij} = K_\alpha \cdot \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} . g_{ij}^{\alpha}(\theta), \quad \text{avec } \alpha = 1,2,3 \tag{5}$$

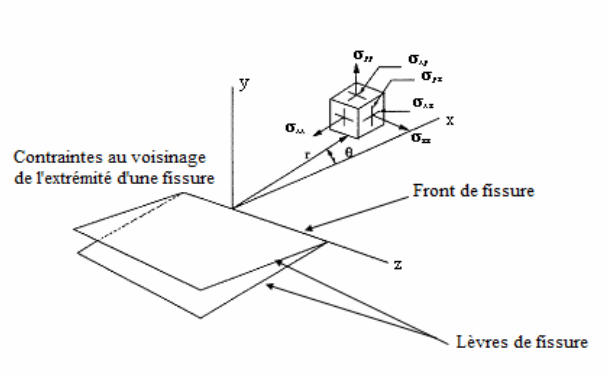


Figure 17 : Champ des contraintes au voisinage de la fissure.

K_α est le Facteur d'Intensité des Contraintes (FIC) en mode $\alpha = I, II \text{ ou } III$. Les fonctions f et g donnent les répartitions angulaires; leurs expressions en contraintes et déformations planes sont données en [11], ainsi que dans plusieurs ouvrages de la mécanique de la rupture (François et al. (1999)[12], Miannay (1995)[14]). En mode I pur, l'état local de contraintes et de déformations peut être caractérisé à l'aide du seul paramètre K_I. Nous ne rappelons ici que les principaux résultats de ces analyses, pour un mode de rupture en ouverture (mode I). Les résultats en modes II et III étant analogues.

Nous considérons pour cela une fissure sollicitée en mode I, dont nous analysons les contraintes et les déplacements dans le plan perpendiculaire au front de fissure (figure I.11). Les points sont repérés par les coordonnées cylindriques classiques (r,θ). Au voisinage du fond de fissure ($\boldsymbol{r << a}$, avec $\boldsymbol{a}$ longueur de fissure), les contraintes présentent une singularité dont les termes dominants s'écrivent :

$$\sigma_1 = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} cos\left(\frac{\theta}{2}\right)\left(1 - sin\left(\frac{\theta}{2}\right) sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right) \quad (6)$$

$$\sigma_2 = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} cos\left(\frac{\theta}{2}\right)\left(1 + sin\left(\frac{\theta}{2}\right) sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right) \quad (7)$$

$$\sigma_{12} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} cos\left(\frac{\theta}{2}\right) sin\left(\frac{\theta}{2}\right) sin\left(\frac{3\theta}{2}\right) \quad (8)$$

$$\sigma_3 = \begin{cases} 0 & \textit{contraintes planes} \\ \nu(\sigma_1 + \sigma_2) & \textit{déformations planes} \end{cases} \quad (9)$$

Le fait le plus notable de cette analyse est la singularité en $1/\sqrt{r}$ des contraintes en fond de fissure (la même singularité est observée pour les modes II et III). Le taux de restitution d'énergie *G* et le Facteur d'Intensité des Contraintes résultent, tous deux, d'une analyse en élasticité. En considérant deux corps fissurés de longueur ***a*** et ***a+ da*** puis en faisant tendre ***da*** vers 0, Irwin [14] a établi les relations :

$$G = \frac{K_I^2}{E} \qquad \textit{contraintes planes} \quad (10)$$

$$G = \left(1 - \nu^2\right)\frac{K_I^2}{E} \qquad \textit{déformations planes} \quad (11)$$

La mécanique de rupture se propose de décrire les étapes d'amorçage et de propagation de la fissuration. Selon le comportement du matériau, durant la propagation d'une fissure, nous nous sommes confrontés à deux types de rupture :

- Rupture fragile, en l'absence de déformation plastique significative (mécanique linéaire de la rupture) ;
- Rupture ductile, en présence de déformation plastique non négligeable (mécanique non linéaire de la rupture). Dans ce cas, suivant l'étendue de la zone plastique en pointe de fissure, nous différencierons le cas de la plasticité confinée, de celui de la plasticité étendue.

Dans un milieu élastique fissuré, la région proche de la pointe de fissure peut être décomposée en trois zones (Zhang, 1992[15]) :

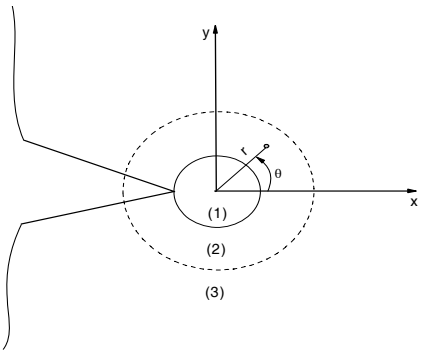


Figure 18: Les zones de champs mécaniques

- La zone d'élaboration : au voisinage direct de la pointe de fissure, l'étude de cette zone, considérée comme ponctuelle d'un point de vue mécanique, est très complexe dans la mesure où les contraintes tendent vers l'infini (d'un point de vue théorique) à la pointe de fissure;
- La zone singulière : dans cette zone, le champs de contraintes présente une singularité en $r^{-1/2}$;

- La zone des champs lointains : extérieure aux deux précédentes. Elle raccorde la zone singulière aux conditions aux limites de chargement et déplacement.

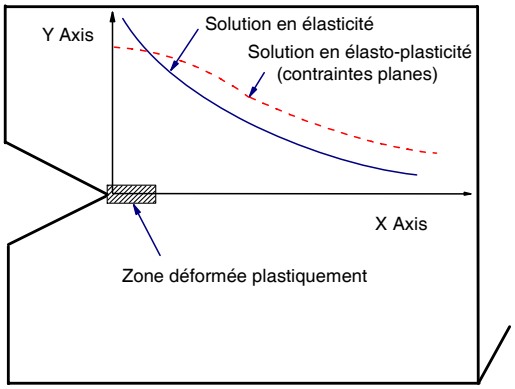


Figure 19: Plasticité en pointe de fissure.

C'est la singularité d'ordre –1/2, dans la zone singulière, qui caractérise la solution obtenue en élasticité pure. Cette solution n'est malheureusement pas physiquement réaliste. En fait, les contraintes, en pointe de fissure, sont « écrêtées » par la plasticité, Figure 12 [12]. De plus, la signification énergétique de la rupture proposée par Griffith devient plus ambiguë, dans la mesure où elle consiste à représenter la propagation de fissure comme un déchargement. Or, en plasticité, une partie de l'énergie est dissipée (phénomène irréversible) et nous ne pouvons donc pas toujours évaluer la fraction d'énergie « disponible » pour la propagation.

- **Taille de zone plastifiée**

La forme et la dimension de la zone plastifiée dépendent du chargement ainsi que des caractéristiques du comportement élastoplastique du matériau. C'est dans les années 1960 que les progrès en microscopie tant optique qu'électronique ont permis de révéler l'existence d'une zone plastique en fond de fissure de fatigue (Bathias et Baïlon, (1997) [16]). Cette zone joue un rôle très important dans la propagation dans les matériaux élastoplastique. En contraintes planes, la zone plastique est plus étendue qu'en déformations planes. Elle présente une forme d'ailes de papillon moins marquée. La première évaluation de la zone perturbée par la plasticité en pointe de fissure est due à Irwin (Irwin, (1960) [14]). L'expression proposée donne une bonne approximation de l'étendue de la zone plastique monotone, pour un matériau supposé élastique parfaitement plastique. La taille de la zone plastique monotone ainsi que sa forme dépendent de paramètres autres que la limite d'élasticité et le Facteur d'Intensité de Contraintes, comme la contrainte T et l'écrouissage du matériau fissuré.

- **Plasticité confinée**

La concentration de contraintes, en pointe de fissure, crée une plastification locale. Il est nécessaire que la taille de cette zone reste petite par rapport à la longueur de la fissure et aux dimensions de la structure, de façon à ne pas trop perturber la distribution élastique des contraintes. A titre d'exemple, la norme ASTM impose aux éprouvettes utilisées, pour le calcul de la ténacité, la condition suivante :

$$min(e, a, b) \geq \frac{5}{2}\left(\frac{K_{IC}}{\sigma_0}\right)^2 \qquad (12)$$

où σ_0 est la limite élastique, et K_{ic} la ténacité du matériau.

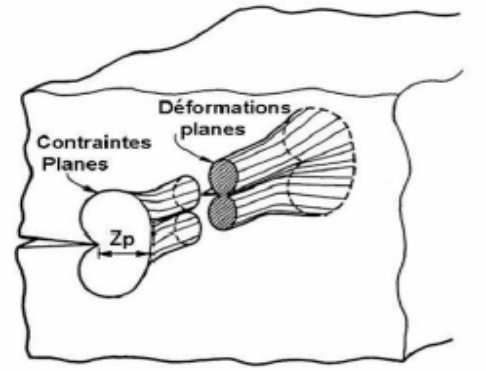


Figure 20 : Zone plastique en contraintes planes et déformations planes.

Dans ce cas, nous continuons à utiliser les concepts de la mécanique linéaire de la rupture, mais la valeur de la ténacité ne peut plus être reliée à la valeur de l'énergie de surface. Une grande partie de l'énergie stockée est dissipée dans la zone plastique. On constate que la plasticité permet d'élever considérablement la ténacité des matériaux. La dissipation d'énergie autour de la pointe de fissure peut être également mise à profit dans les aciers [10-12]. Plusieurs modèles déterminent la taille de la zone plastique en pointe de fissure : modèles d'Irwin, de Dugdale-Barenblatt [12] et Baouch, (1998) [17].

- **Plasticité étendue**

La plasticité étendue est le domaine pour lequel la taille de la zone plastique n'est plus négligeable devant la longueur de la fissure ou la dimension du ligament, Figure 21. Elle s'inscrit dans le cadre de la mécanique de la rupture à comportement non linéaire. Son étude n'est que très récente. Si en élasticité linéaire, la singularité est d'ordre –1/2, elle est plus faible en plasticité, et vaut *-n/(n+1)*, où ***n*** est le coefficient d'écrouissage du matériau, compris entre 0 et 0,2. La zone d'élaboration, définie en élasticité linéaire, est remplacée par un champ de déformation qui ne dépend que de la limite d'élasticité en cisaillement et de l'orientation par rapport à l'axe de la fissure (champ de Prandtl [17]). A la pointe de la fissure, l'émoussement et le champ de Prandtl conduisent à des contraintes finies. Plus loin de l'extrémité de la fissure (zone de champs semi-lointains), la distribution des contraintes et des déformations peut être approchée par la solution asymptotique proposée par Hutchinson (1968)[18], Rice et Rosengren (1968)[19] (HRR).

Dans le cas élastoplastique, la perte de linéarité de la courbe force-déplacement peut être due à une avancée de la fissure et/ou une perte de confinement de la plasticité. Il convient alors de comparer la taille de la zone plastique (équation 12) à la taille de l'éprouvette. Même si l'étude de la mécanique non linéaire de la rupture est en plein essor actuellement, la majorité des résultats obtenus d'un point de vue numérique concernent la mécanique linéaire de la rupture. Il est souvent difficile de différencier les méthodes applicables à tout type de matériau, ou uniquement aux matériaux élastiques

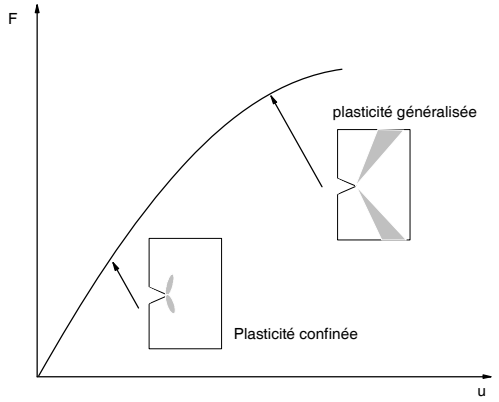


Figure 21 : Réponse d'une structure élastoplastique fissurée. La zone plastique est indiquée schématiquement en gris.

Sauf indications contraires, notre étude sera donc basée sur une analyse élastique du champ des contraintes, en admettant les hypothèses générales de l'élasticité linéaire classique, mais en tolérant néanmoins l'existence d'une zone de plasticité sous la condition suivante : cette zone doit à la fois être confinée et de dimension constante. Les ruptures obtenues par fatigue, par choc thermique ou par corrosion, couvrent également un domaine de recherche important, mais elles ne seront pas abordées dans ce manuscrit. De plus, notre étude est volontairement restreinte aux fissures planes et supposées rectilignes par morceaux. Enfin, nous nous placerons, dans ce chapitre, dans le cas de matériaux homogènes et isotropes.

I.2.1. 2 Mécanique de la Rupture d'Entaille

Pour une optimisation du matériau, tout en garantissant la fiabilité que requièrent les applications dans le domaine des technologies de pointe, de nombreuses structures sont dimensionnées avec des méthodes faisant intervenir les concepts de la Mécanique de la rupture. Ces concepts définissent une approche permettant d'évaluer le risque de ruine des structures et composants industriels, en tenant en compte la présence de zones de discontinuité géométrique de tailles et formes différentes, tels les micro défauts, des trous ou des entailles.

- **Facteur de concentration de contraintes**

Les paramètres de ruptures (K ou J) sont très sensibles à la présence de concentrateurs de contrainte, d'hétérogénéités, issues des formes de pièces ou de contraintes dues à la façon dont elles sont assemblées. Ces zones de concentrations sont des sites préférentiels d'amorçage. Pour étudier ce phénomène, des entailles artificielles sont crées sous différentes formes et tailles.

Le facteur de concentration de contrainte (k_t) relie la contrainte nominale de chargement à la contrainte maximale que va subir l'extrémité de l'entaille. Ce facteur dépend uniquement des dimensions géométriques relatives de l'entaille (plus le rapport $\boldsymbol{a/\rho}$ augmente et plus k_t augmente) et son expression analytique diffère selon le chargement [31]. Il est important de noter que les formulations analytiques, donnant k_t, sont purement élastiques linéaires.

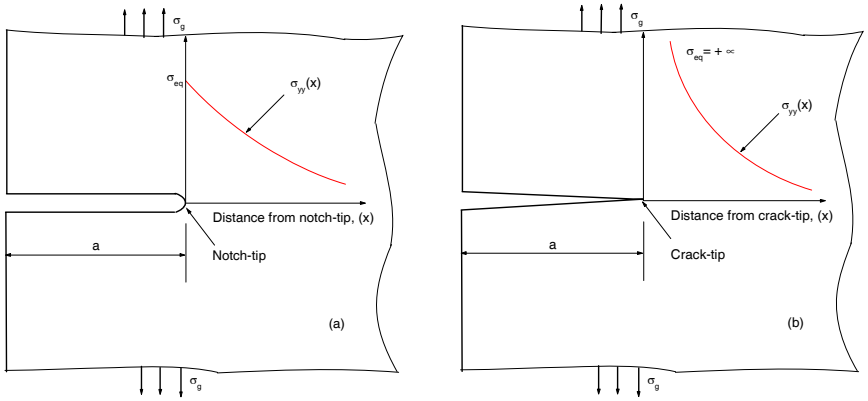


Figure 22 : Distribution des contraintes : **(a)** entaille et **(b)** fissure.

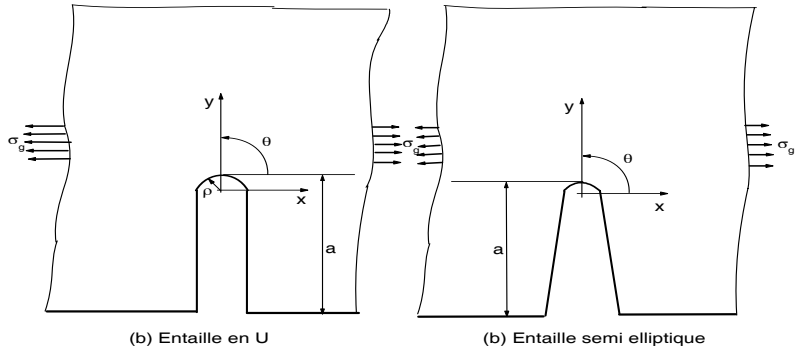
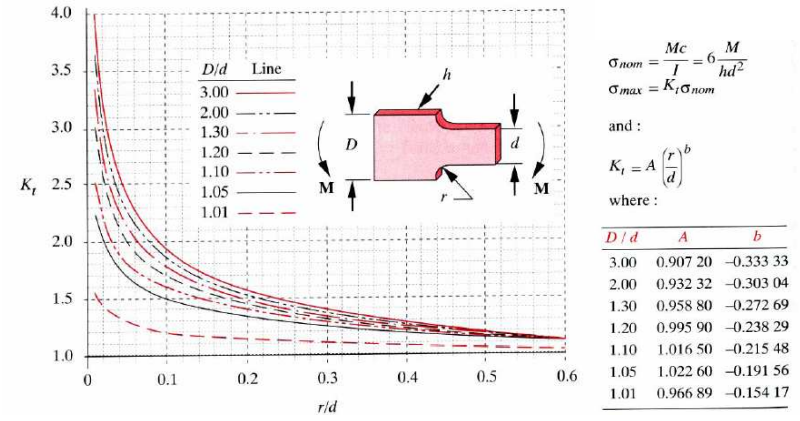


Figure 23 : Géométrie de plaques semi-infinies avec entaille de bord en U et semi-elliptique, selon [33, 34]

Peterson [32] définit le facteur de concentration des contraintes k_t de deux manières : la première étant le rapport de la contrainte maximale σ_{max} (ou du cisaillement maximal τ_{max}) en fond d'entaille à la contrainte nominale σ_n (ou de cisaillement nominal τ_n) dans la section correspondante de la pièce entaillée. Dans le cas d'une plaque semi-infinie, comportant des entailles en U et semi-elliptiques, Figure 23, Baratta et Neal [33] ont procédé aux calculs des facteurs de concentration de contraintes k_t, pour différents rapports **a/ρ.** Ces auteurs [33] regroupent les valeurs des rapports du facteur de concentration de contraintes correspond à l'entaille en U et celui de l'entaille semi-elliptique obtenus par Bowie [34]. Pour le calcul, ces auteurs divisent la contrainte circonférentielle par la contrainte globale appliquée. Pour une plaque comportant un trou elliptique, Inglis [35] utilise la formule du facteur de concentration de contraintes suivante :

$$K_t = 1 + \sqrt{a / \rho} \tag{18}$$

avec ***a*** profondeur de l'entaille et ***ρ*** rayon d'entaille. Cet auteur obtient des facteurs de concentration de contraintes identiques à ceux de Baretta [33] et Bowie [34]. Dans le cas d'une plaque de largeur finie et une entaille de bord en U, Isida [36] a proposé un facteur de correction permettant le passage du cas d'une plaque infinie à celui d'une plaque de largeur finie.



D / d	A	b
3.00	0.907 20	−0.333 33
2.00	0.932 32	−0.303 04
1.30	0.958 80	−0.272 69
1.20	0.995 90	−0.238 29
1.10	1.016 50	−0.215 48
1.05	1.022 60	−0.191 56
1.01	0.966 89	−0.154 17

Figure 24 : Définition du facteur de concentration des contraintes en flexion [10].

La forme générale du facteur de concentration de contraintes peut s'écrire :

$$k_t = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_n} \tag{19}$$

où, k_t , σ_{max} et σ_n sont respectivement le facteur de concentration de contraintes, la contrainte élastique maximale au fond d'entaille et la contrainte nominale appliquée loin du fond d'entaille. Il représente le facteur d'amplification de la contrainte nominale appliquée. Dans le cas d'un petit trou dans une plaque, la concentration de contrainte dépend aussi du chargement appliqué, Figure 25.

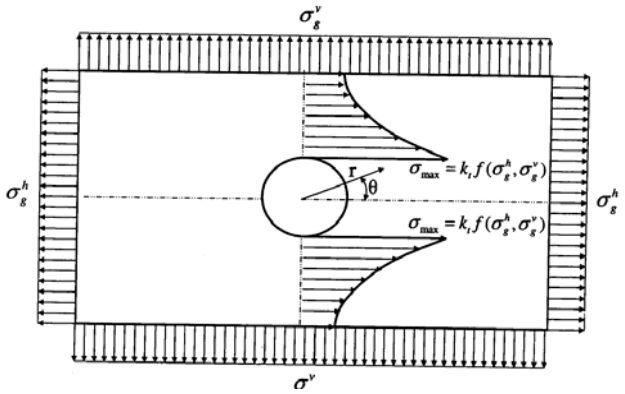


Figure 25 : Distribution des contraintes dans le cas d'un trou dans une plaque, y compris le chargement général.

Les contraintes maximales σ_{max} et τ_{max} sont déterminées numériquement par Eléments Finis ou expérimentalement par photoélasticimétrie. Les contraintes nominales σ_n et τ_n sont données par les équations de la résistance des matériaux. Le calcul de ces contraintes repose sur des hypothèses de la théorie de l'élasticité. Ce sont des contraintes statiques qui, pour un mode de sollicitation donné, résultent uniquement de la forme géométrique de la pièce considérée et du chargement. Ces contraintes sont déterminées mathématiquement au moyen des équations établies à la suite des travaux de Neuber [37] (formule de Peterson). Smith et Miller [38] indiquent que la force nécessaire à la création d'une fissure est « aidée » par le concentrateur, mais passé une certaine

taille de fissure, la propagation sera gérée uniquement par la contrainte nominale (Smith, (1978) [39]).

L'apparition de fissure, non propageante, correspond à un niveau de contrainte, dans un tout petit volume, de sorte que le Facteur d'Intensité de Contraintes, associé à cette fissure, ne facilite pas la propagation. Le fait qu'une fissure se propager, dépend à la fois du chargement nominal et de l'acuité de l'entaille. Plus k_t est élevée et plus la contrainte nominale doit être élever pour participer à l'amorçage : la propagation sera ensuite difficile. El Haddad et al.[40] séparent les entailles aigues des entailles émoussées. Ces entailles dites émoussées ne font pas apparaître de fissures non propageantes. Les auteurs estiment que la transition entre ces deux types d'entaille dépend non seulement de l'acuité (liée uniquement à la géométrie) mais aussi de la taille de cette entaille. Ils constatent ainsi l'absence de fissures non propageantes pour un rayon à fond d'entaille supérieur à 1,27 mm.

- **Champ de contraintes au voisinage d'une entaille**

Irwin [14] a introduit une importante contribution à la compréhension des phénomènes de rupture, montrant que la distribution des contraintes au voisinage de la pointe de fissure pouvait être décrite par le Facteur d'Intensité de Contraintes.

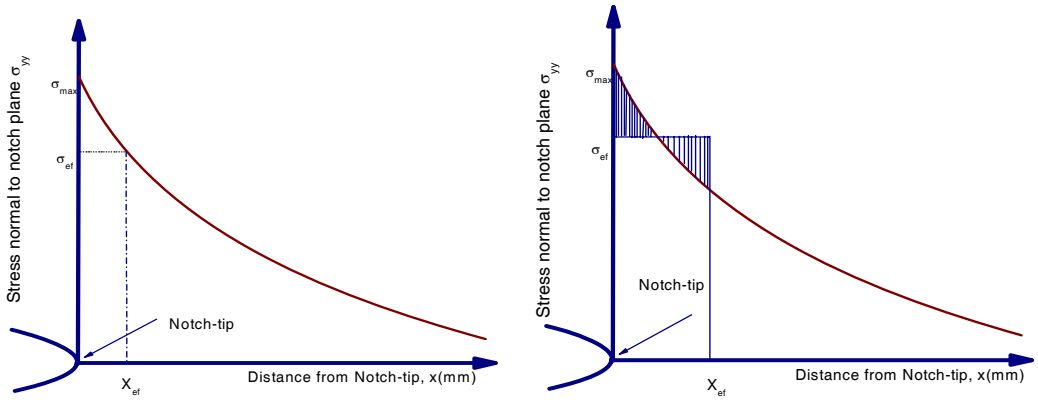


Figure 26 : Définition de la contrainte effective selon Peterson [41] et Hardrath [42]

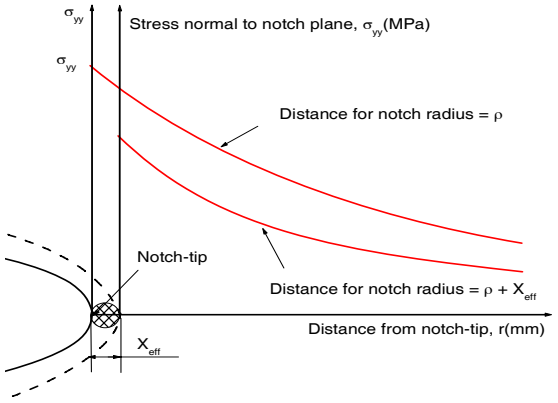


Figure 27 : Représentation de la distribution des contraintes effective selon Neuber [43]

Peterson [41] a proposé de prendre la valeur obtenue sur la courbe de distribution X_{eff}, appelée distance effective, à 85% de la contrainte maximale σ_{max}. Hardrath et al.[42] ont proposé une valeur moyenne de la distance effective, Figure 26.a,b. Neuber [43] a proposé d'augmenter fictivement le rayon d'entaille qui devient égal à X_{ef}, Figure 28. En conséquence, l'amplitude de la contrainte maximale diminue. Pour ces auteurs, la distance effective est une constante empirique, sans signification physique, qui dépend du matériau.

Panasyuk [44] calcule le Facteur d'Intensité de Contraintes par une équation paramétrique, pour obtenir une distribution de contraintes, en fond d'entaille, en mode I. σ_y^* est la contrainte locale et $\sigma_y(0)$ la contrainte maximale de l'allure de la distribution de la contrainte élastique en fond d'entaille calculée par éléments finis $\boldsymbol{\rho}$ est le rayon d'entaille de la structure. L'intersection entre l'allure de l'équation paramétrique proposée par Panasyuk et l'allure de distribution de contraintes déterminée par éléments finis, Figure 29.a, a permis d'identifier la contrainte $\boldsymbol{\sigma_y^*}$ qui correspond à une distance $\boldsymbol{d^*}$, caractéristique de la distance effective. Creager et al.[45] ont étendu cette analyse pour examiner le champ de contraintes au voisinage d'une entaille. Selon ces auteurs, dans de nombreuses applications, il est nécessaire d'avoir un modèle physique qui considère un rayon de courbure non nul à la pointe de la fissure. Ce type de fissure, émoussée ou entaille peut être représenté mathématiquement par un volume elliptique ou hyperbolique, dont le rayon de courbure est plus faible que les dimensions principales de ces géométries, Figure 29.b.

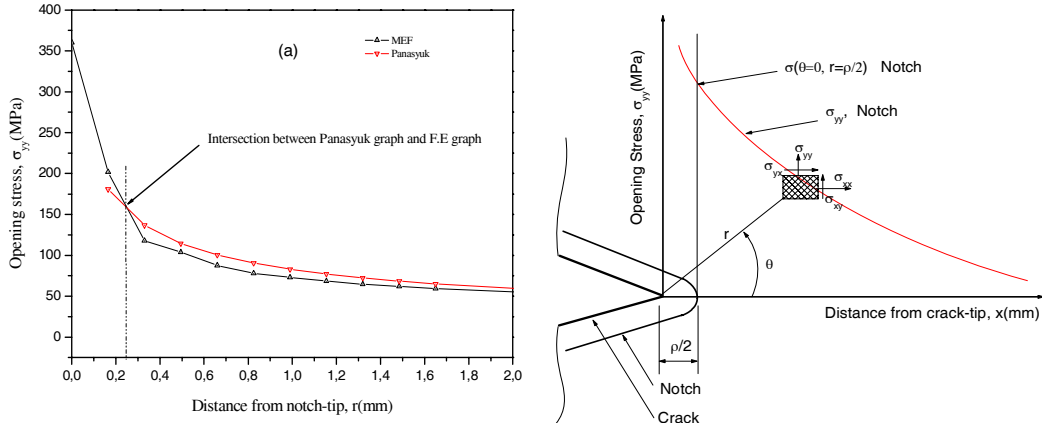


Figure 28 : Représentation de la distribution des contraintes suivant (a) Panasyuk [44] et (b) Creager et al.[45].

Par des transformations complexes, Creager et al.[45](1966), et Creager et al.[46] (1967)) expriment le Facteur d'Intensité de Contraintes en mode I par les relations suivantes :

$$\sigma_{xx} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}\cos\left(\frac{\theta}{2}\right)\left(1-\sin\left(\frac{\theta}{2}\right)\sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right) - \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}\frac{\rho}{2r}\cos\left(\frac{3\theta}{2}\right) \tag{20}$$

$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}\cos\left(\frac{\theta}{2}\right)\left(1+\sin\left(\frac{\theta}{2}\right)\sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right) + \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}\frac{\rho}{2r}\cos\left(\frac{3\theta}{2}\right) \tag{21}$$

$$\sigma_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}\sin\left(\frac{\theta}{2}\right)\cos\left(\frac{\theta}{2}\right)\cos\left(\frac{3\theta}{2}\right) - \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}\frac{\rho}{2r}\sin\left(\frac{3\theta}{2}\right) \tag{22}$$

Dans le cas d'une entaille elliptique ou hyperbolique, l'état de contraintes diffère de celui d'une fissure plane par le terme additionnel dépendant du rayon en fond d'entaille. L'expression de la contrainte hydrostatique $\sigma_{xx} + \sigma_{yy}$, pour une fissure de courbure finie, est la même que celle d'une

fissure aigue. Dans sa thèse, Creager [45] aborde le problème de l'extension de fissure due au cisaillement transversal. Il commente les travaux d'Erdogan et Sih [47] qui utilisent le modèle d'une fissure plane et ceux de Mc Clintock [48] qui considère une fissure elliptique. Erdogan et Sih [47] supposent que : (*i*) la fissure s'amorce dans la direction radiale, (*ii*) la fissure s'amorce dans le plan perpendiculaire à une direction où l'effort de traction est le plus important. A partir de ces hypothèses, l'amorçage de la fissure apparaît dans la direction de 70,5° par rapport au plan de la fissure. Mc Clintock [48] estime que la fissure s'amorce en surface et dans un plan perpendiculaire à la direction où l'effort de traction est le plus important. Williams [49] est l'un des premiers auteurs à avoir exprimé la distribution des contraintes au voisinage d'une entaille en V, sous la forme de série de fonctions complexes. G.Gross et Mendelson [50] expriment, à partir de la fonction de Williams [49], les Facteurs d'Intensités de Contraintes pour une plaque, à entaille de bord, sollicitée en mode I et en mode II. Les expressions des Facteurs d'Intensités de Contraintes en mode I et en mode II sont données en [11] et [47]. Carpenter [51] a développé un calcul, purement théorique, basé sur la méthode des intégrales de contours avec des transformations paramétriques.

Une comparaison des théories de la distribution des contraintes au voisinage d'une entaille montre les travaux de Creager [45, 46] sur le champ de contraintes au voisinage d'une entaille de rayon de courbure fini et d'angle nul. Afin d'éviter la singularité, à fond d'entaille, Creager [45] exprime le tenseur des contraintes au voisinage d'une entaille elliptique ou hyperbolique en prenant comme origine, un repère décalé d'une distance ρ/2 du fond d'entaille. Dans ces relations, il utilise les Facteurs d'Intensité de Contraintes de fissure établis par Irwin [14], et introduit pour le mode I et II un terme additif en ρ. L'auteur [14] aborde le problème d'extension de fissures en commentant les modèles d'Erdogan et Sih [47] et de McClintock [48]. Il montre que le désaccord, entre les deux modèles, n'est pas dû seulement à la différence de la forme de la fissure, mais à la différence des critères utilisés. Concernant le cas des entailles en V, les relations en contraintes et déformations, présentées par les différents auteurs, s'appuient sur les travaux de Williams [49]. Ces relations tiennent compte des conditions de chargement et de l'exposant de la singularité, qui varie en fonction de l'angle d'entaille. Gross et Mendelson [50] trouvent, qu'en mode I, la différence entre le Facteur d'Intensité de Contraintes non-dimensionnel, pour un angle d'entaille égale à 360° (cas d'une fissure) et celui d'un angle 330°, est de l'ordre de 1%. Cette faible différence est due à une légère variation de l'exposant de la singularité en mode I. Pour le mode II, cette différence s'accroît et s'explique par le fait que la variation de l'exposant de singularité est plus importante.

Tableau 2: Auteurs, solutions analytiques et géométrie d'entaille

Auteurs	Géométrie de l'entaille	Equations	
Williams [49]	V	$K_I = \sigma_{\theta\theta}(2\pi\rho)^{\alpha}$	(23)
Creager [47]	Elliptique	$K_I = (\sigma_{yy\,max}/2)(\pi\rho)^{1/2}$	(24)
Neuber [43]	Parabolique émoussé	$K_I = (\sigma_{yy\,max}/2)(\pi\rho f)^{1/2}$	(25)
Hasebe [52]	V émoussé	$K_I = Ac_{\theta}\sigma_{\theta\theta\,max}\rho^{-m}c^{m1}(\pi c/2)^{1/2}$	(26)
Panasyuk [44]	V émoussée	$\sigma_y^* = \frac{\sigma_y(0)}{\sqrt{1+4.5x/\rho}}$	(27)

D'autres auteurs ont proposé des solutions analytiques exprimant la distribution des contraintes en fond d'entaille en fonction de la géométrie. Le tableau 2 récapitule les différentes méthodes exposées.

Tableau 3 : Répartition des contraintes élastiques en fond d'entaille.

Auteurs	Equations paramétriques
Thimoshenko [53]	$\sigma_{yy} = \sigma_n \left[1 + \frac{1}{2}\left(1 + \frac{x}{2\rho} \right)^{-2} + \frac{3}{2}\left(1 + \frac{x}{3\rho} \right)^{-4} \right]$ (28)
Neuber [43]	$\sigma_{yy} = \sigma_{max} \sqrt{\frac{\rho}{\rho + 4x}}$ (29)
Chen-Pan [54]	$\sigma_{yy} = \sigma_{max} \sqrt{\frac{\rho}{\rho + 8x}}$ (30)
Usami [55]	$\sigma_{yy} = \frac{1}{3} k_t \sigma_n \left[1 + \frac{1}{2}(1 + \frac{x}{2})^{-2} + \frac{3}{2}(1 + \frac{x}{2})^{-4} \right]$ (31)
Glinka-Newport [56]	Entaille émoussée sous tension $k_t \leq 4.5$: $\sigma_{yy} = k_t \sigma_n \left[1 - 2.33\left(\frac{r}{\rho}\right) + 2.59\left(\frac{r}{\rho}\right)^{3/2} - 0.907\left(\frac{r}{\rho}\right)^{2} + 0.037\left(\frac{r}{\rho}\right)^{3} \right]$ Entaille aigue sous tension $k_t > 4.5$: $\sigma_{yy} = k_t \sigma_n \left[1 \quad 0.235\left(\frac{r}{\rho}\right)^{1/2} - 1.33\left(\frac{r}{\rho}\right) + 1.28\left(\frac{r}{\rho}\right)^{3/2} + 0.037\left(\frac{r}{\rho}\right)^{2} \right]$ (32)
Kujawki [57]	$\sigma_{yy} = f \frac{\sigma_{max}}{2} \left[\left(1 + \frac{2r}{\rho} \right)^{-1/2} + \left(1 + \frac{2r}{\rho} \right)^{-5/2} \right]$ $si \quad (r/\rho) < 0.2 \qquad f = 1$ $si \quad (r/\rho) > 0.2 \qquad f = 1 + \frac{\tan(\pi/2k_t)}{2.8}\left(\frac{r}{\rho} - 0.2\right)$ (33)
Bhattachar-Kumar[58]	$\sigma_{yy} = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$ *(1, 2 contraintes de traction et 3 de compression)* $\sigma_1 = \sigma_{max} \sqrt{\frac{\rho}{\rho + 4x}}$; $0 \leq x \leq \frac{\rho}{4}(k_t - 1)$ $\sigma_I = \frac{M}{I}\left(\frac{(W-a)}{2} - x \right)$; $0 \leq x \leq \frac{(W-a)}{2}$ $\sigma_{II} = \frac{M}{I}\left(\frac{(W-a)}{2} - x \right)$; $\frac{(W-a)}{2} \leq x \leq (W-a)$ M : Moment de flexion, I : Moment quadratique Solution obtenue par superposition dans le cas de la flexion 3 points (34)
R.X.Xu [59]	$\sigma_{yy} = f_w \frac{\sigma_{max}}{2}\left(1 + \frac{x}{\alpha\rho} \right)^{-\frac{1}{2}} \left[1 + \left(1 + \frac{x}{\alpha\rho} \right)^{-1} \right], \qquad \alpha = 0.425 + 0.005 k_t$ (35) *f_w : facteur de correction de géométrie pour des éprouvettes soumises à une traction*

Le tableau 2 donne les équations paramétriques permettant de décrire la répartition des contraintes d'ouverture élastiques en fond d'entaille. Plusieurs auteurs ont proposé de définir la répartition des contraintes élastiques en fond d'entaille. Nous citons Timoshenko (1951) [53], Neuber (1961)[43], Chen et al.(1978)[54], Usami (1985)[55], Glinka et al.(1987)[56]. Moustabchir et al.[58] et Hadj Meliani et al. [59] ont présentés la distribution des contraintes en fond d'entaille, calculée à l'aide des modèles répertoriés dans le Tableau 2 et par des éléments finis. Pour une acuité d'entaille ρ = 0,25mm, et si on considère comme courbe de référence la courbe obtenue par éléments finis, il apparaît, d'une manière générale, que les expressions de Chen-Pan, Usami et Neuber donnent des résultat satisfaisant, pour une distance inférieure à 2ρ.

En comparant la relation (30) avec la solution exacte obtenue par Eléments Finis, pour une entaille aigüe, l'équation de Chen-Pan [54] donne une valeur de 5 à 15 % moins élevée. La valeur de l'erreur devient plus importante si l'entaille est plus émoussée. Glinka et Newport [56] ont conclu que l'équation de Creager-Paris [47] est raisonnablement exacte pour les entailles aigues. Pourtant σ_{yy} présente des valeurs sous estimées pour les entailles émoussées [47]. Glinka et Newport ont suggéré une distribution de contraintes d'entaille différente pour les entailles émoussées et les entailles aigues sous la forme d'une approximation polynomiale, Tableau 3.

Kujawski [57] a montré que l'approximation décrite précédemment n'est pas satisfaisante pour une entaille avec un facteur de concentration de contraintes k_t =3,3. Il propose une méthode pour améliorer la relation de Creager-Paris, par l'application d'un facteur de correction *f*, équation 33. Les méthodes, présentées pour l'évaluation de la distribution des contraintes, sont relatives aux cas élastiques. Il faut remarquer que ce sont des solutions approchées. Dans les cas réels, des effets de plasticité apparaissent en fond d'entaille. Ceci est dû au comportement mécanique des matériaux et au fait que la contrainte en fond d'entaille dépasse la limite d'élasticité.

I.2.1. 3 Approche par la Méthode volumétrique

La méthode volumétrique est une approche semi-locale qui utilise le concept de l'intensité du champ des contraintes (Stress Field Intensity approach, SFI), pour prévoir la durée de vie des structures entaillées [59,60]. Dans l'approche de l'intensité du champ des contraintes, la rupture est réalisée par l'accumulation de l'endommagement dans la zone plastifiée. Cette zone, plastifiée au voisinage du fond d'entaille, dépend simultanément de la distribution des contraintes élastiques ou élastoplastique et du gradient de contraintes. Sa valeur critique, pour une rupture dans la zone plastifiée, est donc caractéristique. La contrainte effective est calculée par l'intensité du champ de contraintes.

$$\sigma_{SFI} = \frac{1}{V} \int_{\Omega} f(\sigma_{ij}) \phi(\vec{r}) dv \tag{36}$$

où, σ_{SFI}, V, $f(\sigma_{ij})$, $\phi(\vec{r})$ et Ω sont respectivement la contrainte proposée par la méthode d'intensité du champ de contraintes, le volume de la zone plastifiée, la fonction des contraintes, la fonction poids et le volume d'intégration, Figure 30.

Cette hypothèse, utilisée au départ par Kuguel [61], suggère de prendre en compte non seulement la contrainte maximale superficielle (point chaud), mais également le volume du métal sous-jacent soumis à une contrainte au moins égale à 95% de la contrainte superficielle. Le plus souvent, le corollaire de cette proposition a été utilisé par d'autres auteurs : contrainte de profondeur

caractéristique Neuber [62], contrainte à une certaine profondeur caractéristique Buch [63] et gradient de contrainte Brand [64].

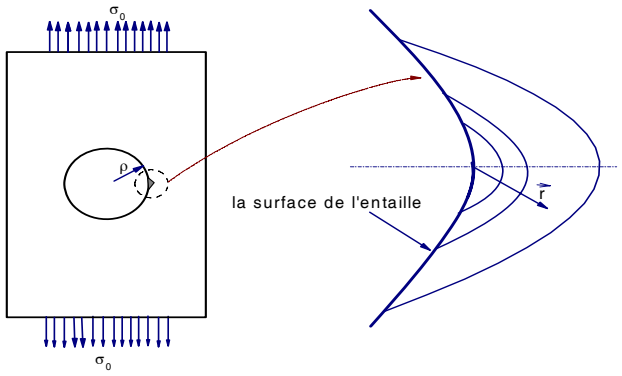


Figure 29: Présentation de la distribution schématique des contraintes au fond d'une entaille.

Ritchie et al. [65] supposent que, dans le cas d'une fissure, le volume d'élaboration de la rupture est cylindrique, et son diamètre « distance caractéristique » est de l'ordre de la taille du grain. Beremin [66] suppose que la charge critique de rupture est proportionnelle au volume d'élaboration. Ce volume est précisément la zone plastique. Barson et al. [67] et Clark [68] ont utilisé cette approche, dans le cas d'une entaille, en considérant que la distance caractéristique est de l'ordre de grandeur du rayon d'entaille. Des travaux récents [69, 70, 71] ont montré que cette distance n'est pas liée à la géométrie de l'entaille, mais plutôt à la distribution des contraintes. Cette distance est en relation avec une zone de pseudo-singularité de contrainte apparaissant à la distance effective, notée X_{ef}. Par ailleurs, cette distance effective est précisément la distance d'élaboration du processus de rupture. Ces auteurs concluent alors, la nécessité de tenir compte de tous les facteurs influençant la rupture des structures entaillées, notamment le gradient relatif de contraintes, la contrainte effective et la distance effective qui introduisent le rôle de la zone d'endommagement et la relaxation de contrainte au fond d'entaille.

Les études [72] montrent que l'amplitude de la contrainte effective est inférieure à l'amplitude de la contrainte maximale. En plus, le calcul de cette amplitude de contrainte doit prendre en compte les effets de la relaxation plastique. Il faut noter que les méthodes traditionnelles (point chaud), calculant l'amplitude de la contrainte effective à partir d'un point, ne sont pas capables d'expliquer ni le mode de chargement, ni l'effet d'échelle [73]. Ceci explique la nécessité de calculer cette amplitude de contrainte à partir d'un volume appelé « volume d'élaboration de rupture ». Cette amplitude de la contrainte effective doit prendre en compte l'état du gradient de contrainte dans le volume d'élaboration de rupture. L'importance de ce gradient, et son rôle sur le point d'amorçage, a été signalée par divers auteurs [74].

Dans de simples cas, la distribution est donnée par une solution analytique ; dans les cas complexes, il est nécessaire d'obtenir le champ de contraintes élastique ou élastoplastique, en fond d'entaille, par Eléments Finis. Les résultats obtenus, par les calculs aux Eléments Finis et les approches analytiques, montrent que la contrainte effective n'est pas en fond d'entaille mais décalée à une certaine distance [75]. Au delà de cette distance, la distribution est souvent de type puissance et est gouvernée par le Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille. La méthode volumétrique calcule la contrainte effective et le facteur de réduction par les équations suivantes [76] :

$$\sigma_{ef} = \frac{1}{X_{ef}} \int_0^{X_{ef}} \sigma_{yy}(x)(1 - x\chi)dx \text{ où } \chi = \frac{1}{\sigma_{yy}(x)} \frac{d\sigma_{yy}(x)}{dx} \tag{37}$$

$$k_f = \frac{\sigma_{ef}}{\sigma_n} = \frac{1}{\sigma_n X_{ef}} \int_0^{X_{ef}} \sigma_{yy}(x)(1 - x\chi)dx \tag{38}$$

où σ_{ef} , σ_n , X_{ef} , $\sigma_{yy}(r)$ et $\Phi(r)$ sont respectivement la contrainte effective, la contrainte nominale, la distance effective, la contrainte d'ouverture et le gradient de contraintes. La comparaison, entre les équations (36) et (37) proposées par la méthode d'intensité du champ des contrainte et l'approche volumétrique, montre une différence entre les définitions de la fonction des contraintes et la fonction poids :

$$f(\sigma_{ij}) = \frac{\sigma_{yy}(x)}{\sigma_n} \tag{39}$$

$$\phi(x) = 1 - x\chi \text{ où } \chi = \frac{1}{\sigma_{yy}(x)} \frac{d\sigma_{yy}(x)}{dx} \tag{40}$$

Dans le cas de l'existence de contraintes de cisaillements, la relation (38) s'exprime sous la forme suivante :

$$k_f = \frac{\tau_{ef}}{\tau_n} = \frac{1}{\tau_n X_{ef}} \int_0^{X_{ef}} \tau_{yy}(x)(1 - x\chi)dx \tag{41}$$

$$\chi = \frac{1}{\tau_{yy}(x)} \frac{d\tau_{yy}(x)}{dx} \tag{42}$$

Où, k_f , τ_{ef} , τ_n , X_{ef} , $\tau_{yy}(x)$ et χ sont respectivement le coefficient de réduction, la contrainte de cisaillement effective, le cisaillement normal, la distance effective, le cisaillement en fatigue et le gradient des cisaillements. En générale, la contrainte d'ouverture est une contrainte principale. Cette contrainte est perpendiculaire à la direction de la propagation des fissures. Le concept de la contrainte d'ouverture et la direction d'intégration sont les paramètres les plus importants dans un calcul du comportement des structures par la méthode volumétrique. L'évaluation des contraintes, au voisinage du fond d'entaille, présente toujours un maximum. La taille de la zone plastique dépend du type de chargement, de la géométrie des éprouvettes et des entailles. Le rayon d'entaille change la morphologie de la zone plastique au voisinage du fond d'entaille. Plus le rayon augmente, plus la zone plastique augmente. Le calcul de la distribution des contraintes en fond d'entaille dépend des types d'éprouvettes et de la valeur du rayon d'entaille. La fonction poids dépend du gradient des contraintes et de la distance en fond d'entaille. La fonction poids contient les deux premières parties de développement de Taylor. Elle est soumise aux conditions suivantes :

1. $0 \le \phi(x) \le 1$
2. $\phi(0) \equiv 1$
3. $Si\ \chi = 0 \Rightarrow \phi(x) \equiv 1$

(43)

Le calcul de la distance effective est un élément essentiel de la méthode volumétrique et consiste à déterminer la position du minimum du gradient des contraintes dans un diagramme bi-logarithmique.

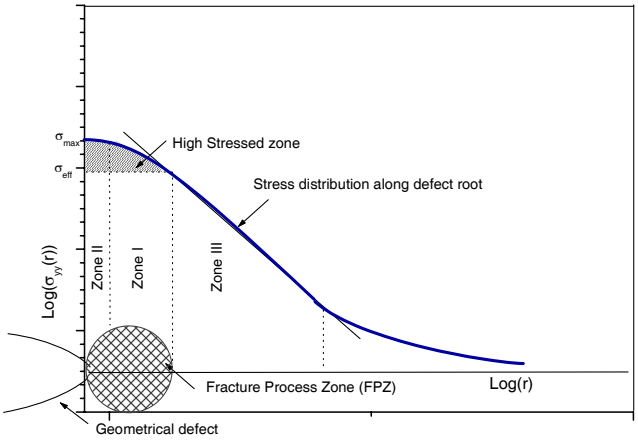


Figure 30 : Schéma du diagramme bi-logarithmique de la distribution de la contrainte élastoplastique et du gradient des contraintes en fond d'entaille.

Dans la Figure 30, la contrainte élastique et le gradient de contraintes sont présentés, dans un diagramme bi-logarithmique, par la méthode volumétrique. Trois zones particulières sont distinguées :

(i) Zone I : la contrainte élastique est maximale à la pointe de l'entaille, $\sigma_{\max}$,

(ii) Zone II : la contrainte élastique diminue jusqu'à la distance effective x_{eff},

(iii) Zone III : l'évolution de la contrainte élastique a un comportement linéaire dans le diagramme logarithmique. Ce comportement s'exprime par une loi puissance :

$$\sigma_{yy}(x) = Log(C) - \alpha Log(x) \tag{44}$$

La relation I.44 s'écrit :

$$\sigma_{yy}(x) = \frac{C}{x^a} \tag{45}$$

où $\sigma_{yy}(x), C$ et α sont respectivement la contrainte d'ouverture, un coefficient du matériau et l'exposant du pseudo singularité des contraintes, équation (46).

$$\sigma_{yy}(x) = \frac{K_\rho}{(2\pi x)^a} \text{ , où } K_\rho = C(2\pi)^a \tag{46}$$

où K_ρ est le Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille. Les coefficient C et α dépendent du comportement du matériau, de la géométrie de l'entaille et du type de chargement :

$$\begin{aligned} C &= C(E, v, \sigma_Y, n', K', \rho, W, a) \\ \alpha &= \alpha(E, v, \sigma_Y, n', K', \rho, W, a) \end{aligned} \tag{47}$$

où $E, v, \sigma_Y, n', K', \rho, W, a$ sont respectivement le module de Young, le coefficient de Poisson, la limite d'élasticité, l'exposant d'écrouissage, le coefficient d'écrouissage, le rayon d'entaille, la taille du ligament et la profondeur d'entaille. Les paramètres mentionnés sont utilisés dans la méthode des éléments finis. Les paramètres E, v, σ_Y, n' et K' sont intégrés dans la loi de comportement du matériau. D'autres paramètres (ρ, W, a, R) caractérisent la géométrie et le type

du chargement respectivement. Les coefficients C et α sont exclusivement obtenus par éléments finis.

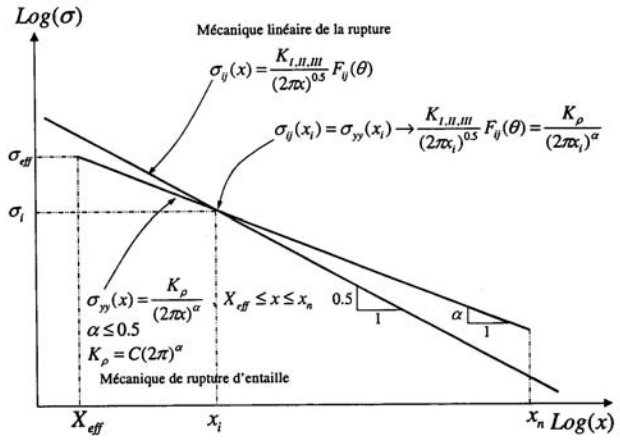


Figure 31: Distribution des contraintes en fond d'entaille et en fond de fissure dans la zone III.

Sur la Figure 31, le schéma de la zone III est comparé à la relation conventionnelle de la mécanique linéaire de la rupture. La distribution des contraintes est présentée dans l'intervalle entre la distance effective X_{ef} et la distance de la fin de la zone III, x_n. La distance x_n se situe à la fin de la zone linéaire. Le point (x_i, σ_i) est l'intersection des courbes de la mécanique linéaire de la rupture et la mécanique de rupture d'entaille.

La méthode volumétrique utilise une représentation bi-logarithmique. Cette façon de procéder n'est pas facile en pratique, mais nécessite une formulation plus simple. Pour surmonter ces difficultés, un lissage de courbe est utilisé. La distribution des contraintes en fond d'entaille est donc définie par l'équation (48) :

$$\sigma_{yy}(x)=\sum_{i=0}^{n}a_i x^i \tag{48}$$

Le gradient des contraintes s'exprime par :

$$\chi(x)=\frac{1}{\sigma_{yy}(x)}\frac{d\sigma_{yy}(x)}{dx}\frac{\sum_{i=0}^{n}ia_i x^{i-1}}{\sum_{i=0}^{n}a_i x^i} \tag{49}$$

Et la fonction poids s'écrit :

$$\phi(x)=1-\frac{x\sum_{i=0}^{n}ia_i x^{i-1}}{\sum_{i=0}^{n}a_i x^i} \tag{50}$$

La distance effective peut être obtenue par le développement de Taylor au voisinage du fond d'entaille. Elle correspond au point minimum d'évaluation du gradient de contraintes :

$$\frac{d\chi(x)}{dx}=0 \tag{51}$$

La substitution de la relation (49) dans la relation (51) donne :

$$\frac{d\chi}{dx}=\frac{\sum_{i=0}^{n}\left(a_i i^2 x^{i-2}-a_i i x^{i-2}\right)}{\sum_{i=0}^{n}a_i x^i}-\frac{\left(\sum_{i=0}^{n}a_i i x^{i-1}\right)}{\left(\sum_{i=0}^{n}a_i x^i\right)}=0 \tag{52}$$

L'utilisation de l'expansion de Taylor avec quatre termes et la relation (51) donnent la distance effective. Par exemple, pour n=3, les relations (48) et (49) s'écrivent :

$$\begin{aligned}
&\sigma_{yy}(x)=a_0+a_1x+a_2x^2+a_3x^3\\
&\chi(x)=\frac{a_1+2a_2x+3a_3x^2}{a_0+a_1x+a_2x^2+a_3x^3}\\
&\frac{d\chi(x)}{dx}=\frac{2a_2+6a_3x^2}{a_0+a_1x+a_2x^2+a_3x^3}-\frac{\left(a_1+2a_2x+3a_3x^2\right)^2}{\left(a_0+a_1x+a_2x^2+a_3x^3\right)^2}
\end{aligned} \tag{53}$$

Le développement de Taylor avec quatre termes au voisinage du fond d'entaille s'exprime :

$$\begin{aligned}
\frac{d\chi(x)}{dx}=&\frac{a_1}{a_0}+\frac{\left(2a_2-\frac{a_1^2}{a_0}\right)}{a_0}x+\frac{3a_3-\frac{a_1a_2}{a_0}-\frac{\left(2a_2a_0-a_1^2\right)a_1}{a_0^2}}{a_0}x^2+\\
&\frac{-a_1a_3}{a_0}+\frac{\left(-2a_2a_0+a_1^2\right)a_2}{a_0^2}x+\frac{\left(3a_3a_0^2-3a_1a_2a_0+a_1^3\right)a_1}{a_0^3}\\
&\frac{}{a_0}x^3+O\left(x^4\right)
\end{aligned} \tag{54}$$

L'utilisation de l'équation (37) et l'expression (42) donne la distance effective à partir de l'expansion de Taylor en fond d'entaille :

$$X_{eff}\approx\frac{-a_1}{2a_2}-\frac{3a_3a_1^2}{8a_2^3}-\frac{3a_3^2a_1^3}{16a_2^5} \tag{55}$$

Dans les équations de (48) à (52), les coefficients $a_{i=1,n}$ dépendent de la distribution des contraintes en fond d'entaille. Cette formulation de la méthode volumétrique conduit aux avantages, difficile d'obtenir, la distribution des contraintes et le gradient de contraintes à partir du diagramme bi-logarithmique, dans l'application de la méthode graphique de l'approche volumétrique. La formulation analytique est plus pratique et efficace, et la formulation analytique n'est pas restreinte à la distribution des densités d'énergie de déformations et la distribution des déformations au voisinage du fond d'entaille.

$$\begin{aligned}
&\sigma_{yy}(x)\rightarrow\Delta W(x)\\
&\sigma_{yy}(x)\rightarrow\varepsilon_{yy}(x)
\end{aligned} \tag{56}$$

Où ΔW est l'énergie de déformation.

Il est nécessaire de faire le lissage le plus exact possible. L'ordre du développement obtenu dépend de la géométrie, du type de chargement et du comportement des matériaux. Par exemple la distance effective, dans le cas n=2, peut s'écrire :

$$X_{eff} = \frac{-a_1}{2a_2} O(4) \tag{57}$$

A partir de l'ordre cinq, la distance effective reste constante quelle que soit l'ordre polynomial. La procédure ne peut être utilisée que dans le cas de l'existence d'un maximum dans la distribution. La distribution des contraintes présente toujours ce maximum. Il est évident que dans d'autres cas, la formulation présentée ne devrait pas être utilisée. L'expression mathématique de cette restriction s'exprime :

$$\sigma_{max} = \begin{cases} \sigma(x_{max}) & , x_{max} \neq 0 \Rightarrow X_{eff} > 0 \\ \sigma(x_{max}) & , x_{max} = 0 \Rightarrow X_{eff} \leq 0 \end{cases} \tag{58}$$

La même procédure peut être utilisée en remplacent l'évolution des contraintes élastiques ou élastoplastiques par l'évolution des déformations élastiques ou élastoplastiques.

I.2. 2 Approches globales à deux paramètres

I.2.2. 1 Extension de la Mécanique classique de la rupture

Anderson (1991) [77] reprend les travaux antérieurs de William (1957) [49] et de O'Dowd et Shih (1991) [76] et diminue les dépendances des différents paramètres géométriques, en utilisant un second paramètre dans l'approche globale de la rupture. Pour "enrichir" le Facteur d'intensité de contraintes K, le paramètre T est introduit pour modéliser le champ des contraintes élastiques en pointe de fissure. De même, en élastoplasticité (loi puissance), une variable Q résume les effets de triaxialité des contraintes. Mais la conclusion d'Anderson est que cette modification de l'approche classique ne suffit plus, il faut donc inclure un critère local de rupture qui prédit correctement l'influence de la triaxialité sur la ténacité des composants.

Par ailleurs, plus de détails sur les caractérisations à deux paramètres sont disponibles dans l'article de D.M. Parks [79] (1991). D'ailleurs, il insiste bien sur le fait que les différentes approches globales, à deux paramètres, ont chacune leurs avantages et désavantages, mais qu'aucune ne décrit complètement les champs de contraintes en pointe de fissure, dans les multiples cas de triaxialité. Zerbst et al [80] (1995) montrent que le comportement d'un défaut dans un piquage en T^* est similaire à celui d'une éprouvette de laboratoire, si les conditions locales de géométrie, contrainte et déformation sont comparables en pointe de fissure. Pineau [81] (1997) analyse les effets de la taille d'une structure sur la rupture ductile et la rupture fragile. La ténacité K_{IC} est une fonction décroissante de l'épaisseur de l'éprouvette, dans les cas de la plasticité confinée et en déformations planes.

Nous venons de voir par quelques exemples d'auteurs essayant de faire progresser l'approche globale en introduisant un second paramètre dans le but de diminuer les effets liés à la géométrie du chargement. Cette synthèse bibliographique montre l'absence de contradiction entre les deux approches décrites. Les approches locales sont complémentaires des approches globales et dans de nombreux cas ces deux approches sont équivalentes. Les critères locaux présentent toutefois certains avantages sur les critères globaux dans la mesure où ils permettent de prendre en compte l'influence des paramètres de géométriques et du chargement, et fournissent une relation quantitative entre la ténacité et la microstructure.

Cependant, l'estimation de la ténacité d'un matériau, par une utilisation unique de critères locaux reste aujourd'hui très délicate si l'on considère que cette estimation fait encore appel à des modèles souvent trop simplistes et des calculs longs et coûteux. C'est la raison pour laquelle la ténacité d'un matériau se déduit souvent d'une approche globale. Ce choix étant renforcée par le fait qu'il est très rare qu'une approche locale puisse être menée à bien, de bout en bout, sans faire appel à certaines étapes de la démonstration, à des critères relevant d'une approche globale.

I.2.2. 2 Calcul du paramètre A_2 ou la contrainte T

Une autre méthode visant à s'affranchir de la géométrie consiste à introduire un second terme aux champs asymptotiques HRR, permettant de représenter de manière fidèle le confinement de la plasticité en pointe de fissure "constraint effect". Ce second terme présente l'influence de la géométrie de la pièce.

Pour un matériau élastique linéaire, Williams [49] (1957) propose l'expression suivante du champ des contraintes en fond de fissure :

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) + T\delta_{xi}\delta_{xj} + O(\sqrt{r}) \tag{59}$$

où T est une contrainte parallèle au plan de fissure, n'intervenant que sur σ_{xx}. T influe sur la contrainte hydrostatique et sur la triaxialité.

L'approche K-T, de par sa validité en élasticité linéaire uniquement, reste inadaptée aux problèmes de déchirure ductile. En revanche, les travaux sur l'approche K-T ont montré des résultats intéressants. Joyce, 1997 [82] a étudié l'influence de la taille du défaut sur des éprouvettes SENB en acier HY80 sur T, calculée numériquement.

D'autres travaux, antérieurs aux avancées sur K_I, ont cherché à relier T à K_{IC}. Ma [83] (1995) montre que T permet d'expliquer l'influence de la géométrie sur K_{IC} sur un acier HY80. Miller, [84] (1994) propose de construire des abaques K_{IC}(T) numériquement, à partir d'un critère d'amorçage ductile de Rice et Tracey [85]. Il est alors théoriquement possible de prévoir les chargements à l'amorçage d'une fissure, sur une structure, en construisant la courbe numérique d'évolution K(T). Cependant, Anderson [77] (1993) a travaillé parallèlement sur des éprouvettes SENB et sur des plaques à fissure centrale (CCP) présentant différentes géométries et donc différentes valeurs de T. Les résultats montrent que pour une même valeur de T, les deux géométries d'éprouvettes ne présentent pas nécessairement des ténacités identiques à l'amorçage. Cette approche permet de mieux comprendre les effets de taille et de géométrie, mais reste insuffisamment fiable et complète pour constituer une approche prédictive de la déchirure.

Plusieurs auteurs continuent à utiliser les FIC en plasticité confinée (surtout en déformation plane), mais ces facteurs n'ont plus de signification en plasticité étendue en absence de singularité des contraintes en pointe de fissure. En plasticité confinée, on définit alors des FIC équivalents, ou apparents, qui dépendent des FIC élastiques, mais également des déformations plastiques en pointe de fissure. Dans le cas de la plasticité étendue, le champ singulier HRR (Hutchinson [18](1968), Rice et al.[86] (1968) représente le premier terme de la solution complète, qui pourrait se présenter sous la forme d'un développement en série. Tout comme le rajout de la contrainte transverse T en élasticité linéaire, on montre qu'en plasticité étendue, il est parfois nécessaire de prolonger le

développement en série et de prendre en compte le premier terme non singulier *Q*. *Q* est appelé facteur d'amplitude du champ du second ordre, ou paramètre de triaxialité du confinement. Sa prise en compte prend une importance croissante avec l'extension de la plasticité, et devient indispensable pour la prédiction de rupture, dans certains cas de préchargement à chaud (Rousselier [87)] (1998). Plus de détails sont données dans Bauvineau [88] (1996) et O'Dowd et al. [78] (1994).

Dans notre étude, nous aborderons le cas de la plasticité confinée et étendue. Nous nous consacrerons à déterminer les Facteurs d'Intensité des Contraintes et les paramètres de confinement, chapitre II.

I.2.2. 3 Calcul de paramètre A_3

Une analyse détaillée des contraintes a été effectuée à proximité de la pointe de la fissure, pour souligner les caractéristiques du champ bidimensionnel de contrainte. En raison du mode I, la propagation de fissure est déterminée par la contrainte perpendiculaire à la pointe, à savoir σ_{yy}. La variation de la contrainte d'ouverture σ_{yy}, avec la distance de la pointe de la fissure le long du ligament, est un détail de forme à l'expansion de série de Williams (1957). Dans cette représentation, la contrainte d'ouverture à la pointe de la fissure peut s'écrire sous la forme :

$$\sigma_{yy} = \frac{A_1}{\sqrt{2\pi r}} + A_2 r^0 + A_3 \sqrt{r} + A_4 \sqrt{r^3} + \ldots \tag{60}$$

où le premier terme dans le second membre représente la contrainte singulière ayant la singularité $r^{-1/2}$; le second, le troisième et les termes plus élevées sont non singuliers, chapitre II.

I. 3 CONCLUSION DU CHAPITRE

Dans ce chapitre, nous avons évoqué les problèmes de pipelines installés pour accéder aux nouvelles sources, et transporter des volumes croissants de produit pétroliers. Les causes des défaillances des gazoducs sont de diverses natures et peuvent se manifester par une rupture ou par une fuite. Depuis les années 40, des milliers d'accidents mortels sont survenus.

Nous avons cité que les sources de contraintes, les plus importantes, sont dues à la pression de service, aux efforts secondaires induits par les mouvements des sols et aux intensificateurs locaux de contraintes à la surface de la conduite (toute irrégularité à la surface de la conduite). L'industrie et les chercheurs ont encore cette méconnaissance des effets d'autres paramètres qui influent brusquement sur les gazoducs : accidents de réparations, chutes brusques d'objets sans couvertures et plus généralement travaux extérieurs. Plus de 50% des ruptures sont causées par des "agressions extérieures".

Dans le cas élastique, les différentes approches relatives à la détermination du champ de contraintes, au voisinage d'une entaille, par le facteur de concentration de contraintes, sont présentées. L'analyse du champ de contraintes, au voisinage du fond d'entaille, a été largement abordée pour le mode I. Nous constatons que, pour un défaut, le tenseur de contraintes s'exprimant en fonction du Facteur d'Intensité de Contraintes est très conservative. La majorité des modèles, permettant de déterminer la distribution des contraintes, au voisinage du fond d'entaille, sont basées sur les travaux de Williams. Dans le cas d'une fissure, l'ordre de singularité est de $\alpha = 0.5$, valeur établie pour la première fois par Irwin, pour une plaque infinie soumise au mode I.

Le concept du Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille permet d'analyser les caractéristiques associées à une structure entaillée. La distribution de contraintes au voisinage d'une entaille peut être approximativement formulée par des caractéristiques tels que la distance effective, l'exposant de singularité, l'acuité d'entaille et le Facteur d'Intensité de Contraintes. Nous avons présenté les travaux récents basés sur le Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille en mode I.

En effet le Laboratoire de Fiabilité Mécanique (LFM) [89-96] étudie le cas des entailles en mode I. Ces auteurs traitent la zone proche du fond d'entaille où règne une «pseudo singularité» de contraintes caractérisées par le Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille. Ces auteurs montrent que l'approche volumétrique est la plus appropriée pour décrire l'amorçage et la propagation.

Nous avons expliqué ensuite la nécessité d'enrichir le Facteur d'Intensité de Contrainte d'entaille en introduisant un second paramètre caractéristique des champs à l'extrémité d'une entaille, pour une géométrie donnée. Ce terme, noté contrainte élastique T, présente l'influence du confinement à la pointe de l'entaille. Une extension du développement de l'équation de williams fait apparaître un deuxième paramètre non singulier A_3. Les détails de ce dernier paragraphe sont donnés dans le chapitre II.

Bibliographie

[1] Hulka, K. (1997) – High strength large diameter pipe plate from standard production to X80/X100. Niobium information 13/1997, CBMM/NPC, Düsseldorf (Germany).
[2] EGIG (2002) – Gas pipeline incidents, 5th report of the European gas pipeline incident data group.
[3] Gray, J.M. (2002) – Niobium bearing steels in pipeline projects. In: Niobium science and technology, Niobium 2001, pages 889{906.
[4] Mannucci, G. and Demofonti, G. (2001) – Fracture properties of API X100 gas pipeline steels. In : 13th Joint Meeting PRCI-EPRG, New Orleans.
[5] ACPRE. Risk Management Program Standard" (for use in the Pipeline Risk Management Demonstration Program), Produced by the Joint Risk Management Standard Team, The Office of Pipeline Safety, American Petroleum Institute, Interstate Natural Gas Association of America, National Association of Pipeline Safety Representatives, Gas Research Institute (1996).
[6] Règles de Conception et Construction des Matériels Mécaniques des îlots nucléaires REP, Edition 2000, AFCEN.
[7] Battelle. "Natural Gas Pipeline Risk Management, Volume IV - Identification of Risk, GRI-95/0228.4 (October 1995).
[8] CANMET. "Assessment of NDT Needs for Pipeline Integrity Assurance II", Catalog No. L51747, PR-15-9507 (June 1995).
[9] Cortst. The Development of the PIPESAFE Risk Assessment Package for Gas Transmission Pipelines", International Pipeline Conference - Volume I, ASME (1998)
[10] RCC-MR, Annexe A16 – Guide pour les études de fuite avant rupture et d'analyses de nocivité de défaut associées, RCC-MR Vol. Z, Ed 2002.
[11] Griffith A – The phenomena of rupture and flow in solids, Philosophical Trans. Royal Soc of London, Série A, Vol. 221, 1920.
[12] D. François, A. Pineau, A. Zaoui – Comportement mécanique des matériaux. Ed. Hermes, Paris, 1993.
[13] D. Miannay – Mécanique de la rupture. Les éditions de Physique, Monographie de Matériologie, Courtaboeuf, 1995.
[14] G.R. Irwin – Analysis of stresses and strains near the end of crack traversing a plate, J. of Appl. Mech. Transactions, pp.361-364, 1957.
[15] X.B. Zhang – Etude numérique de la propagation de fissures par la mécanique de la rupture, Thèse de Doctorat de l'Université de Clermont-Ferrand II, Juin 1992.
[16] C. Bathias, J . P. Bailon (eds.) – fatigue des matériaux et des structures, Les presses de I'université de Montréal, Montréal, Canada, (1981).
[17] D. Baouch – Validation numérique des paramètres de fissuration en élastoplasticité, Thèse de doctorat de l'Université Blaise Pascal Clermont II, 1998.
[18] J.W. Hutchinson – Singular behaviour at the end of a tensile crack in a hardening material, J. Mech. Phys. Solids, Pergamon Press, Vol. 16, pp. 13-31,1968.
[19] J.R. Rice and G.F. Rosenberg – Plain strain deformation near a crack tip in a power law hardening material, J. Mech. Phys. Solids, Pergamon Press, Vol. 16, pp. 1-12,1968.
[20] Norme ISO 6520 – Classification des défauts dans les soudures par Fusion des Métaux, avec Commentaires Explicatifs, 1982.
[21] ASME B31G – Boiler and Pressure Vessel Code, American Society of Mechanical Engineers, New York, 1998.
[22] Elhakimi, A – Etude numérique et expérimentale de la nocivité des défauts dans des coques cylindriques et sphériques sous pression. Mémoire de thèse doctorat d'université de technologie de Compiègne, 30 Juin 2006.
[23] Delvallée I – Nocivité d'un défaut semi elliptique d'orientation complexe dans une coque cylindrique fermée soumise à une pression interne. Mémoire de thèse doctorat d'université des sciences et technologies de Lille I, 20 septembre. 1999.
[24] Neuber H – Theory of notch stresses, J. W. Edwards co, Ann Arbor, Mich, 1956.
[25] Ainsworth R.A – The assessment of defects in structures of strain hardening material, Engineering Fracture Mechanis, vol.19, N°4, 1984, pp : 633-642.
[26] Ainsworth R.A., Zerst U., Schwalbe K.H – Basic principles of flaw assessment methods, International Journal Vessels and piping, Vol. 77, 2000, P: 855-867.
[27] Miller A.G – Review of limit loads of structures containing defects, Journal of Pressure Vessel and Piping, Vol. 32, 1988, P: 197-327.

[28] Safih A – Etude de la nocivité des fissures dans un cylindre comportant une transition d'épaisseur comparaison avec un cylindre droit. Mémoire de thése doctorat d'université des sciences et technologies de Lille, 1 Juillet 2003.
[29] Moustabchir. H – Etude sous pression des tuyaux au transport de gaz en présence de défaut de type entaille. Thèse de doctorat, Laboratoire de Fiabilité Mécanique, LFM, Ecole d'Ingénieur de Metz – ENIM-, Mars 2007, Université de Metz, France
[30] Capelle J – Etude de la nocivité d'un défaut de type éraflure sur une conduite destinée au transport de gaz naturel soumise à une pression d'hydrogène. Thèse de doctorat, Laboratoire de Fiabilité Mécanique, LFM, Ecole d'Ingénieur de Metz –ENIM-, Novembre 2008, Université de Metz, France
[31] J.P. Faurie, P. Monnier, A. Niku-Lari, – Guide de dessinateur, les concentrateurs de contraintes. Publictions CETIM, 2000.
[32] R.E. Peterson – Stress concentration factor, John Wiley and Sons, New-York, (1974).
[33] F.I. Baratta, D.M.Neal – Stress concentration factors in U shaped and semi-elliptical edge notches, Journal of Strain Analysis, Vol.5, N°.2, pp 121-27. (1970).
[34] O. L. Bowie – Analysis of edge notches in a semi-infinite region, Army Materials and Mechanics Research Center AMRA TR 66-07, June (1966).
[35] C.E. Inglis. – Stress in a plate due to the presence of cracks and sharp corners, Trans. Instn Nav. Archit, Vol.55, pp 219, (1913).
[36] M. Isida., On the tension of the strip with semicircular notches, Trans. Japan Soc. Mech. Engrs, Vol. 19, N°.83, pp5, (1953).
[37] H. Neuber, N.E. Frost, K. Marsh enad L.P. Pook – Effect of stress concentration and cracks on fatigue strength. Metal Fatigue, Ed Oxford U., London W.I, pp 130-200, (1974).
[38] R.A. Smith, K.J Miller, – Prediction of fatigue regimes in notched components. Int. J. Mech. Sci., Vol. 20, pp 201-206, (1978).
[39] R.A. Smith, – On the short crack limitations of fracture mechanics. Int. J. Fracture, Vol. 13, pp 717-720, (1977).
[40] M.H. El Haddad, T.H Topper et K.N. Smith – Prediction of non propagating cracks, Eng. Fract. Mech, Vol.11, pp 573-584, (1979).
[41] R. E. Peterson, – Stress concentration factors, John Whiley and Sons, New York, (1974).
[42] H. Hardraht P. Khum, H., – An Engineering method for estimating notch size effect in fatigue tests on steel, NACA, Tecnhical Note, N°. 2805, (1952).
[43] H. Neuber, – Theory of Notch stresses, JW, Edwards Co., Ann Arbor, Lichigan, (1964).
[44] Panasuyk VV, Ivanytska GS, Ostash OP. A new approach to the determination of the macrocrack nucleation period near a stress concentrator. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures (1993); 16(4): 453-64.
[45] M. Creager – The elastic stress field near the tip of blunt crack, Master's Thesis, Lehigh University, (1966).
[46] Creager M, Paris PC (1967) – Elastic field equations for blunt cracks with reference to stress corrosion cracking. Int J. Fract, 3:247–52.
[47] F. Erdogan et G.C. Sih – On the crack extension in plates under plane loading and transverse shear, J. of Basic Eng, Vol.85, pp 519-527, (1963).
[48] F.A.Mc Clintock – Ductile fracture instability in shear, Journal of Applied Mechanics, Vol.25, pp 582-588, (1958).
[49] M.L.Williams – Stress singularity resulting from various boundary conditions in angular corners of plates in extension, Journal of Applied Mechanics, Vol.19, N°4, pp 526-528, (1952).
[50] B. Gross and A. Mandelson – Plane elasto-plastic analysis of V-notched plates, Int. J. of . Fracture Mechanics, Vol.8, N°3, pp 267-276, (1972).
[51] W.C. Carpenter – Calculation of fracture mechanics parameters for general corner, Internal Journal of Fracture, Vol.24, pp 45-58, (1984).
[52] hasebe. P., "The Resistance of Gas Transmission Pipelines to Mechanical Damage", International Conference on Pipeline Reliability, Calgary (June 1992).
[53] Timoshenko S., Goodier N – Theory of elasticity, Second Edition, McGraw-Hill Book Compagney, New York, 1951.
[54] Chen C.C, Pan H.I – Collection of papers on fracture of metals, Edition C.CHEN, Metallurgy Industry Press, Bejing, 1985, P: 119-219.
[55] Usami S.I – Current research on crack, Edition Tanaka, Jono, Komai, the Society of Material Science, Kyoto, Japan, 1985, P: 199.
[56] Glinka G., Newport A – Universal feature of elastic notch tip stress fields, Inter. Jour.OF Fract, 1985, Vol.9, P: 143.

[57] D. Kujawski – Estimation of stress intensity factor for small cracks at notches, Fatigue and Fracture of Engineering Materials, 14N, o. 10,9 53-965(1991).
[58] H. Moustabchir, A. El-Hakimi, S. Harriri, M. Hadj-Meliani, Z. Azari (2007) – Étude sous pression de tuyaux de transport de gaz, en présence de défauts de type entaille, Congrée Internationale Grenoble, France, 27- 30 août 2007.
[59] M. Hadj Meliani, H. Moustabchir, Z. Azari (2007) – T-stress to predict the directional stability of crack propagation in arc of pipeline with internal pressure. Congrés Algérien de Mécanique de Construction (CAMC'07). Alger 29-30 Avril 2007.
[60] M. Hadj Meliani, M. Benarous, A. Ghoul, Z. Azari (2007) – Volumetric method to understand the effect of T-stress and Stress Intensity factor in Arc of Pipe. The Africain Physical Reviews, Vol 1, N°1 (2007). Papier présenté au 'The International Conference on Micro and Nanotechnologies', ICMNT06. Tizi-ouzou, Algeria. 19-23 Nov 2006.
[61] Kuguel R – A relation between theorical stress concentration facto rand fatigue notch factor deduced form the concept of highly stress volume, Proceeding, ASTM, Vol. 61, 1961, P: 732-748.
[62] Neuber H – Theorical determination of fatigue strengh at stress concentration, Air force materials laboratoire, report AFML-TR, 1968, P: -68-20.
[63] Buch A – Analytical approach to size and notch size effects in fatigue of aircraft of material specimens, Material Science and Engineering, Vol.15, 1974, P: 75-85.
[64] Brand A, Sutterlin R – Calcul des pièces à la fatigue. Méthode du gradient, Publication Cotin, Senlis-France, 1980.
[65] Ritchie R.O., Knott J. F, Rice J.R – On the relationship between critical tensile stress and fracture toughness in mild steel, International Journal of the Mechanics Physics of Solids, Vol. 21, 1973, P: 395-410.
[66] Bermin F.M – Metall. Transaction, Vol.14 A, 1983, P: 2287-2296.
[67] Barson J.M., Nicol R.C.Mc – Effect of stress concentration on fatigue crack initiation in Hy-130 steel, ASTM STP559, 1974, P: 183-204.
[68] Clarck W.G., Jr – Evaluation of the fatigue crack initiation properties of type 403 straintess streel in air and stress environments, ASTM STP559, 1974, P: 205-224.
[69] Kadi N., Azari Z., Pluvinage G – Brittle fracture meaning from notches, relation ship between effective distance and microstructure, Laboratoire de fiabilité mécanique-Université de Metz, 1999.
[70] Pluvinage G – Notch effect and effective stress in high cycle fatigue, Laboratoire de fiabilité mécanique-Université de Metz, 1999.
[71] Pluvinage G – Effets d'entaille en rupture et en fatigue." Laboratoire de fiabilité mécanique-Université de Metz, 1999
[72] Pluvinage G – Rupture et fatigue amorcées à partir d'entaille-Application du facteur d'intensité de contrainte, Revue Française de Mécanique, 1997, P: 53-61.
[73] Qylafku G – Effet d'entaille en fatigue de grand nombre de cycles effet du gradient. Mémoire de thése doctorat d'université de Metz, 7 Mai 2000.
[74] Peterson R.E – Notch sensitivity, Metal Fatigue, (edited by Sines G., Waisman J.L.), McGraw Hill, Neuw- York, 1959, P: 293-306.
[75] Kadi N., Pluvinage G – Effective stress range in fatigue initiation emaning from notch, Laboratoire de fiabilité mécanique -Université de Metz, 1998.
[76] Niu L., Pluvinage G, Tamine T., Boukharouba.T – Utilisation du facteur d'intensité de contrainte d'entaille comme critère d'amorçage de fissure en fatigue, 1993.
[77] Anderson T.L – Two-parameter fracture mechanics : a comparison of continuum and micromechanics approaches », Joint FEFG/ICF International Conference on Fracture of Engineering Materials and Structures ; Singapore; 6-8 August 1991b "
[78] N.P. O'Dowd, C.F. Shih – Two parameter fracture mechanics: theory and applications. Fracture Mechanics, Vol. 24, ASTM STP 1207, Ed. J.D. Landes, D.E. Mc Cabe,J.A.M. Boulet, pp. 21-47, 1994.
[79] D.M. Parks – A stiffness derivative finite element technique for determination of crack tip stress intensity factors. Int. J. Fract., Vol. 10, N°4, pp. 487-502, 1974.
[80] k. Zerbst – Elastic-Plastic Mixed Mode Fracture Criteria and Parameters, Springer, Berlin (2003).
[81] A. Pineau – Mécanique élastoplastique de la rupture. Cours de DEA Mécanique et Matériaux. Evry, 1998.
[82] J.A. Joyce et R.E. Link. Application of two parameter elastic-plastic fracture mechanics to analysis of structures, Engineering Fracture Mechanics, Vol.57, 1997, pp.431-446.
[83] F. Ma, The effect of constraint on crack tip fields and fracture toughness, International Journal of Fracture, Vol.69, 1995, pp341-355.

[84] T.C. Miller et T.L. Anderson – Avoid growth model relating fracture toughness and constraint, Fracture Mechanics, ASTM STP 1207, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1994, pp.87-107.
[85] J.R. Rice – A path independent integral and the approximate analysis of strain concentrations by notches and cracks. J. of Appl. Mech., Vol. 35, pp. 379-386, 1968.
[86] J.R. Rice and G.F. Rosenberg – Plain strain deformation near a crack tip in a power law hardening material, J. Mech. Phys. Solids, Pergamon Press, Vol. 16, pp. 1-12,1968.
[87] G. Rousselier – Ductile fracture models and their potential in local approach of fracture, Nucl. Engng. And Design, Vol. 105, pp. 97-111, 1987.
[87, bis] G. Rousselier – Approches globales et locales en rupture fragile. 11ème Colloque National MECAMAT, AUSSOIS, pp.25-29, 1998.
[88] L. Bauvineau – Approche locale de la rupture ductile : application à un acier Carbone-Manganèse. Thèse de doctorat de l'Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 1996.
[89] G. Pluvinage – Mécanique élastoplastique de la rupture « critères d'amorçage », Ed. CEPADUES, Metz, 1989.
[90] Elminor H – Fracture toughness of high strength steel (using the notch stress intensity and volumetric approach), Structural safety 25, 2003, P: 35- 45
[92] Adib H – Theoretical and numerical aspects of the volumetric approach for fatigue life prediction in notched components, International Journal of fatigue 25, 2003, P: 67- 76
[93] Pluvinage G – Rupture et fatigue amorcées à partir d'entaille – Application du facteur d'intensité de contrainte, Revue Française de Mécanique, 1997, P : 53-61, N° 1997-1.
[94] Kadi N. Exposé représenté au Laboratoire de fiabilité mécanique- Université de Metz, 1998.
[95] Qlafku G – La rupture par fatigue et la détermination de durée de vie des arbres entaillées, rapport représenté au Laboratoire de fiabilité mécanique- Université de Metz, 1999.
[96] Nyoungue A – L'analyse de l'endommagement de la rupture du verre. Mémoire de thése doctorat d'université de Metz, 7 Mai 2000.

Chapitre II



Chapitre II

Mécanique de La Rupture à Deux Paramètres

Nous avons vu que les modèles de rupture fondés sur un seul paramètre ne sont pas suffisants pour prévoir l'amorçage de la fissuration des structures (biaxialité, compression, …). Dans ce cas, quel modèle utiliser? Nous avons choisi un modèle de rupture à deux paramètres. Ce modèle calcule les paramètres de rupture (Facteur d'Intensité de Contraintes et contrainte T), sous chargement uniaxial. Son originalité incrémentale est d'introduire des variables internes décrivant l'état courant de la structure fissurée et d'identifier les lois d'évolution de ces variables internes en s'appuyant sur des calculs par éléments finis. Parmi ces variables internes, nous aurons, par exemple, le niveau de confinement à la pointe de la fissure. Mais d'autres variables sont aussi introduites pour tenir compte des divers effets (paramètre A_3).

SOMMAIRE

II. 1 MOTIVATION 53
II. 2 ETUDE DES SINGULARITES DES CONTRAINTES 57
II.2. 1 Approches globales à deux paramètres : Approche K-T 57
II.2.1. 1 Approche de Cotterel 58
II.2.1. 2 Approche de Cotterel et Rice 59
II.2.1. 3 Approche Selvarathinam et Goree 60
II.2.1. 4 D'autres Approches 60
II.2.1. 5 Bilan sur les approches proposées 61
II.2. 2 Plasticité étendue : Approche J-Q et Champs HRR 62
II. 3 METHODES DETERMINANTS LA CONTRAINTE T 63
II.3. 1 Introduction 63
II.3. 2 Méthode de Différence des Contraintes (SDM) 63
II.3. 3 Méthode d'extrapolation 65
II.3. 4 Autres méthodes de calcul 66
II. 4 EVOLUTION DE LA CONTRAINTE T 68
II.4. 1 Influence de T sur la taille de la zone plastique 69
II.4. 2 Influence de T sur le chemin de propagation 71
II.4. 3 Influence de la contrainte T sur la vitesse de propagation 71
II.4. 4 Influence de T sur les paramètres géométriques de la fissure 72
II.4. 5 Influence de T sur le type de chargement 75
II.4. 6 Influence de la température 77
II. 5 VERS DES VALEURS INTRINSEQUES 79
II. 6 APPLICATION DE T EN 3 DIMENSIONS 80
II. 7 CONCLUSION DU CHAPITRE 81

II. 1 MOTIVATION

Généralement, Le comportement à la rupture est caractérisé par un seul paramètre tel le Facteur d'Intensité de Contraintes (FIC). Traditionnellement, ce facteur a été utilisé pour déterminer l'amorçage et la propagation des fissures dans les matériaux fragiles. Cependant; un deuxième paramètre de rupture, la contrainte T, a été utilisé dans le but de connaître l'effet du confinement de la structure et du chargement à la pointe de la fissure, bien que la signification physique de ce paramètre reste illisible.

Dans certaines configurations notamment lorsqu'il s'agit de structures minces, nous atteignons très vite les limites de validité du facteur K, sauf si les charges sont vraiment faibles. Il est difficile de caractériser, par exemple, le comportement d'un tuyau mince comportant une fissure longitudinale à l'aide d'un paramètre unique. Si *yy* est l'axe de chargement perpendiculaire au plan de la fissure, l'existence des contraintes dans la direction *xx* est fortement illustrée pour la prévision de la mécanique linéaire de la rupture (MLR). Les contraintes sont de compression/traction transverses T. La zone dominée par K est alors inexistante. Ces contraintes T ont aussi un effet très significatif sur la distribution des contraintes dans la zone plastifiée elle-même. Dès qu'elles sont suffisamment élevées, il n'est plus possible de décrire le champ des contraintes dans cette zone avec un paramètre unique comme K ou J.

La corrélation de l'effet du terme supérieur de l'équation de Williams [1] avec un paramètre physique est réalisée. Quelques travaux [2-5] simplifie le terme supérieure pour définir un autre terme, la contrainte T (T- stress). La contrainte T est définie comme étant une contrainte constante activant parallèlement dans le sens de propagation de la fissure. Son amplification est proportionnelle à la contrainte nominale à la pointe de la fissure, Figure 1. Azari et Moustabchir [6] ont assimilé la contrainte T à une contrainte de cisaillement, dans le cas de défauts ; parfois, il a plus d'importance que la traction en fond d'entaille. La figure 1 schématise la contrainte d'ouverture le long du ligament, avec et sans la présence de la contrainte T.

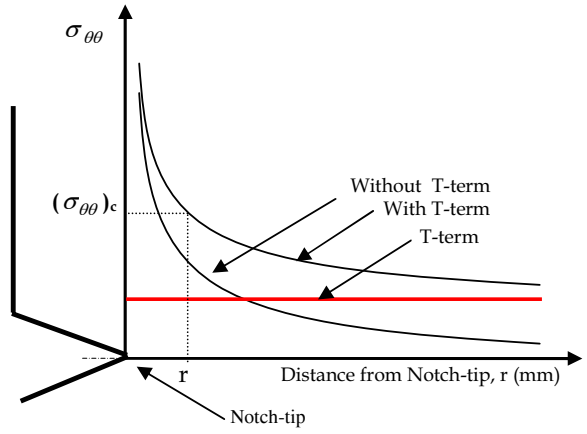


Figure 1 : Evolution de la contrainte d'ouverture le long du ligament en présence du paramètre T [4].

Les valeurs positives de T renforcent le niveau de la contrainte de triaxialité à la pointe de la fissure, et mènent à des confinements très élevés. Les valeurs négatives réduisent considérablement le niveau de la contrainte de triaxialité à la pointe et mènent à des pertes du confinement.

Il est noté [2-9] que la contrainte T représente la contrainte non singulière caractérisant le champ local de la contrainte à la pointe d'une fissure, pour un matériau élastique linéaire et pour un matériau élastique dans les conditions d'échelle (Small Scale-Yielding, SSY). Elle peut être utilisée pour le cas de la plasticité étendue (LSY).

Williams [1] a montré que le champ de contraintes à l'extrémité d'une fissure, dans un matériau isotrope et élastique, peut être exprimé à l'aide de séries infinies en puissance de *r*, dont le premier terme prépondérant correspond à la singularité en $1/\sqrt{r}$; le deuxième terme est constant, le 3eme terme est proportionnel à $\sqrt{r}$ …etc. Une analyse détaillée des contraintes a été effectuée en proximité de la pointe de fissure, afin de souligner les caractéristiques du champ bidimensionnel de contraintes.

Dans le cas du mode I, la propagation de fissure est déterminée par la contrainte perpendiculaire, à savoir σ_{yy}. La Figure 1 montre la variation de la contrainte d'ouverture σ_{yy} avec la distance, le long du ligament. La contrainte considérée est non dimensionnelle, sous la forme spéciale de la série de développement de Williams (1957) [1]. Dans cette représentation, la contrainte d'ouverture, en mode I, à la pointe de la fissure, peut être écrite par :

$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} + A_3\sqrt{r} + A_5\sqrt{r^3} + \ldots \tag{1}$$

La théorie classique de la mécanique de la rupture néglige habituellement tous les termes à l'exception du terme singulier. Cependant, si les termes au delà du second terme, en $r^{1/2}$, $r^{3/2}$… s'annulent à l'extrémité de la fissure, le second terme est constant pour les fissures et garde sa valeur. Ce terme peut avoir une influence importante sur la forme de la zone plastifiée et sur les contraintes en profondeur à l'intérieur de cette zone.

Pour une fissure dans un matériau élastique et isotrope, sollicité en mode d'ouverture sous contraintes planes, les deux premiers termes intervenant dans l'expression des contraintes sont :

$$\sigma_{ij} = \frac{K_{ij}}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) + T\delta_{1i}\delta_{1j} \tag{2}$$

avec $\sigma_{ij} = 0,1$; f_{ij} : Fonction de l'angle θ, K_{ij} : Facteur d'Intensité de Contraintes, δ_{ij} : Symbole de Kronecker. *T* une contrainte uniforme, correspondant aux contraintes de compression/traction transverses évoquées lors de l'étude de la fissure stationnaire.

On peut écrire dans le plan (x,y):

$$\begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} \end{bmatrix} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{1}{2}\theta\right) \begin{bmatrix} 1 - \sin\left(\frac{1}{2}\theta\right)\sin\left(\frac{3}{2}\theta\right) & \sin\left(\frac{1}{2}\theta\right)\cos\left(\frac{3}{2}\theta\right) \\ \sin\left(\frac{1}{2}\theta\right)\cos\left(\frac{3}{2}\theta\right) & 1 + \sin\left(\frac{1}{2}\theta\right)\sin\left(\frac{3}{2}\theta\right) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} T & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} + O\left(r^{1/2}\right) \tag{3}$$

Le développement de (3) devient:

$$\sigma_{xx} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\frac{1}{2}\theta\left[1 - \sin\frac{1}{2}\theta\sin\frac{3}{2}\theta\right] + T + 0\left(r^{\frac{1}{2}}\right) \tag{4}$$

$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} cos\frac{1}{2}\theta\left[1 + sin\frac{1}{2}\theta\, sin\frac{3}{2}\theta\right] + 0\left(r^{\frac{1}{2}}\right) \tag{4.2}$$

$$\sigma_{xy} = \sigma_{yx} = \tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} cos\frac{1}{2}\theta\, sin\frac{1}{2}\theta\, cos\frac{3}{2}\theta + 0\left(r^{\frac{1}{2}}\right) \tag{4.3}$$

Pour évaluer l'influence de cette contrainte T, une construction d'un modèle simple circulaire est obtenue par découpage d'un disque entourant l'extrémité d'une fissure. Les conditions limites sur les bords de ce disque sont indiquées sur la figure 2 [10].

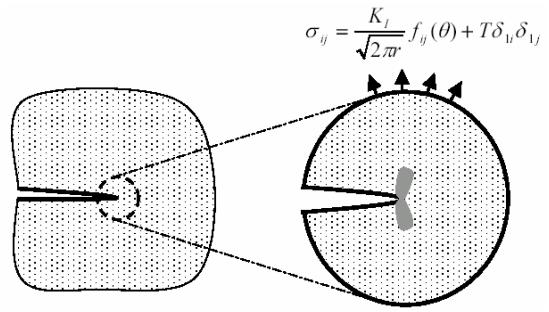


Figure 2 : Conditions limites pour le modèle circulaire.

Le champ des contraintes, issu de la relation précédente, est appliqué sur la frontière du disque découpé autour de l'extrémité de la fissure. Une zone plastifiée se développe en pointe de fissure, mais elle doit demeurer largement confinée dans le disque considéré, pour s'assurer de la validité des conditions limites imposées et de la solution élastique. Le modèle circulaire permet, en régime de plasticité confinée, la simulation des conditions existant au voisinage de l'extrémité d'une fissure et ce, indépendamment de la géométrie de la structure fissurée.

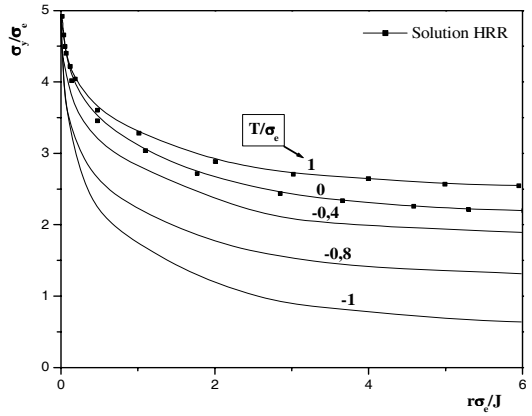


Figure 3 : Répartition des contraintes pour le modèle circulaire à l'extrémité de la fissure (θ = 0) [10].

La Figure 3 est une illustration des résultats obtenus par la MEF dans un modèle circulaire. Ces résultats, exprimés pour différentes valeurs de T/σ_e, montrent l'influence de la contrainte T en profondeur dans la zone plastifiée. Le cas T = 0 correspond à la limite du régime de plasticité confinée lorsque le terme de singularité décrit tout seul les champs près de l'extrémité de la fissure. Les valeurs négatives de T (contraintes de compression) influent de façon beaucoup plus significative la distribution des contraintes que les valeurs positives [11, 12].

Il faut noter que la solution HRR n'est pas confondue avec T = 0. Le champ des contraintes, en profondeur à l'intérieur de la zone plastifiée, peut être représenté par une série en puissance de r, dont le premier terme correspond à la solution HRR. La figure (3) montre que l'influence des autres termes n'est pas négligeable lorsque T = 0. On définit un rapport de biaxialité du fait de la présence de la contrainte T. Dans une structure fissurée, soumise à un chargement en mode I, ce rapport de biaxialité noté β est défini par :

$$\beta = \frac{T\sqrt{\pi.a}}{K_I} \tag{5}$$

Dans une éprouvette infinie, comportant une fissure traversante de longueur 2*a* et soumise à un chargement en mode I sous l'effet d'une contrainte σ_0, β = -1. Autrement dit, la contrainte de traction σ_{yy}, selon l'axe $\vec{y}$, conduit à des contraintes de compression transversales $T = -\sigma_0$, dans la direction $\vec{x}$. Ce qui traduit une relaxation significative des contraintes, si l'on se réfère à la Figure 3. Dans les éprouvettes d'essais en laboratoire (CCT, DENT, SENT, BENT), les solutions du FIC K_I peuvent se mettre sous une forme polynomiale. La contrainte *T* est donnée par :

$$T = \beta.\frac{F}{t\sqrt{\pi.a.w}}.f\left(a/_w\right) \tag{6}$$

Où *f(a/w)* est un polynôme, dont l'expression dépend du type d'éprouvette. *F*, *t* et *L* sont respectivement la force appliquée, l'épaisseur et la largeur de l'éprouvette.

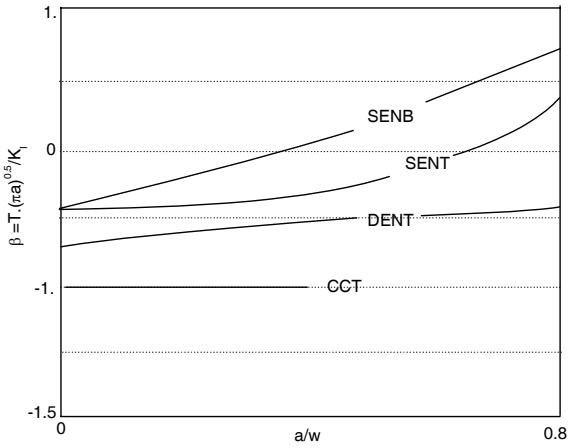


Figure 4 : Rapport de biaxialité pour des configurations d'éprouvettes [10].

Les variations du rapport de biaxialité β, pour différents chargements d'éprouvettes d'essais standard, sont représentées sur la figure 4. Il faut rappeler les résultats, Figure 4, qui montrent que, dans l'éprouvette CCT, la relaxation des contraintes est la plus importante. Le rapport de biaxialité dans cette éprouvette vaut –1, c'est-à-dire, la distribution des contraintes dévie fortement de la solution HHR. Le rapport de biaxialité devient positif lorsque la fissure est suffisamment profonde dans les éprouvettes SENT et SENB, où le ligament non fissuré est soumis essentiellement à la flexion. Dans ces éprouvettes, la triaxialité des contraintes demeure forte en régime de plasticité étendue. Des valeurs positives de la contrainte transverse T contribuent à maintenir cette triaxialité élevée, alors que celle-ci diminue fortement avec la déformation pour des valeurs négatives de T. Le rapport de biaxialité apparaît donc comme une indication qualitative de la triaxialité des contraintes, pour différentes configurations de chargement. La contrainte T peut aussi être utilisée comme second paramètre caractéristique des champs à l'extrémité d'une fissure. Pour une géométrie donnée, ce paramètre est déterminé à partir des relations 5 ou 6 en utilisant le rapport β, Figure 4. On peut ensuite estimer la distribution des contraintes à partir des résultats de la Figure 3.

Cette procédure a cependant ses limites, car T est un paramètre issu de l'élasticité et le calculer, à partir de la relation 3, a peu de sens en régime de plasticité étendue. L'évaluation des champs de contraintes, en utilisant le paramètre supplémentaire T, est entachée d'erreurs dès que la déformation devient importante ; cette procédure devient très approximative lorsque $\beta<0,4$ [10].

II. 2 ETUDE DES SINGULARITES DES CONTRAINTES

Le Facteur d'Intensité de Contraintes K et l'intégrale J sont deux grandeurs couramment utilisées en mécanique de la rupture. Elles permettent, dans un état de plasticité confinée en pointe de fissure et donc de forte triaxialité, de représenter les champs de contraintes et de déformations en pointe de fissure. Un certain nombre de résultats, accumulés au cours de ces dernières années, montrent néanmoins que lorsque la plasticité se développe et que le Facteur d'Intensité de Contrainte K n'est plus utilisable, l'intégrale J reste encore un paramètre intéressant, à condition de l'associer à un second paramètre représentatif du degré de confinement de la plasticité en pointe de fissure. Ce deuxième paramètre est généralement issu des termes du second ordre des champs analytiques des contraintes en pointe de fissure [12].

Ce concept a fait apparaître un nombre relativement important d'approches. Nous citons en particulier les approches K-T et J-Q, actuellement les plus récentes dans la littérature. Après un descriptif de ces approches et des méthodes d'évaluation des paramètres T et Q, les champs de contraintes en élasticité sont présentés, et l'existence d'un second terme représentatif du confinement ou non de la zone plastique est analysée. Le but principal est d'étudié si le champ HRR est capable de décrire correctement la distribution des contraintes au voisinage de la pointe de fissure, quelles que soient la géométrie de l'éprouvette et la taille de la fissure, pour une géométrie donnée.

II.2. 1 Approches globales à deux paramètres : Approche K-T

Pour "enrichir" le Facteur d'Intensité de Contraintes K, le paramètre T est introduit pour modéliser le champ des contraintes élastiques en pointe d'une entaille. Cependant, plus de détails sur les caractérisations à deux paramètres sont disponibles dans l'article de Parks [13]. Des exemples d'application sont trouvés, pour trois types de géométrie, chez Wu et al.[14] et Martin et al.[15]. Mais en dehors des éprouvettes classiques de laboratoire telles les éprouvettes CT, SENB et SENT, nous avons relevé peu d'applications à des composants industriels de ces approches à deux paramètres. D'ailleurs, Parks [13] insiste bien sur le fait que les différentes approches globales, à deux paramètres, ont chacune leurs avantages et inconvénients, mais qu'aucune ne décrit complètement les champs de contraintes, en pointe de fissure, dans les multiples cas de triaxialité. Zerbst et al.[16] montrent que le comportement d'un défaut, dans un piquage en T^*, est similaire à celui d'une éprouvette de laboratoire, si les conditions locales de géométrie, contraintes et déformations sont comparables en pointe de fissure. Ils dénomment l'ensemble de ces conditions. Pineau [17] analyse les effets de la taille d'une structure sur la rupture ductile et la rupture fragile. La ténacité K_{IC} est une fonction décroissante de l'épaisseur de l'éprouvette, dans les cas de la plasticité confinée et en déformations planes. Nous venons de citer quelques exemples d'auteurs essayant de faire progresser l'approche globale, en introduisant le second paramètre T. Le but est de diminuer les effets liés à la géométrie du chargement. Cependant, l'estimation de la ténacité d'un matériau, par une utilisation unique de critères locaux, reste aujourd'hui très délicate si l'on considère que cette estimation fait encore appel à des modèles souvent trop simplistes des calculs longs et coûteux.

Différents études [18-20] montrent que la contrainte T a une influence sur la direction de l'avancement de la fissure, la stabilité de la propagation, la distribution des contraintes à la pointe de la fissure et la ténacité à la rupture. Nous présentons quelques exemples.

II.2.1. 1 Approche de Cotterel

Le champ des contraintes de traction, à l'extrémité d'une fissure peut être développé en séries. Selon Cotterell [21], Le premier terme, appelé ordinairement Facteur d'Intensité de Contraintes, détermine l'amorçage de la fissure dans un matériau fragile. Les autres termes ont les effets suivants:

- le second terme contrôle la stabilité de la direction de la fissure.
- le troisième terme contrôle la stabilité de la propagation de la fissure.
- et le quatrième terme détermine si la valeur maximale de la contrainte de cisaillement de la fissure augmente ou diminue.

Deux études ont été présentées par Cotterell [21,22], pour une éprouvette en traction (CT). Dans la première étude, Cotterell [21] démontre analytiquement que le signe de la contrainte T détermine la stabilité du chemin de la fissure. Pour les valeurs positives de T, la fissure dérive de son chemin original ; tandis que si les valeurs sont négatives, la fissure continue le long de la direction de la fissure principale. Dans la seconde étude, Cotterel [22] observe que le premier critère ne prédit pas correctement la stabilité du chemin de la fissure. Pour T positive, les résultats expérimentaux donnent une stabilisation du chemin de la fissure. La distribution des contraintes, prés de la pointe de l'entaille, peut être exprimée par une série :

$$\sigma_{\theta\theta} = a_1\left(\frac{a}{r}\right)^{1/2}\left(\frac{3}{4}\cos\left(\frac{\theta}{2}\right)+\frac{1}{4}\cos\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right)+a_2\,\sin^2\theta+a_3\left(\frac{r}{a}\right)^{1/2}\left(5\cos\theta-\cos\left(\frac{5\theta}{2}\right)\right)+O\left(\frac{r}{a}\right) \quad (7)$$

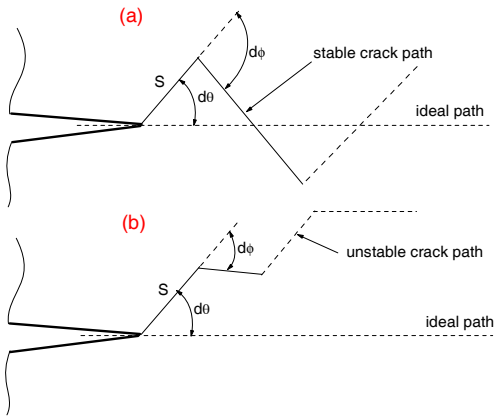


Figure 5 : Représentation schématique de la direction de propagation de la fissure : (a) chemin d'une fissure stable, (b) chemin d'une fissure instable [21,22].

Cotterell [22] a montré, pour une petite portion (S) dans la direction $d\theta$, que le chemin de fissuration sera stable si la prochaine ou la deuxième ou la probable portion est orientée vers le chemin idéal de la propagation de la fissure en mode I pur, c-a-d $d\phi > d\theta$, Figure 5.a. $d\phi < d\theta$ indique une instabilité de la croissance de la fissure, Figure 5.b. La relation entre $d\phi$ et $d\theta$ est

obtenue en considérant le mode I et II locaux comportant un branchement à la pointe de la fissure. L'auteur suppose que la direction, pour une croissance prochaine de la fissure $d\theta$, est détectée par le critère des contraintes tangentielles maximales.

$$\frac{d\phi}{d\theta} = 1 - \left(\frac{S}{a}\right)^{1/2}\left[\frac{4}{\pi}\left(\frac{a_2}{a_1}\right) + \left(\frac{a_3}{a_1}\right)\left(\frac{S}{a}\right)^{1/2}\right] \qquad pour\ S << a \qquad (8)$$

Pour une éprouvette CT, les coefficients de la série a_i pour $i = 1,3$, sont donnés dans [21,22]. $d\phi / d\theta$ est examinée en fonction de branchement S, pour des profondeurs a/w = 0,2–0.7, Figure 6.

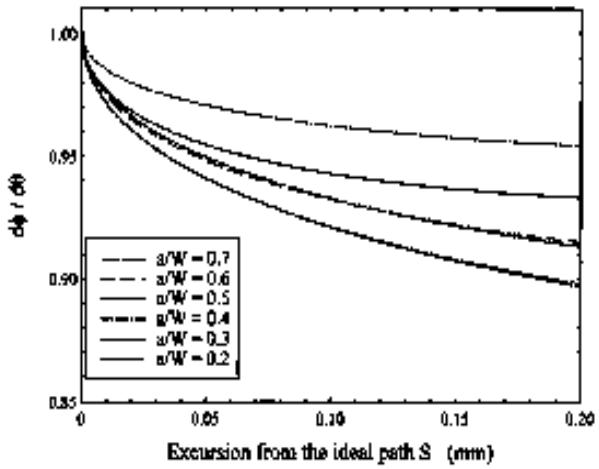


Figure 6 : Déviation de chemin de la fissure du plan de l'origine en fonction de la taille de la course du chemin idéal [22].

II.2.1. 2 Approche de Cotterel et Rice

Les travaux de Cotterell et Rice (1980) [23] ont reçu énormément d'attention, et leurs résultats sont généralement très significatifs. Les auteurs ont examinés la stabilité directionnelle d'une petite fissure dans une éprouvette plate et large. Le but semble être de fournir une preuve que la courbe ou le chemin principal de la fissure diverge du chemin original, lorsque la contrainte du cisaillement T est positive. L'angle d'amorçage augmente avec la croissance du rapport (K_I/T). Pour T négative, le chemin de fissure tend vers le chemin de la direction principale.

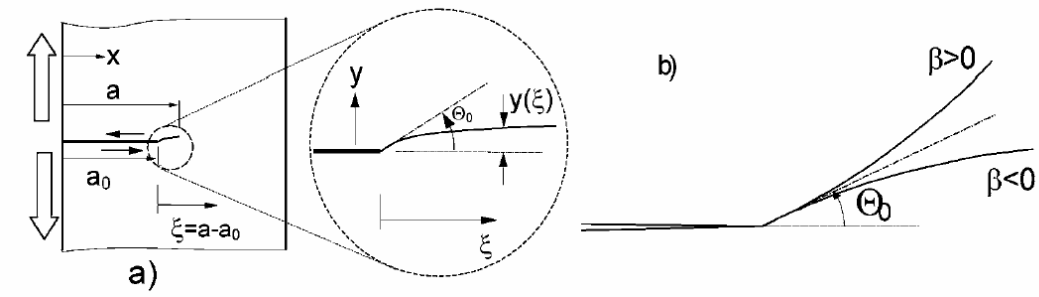


Figure 7 : Propagation de la fissure selon [23].

II.2.1. 3 Approche Selvarathinam et Goree

Une extension du model de Cotterel et Rice [23] a été développé par Selvarathinam et Goree [24], pour de petits branchements de fissures à différentes orientations. Ils ont défini une valeur critique de la contrainte T, T_{crit}, représentant un paramètre intrinsèque du matériau, obtenu par des essais de rupture. Si $T < T_{crit}$, le chemin de la propagation de la fissure est stable. Si $T > T_{crit}$ le chemin est instable.

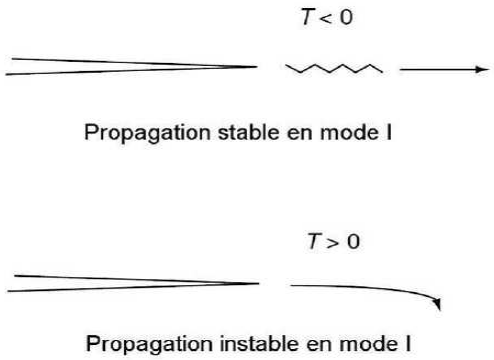


Figure 8 : Branchement de la fissure, pour différentes situations de la contrainte T [23].

II.2.1. 4 Autres Approches

Marder (1994) [25] a montré que la transition du chemin de fissure droit à un autre oscillant se produit lorsque la contrainte T=0. Ceci est confirmé par les résultas expérimentaux de Yuse et de Sano (1993) [26]. Marder a constaté que l'énergie de rupture est une fonction de la vitesse de fissuration. Cependant, ceci ne peut pas être justifié physiquement sur la gamme de propagations de fissure observées expérimentalement.

Des études analytiques et expérimentales (Handcok et al.[27] et Sumpter [28]) ont montré que la contrainte T peut être utilisée comme une contrainte pour mesurer le chemin de fissuration. Les expériences de Ramulu et Kobayashi (1983) [29]et de Ravi-Chandar et Knauss (1984) [30] ont montré que le critère de Cotterell n'est pas valable pour décrire le chemin de propagation d'une fissure. Fleck et al. [31] ont développé un critère définissant le chemin de propagation d'une fissure, dans un joint soudé. Larsson-Carlsson [32] et Rice [33] montrent que le signe et l'amplitude de la contrainte T change substantiellement la taille et la forme de la zone plastifiée en déformation plane, au niveau de la charge limite. Kirk et al.[34] et Sorem et al.[35], dans une étude expérimentale, ont aussi montré que la ténacité à la rupture, d'un matériau donné, peut être considérablement dépendant de la taille et la géométrie de la fissure. Récemment, Ganti et Parks [36] et Zhang et al. [37] ont fait une investigation sur l'effet de la contrainte T, sur la contrainte de fissuration d'interface en élastique et elasto-plastique. Ayatollah et al. [38] a étudié l'effet de la contrainte T sur la distribution du champ de contraintes d'une fissure, sous un chargement en mode mixte. Jayadevan et al. [39] a étudié le rôle de la contrainte T, en processus de rupture sous un chargement dynamique. Très récemment, Li et Xu [40] ont discuté le branchement de fissure, en présence de la contrainte T.

Les résultats analytiques de branchement de la contrainte T et le changement de contraintes, à travers une fissure en statique ou en dynamique, ne sont toujours pas disponibles. Quelques auteurs [38,40] montrent également que le signe de la contrainte T ne reflète pas la stabilité de la fissure, et que d'autres paramètres devraient être présents. Melin [41] a montré une explication contraire,

lorsque T est positif, le chemin de la fissure est toujours stable. Richardson et Goree [42] ont également observé que dans des éprouvettes, de différentes géométries de PMMA, la fissure ne se stabilise pas immédiatement si la contrainte T est positive.

Chao et al. [43] ont présentés des remarques très intéressantes par calculs numériques en déformations planes sur un superalliage. Ces calculs ont été réalisés sur quatre éprouvettes : SENT avec des rapports de tailles de fissures a/t = 0.125 et 0.5, TPB avec a/t = 0.125, CCP avec a/t = 0.125 et CT avec a/t = 0.25. Pour la CCP, ils trouvent que T/σ_0 = -1.19 et pour la CT, T/σ_0 = -0.2615. Ils concluent que, pour cette éprouvette (CT), le champ HRR est suffisant pour représenter la distribution des contraintes au voisinage de la pointe de fissure. D'autre part, Nguyen et al. [44] ont utilisé les résultats de calculs numériques de Chao et al. [43, 45] et Liu et Chao [46], et ont montré que le deuxième paramètre est négatif et augmente considérablement pour les fissures profondes ($a/t \geq 0.5$). Cependant, ils ont constaté que l'éprouvette CCP a le plus bas paramètre de confinement qui est quasiment constant dans l'intervalle $0.2 \leq a/t \leq 0.75$. Pour les éprouvettes de flexion (SENT et SENB), ils ont constaté que le paramètre de confinement diminue pour un rapport $a/t \leq 0.5$.

Dans une autre approche, Nguyen et al. [47] ont utilisé un modèle micromécanique pour étudier la propagation de la fissure. L'effet du confinement, à la pointe de fissure caractérisé par l'approche K-A_2, a été étudié pour des valeurs normalisées de A_2, (A_2/σ_0) comprises entre –2 et 0, pour deux cas de rupture en fluage, le premier fragile et l'autre ductile. Ces auteurs ont montré que pour des faibles valeurs de $-A_2$, les termes d'ordres supérieurs ont une contribution négligeable sur les champs au voisinage de la pointe de fissure, et que l'analyse de l'endommagement pourrait se faire seulement avec la paramètre K. En outre, ils ont montré que dans toutes les situations, une valeur négative de A_2 tend à réduire le dommage au voisinage de la pointe de fissure. Son effet est de freiner l'avancée de la fissure et diminuer la vitesse de sa propagation. Ces résultats ont été trouvés par Ozmat et al. [48], à travers des expériences sur différentes géométries fissurées, ayant des confinements différents. Nguyen et al. [47] ont finalement montré que, pour une valeur de A_2/σ_0 = -2, la durée de vie, correspondante à une analyse avec les champs HRR, est augmentée de 40% dans le cas d'une rupture ductile, et de 18% pour la rupture fragile.

II.2.1. 5 Bilan sur les approches proposées

Ces différentes méthodes permettent de mieux présenter les concepts de la mécanique linéaire de la rupture (MLR), en présence du paramètre de confinement T. Nous avons introduit les paramètres de la MLR en présentant leurs différentes définitions et les méthodes qui permettent de les calculer.

Pour des éprouvettes de laboratoires, les méthodes d'évaluation de ces paramètres sont nombreuses. Les méthodes semi-analytiques dites "simplifiées" permettent de calculer K ou J avec des écarts plus ou moins importants en fonction du chargement, de la taille de fissure et de la loi de comportement. Des différences sont à noter dans les concepts de bases de ces méthodes, cependant, il est très important de noter qu'elles utilisent d'une manière différente les deux notions de direction et la stabilisation de la fissuration.

Les résultats obtenus par l'intermédiaire de ces méthodes sont à discuter en fonction de la géométrie, la taille de fissure et la loi de comportement utilisée. Toutes les méthodes ne permettent pas de faire les calculs précis de T. Les calculs par éléments finis restent un moyen très efficace pour évaluer ces paramètres. Ils permettent de s'affranchir des problèmes bidimensionnels et de calculer les deux paramètres de la ruptures (K,T) pour une structure réelle contenant des défauts plus compliqués qu'une fissure, entailles par exemple. Pour ces derniers défauts, les travaux qui en discutent sont très rares. Nous essayons de les traiter au Chapitre IV.

II.2. 2 Plasticité étendue : Approche J-Q et Champs HRR

Dans le cas d'un matériau, ayant un comportement élastique non linéaire Hutchinson [48], Rice et Rosengren [49] (HRR) ont proposé une méthode pour calculer les contraintes au voisinage de la pointe de fissure. Cette méthode permet d'avoir la répartition des contraintes et des déformations en fonction de J, de la position du point considéré et des paramètres de la loi d'écrouissage.

Ainsi, le champ de contrainte HRR est basé sur la connaissance de l'intégrale J de Rice et le paramètre caractéristique de la singularité en pointe de la fissure.

Dans l'analyse du champ HRR, l'équation (9) donne la contrainte maximale sur le ligament ($\theta = 0$) :

$$\sigma_{yy} = \left(\frac{J}{B_0 I_n r} \right)^{\frac{1}{n+1}} f_\theta(0,n) \tag{9}$$

Où $f_\theta(0,n)$, B_0, I_n sont des constantes pour θ et n fixés [50]. Compte-tenu de la forme des champs de type HRR, ce ne sont pas les différents calculs de J qui peuvent justifier les écarts observés entre les champs analytiques (HRR) et les champs des contraintes issues des simulations numériques. Ces écarts sont à mettre en relation avec les problèmes de non confinement de la plasticité dans une éprouvette donnée. Dans le but de prendre en compte ces effets de non confinement, O'Dowd et Shih [51,52] proposent une extension de l'expression du champ HRR :

$$\sigma_{ij} = \left(\frac{J}{B_0 I_n r} \right)^{\frac{1}{n+1}} f_{ij}(\theta,n) + Q \left[\frac{r}{J/\sigma_0} \right]^q f_{ij}(\theta,n) + termes\ d'ordres\ sup. \tag{10}$$

Pour des valeurs du coefficient d'écrouissage *n* comprises ($5 \leq n \leq 20$), O'Dowd et Shih montrent que l'exposant q est proche de zéro ($q \approx 0$). Pour un angle : $|\theta| < \pi/2$, les fonctions augulaires $f_{\theta\theta}$ et f_{rr} sont équivalentes et constantes ($f_{\theta\theta} \approx f_{rr} \approx$ cste ; et la valeur de $f_{r\theta}$ est négligeable devant celle de $f_{\theta\theta}$ ($f_{\theta\theta} >> f_{r\theta}$). L'expression du champ de contraintes s'écrit :

$$\sigma_{ij} = \left(\frac{J}{B_0 I_n r} \right)^{\frac{1}{n+1}} f_{ij}(\theta,n) + Q\sigma_0 \delta_{ij} \tag{11}$$

Le paramètre Q est appelé facteur d'amplitude du champ du second ordre ("amplitude factor of the second-order field") ou paramètre de triaxalité du confinement ("triaxiality constraint factor"). Il a pour définition :

$$Q = \frac{Q_{yy}^{num} - Q_{yy}^{HRR}}{\sigma_0} \tag{12}$$

Lorsque la plasticité est confinée en pointe de fissure, O'Dowd et Shih [52] proposent également l'expression suivante du paramètre Q :

$$Q = \frac{Q_{yy}^{num} - Q_{yy}^{SYY}}{\sigma_0} \tag{13}$$

Où la contrainte Q_{yy}^{SYY} correspond au champ de contraintes en plasticité confinée ("Small Scale Yielding"). Le paramètre Q traduit en quelque sorte la différence entre le champ réel généré dans la structure et un champ de référence. Le choix du champ de référence (Q_{yy}^{SYY} ou Q_{yy}^{HRR} ne semble pas avoir beaucoup d'influence, pourvu que la référence soit identique le long des calculs). Une valeur négative où positive de Q entraîne une réduction om augmentation de la contrainte hydrostatique, c'est à dire une diminution ou augmentation du taux de triaxialité.

Notons, cependant, que la plupart des études réalisées pour développer cette approche, introduisant le paramètre du second ordre Q [45, 51, 52], ont traités essentiellement les cas où le coefficient d'écrouissage n est supérieur à 5. D'autres auteurs [56, 65, 66] ont constaté qu'en fonction de la valeur du coefficient d'écrouissage *n* d'autres termes d'ordre supérieur ne sont plus négligeables. Pour mieux décrire la distribution des contraintes au voisinage de la pointe de fissure, les auteurs introduisent des termes de troisième, quatrième et parfois de cinquième ordre. Ils ont constaté qu'un développement limité à des ordres supérieurs simule correctement la distribution des contraintes.

II. 3 METHODES DETERMINANTS LA CONTRAINTE T

II.3. 1 Introduction

La littérature [32-38, 42-48] indique que la plupart des méthodes, pour obtenir la contrainte T, sont limitées aux simples géométries et simples configurations de chargement. En effet, si le Facteur d'Intensité de Contraintes est reporté dans les manuels, pour quelques cas de géométries et de chargements, les solutions de la contrainte T restent valables et limitées seulement pour de simples expériences et simples cas de chargement.

Différentes méthodes, appliquées dans les années précédentes, détermine la contrainte T, pour différentes éprouvettes, dans le cas de la mécanique linéaire de la rupture. Pour des fissures unidimensionnelles, Leevers et Radom [54] ont construit une analyse numérique basée sur la méthode variationnelle. Kfouri [55] a appliqué la technique de Erhelby [55]. Sharma [56], par la méthode des éléments finis, a développé le deuxième ordre de la fonction, en se basant sur l'intégrale du travail associé, pour des éprouvettes SENT. Dans [57], la méthode de Green est utilisée pour déterminer l'évolution de la contrainte T, dans une fissure de surface en 2D en présence de la méthode de line-spring. Malgré la signification de la contrainte T, pour la description des contraintes en pointe d'une fissure, peu de méthodes sont valables pour déterminer la contrainte T.

II.3. 2 Méthode de Différence des Contraintes (SDM)

La méthode dite de Différence de Contraintes, en anglais Stress Difference Method (SDM), est proposée en premier par Yang et al. [58]. Cette méthode emploie directement une analyse simple par Eléments Finis. Elle a pour but de calculer efficacement et exactement la contrainte T par l'évaluation de la différence de (σ_{xx} - σ_{yy}) à un point en avant de la pointe de la fissure. L'idée fondamentale est de décrire l'évolution des erreurs, en valeurs numérique, obtenues à la pointe de

la fissure sur la distance x, c.-à-d. la distance de la pointe de la fissure. De la même manière cette différence doit éliminer les erreurs effectives.

Pour un matériau homogène, la contrainte T est calculée en utilisant la différence des contraintes dans les directions principales, le long du ligament et pour θ = 0. La Figure 9 représente un exemple d'évolution de la différence des contraintes le long du ligament, pour un arc de tuyau soumis à une flexion trois points. A la pointe de la fissure, la contrainte T peut être exprimée sous la forme :

$$T = \left(\sigma_{xx} - \sigma_{yy}\right)_{r=0,\theta=0} \tag{9}$$

Cette méthode peut donner des significations aux erreurs numériques dues au rétablissement des contraintes très proche de la pointe de la fissure. La contrainte T est le premier terme non singulier du développement asymptotique des contraintes en mécanique élastique de la rupture. Ce terme intervient dans l'écriture de la contrainte $\sigma_{xx}(r,\theta)$. Dans le cas particulier de la fissure de Griffith, T est définie par T = $\sigma_{xx} - \sigma_{yy}$. Le Facteur d'Intensité de Contraintes est défini par $K_I = \sigma_{yy}\sqrt{\pi a}$.

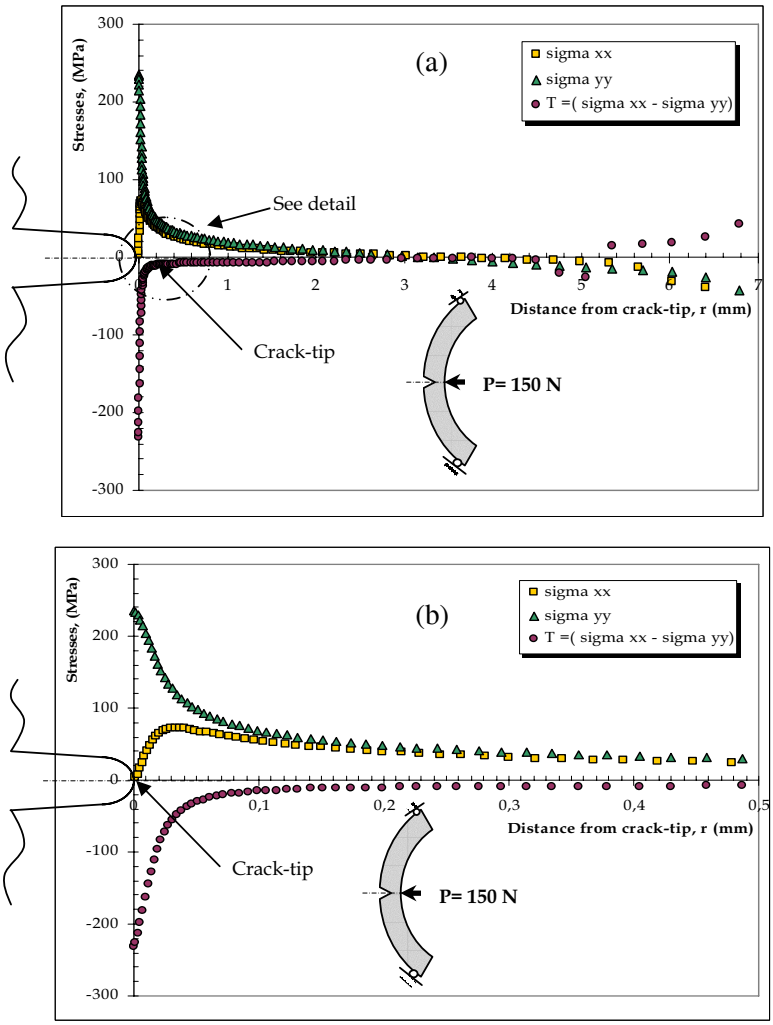


Figure 9 : (a) Exemples d'évolution des contraintes le long du ligament, pour un rapport d'épaisseur de 20% (a/t = 0.2, P = 150 N). (b) Détail de (a) [59].

Nous pouvons également employer la contrainte T pour caractériser la biaxialité du chargement. Dans le cas d'une fissure plane traversante de longueur **2a**, dans une plaque infinie soumise à un chargement biaxiale à l'infini ($\sigma_{xx} - \sigma_{yy}$), la biaxialité β du chargement est définie comme le rapport $\beta = \sigma_{xx} / \sigma_{yy}$ de la contrainte à l'infini σ_{xx}, agissant parallèlement au plan de la fissure et normale à son front, et de la contrainte à l'infini σ_{yy} agissant dans la direction normale au plan de la fissure.

La contrainte T peut être déterminée, dans n'importe quel direction le long du ligament lorsque le premier terme singulier de σ_{xx} tend vers zéro, ou peut être placé au zéro, par superposition avec σ_{yy}. Elle correspond à la position de différents angles dans le contour de la pointe de la fissure. Exemple :

Le long de $\theta = 0$: $T = \sigma_{xx} - \sigma_{yy}$, (10)

$\theta = \pi$ *ou* $\theta = +\pi$: $T = \sigma_{xx}$ (11)

$\theta = \pi / 3$ *ou* $\theta = +\pi / 3$: $T = \sigma_{xx} - (\sigma_{yy}) / 3$, (12)

$\theta = \pi / 2$ *ou* $\theta = +\pi / 2$: $T = \sigma_{xx} - (\sigma_{yy}) / 3$, (13)

$\theta = 2\pi / 3$ *ou* $\theta = +2\pi / 3$: $T = \sigma_{xx} - \sigma_{yy}$. (14)

Pour les fissures, la contrainte T est considérée comme étant une valeur constante, active parallèlement dans le sens de la propagation. Cette valeur est prise lorsque la différence des contraintes se stabilise le long du ligament. Nous remarquons que cette méthode donne le Facteur d'Intensité de Contraintes à la pointe de la fissure ; Une correction de ce facteur, par la contrainte T à une certaine distance de la pointe de la fissure, reste à discuter dans le chapitre IV.

II.3. 3 Méthode d'extrapolation

Cette méthode de mesure, proposée par Maleski et al [60], utilise le même principe de différence de contraintes en mode I, pour déterminer la contrainte T. Cette dernière est supposée, par définition, comme étant une contrainte constante agissant parallèlement au chemin idéal de propagation de la fissure. Les Auteurs [60] utilisent une simulation, par Eléments Finis, pour calculer la valeur de la contrainte T et du Facteur d'Intensité de Contraintes, FIC. Le terme de la contrainte T est déterminé dans direction *xx* :

$$T = \left[\sigma_{xx} - \sigma_{yy}\right] = T_0 + \lambda . \left(x / a\right) \tag{15}$$

Cette représentation, une relation linéaire entre T et la distance *x* à la pointe de la fissure, dépend de λ. Par extrapolation de T, en fonction de x, nous pouvons obtenir une valeur de T à $x = 0$ (à la pointe de la fissure), noté T_0. La figure 10 représente le détail de cette méthode, pour une éprouvette SENT en flexion trois points. La portion linéaire de la courbe a été extrapolée en arrière pour obtenir T_0. Ce processus se répète pour tous les rapports (a/t) pour obtenir la contrainte T, dans n'importe quel point le long du ligament, Figure 10.a.

Pour un premier examen des deux termes asymptotiques de l'équation de Williams, utilisant l'approche de K–dominant, dans la direction θ=0°, K_I prend l'expression suivante :

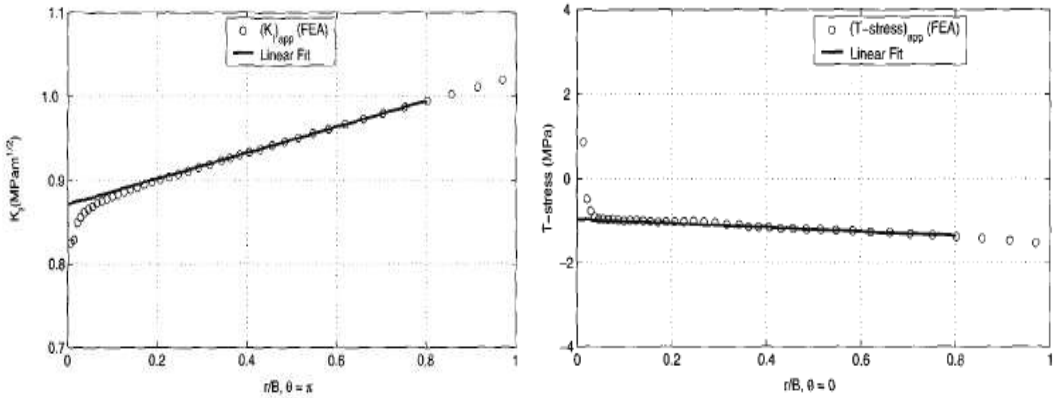


Figure 10 : Régression linéaire par élément finis pour déterminer : (a) le Facteur d'Intensité de Contraintes K_I, (b) la contrainte T avec la méthode de différence de contraintes modifiée [60].

$$(K_I)_{\theta=0} = K_0 + \eta.\left(x/a\right) \tag{16}$$

L'équation (16) présente une relation linéaire entre K_I et (x/a) de pente η, Figure 10.b. Par l'implantation de K_I, comme fonction de la distance x, nous obtenons la valeur K_I, pour x = 0 (à la pointe de la fissure), notée K_0.

II.3. 4 Autres méthodes de calcul

Il existe plusieurs méthodes pour calculer la contrainte T en élasticité linéaire. Fett (1988) [61] propose une synthèse des différentes méthodes de calcul existantes.

Chao et al. (2001) [62] ont opté pour une méthode simple déterminant la contrainte T en mode I. l'idée est de calculer numériquement par Eléments Finis l'erreur sur la première composante σ_{xx} de l'équation de Williams en traçant sa distribution le long du ligament pour $\theta = 180°$. Un exemple de la distribution proche de la pointe de la fissure est présenté dans la Figure 11. Les auteurs proposent l'existence d'une région où cette distribution est constante. La valeur, in-situ, dans la région est prise comme étant la valeur de la contrainte T.

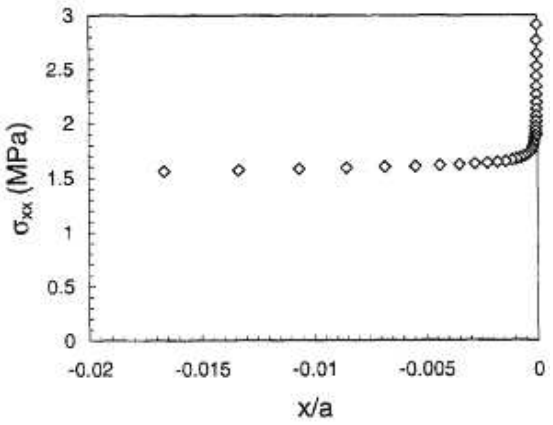


Figure 11 : Exemple de la distribution de la contrainte σ_{xx} le long du la face de la fissure par éléments finis (éprouvette CT) [62]

Ayatollahi et al. (1998) [63] a critiqué la généralisation de la méthode de la différence de contraintes par Yang et al.[58]. Ils ont calculé la contrainte T, par éléments finis, en utilisant le code de calcul ABAQUS. Deux méthodes ont été utilisées : la méthode des contraintes et la méthode des déplacements, sur deux types d'éprouvettes (SEN) et (DEN) sollicitées en mode I, Figure 12.

Ils remarquent que, pour les valeurs négatives lointaines de x, les termes d'ordre supérieur deviennent apparents. Par contre, pour les valeurs négatives proches, la singularité à la pointe de la face de fissure affecte les résultats. Traditionnellement, L'amplitude de la contrainte T est déterminée à partir de la partie constante des résultats, ce qui n'est pas le cas, dans cette étude. Les constatations de [58], pour les deux éprouvettes étudiées, confirment que la méthode de contraintes ne produit pas une valeur constante de T. Par contre, ils remarquent que la deuxième méthode, dite des déplacements, est en bon accord avec les résultats de Kfoufi (1986) [55], pour les mêmes éprouvettes. Ces résultats sont confirmés par des résultats similaires trouvés sur d'autres profondeurs de fissures et d'autres types d'éprouvettes. La Figure 13.a,b illustre les remarques citées sur éprouvette (SEN) avec a/w = 0.4 et (DEN) avec a/w =0.2.

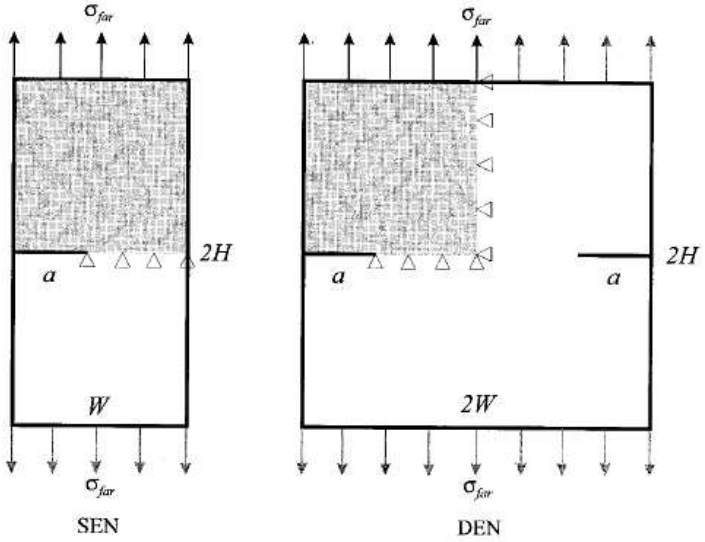


Figure 12 : Les éprouvettes SEN et DEN [63].

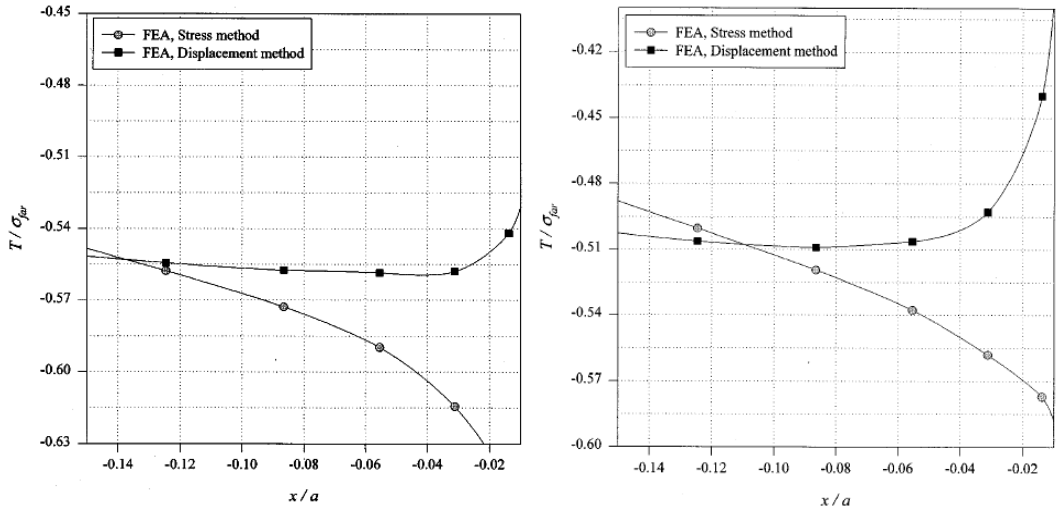


Figure 13 : Evolution de la contrainte T normalisée à la contrainte nominale pour une éprouvette : (a) SEN avec un rapport de a/w = 0.4, (b) DEN avec a/t=0.2 [63].

Wang et al. [64, 65] calcule la contrainte T par la méthode de superposition. Il a démontré que, pour une éprouvette contenant une fissure chargée d'une contrainte nominale en mode I, T est une superposition de la contrainte T pour deux cas. Le premier cas est une contrainte T pour une fissure chargée d'une pression $\sigma(x)$ sur ses lèvres, et le deuxième cas est une contrainte T, dans une éprouvette non fissurée sous une charge nominale. Pour cela, la contrainte T peut se calculer avec la sommation de deux sous problèmes :

$$T = T_{pression\ sur\ les\ lèvres} + T_{non-fissué} \tag{17}$$

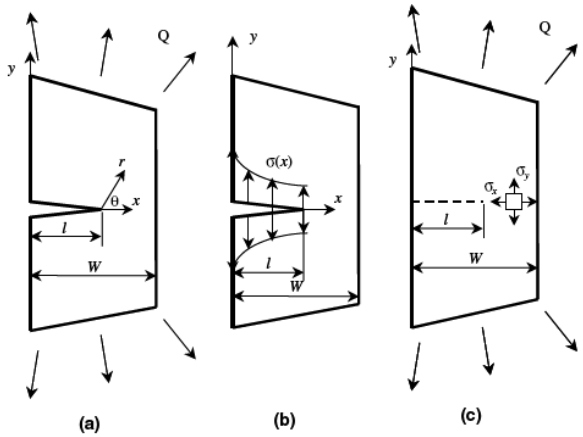


Figure 14 : méthode de superposition : (a) –(c) [64]

Notons que la distribution de la charge nominale, Figure 14.c, n'a pas de singularité à la pointe de la fissure, et le Facteur d'Intensité de Contraintes correspondant est égal à zéro. Cependant, la contrainte T a une valeur finie. Wang [64] montre que la contrainte T correspondante, pour une charge nominale, est donnée par l'équation (18) :

$$T_{non-fissuré} = \left(\sigma_{xx} - \sigma_{yy}\right)_{à\ la\ \ pointe\ de\ la\ \ fissure} \tag{18}$$

En se basant sur l'équation (17) et l'équation (18), la contrainte T, pour une éprouvette de la Figure 14, chargée avec une contrainte nominale, est présentée sous la forme :

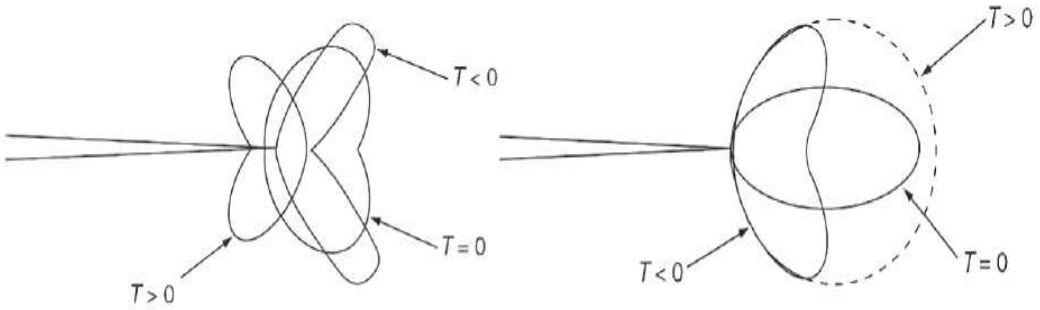
$$T = T_{pression\ sur\ les\ lèvres} + \left(\sigma_{xx} - \sigma_{yy}\right)_{à\ la\ \ pointe\ de\ la\ \ fissure} \tag{19}$$

II. 4 EVOLUTION DE LA CONTRAINTE T

Comme nous travaillons dans le cadre de la mécanique élastique linéaire de la rupture, nous définissons la biaxialité du chargement par la contrainte T plutôt que par le rapport β. Bien que la contrainte T soit en général faible devant σ_{xx} en pointe de la fissure, nous montrerons le rôle, non négligeable, qu'elle joue sur son comportement, en particulier sur le développement de la zone plastique. Les paragraphes suivants donneront la forme et la taille de la zone plastifiée, les paramètres géométriques du défaut, les conditions de chargement, le chemin de propagation ainsi que la vitesse de propagation qui dépend de ce terme non singulier

II.4. 1 Influence de T sur la taille de la zone plastifiée

La figure 15 montre, d'une manière schématique, le rôle de T sur la forme et la taille de la zone plastique en déformations planes ainsi qu'en contraintes planes. Nous nous intéressons ici au cas des déformations planes. Dans ce cas, la zone plastique présente une forme d'ailes de papillons plus marquée quand la contrainte T est négative. Une contrainte T positive provoque un renversement de ces ailes vers l'arrière de la fissure.



Déformation plane Contrainte plane

Figure 15 : Influence de la contrainte T sur la taille de la zone plastique [66].

Ce paramètre modifie la triaxialité des contraintes en pointe de fissure en intervenant directement sur la composante hydrostatique σ_m :

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}}{3} \tag{20}$$

De plus, la zone plastique est affectée par cette contrainte. Lorsque T est négative (cas d'éprouvettes en traction), la contrainte hydrostatique est diminuée et l'étendue de la zone plastique augmente par rapport au cas de référence T=0. A l'opposé, une valeur positive (éprouvettes CT ou SENB) est caractérisée par une diminution de la taille de la zone plastique, mais de manière beaucoup moins significative [67], Figure 16. Dans cette figure, les axes sont normalisés par la grandeur $(K/\sigma_0)^2$ où K est le Facteur d'Intensité de Contraintes correspondant au chargement, pour lequel les zones plastiques sont représentées (le repère (x,y) correspond à la figure16 et l'origine est située à la pointe de fissure).

Le rôle de la contrainte T, sur la plasticité, peut se comprendre aisément en calculant la contrainte équivalente de Von Mises à l'aide du développement asymptotique des contraintes (21,22) incluant la contrainte T. Pour $\theta=\pi$, l'expression analytique de la contrainte équivalente de Von Mises est très simple et permet de tirer quelques tendances. Cette expression montre que la dimension de la zone plastique dépend du rapport T/K_I. En outre, plus *r* est grand, c'est-à-dire plus la zone plastique est grande et plus l'effet de ce rapport T/K_I est grand [68].

$$\sigma_{eq}\left(r,\theta=0,\upsilon=1/3\right)=\frac{1}{3}\cdot\frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}\cdot\sqrt{\frac{27}{28}+\frac{1}{28}\cdot\left(1+\frac{14.T\sqrt{2\pi r}}{K_I}\right)^2} \tag{21}$$

$$\sigma_{eq}\left(r,\theta=0,\upsilon=0\right)=\frac{1}{3}\cdot\frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}\cdot\sqrt{\frac{3}{4}+\frac{1}{4}\cdot\left(1+\frac{2.T\sqrt{2\pi r}}{K_I}\right)^2} \tag{22}$$

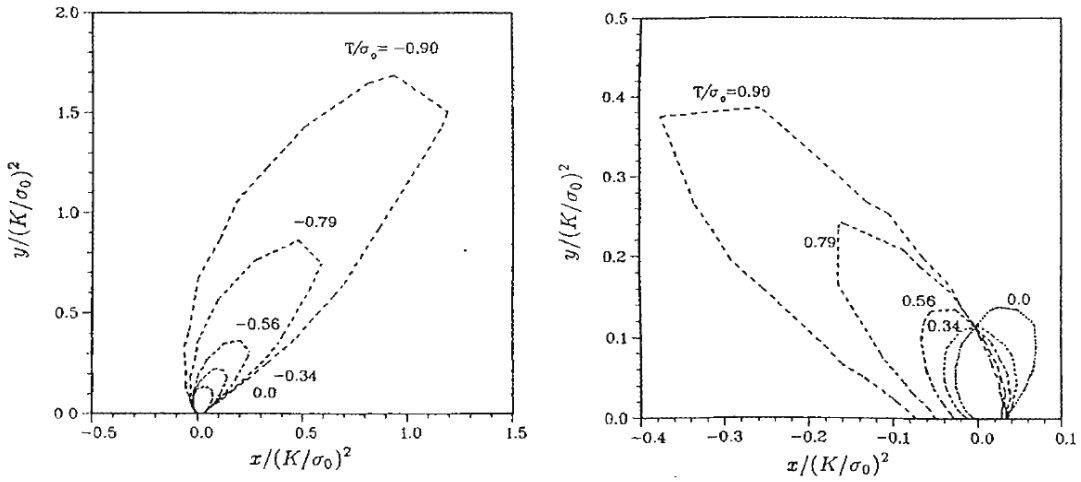


Figure 16 : Influence de la contrainte T sur la zone plastique [62].

$$\sigma_{eq}\left(r,\theta=0,\upsilon=1/3\right)=\frac{1}{3}\cdot\frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}\cdot\sqrt{\frac{27}{28}+\frac{1}{28}\cdot\left(1+\frac{14.T\sqrt{2\pi r}}{K_I}\right)^2} \tag{21}$$

$$\sigma_{eq}\left(r,\theta=0,\upsilon=0\right)=\frac{1}{3}\cdot\frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}\cdot\sqrt{\frac{3}{4}+\frac{1}{4}\cdot\left(1+\frac{2.T\sqrt{2\pi r}}{K_I}\right)^2} \tag{22}$$

Enfin, compte tenu de la forme de l'expression, la valeur de la contrainte équivalente passe un minimum en fonction du rapport T/K_I. En contraintes planes, ce minimum est en dehors des plages de variations usuelles du rapport T/K_I. L'évolution de la dimension de la zone plastique avec le rapport T/K_I est monotone. Mais ce n'est pas le cas en déformations planes. Des évolutions non monotones de la dimension de la zone plastique avec T/K_I pourront être observées [68].

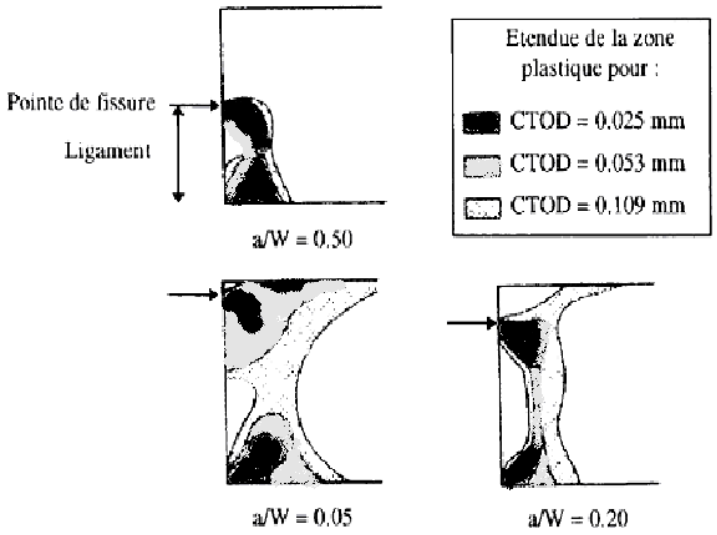


Figure 17 : Influence de la profondeur du défaut sur le confinement de la zone plastique [69].

Sorem et al.[69] ont étudié ce phénomène en calculant l'étendue de la zone plastique dans le cas d'une éprouvette de flexion SENB. Les rapports a/W sont de 0.5, 0.2 et 0.05 et trois chargements distinct sont représentés par le CTOD correspondant (chaque densité correspond à un CTOD donné). Pour les petites fissures, la zone plastique a tendance à rejoindre le bord libre de l'éprouvette et à s'étendre lorsque le chargement augmente, diminuant ainsi son degré de confinement. A l'opposé, pour les fortes profondeurs de défaut, la zone plastique évolue peu avec le chargement.

II.4. 2 Influence de T sur le chemin de propagation

Il a été démontré, par plusieurs auteurs [55-58] que la contrainte T a une influence sur le trajet de fissuration, Figure 18. Si l'on se place dans le cas particulier d'une fissure de Griffith, une contrainte T positive correspond à une contrainte σ_{xx} supérieure à σ_{yy}. Dans une telle configuration la fissure devrait bifurquer. Plus généralement, il a été montré qu'une contrainte T négative stabilise le trajet de fissuration, c'est-à-dire qu'une petite perturbation du trajet de la fissure sera vite atténuée. Par contre, une contrainte T positive accentue les déviations dues aux obstacles microstructuraux et permet à la fissure de bifurquer (Cotterell et Rice, 1980 [23]), Pook, (1994) [70].

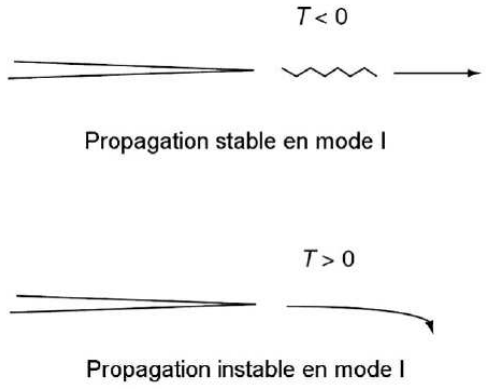


Figure 18 : Schémas montrant l'influence de la contrainte T sur le trajet de fissuration [66]

Ce changement de direction de fissuration, pour une contrainte T positive, a été également mis en évidence expérimentalement par plusieurs auteurs. Leevers et Radon, (1982) [54] ont remarqué que le trajet de fissuration est plus plan pour une contrainte T négative que pour une contrainte T nulle. Le chemin de la fissure est plus sinueux si le chargement devient équibiaxial (T =0). Truchon et al. (1981)[71] ont mis en évidence le même phénomène pour une fissure dans une éprouvette cruciforme. Les auteurs ont remarqué que, pour une contrainte T positive, le plan de fissuration évolue de manière à ce que la fissure soit sollicitée en Mode I local.

II.4. 3 Influence de la contrainte T sur la vitesse de propagation

L'étude bibliographique, ainsi que les essais réalisés [30, 42, 45-48] ont permis de montrer l'importance de la contrainte T sur la vitesse de fissuration. Il a donc été décidé d'étudier l'effet de la contrainte T par éléments finis, puis de modéliser et d'intégrer le rôle de T au modèle proposé. Les études, concernant l'influence de la contrainte T sur la cinétique de la fissure, sont

contradictoires. Cela laisse à penser que l'effet de T, sur la propagation, dépend peut-être d'une compétition entre divers effets liés à la plasticité, au comportement du matériau, à l'épaisseur de l'éprouvette, à la rugosité… Les tendances de la littérature montrent, cependant, que dans le cas général, la vitesse de propagation diminue quand la contrainte T augmente. Ceci a été prouvé expérimentalement ou par calcul par plusieurs auteurs. Dans certaines études (Tanaka et al. (1979) et (1980) [72,73] et Hoshide et al. (1981) [74]) ont trouvé que l'effet de T sur la propagation s'inverse.

II.4. 4 Influence des paramètres géométriques de la fissure sur T

De nombreuses études évaluent qualitativement l'influence de la taille et de l'épaisseur de l'éprouvette, de la présence d'entailles latérales et de la taille du défaut et du type d'éprouvette sur la contrainte T.

Sachant que l'objectif premier est de déterminer un critère pour l'étude de l'intégrité des structures, il semble logique de s'intéresser à la transférabilité entre éprouvettes. De nombreuses études ont donc été menées sur ce sujet [21, 25-32, 70-74]. Les auteurs ont montré clairement l'influence de la géométrie de l'éprouvette sur le Facteur d'Intensité de Contraintes et la ténacité à l'amorçage. Il est aujourd'hui établi que ce phénomène est lié à la distribution des contraintes dans le ligament et au degré de confinement de la plasticité en pointe de fissure ('constraint effect'). Ainsi, nous observons que les éprouvettes, dont le ligament est sollicité majoritairement en traction (DENT, SENT et CCP), présentent un taux de triaxialité plus faible que les éprouvettes dites de flexion (CT et SENB).

- **Effet d'échelle et de géométrie**

Les résultats de la littérature montrent que si l'effet d'échelle est moins sensible, mais tout de même discuté pour la ténacité à l'amorçage, la contrainte T présente une sensibilité importante à ce phénomène. Cependant, il est difficile de conclure sur les tendances observées, variées voir contradictoires, dépendantes de la nature du matériau et de la géométrie considérée. C'est sans doute, pour cette raison, que cette démarche n'a pas abouti à la définition de grandeurs intrinsèques au matériau.

La ruine d'un matériau fragile et/ou ductile est d'autant plus rapide que le taux de triaxialité est important [80]. Ceci explique pourquoi les courbes de résistance à la déchirure, obtenues pour une éprouvette de `traction', donnent des valeurs de K plus importantes que celles obtenues avec une éprouvette de `flexion', pour une même longueur de fissure. Il est donc nécessaire d'appliquer un chargement plus important pour atteindre le même endommagement, Figure 19 [67].

Plusieurs auteurs [68, 81,82] montrent que la contrainte T, pour différentes géométries, en fonction de $r/(J/\sigma_0)$, change de signe. Un exemple d'éprouvettes CT, CCRB, CCP et DENT contenant des fissures en état de contraintes planes est donné par [81]. L'auteur a montré que le deuxième paramètre T, des éprouvettes CCP et DENT, est quasi-nul ; il est négatif pour l'éprouvette CT et positif pour la CCRB. En état de déformations planes, le paramètre de confinement des éprouvettes CT, CCP et DENT est négatif, tandis que celui de l'éprouvette CCRB reste positif. Les valeurs de T, indiquées dans la figure 20, sont données pour une géométrie donnée, a/b = 0.5, et pour des chargements différents selon les éprouvettes. De cette figure, l'auteur a retenu une stabilisation de la valeur de T, pour ces cas particuliers, dans le domaine $2 < r/(J/\sigma_0) < 5$.

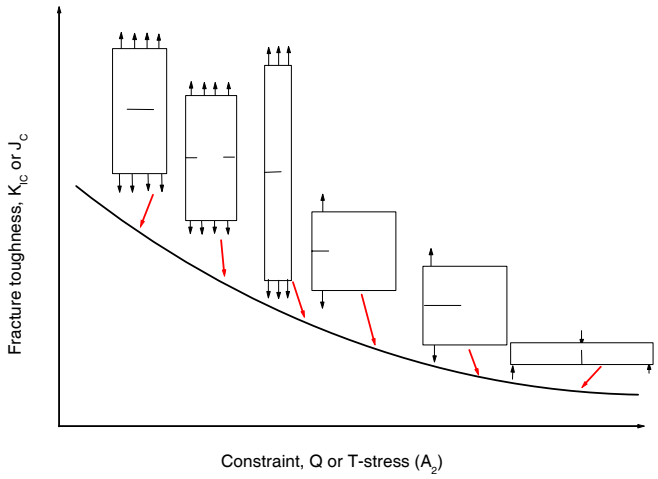


Figure 19 : Effets de la géométrie sur la courbe K-T [67].

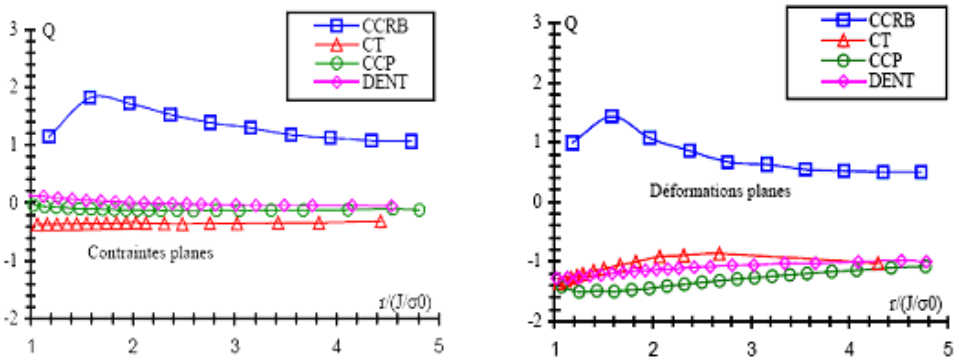


Figure 20 : Evolution de T en fonction de r/(J/ σ_0), pour toutes les éprouvettes (a/b =0.5) [81]

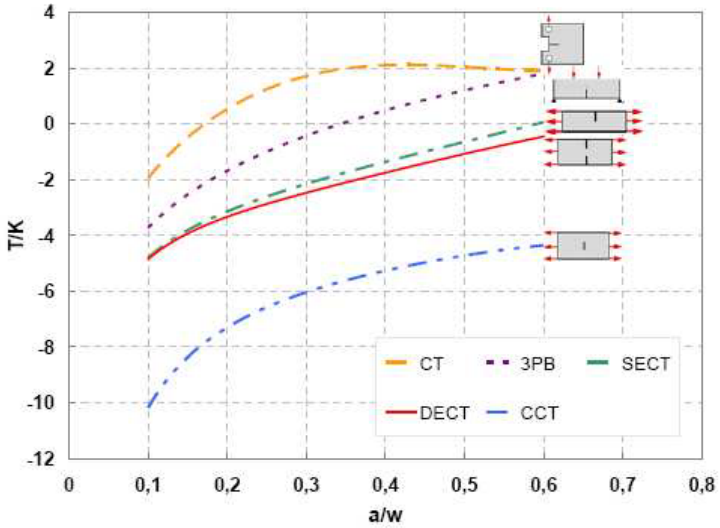


Figure 21: Evolution de la contrainte T en fonction de la longueur de la fissure, pour quelques éprouvettes normalisées [82].

La Figure 21 montre quelques évolutions de la contrainte T, normalisée par le chargement appliqué, en fonction de la longueur de la fissure adimensionnée par la largeur de l'éprouvette. La plage de variation de T est assez large selon la géométrie de l'éprouvette. Elle est négative au-delà d'une certaine longueur de fissure, dans le cas d'éprouvettes sollicitées en flexion (CT, 3PB) [68,82].

• Effet de la taille de la fissure

Il est admis que deux fissures émanant d'entailles de longueurs différentes se propagent à la même vitesse si elles sont soumises au même Facteur d'Intensité de Contraintes K. Hammam (2006) [68] a donné, pour exemple, deux éprouvettes de Griffith, avec deux entailles de tailles différentes. Une entaille longue de longueur a_1 et une entaille plus courte de longueur a_2 , Figure 22. Pour avoir le même Facteur d'Intensité de Contraintes dans les deux cas, la contrainte appliquée à la fissure courte se calcule par :

$$K_{a_2} = K_{a_1} \quad si \quad \sigma_2 = \sigma_1 \sqrt{\frac{a_1}{a_2}} \tag{23}$$

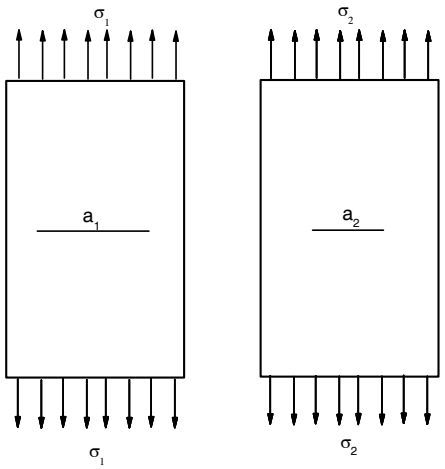


Figure 22 : Fissures de Griffith de différentes longueurs [68].

L'auteur a montré par éléments finis, pour un chargement uni-axial de deux éprouvettes entaillées soumises au même Facteur d'Intensité de Contraintes, que l'émoussement plastique est plus élevé pour la fissure courte que pour la fissure longue. Ce résultat montre que la seule intensité K_I des termes au premier ordre des développements asymptotiques, en pointe de l'entaille, ne suffit pas à prévoir le comportement de l'entaille. Il faut observer comment évoluent les termes d'ordre supérieur, et le premier d'entre eux la contrainte T. La différence entre les courbes d'émoussement s'explique par le fait que si K_I est bien le même dans les deux cas, en revanche la contrainte T est différente. Ainsi, cette étude a permis de montrer qu'une approche, à un seul paramètre K, ne caractérise pas complètement le comportement de la fissure émanant d'entaille. Il a également montré que deux paramètres T et K sont suffisants pour modéliser le comportement d'une fissure émanant d'entaille et appliquer le principe de similitude : deux fissures s'émoussent de la même manière si elles sont soumises au même Facteur d'Intensité des Contraintes K et à la même contrainte T.

La particularité d'un rapport de taille d'entaille, a/w très court (entaille courtes) a été discutée par plusieurs auteurs dans ces dernières années. Bauvineau [12] montre que la plasticité peut s'écouler en arrière de la fissure. Par conséquent, le paramètre de chargement K n'est plus pertinent pour

décrire les champs de contraintes au voisinage de l'entaille, et en particulier dans le ligament restant. Ce cas est fréquemment rencontré pour des aciers férritiques, qui ne s'écrouissent pas pendant la mise en charge. Les résultats de Kabiri (2003) [81] et les constatations d'O'Dowd et Shih (1994) [51,52] ont montré, que pour les éprouvettes de flexion (CT, SENB), en état de déformations planes, le paramètre T varie linéairement avec la distance *r*, dans l'intervalle de $r/(J/\sigma_0)$ (1,5), pour des cas où le rapport de taille de l'entaille est supérieure ou égale à 0.6. Pour des éprouvettes CCRB, [81] a montré que la fonction T ne se stabilise pas pour la valeur de $r/(J/\sigma_0) = 2$, mais par contre ces valeurs ne se stabilisent qu' à partir de $r/(J/\sigma_0)$ qui dépasse 4.

Nous tenons à signaler que les singularités de contraintes en pointe de fissure pour l'éprouvette CCRB, sont rarement traitées dans la littérature. Pour les éprouvettes CCP, les résultats montrent que la valeur de T est constante dans l'intervalle {1-5} pour les deux états de contraintes, et que cette valeur est presque la même pour tous les rapports de taille de l'entaille et pour des chargements à peu près équivalents. En état de contraintes planes, la valeur de T est proche de zéro, donc le paramètre K seul est suffisant pour déduire la distribution des contraintes au voisinage de la pointe de l'entaille. En déformations planes, le deuxième paramètre est négatif [81]. Les valeurs de T remarqués par [81] sont proches de celles trouvées par O'Dowd et Shih [51,52] et Bauvineau [12]. Pour les éprouvettes DENT, en contraintes planes, avec les valeurs négligeables de T ($T \approx 0$), le paramètre K seul est capable de décrire la distribution des contraintes au voisinage de la pointe de l'entaille. En déformations planes, le deuxième paramètre est négatif. Les valeurs de T remarqués par [81] sont légèrement inférieures à celles trouvées par O'Dowd et Shih [51,52]. Ceci est du probablement, suivant Kabiri [81], à la différence du niveau de chargement et du comportement du matériau.

II.4. 5 Influence de T sur le type de chargement

Lorsqu'une éprouvette est soumise à une charge dynamique, le « temps » est un autre facteur additionnel, par exemple, la vitesse de chargement et le temps d'amorçage. D'une façon générale, la mécanique dynamique de rupture nécessite de tenir compte de trois paramètres dans la mécanique statique de la rupture : l'effet d'inertie, la dépendance de vitesse du comportement du matériau et les ondes de contraintes réfléchies par les frontières de l'éprouvette (Anderson 1995 [83]).

L'effet d'inertie est important quand la charge est appliquée rapidement à l'endroit où l'entaille se développe rapidement. Bien que la ténacité sous la charge dynamique puisse dépendre de la vitesse de chargement et de l'intensité des contraintes à la pointe de l'entaille, elle peut ne pas être régulière à l'amorçage. Le concept de la mécanique élastique linéaire de rupture a été prolongé et appliqué aux situations de vitesse de chargement. La dépendance au temps du Facteur d'Intensité de Contraintes à la pointe de l'entaille, sous différentes charges, a été calculée par Sih (1968) [84], Ravera et Sih (1969) [85], Sih et autres (1972) [86], Achenbach (1970, 1972) et al.[87,88].

Dans la mécanique statique classique de rupture, l'instabilité se produit quand l'intensité des contraintes à la pointe de l'entaille dépasse le Facteur d'Intensité de Contraintes critique ou la ténacité à la rupture. Par conséquent, si un simple paramètre existe (estimation caractérisant le champ dynamique à la pointe de la fissure), des critères semblables pourraient être adoptés pour décrire l'instabilité dynamique. Sih (1968) [84] et Achenbach (1970, 1972) [87,88] ont observé que la valeur maximale du Facteur d'Intensité de Contraintes dynamique gouverne l'instabilité de la fissure (critère d'intensité de contraintes maximales). Ils ont proposé que les fissures chargées en dynamique puissent devenir instables à des niveaux plus bas de contraintes que des fissures sous chargement statiques. Le Facteur d'Intensité des Contraintes dynamique dépasse rapidement le Facteur d'Intensité des Contraintes statique. Cependant, ce critère d'intensité de contraintes maximales ne peut seul expliquer les résultats expérimentaux faisant produire des charges de courte

impulsion par Shockey et Curran (1973) [89] et Shockey et al.(1986) [90]. Cependant, sous un chargement dynamique basé sur le critère d'intensité de contraintes maximale, des fissures au-dessus de certaines dimensions se propagent mais d'autres restent stables. Kalthoff et Shockey (1977) [91] ont expliqué ces résultats en analysant les histoires d'intensité de contraintes dans le temps sur des éprouvettes de différentes longueurs de fissures et sous des impulsions de contraintes de différentes durées. Ils ont proposé, pour une instabilité, que le Facteur d'Intensité de Contraintes dynamique dépasse la ténacité de rupture, pendant un certain temps minimale (critère de temps minimale) ». Avec ce critère, Shockey et al.(1986) [90] ont interprété les données expérimentales sur plusieurs matériaux.

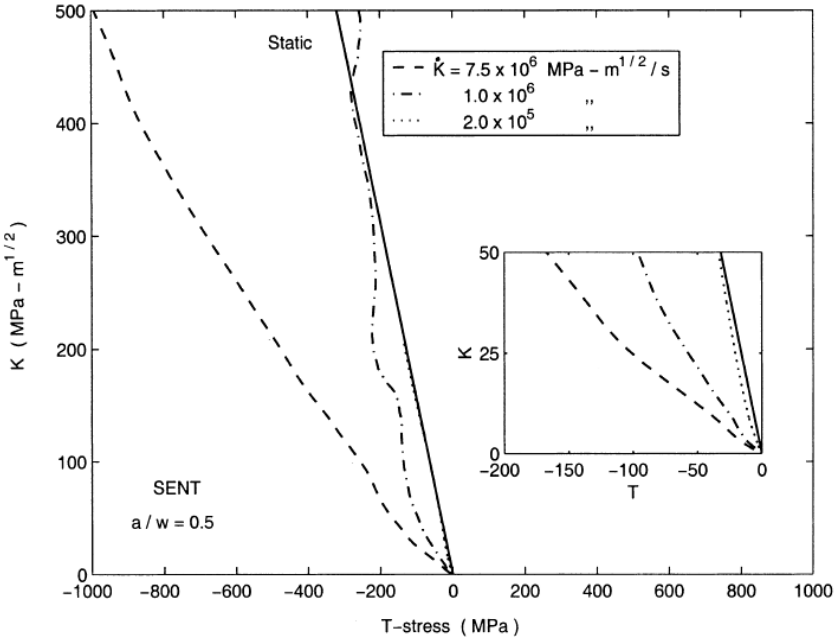


Figure 23 : variation du Facteur d'Intensité de Contraintes avec la contrainte T pour différents chargements en statique pour une éprouvette SENT avec a/ w=0.5 [96].

Pour les matériaux fragiles, des observations expérimentales montrent que la ténacité à l'amorçage augmente au fur et à mesure que la vitesse de chargement augmente (Smith (1975) [92] ; Ravi-Chandar et Knauss, (1984) [93] ; Dally et Barker, (1988) [94]). De nombreuses études sur l'effet de confinement pour la rupture des fissures stationnaires sous un charge quasi-statique, et d'autres travaux sous chargement dynamique ont été réalisés (Koppenhoeffer et Dodds, (1996) [95] ; Jayadevan et al, (2001) [96] ; Biswas et Narasimhan, (2002) [97]). Un exemple d'effet de vitesse de chargement, sur la contrainte T et le Facteur d'Intensité de Contraintes, est donné par [96], Figure 23.

Kim et Chao (2006) [98] ont étudié l'effet du confinement (paramètre A_3) sur l'amorçage d'une fissure stationnaire, sous un chargement dynamique. La solution linéaire élastique de la série de Williams a été utilisée pour décrire les champs de contraintes à la pointe de fissure. Trois termes de la solution de Williams quantifient les deux paramètres, K_I pour le champs d'intensité des contraintes et A_3 pour le confinement à la pointe de la fissure. Ils confirment que la solution trouvée est suffisante pour représenter la distribution des contraintes à la pointe de la fissure. Notons que K_I (A_3) est le coefficient déduit de la solution de la série de Williams. L'approche à trois termes a été employée pour l'interprétation de la rupture fragile, dans des conditions quasi-statiques par Chao et Zhang (1996,1997)[99,100] ; Chao et Reuter (1997) [101]; Chao et al.(2001) [102] et Liu et Chao (2003) [103].

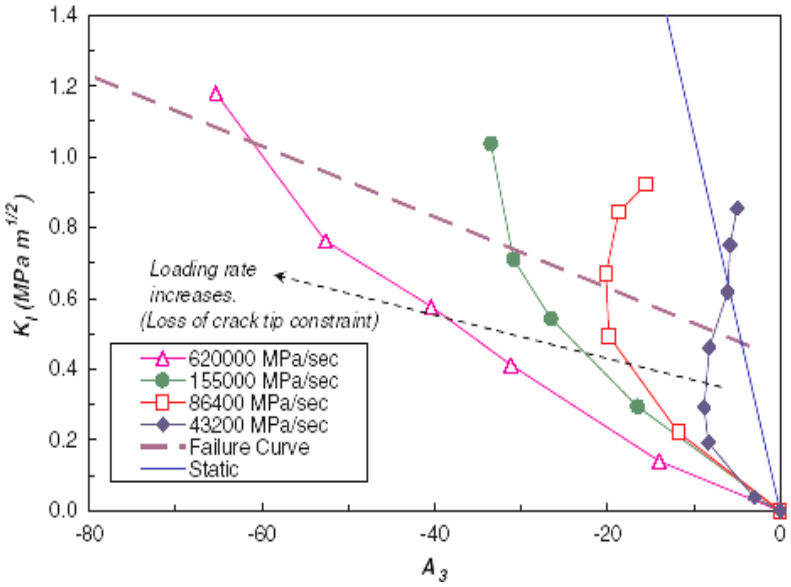


Figure 24 : Développement de confinement représenter par le paramètre A_3 pour différentes vitesses de chargements [98].

Liu et al.(1994, 1998) [104,105] ont proposé une solution élasto-dynamique analytique, qui prouve que la distribution des contraintes, autour de la pointe de fissure, pour un Facteur d'Intensité de Contraintes donné K_I, dépend de la vitesse de chargement. L'analyse est réalisée par éléments finis, sur des éprouvettes plates avec des fissures latérales soumises à différente vitesse de chargement. La variation du confinement de la pointe de fissure avec la vitesse de chargement est démontrée.

En introduisant un critère de rupture critique en contraintes, le lieu de rupture est produit dans l'espace K_I–A_3, pour prévoir la ténacité dynamique de rupture. L'approche analytique est appliquée pour l'interprétation des données expérimentales de Ravi-Chandar et de Knauss (1984) [106].

II.4. 6 Influence de la température

La plasticité est confinée lorsque la zone plastique en pointe de fissure est englobée dans une zone élastique beaucoup plus large. On parle de « perte » de confinement lorsque le cas étudié présente un confinement de la plasticité plus faible que dans le cas de référence. Ce dernier est le plus couramment employé « SSY » (Small-Scale-Yielding), qui correspond aux champs HRR. Il y a alors perte de confinement lorsque les champs en pointe de fissures ne sont plus pilotés uniquement par FIC.

Lorsque la plasticité reste confinée, il est possible d'utiliser le Facteur d'Intensité de Contraintes issu de la mécanique élastique linaire de la rupture, et de définir un facteur critique K_{IC} correspondant à la résistance de l'éprouvette à une rupture brutale par clivage. Il est représentatif du chargement à rupture et fournit donc un critère simple de comparaison entre éprouvettes. Ce paramètre présente une dispersion croissante avec la température [107]. Une évaluation, de la dépendance, en température des paramètres des modèles, est souvent nécessaire pour décrire complètement la rupture.

Dans le cas d'une rupture fragile, plus la température augmente et plus la zone plastique se développe avant la rupture fragile. L'effet de la géométrie, sur le confinement de plasticité, est donc de plus en plus important avec la croissance de la température et des valeurs de ténacité.

Afin de prendre en compte la perte de confinement, Wallin [108] a relié la température T_0 à la contrainte T, en supposant que le confinement est décrit par la contrainte T et que la forme de la courbe de transition n'est pas affectée par la différence de confinement, Figure 25. Pour cela, il recueille un large panel d'essais décrits dans la littérature [107-110] pour lesquels les valeurs de T_0 et la contrainte T sont ou peuvent être calculées par simple relations empiriques.

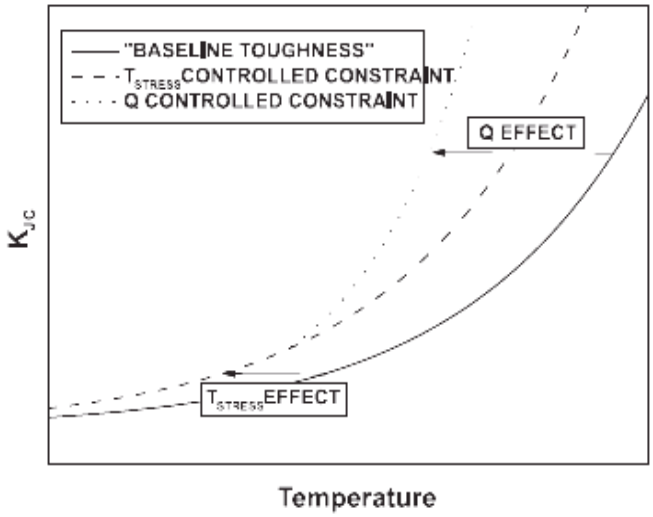


Figure 25 : Représentation schématique de l'effet supposé de la contrainte T sur la courbe de transition en ténacité [107].

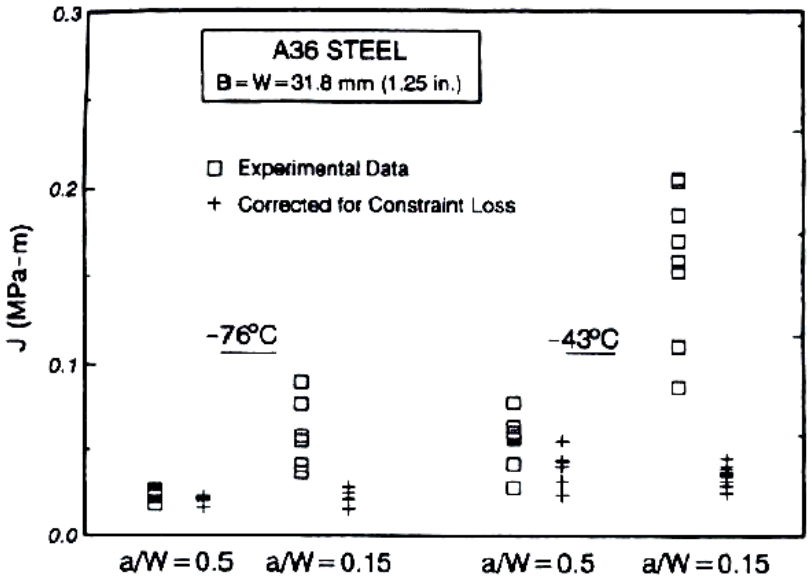


Figure 26 : Correction de J_c en cas de perte de confinement selon la méthode de [110], en utilisant le champ de référence HRR [109].

De manière très volontariste, Wilkowski [109] a proposé une méthode de l'ingénieur pour prédire la température de transition d'un tube en flexion. La méthode, empirique, est basée sur les résultats d'une large gamme d'essais menés sur les aciers férritique de pipelines aux Etats-Unis par Battelle (global science and technology enterprise) [2] entre 1960 et 1970. Les différents décalages en température de transition, dus aux changements de confinement d'une éprouvette à l'autre, y sont estimés.

D'après Anderson, (1993)[110,111], pour les matériaux clivant sous un niveau de contrainte critique, la probabilité de rupture est fonction du volume dans lequel cette contrainte est dépassée. Dans le cas de la plasticité confinée, si l'on fait l'hypothèse que les champs de contrainte sont de type HRR, ce volume est directement proportionnel à $(J)^2$ sur une éprouvette de front de fissure rectiligne. En cas de perte de confinement, les auteurs proposent de corriger la valeur de J à rupture par celle correspondant au même volume en conditions SSY, notée J_{SSY}. Une application de ce concept, à des éprouvettes SENB avec petits ou grands défauts, montre effectivement une bonne concordance des valeurs corrigées à rupture [107], Figure 26.

II. 5 VERS DES VALEURS INTRINSEQUES

L'approche J-T, de par sa validité en élasticité linéaire uniquement, reste inadaptée aux problèmes de déchirure ductile.

En revanche, les travaux sur l'approche J-Q ont montré des résultats intéressants. Joyce (1997) [112] a étudié l'influence de la taille du défaut sur Q et sur le module de déchirure T_{mat} sur des éprouvettes SENB en acier HY80. Q est calculé numériquement et T_{mat} est mesuré expérimentalement. Il en déduit une relation simple entre T_{mat} et Q pour cette éprouvette.

D'autres travaux, antérieurs aux avancées sur J_i, ont cherché à relier Q à J_{IC}. Ma (1995)[113] montre que Q permet d'expliquer l'influence de la géométrie sur J_{IC} sur un acier HY80. Miller (1994)[114] propose de construire des abaques $J_{IC}(Q)$ numériquement à partir d'un critère d'amorçage ductile de Rice et Tracey [80]. Il est alors théoriquement possible de prévoir les chargements à l'amorçage d'une fissure sur une structure en construisant sa courbe numérique d'évolution J(Q). Cependant, des travaux de [110,111] sont réalisées sur des éprouvettes SENB et sur des plaques à fissure centrale (CCP) présentant différentes géométries et donc différentes valeurs de Q. Les ténacités à l'amorçage, présentées dans des abaques, montrent que pour une même valeur de Q, les 2 géométries (SENB et CCP) d'éprouvettes ne présentent pas nécessairement des ténacités à l'amorçage identiques. Cette approche permet de mieux comprendre les effets de taille et de géométrie, mais restent insuffisamment fiables et incomplètes pour constituer une approche prédictive de la déchirure.

Eisele, Roos, (1990) [115] ont trouvés, de manière plus précise, la valeur de J à l'amorçage de la propagation sur le diagramme J-Δa. La valeur de J est donnée pour une propagation égale à la taille de la zone d'émoussement. La zone d'émoussement est mesurée au microscope électronique à balayage, et la valeur J_i semble intrinsèque au matériau [115].

Roos, (1993) [116] a obtenu des valeurs comparables, pour différents types d'éprouvettes. Chapuliot ,(1998) [117] a validé la transférabilité de J_i d'éprouvettes à structures. Il a proposé une méthode permettant de déterminer J_i sur éprouvettes CT de petite taille. Sur ces éprouvettes, il existe un gradient de triaxialité important dans l'épaisseur, et J varie fortement sur le front. La valeur de J, sur la courbe J-Δa, est une valeur moyenne le long du front. La valeur moyenne à l'amorçage (J_{i_moyen}) est obtenue sur la courbe J-Δa en considérant une avancée de fissure égale à la taille de la zone d'émoussement. Une simulation numérique trouve les valeurs de J maximales

correspondant aux valeurs moyennes. J_i est la valeur maximale correspondant à la valeur moyenne à l'amorçage. Le critère est ensuite appliqué à une géométrie de piquage fissuré soumis à un chargement de flexion hors plan. La comparaison des estimations calculées de la charge à l'amorçage et des valeurs mesurées, lors de l'essai, a permis de confirmer que le critère est prédictif.

II. 6 APPLICATION DE T EN 3 DIMENSIONS

Soit un repère local attaché au front d'une entaille semi-elliptique, Figure 27. La direction 2 est perpendiculaire au plan de l'entaille. La direction 3 est tangente au front et la direction 1 est perpendiculaire aux deux autres.

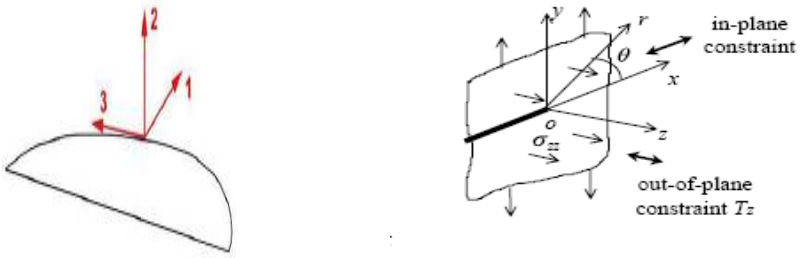


Figure 27 : Repère attaché au front d'une entaille semi-elliptique.

Le champ des contraintes, autour d'une entaille semi-elliptique soumise à un chargement suivant la direction 2, s'écrit de la manière suivante :

$$\begin{aligned}
\sigma_{xx} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} cos\,\frac{1}{2}\theta\left[1 - sin\,\frac{1}{2}\theta\, sin\,\frac{3}{2}\theta\right] + T \\
\sigma_{yy} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} cos\,\frac{1}{2}\theta\left[1 + sin\,\frac{1}{2}\theta\, sin\,\frac{3}{2}\theta\right] \\
\sigma_{zz} &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}.2\upsilon.cos\,\frac{1}{2}\theta + E\varepsilon_{zz} + \upsilon T \\
\sigma_{xz} &= \sigma_{yz} = 0
\end{aligned} \qquad (24)$$

E étant le module d'Young et υ le coefficient de Poisson du matériau.

On voit donc apparaître en 3D une seconde contrainte non singulière suivant la direction tangente au front de l'entaille (direction 3). Cette contrainte, non singulière, est nommée dans la littérature T_{zz}. Nous savons que T_{zz} peut avoir un rôle sur le comportement de l'entaille. Par contre, les études, traitant du rôle de ce paramètre, sont assez rares (Guo, (1999)[118] et Chang et Guo, (1999)[119]).

Quand le chargement externe appliqué est uniaxial (suivant 2), T_{zz} dépend seulement des propriétés élastiques de la fissure. Dans un problème où la fissure est chargée en flexion biaxiale, une autre composante externe s'ajoute dans la direction parallèle au plan de la fissure. Cette contrainte tend à augmenter le niveau de z, notamment T, au point le plus profond du front. Le modèle de propagation utilisé tient compte de deux paramètres seulement, le Facteur d'Intensité de Contraintes K et le rapport K/T. Il est clair qu'il faudra, à l'avenir, se préoccuper de l'effet de ce terme supplémentaire.

II. 7 CONCLUSION DU CHAPITRE

Il est possible de résumer les zones de prédominance des différents paramètres utilisés en mécanique de la rupture à l'aide du graphe donné dans la figure 28 :

Le solide fissuré est subdivisé en plusieurs zones de dominance, et on peut alors être confronté à plusieurs situations (Marchal, (1997) [120]) :

- En **élasticité linéaire**, les zones I et II n'existent pas, et on peut déterminer la rupture uniquement à l'aide de K (et la contrainte T). Le paramètre J peut également être utilisé, et s'avère très précis lorsqu'il est calculé par des méthodes d'intégrales surfaciques. De plus, la fissure reste aiguë.
- En **plasticité confinée**, la fissure subit un léger émoussement. La zone I apparaît, mais reste de petite taille (≈2CTOD). Il apparaît une autre zone de plasticité (zone II) dominée par le paramètre J (et le terme Q). La zone III reste valide. On peut continuer à utiliser K à l'aide des facteurs d'intensité des contraintes équivalents et des méthodes élastiques équivalentes (Baouch, (1998)[121], Irwin [122];
- En **plasticité étendue**, la fissure s'émousse encore. La zone de dominance de K (et de K-T) disparaît, et les zones I et II s'agrandissent. Les méthodes élastiques équivalentes ne sont plus valables, et la méthode élastoplastique incrémentale est nécessaire pour calculer les paramètres G ou J. Lorsque la plasticité s'étend encore, la rupture ne peut plus être caractérisée à l'aide d'un seul paramètre, et on rentre dans la zone de dominance de J-Q.

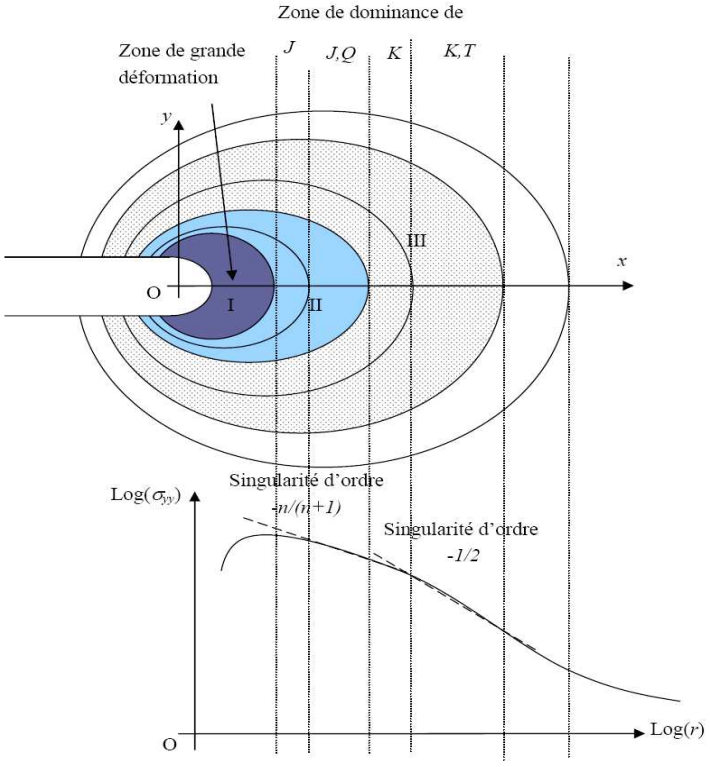


Figure 28 : Zones de dominance des différents paramètres [120].

Enfin, il peut arriver que la zone de grande déformation recouvre toutes les autres. Il n'est alors plus possible d'utiliser les différents paramètres J, K, Q ou T pour caractériser la rupture.

Bibliographie

[1] Williams JG, Ewing PD (1972). Fracture under complex stress—the angled crack problem. Int J Fract; **8(4):** 416–41.

[2] Bhuyan GS, Webster CTL (1997). Fracture performance of NGV cylinder designs. Project report, Powertech Laboratory Inc., 12388-88th Avenue, Surrey, BC Vancouver, V3W 7R7 Canada.

[3] Nakamura T, Parks DM (1991). Determination of elastic T -stress along three-dimensional crack fronts using an interaction integral. Int. J. Solids and Struct. 29: 1597 .611.

[4] Bilby BA, Cardew GE, Goldthorpe MR, Howard IC.A (1986). Finite element investigation of the effect of specimen geometry on the fields of stress and strain at the tips of stationary cracks. In: Size effects in fracture. London: Mechanical Engineering Publications Limited. p.37 .46.

[5] Betegon C, Hancock JW (1991). Two-parameter characterization of elastic .plastic crack tip fields. ASME J Appl Mech. **58**:104 .10.

[6] Moustabchir et Azari. Rapport interne de DEA, Laboratoire de Fiabilité Mécanique, Université de Metz, 2006.

[7] Du ZZ, Hancock JW (1991). The effect of non-singular stresses on crack tip constraint. J Mech Phys Solids. **39**: 555-67.

[8] Ueda Y, Ikeda K, Yao T, Aoki M (1983). Characteristics of brittle failure under general combined modes including those under bi-axial tensile loads. Eng Fract Mech; **18(6):**1131–58.

[9] Smith DJ, Ayatollahi MR, Pavier MJ (2001). The role of T-stress in brittle fracture for linear elastic materials under mixed-mode loading. Fatigue Fract Eng Mater Struct; **24(2):**137–50.

[10] A. Zeghloul. Concepts fondamentaux de la mécanique de la rupture. Cours, Université de Metz.

[11] S. C. Goonzalez. Evaluation de la integridad estructural de componentes sometidos a condiciones de bajo confinaminento. Thèse de Doctorat, Université de Cantabria, Espagne, Mars 2007.

[12] Bauvineau, L., Approche locale de la rupture ductile : Application à un acier Carbone - Manganèse. Thèse de doctorat de l'Ecole Nationale Supérieure, des Mines de Paris en Sciences et Génie des Matériaux. 1996.

[13] Parks, D,M (1974). Small-scale yielding analysis of mixed plane strain crack problem, in: Fracture Analysis (ASTM STP 560), Philadelphia, pp. 187–210.

[14] Wu X (2002). Elastic T-stress for cracks in test specimens subjected to non-uniform stress distributions. Engng Fract Mech; 69:1339–52.

[15] Martin S. (2002) .The influence of the T -stress on the directional stability of cracks. Int J Fract; 114 (3): 259 .65.

[16] k. Zerbst (1994). Elastic-Plastic Mixed Mode Fracture Criteria and Parameters, Springer, Berlin (2003). ANSYS V5.4. User's Manual, Swanson Analysis Systems Inc., USA.

[17] Pineau (1999). A finite element investigation of the effect of crack tip constraint on hole growth under mode I and mixed mode loading, Int. J. Solid Struct., **36**, 1427–1447.

[18] R. M. Andrews "An analysis of fracture under biaxial loading using the non-singular *T*-stress," *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct*., **23**, 53–62 (2001).

[19] Williams JG, Ewing PD (1972). Fracture under complex stress—the angled crack problem. Int J Fract; 8(4): 416–41.

[20] O'Dowd, N.P. and Shih, C.F. (1991). Family of crack tip fields characterized by a triaxiality parameter-I. Structure of fields. Journal of Mechanics and Physics of Solids 39, 989–1015.

[21] Cotterell, B. (1966). Notes on the paths and stability of cracks. International Journal of Fracture Mechanics **2**, 526–533.

[22] Cotterell, B. (1970). On fracture path stability in the compact tension test. International Journal of Fracture Mechanics **6**, 189–192

[23] Cotterell, B. and Rice, J.R. (1980). Slightly curved or kinked cracks. International Journal of Fracture **16**, 155–169.

[24] Selvarathinam, A.S. and Goree, J.G. (1998). T-stress based fracture model for cracks in isotropic materials. Engineering Fracture Mechanics **60**, 543–561.

[25] Marder M. Instability of crack in a heatep strip. Physical Review E. Vol 49, N1, 49-53.

[26] Yuse A. and Sano M. Nature (London) 362, 329 (1993).

[27] Hancock, J.W, Reuter, W.G and Parks, D.M. (1993). Constraint and toughness parameterized by T. constraint effects in Fracture, ASTM STP 1171 (Edited by E.M. Hackett, K.-H. Schwalbe and R.H. Dodds), American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 21-40.

[28] Sumpter, J.D.S (1993). An experimental investigation of the T stress approach. Constraint effects in Fracture, ASTM STP 1171 (Edited by E. M. Hackett, K.-H. Schwalbe and R.H. Dodds), American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 492-502.

[29] Ramulu and Kobayashi A.S. (1983). Dynamic Crack Curving: A Photoelastic Evaluation. Experimental Mechanics, Vol. 23, pp. 1-9

[30] Ravi-Chandar, K. and Knauss, W. G. (1984). An experimental Investigation into Dynamic Fracture: III. On Stready-state Crack Propagation and Crack Branching. International Journal of Fracture. Vol. 26, pp.141-154; 198-200.

[31] Fleck, N.A., Hutchinson, J.W. and Suo, Z. (1991). Crack path selection in a brittle adhesive layer. International Journal of Solids and Structures **27**, 1683–1703.

[32] Larsson, S.G and Carlsson, A.J.(1973) Influence of non-singular stress terms and specimen geometry on small-scale yielding at crack tips in elastic-plastic materials. J. Mech. Phys. Solids **21**, 263-278.

[33] Rice JR. (1974). Limitations to the-scale yielding approximation for crack-tip plasticity. J. Mech. Solids, **22**, 17-26.

[34] Kirk, M.T., Koppenhoefer, K.C. and Shih, C.F. (1993). Effect of constraint on specimen dimensions needed to obtain structurally relevant toughness measures. Constraint in Fracture, ASTM STP 1171 (Edited by E.M. Hachett, K.-H. Schwalbe and R.H. Dodds), American Society for testing and Materials, Philadelphia, 79-103.

[35] Sorem, W.A., Dodds, R.H. and Rolfe, S.T. (1991). Effects of crack depth on elastic plastic fracture toughness. Int. J. of Fracture **47**, 105-126.

[36] Ganti and Parks DM (1997). Elastic-plastic fracture mechanics of strength-mismatch interface cracks. In: Mahudhara RK et al., editors. Recent advances in fracture. London: The Minerals, Metals and Material Society.p.13 .25.

[37] Zhang ZL, Hauge M, Taulow C (1997). The effect of T -stress on the near tip stress field of an elastic-plastic interface crack. In: Karihaloo BL et al., editors. Proceedings of the Ninth International Conference on Fracture, vol.4.Amsterdam:Pergamon.vp.2643.50.

[38] Ayatollah, M.R, Pavier, M.J, and Smith, D.J. (1998). Determination of T-stress from finite element analysis for mode I and mixed mode I/II loading. Int. J. of Fracture **91**, 283-298.

[39] Jayadevan, K.R, Thaulow, C, Østby, E, Berg, B, Skallerud, B, Holthe, K, and Nyhus, B. (2005). Structural integrity of pipelines: T-stress by line-spring. Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct **28**, 467-488.

[40] Li XF, Xu LR. T-stresses across static crack kinking. J Appl Mech, in press.

[41] Melin S. (2002) . The influence of the T -stress on the directional stability of cracks. Int J Fract**; 114 (3):** 259 .65.

[42] Richardson DE, Goree JG. Experimental verification of a new two parameter fracture model. Fracture mechanics: twenty-third symposiums. ASTM STP 1189, 1993. p. 738–50.

[43] Chao YJ, Reuter WG (1997). Fracture of surface cracks under bending loads. In: Underwood JH, MacDonald B, Mitchell M(eds) Fatigue and fracture mechanics, vol 28,ASTMSTP 1321. American Society for Testing and Materials, Philadelphia, pp 214–242.

[44] Nguyen, B., Onck, P., Van der Giessen, E., Crack-tip constraint effects on creep fracture, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 65, 467-490, 2000.

[45] Chao, Y. J,, and Ji, W., 1995, "Cleavage Fracture Quantified by J and A_2,"Constraint Effects in Fracture: Theory and Applications—Second Volume, ASTM STP 1244, eds., M. Kirk and A. Bakker, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA, pp. 3-20.

[46] Liu S, Chao YJ (2003). Variation of fracture toughness with constraint. Int J Frac 124:113–117.

[47] Nguyen BN, Onck PR, van der Giessen E. Study of higher order crack tip ®elds in intergranular creep fracture. In: Proceedings of the Conference on Modelling of Microstructural Evolution in Creep Resistant Materials. London: The Institute of Materials, 1999.

[48] Hutchinson. J.W., Singular behaviour at the end of a tensile crack tip hardening material. Journal of Mechanics and Physics of solids. Vol. 16, pp.13-31. 1968.

[49] Rice, J.R., Rosengren, G.F., : Plane strain deformation near a crack tip in a power law hardening material ", Journal of the Mechanics and Physics of solids, Vol. 16, pp. 1-12, 1968.

[50] Shih, C.F. Tables of Hutchinson-Rice-Rosengren singular field quantities. Brown University Report, MRL E-147, june 1983.

[51] O'Dowd, N.P., Shih, C.F. Family of crack-tip fields characterised by a triaxiality parameter I. Structure of fields ", Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 39, No. 8, pp. 989-1015, 1991.

[52] O'Dowd, N.P., Shih, C.F. Two-parameter fracture mechanics : theory and applications, in Fracture Mechanics : Tweenty-Fourth Volume, ASTM STP 1207, ed. J.D. Landes, D.E. Mc Cabe, J.A.M. Boulet, pp. 21-47, 1994.

[53] Ozmat, B, Argon, A.S., Parks, D.M., Growth modes of cracks in creeping type 304 stainless steel. Mech Mater, Vol. 11, pp.1-17, 1999.

[54] Leevers PS, Radon JC (1982). Inherent stress biaxiality in various fracture specimen geometries. Int. J. Fract. **19**, 311-25.

[55] Kfouri, AP (1986). Some evaluations of the elastic T-stress using Eshelby's method. Int. J. Fracture, **30**, 301-15.

[56] Sharma, S.M and Aravas, N. (1991). Determination of higher-order terms in asymptotic elasto-plastic crack tip solutions. J. Mech. Phy. of Solids **39**, 1043-1072.

[57] Sham T-L (1991). The determination of the elastic T-term using higher order weight functions. International Journal of Fracture. 48:81-102.

[58] Yang, B. Ravi-Chandar, K. (1999). Evaluation of elastic T-stress by the stress difference method**.** Engng Fract Mech. **64**:589-605.

[59] M.Hadj Meliani, M. Benarous, A. Ghoul, Z. Azari (2006). Volumetric method to understand the effect of T-stress and Stress Intensity factor in Arc of Pipe. The African Physical Reviews. Vol (1) p12-14, December 2007.

[60] M.J. Maleski, M.S. Kirugulige and H.V. Tippur. A Method for Measuring Mode I Crack Tip Constraint Under Static and Dynamic Loading Conditions. Society for Experimental Mechanics. Vol. 44, No. 5, October 2004.

[61] Fett, T (1998). T -stresses for components with one-dimensional cracks. Report FZKA 6170, Forschungs-zentrum Karlsruhe.

[62] Chao, YJ., Liu, S., and Broviak, B.J., "Brittle Fracture: Variation of Fracture Toughness with Constraint and Crack Curving Under Mode ! Conditions, Experimental Mechanics, 41 (3), 232-241 (2001).

[63] M.R. Ayatollahi, M.J. Pavier et D.J. Smith. Mode I cracks subjected to large T-stress. International Journal of Fracture, vol. 117 pp. 159-174, 2002.

[64] Wang X. (2003). Elastic T-stress solutions for semi-elliptical surface cracks in infinite thickness plates. Engng Fract Mech. **70**: 731-756.

[65] Wang, X, Bell, R (2004). Elastic T-stress solutions for semi-elliptical surface cracks infinite thickness plates subject to non-uniform stress distributions. Engng Fract Mech. **71,** 1477.1496.

[66] Y. Lee, J. Pan, R. Hathaway et M. Barkey. Fatigue testing and analysis (theory and practice). Edition Elsevier, 2005.

[67] U. Eisele et E. Roos, Evaluation of different fracture-mechanical J-integral initiation values with regard to their usability in the safety assessment of components, Nuclear Engineering and Design, Vo1.130, 1990, pp.237-247 .

[68] R. Hamam, S. Pommier et F. Bumbieler. Mode I fatigue crack growth under biaxial loading. International Journal of Fatigue, vol. 27 pp. 1342-1346, 2005.

[69] W.A. Sorem, R.H. Dodds et S .T. Rolfe. An analytical comparison of short crack and deep crack CTOD fracture specimens of an A36 steel', Fracture Mechanics, ASTM STP 1074, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1990, pp.3-23.

[70] L. P. Pook. Some implications of corner point singularities. Engineering Fracture Mechanics, vol. 49, pp. 367-378, 1994.

[71] M. Truchon, M. Amestoy et K. Dang-Van. Experimental study of fatigue crack growth under biaxial loading. Proceeding ICF5 Cannes, 1981.

[72] K. Tanaka, T. Hoshide, A. Yamada et S. Taira. Fatigue crack propagation in biaxial stress fields. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, vol. 2 pp. 181-194, 1979.

[73] K. Tanaka, Y. Nakai, M. Yamashita. Fatigue growth threshold of small cracks. International Journal of fracture, vol. 17 pp. 519-533, 1981.

[74] Nikishkov, G. P., BrUckner-Foit and Munz, D., 1995a, "Calculation of the Second Fracture Parameter for Finite Cracked Bodies with the Use of the Three term Elastic-plastic Asymptotic Expansion," Engineering Fracture Mechanics,Vol. 52(4), pp. 685-701.

[75] J.A. Joyce et R.E. Link, `Application of two parameter elastic-plastic fracture mechanics to analysis of structures', Engineering Fracture Mechanics, Vol. 57, N°4, 1997, pp.431-446 .

[76] F. Ma, `The effect of constraint on crack tip fields and fracture toughness', International Journal of Fracture, Vol. 69, 1995, pp.341-355.

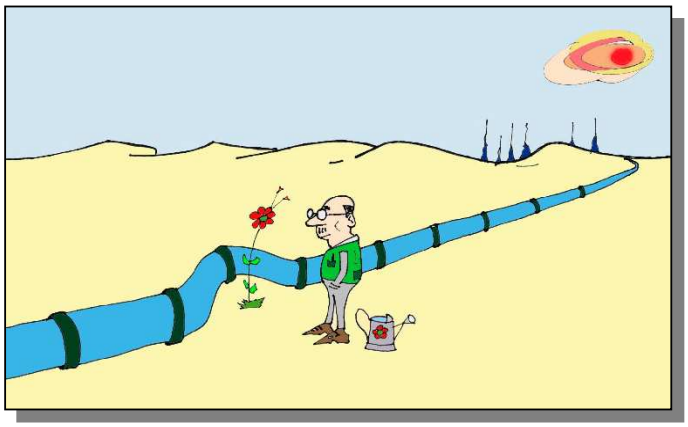
[77] T.C. Miller et T.L. Anderson, `A void growth model relating fracture toughness and constraint', Fracture Mechanics, ASTM STP 1207, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1994, pp .87-107 .

[78] T.L. Anderson, **N.M.R**. **Vanaparthy et R.H**. **Dodd**s, `Predictions of specimen size dependence on fracture toughness for cleavage and ductile tearing', Constraint Effects in Fracture, ASTM STP 1171, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1993, pp .473-491 .

[79] O. Kolednik, G.X. Shan et F.D. Fischer, Geometry and size effect in ductile fracture-FEM studies and theoretical considerations' , IUTAM Symposium on Nonlinear Analysis of Fracture, ed. J.R. Willis, 1997, pp .43-52.

[80] J.R. Rice et D.M. Tracey, On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 17, 1969, pp .201-217 .
[81] Moulay Rachid Kabiri. Fissuration des aciers a haute température : effet de la géométrie sur la transférabilité des lois de propagation. Thèse de doctorat. Centre des Matériaux P.M. Fourt de l'Ecole des Mines de Paris, 2003.
[82] A.H. Sherry, C.C. France et M.R. Goldthorpe. Compendium of T-stress solution for two and three dimensional cracked geometries. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, vol. 18 pp. 141-155, 1995.
[83] Anderson TL. (1995). Fracture mechanics: fundamentals and applications. Boca Raton: CRC Press LLC.
[84] Sih GC (1968). Some elastodynamic problems of cracks. Int J Frac 4:51–68.
[85] Ravera RJ, Sih GC (1969). Transient analysis of stress waves around cracks under antiplane strain. J Acoust Soc Am 47:875–880
[86] Sih CG, Embley GT, Ravera RJ (1972). Impact response of a plane crack in extension. Int J Solids Struct 8:977–993
[87] Achenbach JD. Brittle and ductile extension of a finite crack by a horizontally polarized shear wave. Int J Eng Sci 8:947–966
[88] Achenbach JD. Dynamic effects in brittle fracture. In: Nemat-Nasser S (ed) Mechanics today, vol 1. Pergamon Press, Newyork, pp 1–57
[89] Shockey DA, Curran DR (1973). A method of K*IC* at very high strain rate. ASTM Special Technical Publication No. 536
[90] Shockey DA, Erlich DC, Kalthoff JF, Homma H (1986). Shortpulse fracture mechanics. Eng Frac Mech 23(1):311–319
[91] Kalthoff JF, Shockey DA (1977). Instability of cracks under impulse loads. J Appl Phys 48(3):986–993
[92] Smith GC (1975). An experimental investigation of the fracture of a brittle material. Ph.D. thesis, California Institute of Technology.
[93] Ravi-Chandar, K et Knauss, W. G (1984) . an experimental investigation into dynamic fracture : I . crack initiation and arrest. International Journal of Fracture 25, 247-262.
[94] Dally JW, Barker DB (1988). Dynamic measurements of initiation toughness at high loading rates. Exp Mech 28:298–303
[95] Koppenhoefer KC, Dodds RH (1996). Constraint effect on fracture toughness of impact-loaded, pre-cracked Charpy specimens. Nucl Eng Des 162:145–158.
[96] K, R. Jayadevan , R. Narasimhan, T,S, Ramamurthy et B, Dattaguru (2001). A numerical study of T-stress in dynamically loaded fracrure specimens. International Journal of Solids and Structures 38, (2001) 4987-5005.
[97] Biswas P, Narasimhan R (2002). A numerical study of constraint effects on dynamic ductile crack initiation. Mech Mater 45:577–592
[98] Kim et Chao (2007) Y. Kim · Y. J. Chao. Effect of loading rate on dynamic fracture initiation toughness of brittle materials. Int J Fract (2007) 145:195–204
[99] Chao, Y. J., and Zhang, X., 1996, Constraint Effect in Brittle Fracture," Fatigue and Fracture Mechanics: 27th Volume, ASTM STP 1296, eds., R. S. Piasik, J. C. Newman, Jr., and N. E. Dowling, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA.
[100] Chao. Y.J. and Zhang. X. (1997). Constraint effect in brittle fracture. 27th National Symposium on Fatigue and fracture. ASTM STP 1296. R.S. Piascik. J.C. Newman. Jr. and D.E. Dowling. Eds.. American Society for Testing and Materials. Philadelphia. pp. 41–60.
[101] Chao YJ, Reuter WG (1997). Fracture of surface cracks under bending loads. In: Underwood JH, MacDonald B, Mitchell M(eds) Fatigue and fracturemechanics, vol 28,ASTMSTP 1321. American Society for Testing and Materials, Philadelphia, pp 214–242
[102] Chao . Y.J.. Liu. S.. and Broviak. B.J. (2001). Brittle fracture: variation of fracture toughness with constraint and crack curving under mode I conditions. Experimental Mechanics 41(3). 232–241.
[103] Liu S. Chao YJ (2003). Variation of fracture toughness with constraint. Int. J. Frac 124:113–117.
[104] Liu S, Chao YJ (2003) Variation of fracture toughness with constraint. Int J Frac 124:113–117
[105] Liu C, Knauss WG, Rosakis AJ (1998). Loading rates and the dynamic initiation toughness in brittle solids. Int J Frac 90:103–118.
[106] Ravi-Chandar K, Knauss WG (1984). An experimental investigation into dynamic fracture: I. Crack initiation and arrest. Int J Frac 25:247–262.
[107] Vincent Le Corre. Etude de compétition déchirure ductile/rupture fragile : application a la tenue mécanique des tubes en acier C-Mn et de leurs joints soudés. Thèse de Doctorat (2006). Ecole Centrale de Lille.

[108] K. Wallin. Quantifying T-stress controlled constraint by master curve transition temperature T_0, Engineering Fracture Mechanics Vol. 68, 2001, pp.303-328.
[109] B. Wasiluk, J.P. Petti, R.H. Dodds Jr. Temperature dependence of Weibull stress parameters : Studies using the Euro-material, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 73, pp.1046-1069, 2006
[110] T.L. Anderson, N.M.R. Vanaparthy et R.H. Dodds Jr, Predictions of specimen size dependence on fracture toughness for cleavage and ductile tearing, Constraint Effects in Fracture, ASTM STP 1171, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1993, pp. 473-491.
[111] T.L. Anderson, R.H. Dodds Jr. Simple Constraint Corrections for Subsize Fracture Toughness Specimens, Small Specimen Test Techniques Applied to Nuclear Reactor Vessel Thermal Annealing and Plant Life Extension, ASTM STP 1204, W.R. Corwin, F.M. Haggag W.L. Server, Eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1993, pp. 93-105.
[112] J.A. Joyce et R.E. Link. Application of two parameter elastic-plastic fracture mechanics to analysis of structures, Engineering Fracture Mechanics, Vol.57, 1997, pp.431-446.
[113] F. Ma, The effect of constraint on crack tip fields and fracture toughness, International Journal of Fracture, Vol.69, 1995, pp341-355.
[114] T.C. Miller et T.L. Anderson, Avoid growth model relating fracture toughness and constraint, Fracture Mechanics, ASTM STP 1207, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1994, pp.87-107.
[115] U. Eisele et E. Roos, Evaluation of different fracture mechanical J-integral initiation values with regard to their usability in the safety assessment of components, Nuclear Engineering and Design, Vol. 130, 1990, pp. 277-290
[116] E. Roos, U. Eisele et H. Silcher, Effect of stress state on the ductile fracture behaviour of large-scale specimens, Constraint Effects in Fracture, ASTM STP 1171, American Society of Testing and Materials, Philadelphia, 1993, pp. 41- 63.
[117] S. Chapuliot et S. Marie, Détermination de l'amorçage de la déchirure ductile dans un piquage fissuré à partir d'un critère défini sur éprouvettes CT de faible épaisseur, Engineering Materials Advisory Services Ltd. (UK), pp. 859- 864, Sept. 1998
[118] T. Chang et W. Guo. Effects of strain hardening and stress state on fatigue crack closure. Engineering Fracture Mechanics, vol. 21 pp. 881-888, 1999.
[119] W. Guo. Three-dimensional analyses of plastic constraint for through-thickness cracked bodies. Engineering Fracture Mechanics, vol. 62 pp. 383-407, 1999.
[120] Y. Marchal – Mechanics an physics of the ductile fracture of thin plates, Thèse de doctorat de l'université de Louvain-la-Neuve, 1997.
[121] D. Baouch – Validation numérique des paramètres de fissuration en élastoplasticité, Thèse de doctorat de l'Université Blaise Pascal Clermont II, 1998.
[122] G.R. Irwin – Analysis of stresses and strains near the end of crack traversing a plate, J. of Appl. Mech. Transactions, pp.361-364, 1957.



Chapitre III



CHAPITRE III

Etude Expérimentales & Méthodes Numériques

La mécanique de la rupture constitue également un axe de recherche important, et très sollicitant d'un point de vue numérique. Plusieurs auteurs ont essayé, depuis longtemps, de caractériser avec précision les champs mécaniques en pointe de fissure et de modéliser numériquement l'amorçage et la propagation des fissures. Si notre connaissance théorique en mécanique de la rupture est maintenant assez étendue, les outils numériques permettant de la modéliser peuvent encore progresser. En effet, les importantes variations dans les champs mécaniques à la pointe d'une fissure nécessitent une modélisation fine et un contrôle du maillage dans son voisinage.

Nous proposons ici d'apporter une contribution à la modélisation numérique de pièces entaillées. Nous commencerons par présenter une étude bibliographique sur la modélisation numérique en mécanique de la rupture, en insistant sur les hypothèses nécessaires à une telle étude. La deuxième partie sera consacrée aux outils numériques nécessaires à une modélisation précise d'une fissure et des singularités qu'elle engendre dans les champs mécaniques. Une fois ces outils mis en place, nous nous attacherons, dans la troisième partie, à calculer le Facteur d'intensité de contraintes et la contrainte transversale T. une étude de sensibilité par rapport à la finesse du maillage en pointe de fissure sera détaillée. Nous montrons l'intérêt de la modélisation numérique par rapport aux résultats expérimentaux et analytiques.

Sommaire

III. 1 METHODES EXPERIMENTALES 89
III.1. 1 Matériau 89
III.1. 2 Composition chimique 90
III.1. 3 Microstructure 90
III.1. 4 Caractérisation Mécanique 95
III.1. 5 Mesure du Facteur d'Intensité de Contraintes et contrainte T 99
III. 2 ETUDE NUMERIQUE 106
III.2. 1 Présentation du code de calcul « CASTEM2000 » 106
III.2. 2 Champs mécaniques au voisinage d'un défaut dans un matériau élastique 108
III. 3 CONCLUSION DU CHAPITRE 114

III. 1 METHODES EXPERIMENTALES

Les méthodes expérimentales sont basées sur une caractérisation du comportement en rupture de l'acier, APL X52L, utilisé dans le transport du gaz. Des techniques permettent de prédire l'évolution des paramètres de la rupture, à savoir, la contrainte de confinement T et le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille K_ρ. L'étude, basée sur le comportement des entailles courtes et longues, tient compte des conditions de sollicitations pour différentes types d'éprouvettes (CT, DCB, SENT et Tuile Romaine).

Nous commencerons par une étude générale des propriétés mécaniques et microstructurales de l'acier en question, suivie d'une description des éprouvettes et du dispositif expérimental ayant permis de réalisation des essais. Enfin, le déroulement des essais, suivant différents chargements, sera présenté.

III.1. 1 Matériau

Il s'agit d'un acier au carbone microalliés utilisé pour fabriquer des tubes pour pipelines ou des tôles. A la production, pendant la solidification des lingots, les zones de ségrégation entre les dendrites se forment. Cette opération cause très souvent des hétérogénéités microstructurale. Ensuite, le matériau subit un laminage orientant les zones de non-homogénéité. L'homogénéisation peut être réalisée par application d'un traitement thermique approprié. Les tubes, soudés longitudinalement, sont essentiellement utilisés pour le transport du pétrole et du gaz. La fabrication de ces tubes comporte trois étapes : formage, soudage et expansion et calibrage.

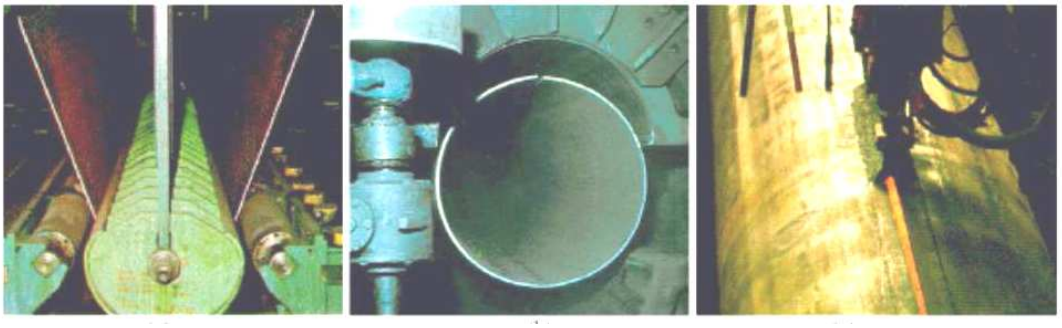


Figure 1 : Les trois étapes de fabrication des tuyaux [1].

Deux tuyaux ont été fournis par Gaz de France, dans le cadre du projet européen Naturalhy ; le premier, de diamètre extérieur 610 mm et d'épaisseur de 11mm, est utilisé dans le transport de gaz depuis 1950. Le deuxième est de 219 mm de diamètre extérieur et de 6.1 mm d'épaisseur.

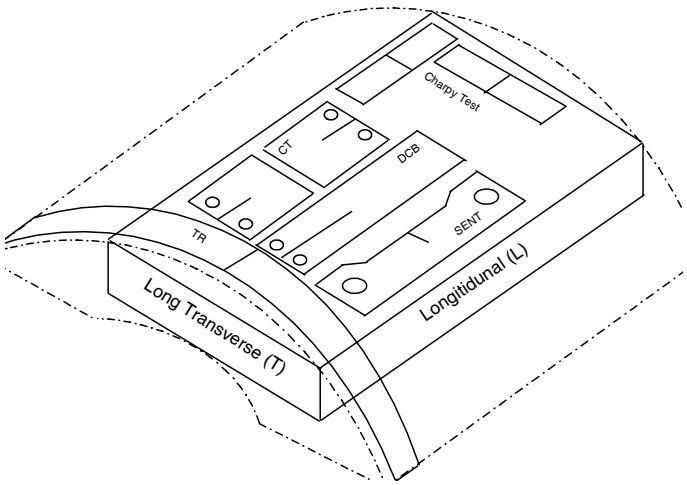


Figure 2 : Prélèvement des échantillons sur un tuyau.

L'influence de l'orientation des échantillons a également été prise en compte : sens longitudinal L, sens transversale T. La Figure 2 présente les différents sens de prélèvements des éprouvettes.

III.1. 2 Composition chimique

La composition chimique est présentée dans le tableau 1. Les aciers au carbone sont appelés 'microalliés', en rapport avec leur contenu en éléments d'alliage : niobium (0,03-0,08 % en masse), vanadium (max. 0,05 %) et titane (< 0,11 %). Selon une définition, la somme de contenu (Nb+V+Ti) ne doit pas dépasser 0,22 % en masse [2].

Tableau 1 : Composition chimique pour les tuyaux en X52. (Masse en %)

	C	Mn	P	Si	Cr	Ni	Mo	S	Cu	Ti	Nb	Al
	0.22	1.220	-	0.240	0.16	0.14	0.06	0.036	0.19	0.04	<0.05	.032
Ref [3]	0.15	1.250	0.025	0.350	-	-	-	-	-	-	-	-

La composition chimique de l'acier est conforme aux spécifications standards, Tableau 2.

Tableau 2 : composition chimique de l'acier (% en masse), selon les standards.

acier	C(max)	Mn (max)	P (max)	S (max)	Nb	V	Ti
X52 [(1)]	0.22	1.40	0.025	0.015	$\sum = 0.15$		
(st52.0) [(2)]	(0.22)	(1.60)	(0.040)	(0.035)	$\sum = 0.15$		

[(1)] selon APL 5L [4]. [(2)] selon DIN 1626-84 [5].

III.1. 3 Microstructure

Afin d'avoir une bonne connaissance des propriétés du matériau étudié, surtout du point de vu branchement de la fissure et du plan de glissement, des observations ont été réalisées au

microscope électronique à balayage et optique, pour différents cas. Ces observations permettent d'obtenir des informations sur la forme des grains, la présence de défauts et la nature des joints de grains.

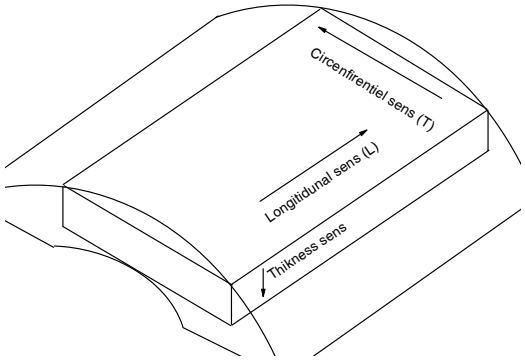


Figure 3 : Sens de prélèvement des échantillons, pour l'étude en microscopie électronique.

La Figure 3 présente le sens de prélèvement des échantillons pour l'étude sur microscopie électronique. Trois sens sont choisis : le sens longitudinal (L) ou de laminage, le sens circonférentielles (T) et le sens de l'épaisseur (E).

La microstructure des aciers a été étudiée à l'aide des microscopies optique et électronique. Les surfaces observées sont polies jusqu'à 1 µm, nettoyées à l'acétone et séchées.

La présence d'inclusions, non métalliques, peut être observée directement sur la surface polie. Pour visualiser les différentes phases de la microstructure, une attaque chimique ou électrochimique est effectuée. Les aciers au carbone ont été attaqués par le nital (4% solution de HNO_3 dans l'éthanol) pendant quelques secondes. Après cette attaque, la ferrite apparaît au microscope optique comme une phase blanche, la perlite est plus foncée. Au microscope électronique à balayage (MEB), les grains de ferrite sont foncés et la perlite est claire.

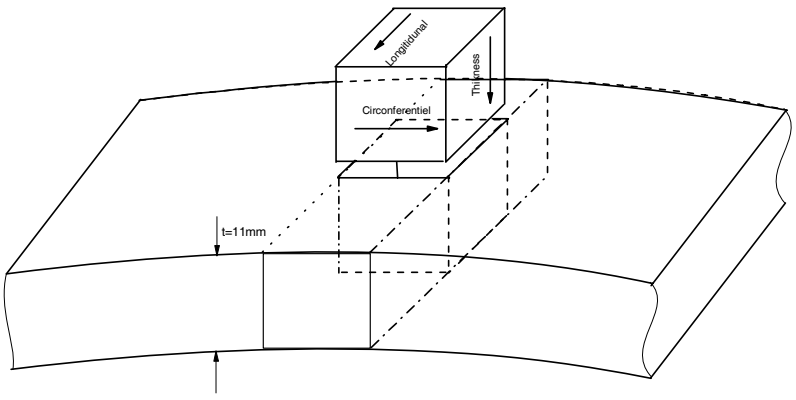


Figure 4 : Schéma d'échantillonnage selon la norme NACE TM 0284 [6] (cotes en mm).

Trois éprouvettes, en forme de parallélépipède sont préparées. Pour le sens longitudinal (sens du laminage), les dimensions sont 10*x*10*x* [épaisseur] (mm), dont la cote est de 100 mm.

L'échantillonnage est effectué selon le schéma, Figure 4, suivant les conditions de la norme NACE TM 0284 [6].

La structure, dans le sens longitudinal, est formée par des grains de ferrite (F) et des rangées de perlite (P) disposées quasi régulièrement. A proximité de ces zones perlitiques. Les photos de la microstructure sont présentées sur la Figure 5.a, b. Pour visualiser les différentes phases, la surface des échantillons est polie et attaquée au 'nital' (2% d'acide nitrique dans de l'éthanol).

L'étude de l'acier a mis en évidence des changements microstructuraux importants entre les peaux et le coeur. Ceci est particulièrement visible dans le sens de l'épaisseur. La formation des bandes de martensite non revenue est remarquée aussi dans le sens de l'épaisseur, et celles-ci sont les endroits préférentiels d'initiation de fissures, Figure 6.a, b.

La microstructure de cet acier, dans le sens circonférentiel, est constituée généralement d'une alternance de rangées de ferrite et de perlite formées par ségrégation pendant la phase de solidification. La quantité de perlite est plus basse, et l'effet des rangées n'est pas si marqué, ce qui est visible sur les photos de la microstructure, Figure 5.a. Les structures de trempe, telle que la martensite non revenue, ne sont pas présentes dans cette microstructure.

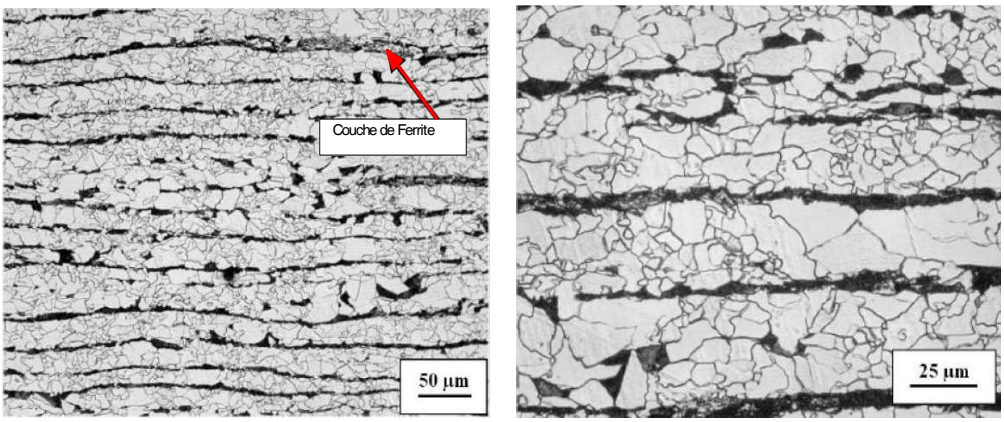


Figure 5 : Microstructure des échantillons de l'acier X52. (a) sens longitudinal, bandes de F et P et (b) détail.

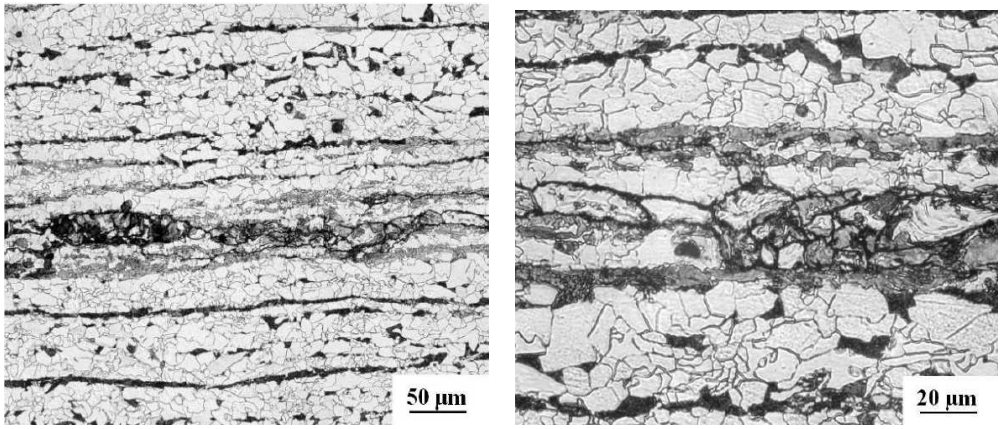
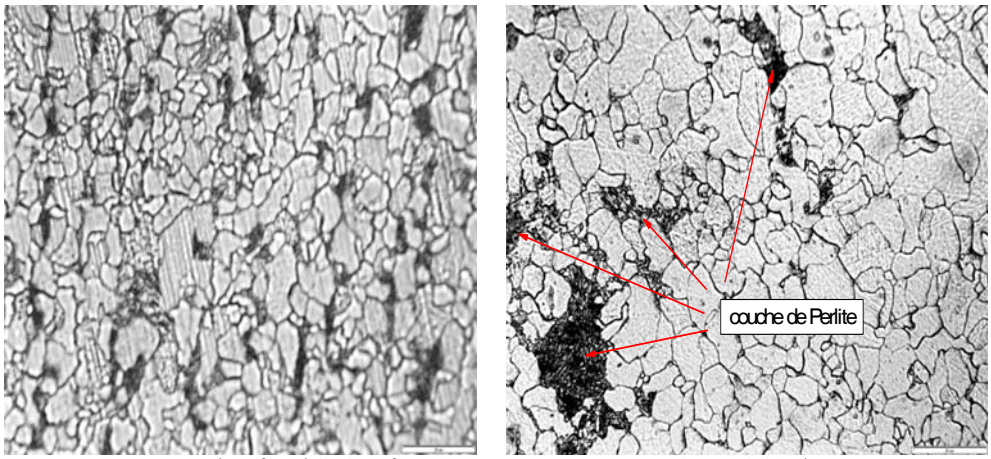


Figure 6 : Bandes Férrito-perlitiques dans le sens longitudinal **(a)** et **(b)** détail.



(a) sens circonférentielle de surface (b) sens de l'épaisseur

Figure 7 : X52 métallurgies dans le sens circonférentiel et le sens de l'épaisseur.

Les bandes de ferrite (F) et perlite (P) sont évidentes. Le procède de fabrication entraîne une forte anisotropie des propriétés mécaniques. De même, il existe une forte hétérogénéité de la microstructure dans le sens de l'épaisseur, Figure 5.b. Sur la face externe de tuyau, la structure est à petits grains équi-axes, pour la surface interne. C'est une structure organisée en bandes alternées de ferrite et perlite et dirigée suivant l'axe du tuyau. Dans la coupe perpendiculaire (sens de l'épaisseur), les couches de F+P sont apparentes.

Les rangées et couches de ferrite et perlite sont encore plus évidentes sur l'image prise au microscope électronique à balayage (MEB), Figure 8.a, b. Les couleurs sont inversées par rapport aux images de microscopie optique (matrice ferritique foncée et perlite blanche).

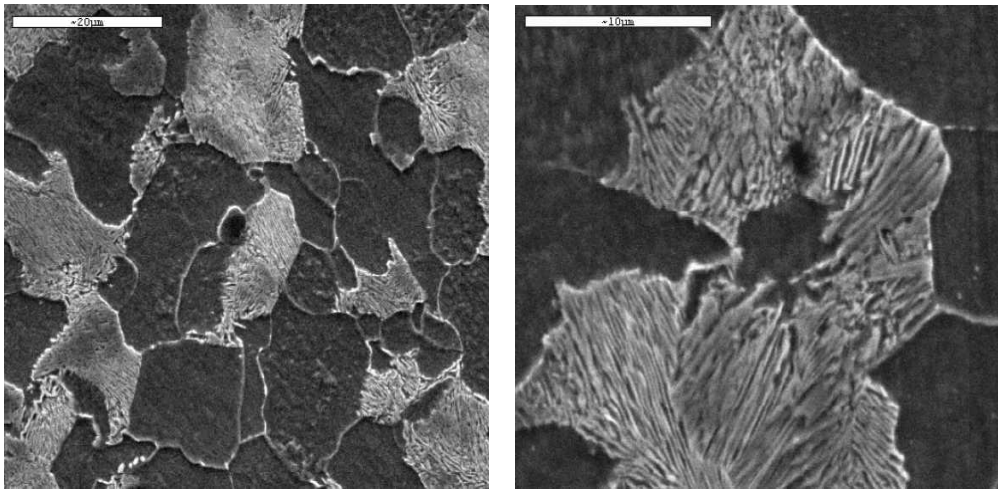


Figure 8 : (a) Grains de ferrite et perlite (acier X52), MEB. (b) détail de (a).

L'analyse de la pureté a montré que l'acier contient deux types d'inclusions : des oxydes globulaires, Figure 9.a, et des sulfures de manganèse allongés, Figure 9.b. La surface des échantillons est polie et observée au microscope optique avec un grossissement 500x. Les inclusions de souffre présentes dans le matériau, avec une forte teneur (0.036 %), influent à la fois

l'aspect purement mécanique de la propagation des fissures et l'aspect relatif à l'effet de l'environnement agressif.

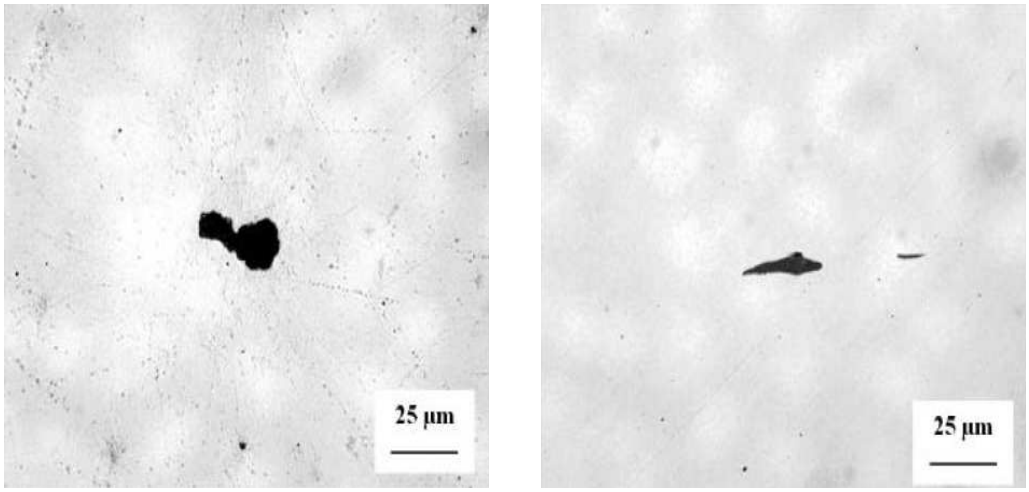
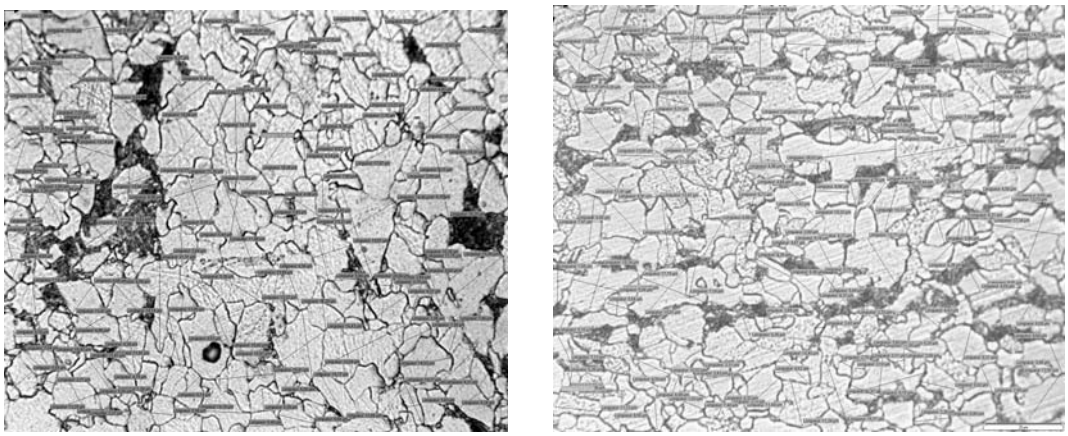


Figure 9 : (a) Exemple d'inclusions (a) d'oxydes et de (b) sulfure de manganèse dans l'acier X52, visible sur la surface polie.



(a) sens circonférentielle (b) sens longitudinal

Figure 10 : Mesure de la taille des grains de la structure dans le **(a)** sens circonférentiel et **(b)** le sens longitudinal.

Pour calculer la taille des grains, nous avons utilisé un microscope optique instrumenté par une caméra numérique. Les photos et les dimensions sont traités par l'intermédiaire d'un logiciel de calcul 'Analysis'. Le tableau 3 montre les différentes mesures dans différentes directions du tuyau.

Tableau 3 : Récapitulation des tailles de grains dans les différentes orientations.

Orientation	Grossissement	Nombre de grains	Taille (µm)			
			Minimale	Maximale	Moyenne	Ecart type
Longitudinale	×500	157	-	-	7,88	-
Transversale		156	1,31	29,02	7,78	4,35
Epaisseur		147	0,98	24,36	9,29	5,22

La taille moyenne des grains de ferrite est de 8 µm, mesurée sur les images prises au ME. Le détail des grains de ferrite et de perlite est montré sur la Figure 10.a. Les lamelles de perlite sont bien visibles sur la Figure10.b.

III.1. 4 Caractérisation Mécanique

• Essais réalisés

L'objectif de cette partie est de réaliser des essais de rupture en calculant les caractéristiques mécaniques de l'acier utilisé. La contrainte, ayant le plus d'importance, est la contrainte circonférentielle due à la pression interne. Le tuyau, ayant une forte courbure et une faible épaisseur, il a été décidé de réaliser des éprouvettes en deux stades différents :

- Deux types d'éprouvettes : plates et courbées, issues directement d'un tuyau de pipeline, pour déterminer la ténacité du matériau.

- Quatre types d'éprouvettes CT, DCB, SENT et Tuile Romaine, pour étudier et mesurer l'évolution du Facteur d'Intensité de Contraintes et la contrainte T.

• Calcul de ténacité

Deux méthodes sont utilisées pour déterminer la ténacité. La première sur des éprouvettes courbées, et la deuxième sur des éprouvettes plates. Plusieurs tentatives, menées, dans notre laboratoire [7-11], ont permis de choisir parmi les différents types de modélisation, le meilleur compromis possible.

Première méthode : les premières essais sont menés sur des éprouvettes courbes, dites 'Tuiles Romaines', en flexion 4 points, flexion 3 points (sur des parties entières ou non d'anneau), et flexion avec encastrement des extrémités de l'éprouvette (sur une partie d'anneau).

Un autre essai de flexion en quatre points a été réalisé par [7,11] sur le même type d'éprouvette avec le second tuyau de diamètre 610mm et pour épaisseur 11mm. Par analyse numérique, la contrainte maximale se trouve au niveau du point d'application de la charge et au niveau inférieur de la zone de symétrie. De plus, il a été assez difficile d'assurer, tout au long de l'essai, que l'entaille se trouve à égale distance des appuis centraux, du fait de la forte courbure de l'éprouvette, qui peut glisser durant l'essai.

La flexion 3 points, pour des raisons de symétrie évidente, nous dispense des problèmes rencontrés dans l'essai 4 points. L'essai simule l'action de la pression interne dans le tuyau. Les éprouvettes ont un diamètre extérieur de 219.1 mm pour une épaisseur de 6.1 mm. Elles correspondent aux dimensions des tuyaux à notre disposition. Il a été décidé d'utiliser des éprouvettes coupées à 160° ; ce qui permet d'avoir des éprouvettes uniformes, sans zones de soudure, et ayant une largeur de 60mm. L'entaille réalisée reproduit les éraflures possibles par des engins de travaux publics, de type pelleteuse. Elle a la forme de V de 45° d'ouverture sur la surface de tuyau, réalisée sur 20 % de l'épaisseur, soit 1.22mm. Elle possède un rayon au fond d'entaille de 0.15mm, Figure 11. Nous notons que le Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille $K_{\rho c}$ est indépendant du rayon d'entaille, pour des valeurs critiques inférieur à ρ_c, ou entre 0,4-1mm. La valeur de 0.15 mm est moins de ρ_c, cependant la ténacité calculée est indépendante de la variation du rayon d'entaille [10].

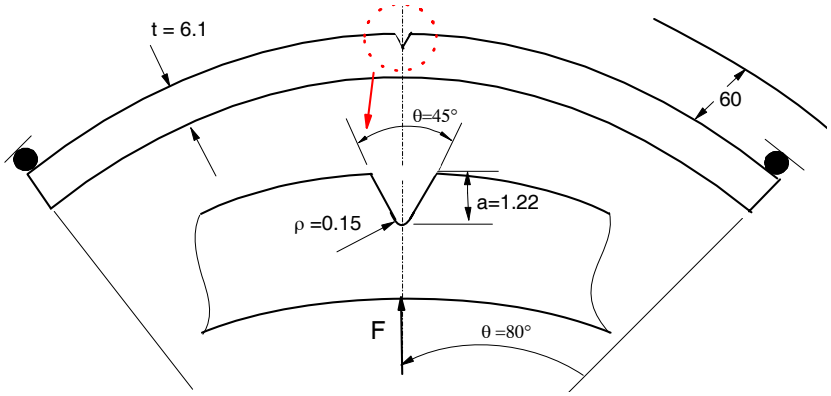


Figure 11 : Représentation de la géométrie de Tuile Romaine et dimensions de l'entaille utilisée.

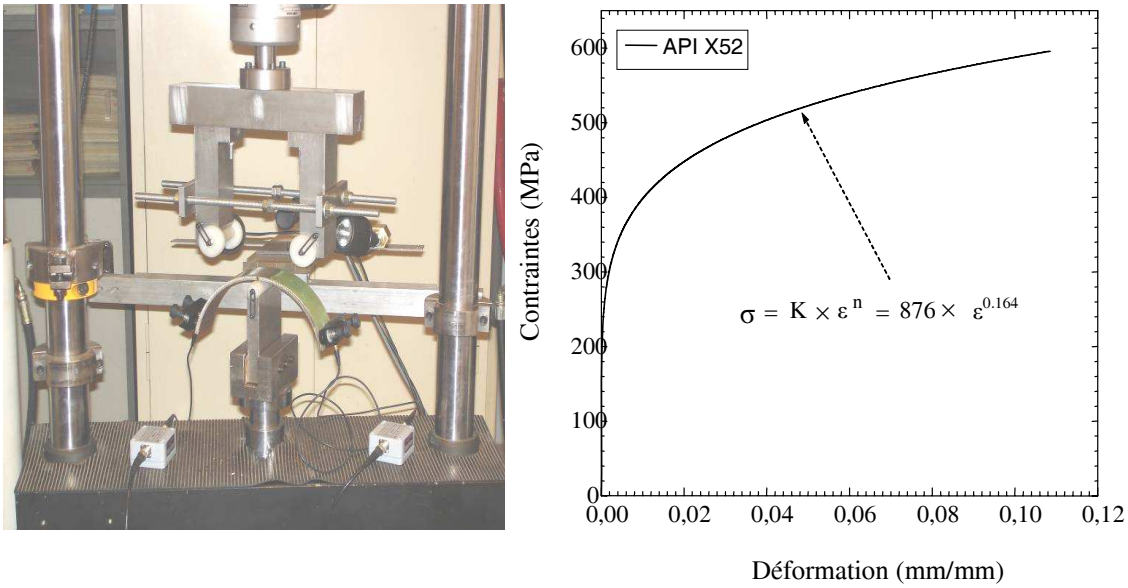


Figure 12 : **(a)** Première méthode : Installation d'essai expérimental pour extraire la ténacité de rupture et **(b)** courbe charge – déformation.

Pour ces essais de flexion 3 points, un montage, représenté sur la Figure 12, 13, a été entièrement élaboré pour positionner les éprouvettes courbes :

Les points de cet essais de flexion correspondent au point de chargement (A), et aux deux points de contact (B et C). Les deux cylindres, servant à réaliser le contact, ont un diamètre de 20 mm et une longueur de 60 mm. Le fait que la pièce transmettant l'effort ait sa partie inférieure arrondie, permet de régler au départ l'application de la charge sur l'éprouvette (contact linéaire à respecter).

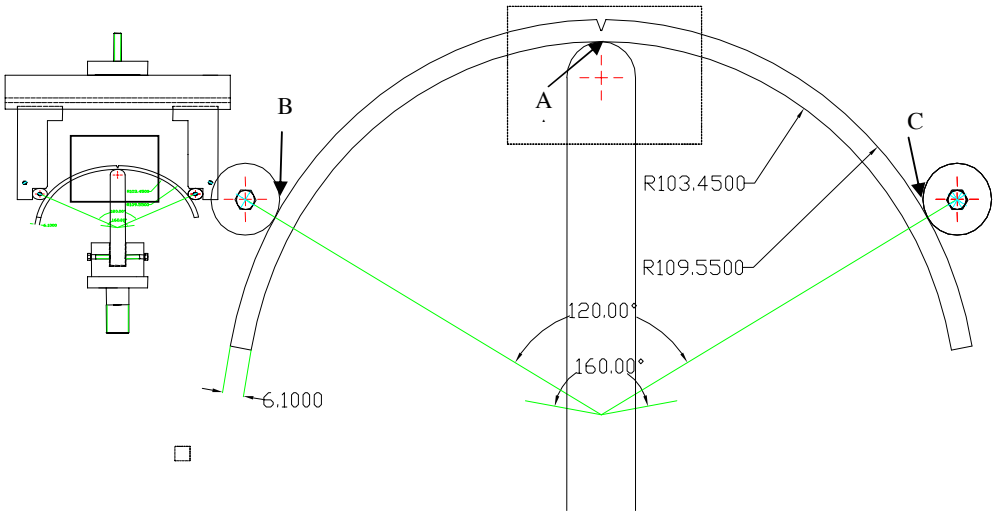


Figure 13 : Premier montage avec un angle d'appui de 120°.

Pour valider le modèle théorique, simulé par éléments finis, un montage a été réalisé pour des chargements statiques. A la suite de l'essai, trois majeures problèmes sont apparus : (*i*) un glissement de l'éprouvette vers l'intérieur du montage, sous l'action de charge. (*ii*) l'ensemble composé par les deux pièces, pour permette l'appui, a subi une flexion sous l'effet de la charge, (*iii*) la grande longueur de la pièce d'appui centrale, n'assurant pas l'application de la charge, se fait dans l'axe de la poussée du vérin.

La solution proposée par [7] a été de réduire l'angle de 120° à une valeur plus faible : 90°. Cet angle permet à l'éprouvette une meilleure déformation et une meilleure répartition des appuis. Un angle inférieur augmente les effets de cisaillement, et ce type d'essais éloigne d'une sollicitation par flexion.

Tableau 4 : Mechanical properties of API X52 [7]

Acier X52	E (GPA)	σ_y (MPa)	σ_u (MPa)	A%	n	k	K	Resilience (J/mm^2)
	210	410	528	32	0.164	876	116.6	-
Ref.[15] SL	210	493	623	30	-	-	-	~ 75
Ref.[15] SC	210	410	638	19	-	-	-	22

SL : sens longitudinal, SC : sens circonférentiel

Les propriétés mécaniques de l'acier sont conformes aux spécifications standard, Tableau 5.

Tableau 5 : Propriétés Mécaniques garanties de l'acier étudiés selon les standards.

acier	Re (MPa)		Rm (MPa)		A %	
	min.	max.	min.	max.	min.	max.
X52 [(1)]	359	531	455	758	19.5	27
(22.05) [(2)]	448	-	620	950	min. 25	

[(1)] selon APL 5L [4]. [(2)] selon DIN EN 10088-2 [12].

Une autre méthode, utilisée par [11], calcule la ténacité de l'acier X52. Les résultats, sur des éprouvettes Tuiles Romaines, pour deux diamètres de tuyau 219 mm ($K_{I\rho}$= 57.21 MPa.m$^{0.5}$) et 610 mm ($K_{I\rho}$= 69.25 MPa.m$^{0.5}$), confirment que la ténacité change avec les paramètres géométriques du matériau. La différence entre les deux résultats est de l'ordre de 17%, résultat expliqué par le fait que leurs compositions chimiques et leurs propriétés mécaniques ne sont pas identiques [19].

Le même essai de ténacité a été repris par [11] sur des éprouvettes CT. L'amorçage a été capté par émission acoustique et les résultats ont donnés un Facteur d'Intensité de Contraintes de K_I = 95.54 MPa.m$^{0.5}$. Ceci explique la différence entre les deux types d'éprouvettes s'explique par le fait que, dans ces deux types d'essais, la direction de l'entaille est différente et la structure et les propriétés mécaniques différent quelque peu, en fonction du sens de prélèvement des éprouvettes. Mangin [20] a trouvé les même résultats sur deux éprouvettes CT ($K_{I\ (moyen)}$= 95.5 MPa.m$^{0.5}$).

Nous remarquons que l'explication est simple, et l'effet d'échelle et la transférabilité entre éprouvette du laboratoire et la structure réelle jouent un rôle très important pour prédire la ténacité d'un matériau.

Deuxième méthode : des éprouvettes plates normalisées sont prélevées selon la norme française (NF EN 100002-1) d'épaisseur 4 et 8 mm, dans le volume cylindrique du tube. Le prélèvement des éprouvettes est perpendiculaire à l'axe de symétrie du tuyau. L'axe de traction de l'éprouvette correspond par conséquent à la direction d'application de la contrainte circonférentielle (ou transverse) dans le tuyau soumis à une pression de service.

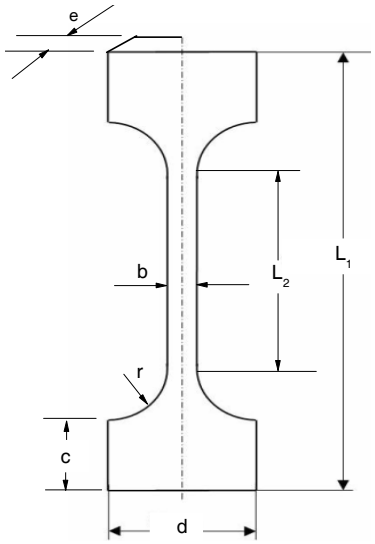


Figure 14 : Eprouvette de traction [11,20].

Les dimensions des éprouvettes de traction sont illustrées dans le tableau 6. Toutes les dimensions dont données en millimètres.

Des difficultés sont rencontrées pour usiner ces éprouvettes, nous avons constaté qu'elles se déformaient énormément. En effet, ceci s'explique par l'existence des contraintes internes introduites dans le tube après élaboration. Pour ces raisons, nous avons choisi d'utiliser des éprouvettes normalisées de petites dimensions. Les essais de traction ont été menés sur une machine INSTRON 5585H. Le pilotage de la traverse, pour une vitesse d'application de contrainte, est régulée à 7 MPa/s jusqu'au point d'inflexion correspondant à la limite d'écoulement.

Tableau 6 : Dimensions des éprouvettes de traction (mm) [11].

Acier X52 Dimensions	Tuyau de diamètre 219 mm		Tuyau de diamètre 610 mm	
	Sens longitudinal	Sens circonférentiel	Sens longitudinal	Sens circonférentiel
L_1	120	120	180	-
L_2	50	50	86	-
c	25	25	30	-
d	30	30	34	-
b	8	8	16	-
r	12	12	17	-
e	4	4	8	-

Nous présentons les caractéristiques mécaniques dans le tableau 7. Les mesures sont prises dans les deux directions longitudinales et circonférentielles, pour deux diamètres de tuyaux 219 mm et 610 mm.

Tableau 7 : Propriétés mécaniques de l'acier X52 suivant [7] et [11]

Diamètre de Tuyau	Direction	$R_{0.2}$ (MPa)	σ_{max} (MPa)	ε_r (%)	Résilience (J/mm^2)
Diamètre 219 mm	Longitudinale [7]	493	629	30	~ 75
	Circonférentielle [7]	410	638	19	22
	Longitudinale [11]	431	526	31.56	-
	Circonférentielle [11]	-	-	-	-
Diamètre 610 mm	Longitudinale [11]	437	616	23.14	-
	Circonférentielle [11]	410	543	15.94	-

Tableau 8 : coefficient de la loi de Ludwik [11].

sens	Tuyau de diamètres 219 mm		Tuyau de diamètres 610 mm	
	n	K	n	K
Longitudinal	0.0446	587.3	0.108	795.8
circonférentiel	-	-	0.114	795.7

Les coefficients de la relation de Ludwig ($\sigma = K\varepsilon_p^n$) sont donnée par le tableau 8 [11]. La relation de Ludwig permet d'introduire le comportement réel de notre acier dans son domaine plastique, lors de la modélisation des éprouvettes par éléments finis.

III.1. 5 Mesure de Facteur d'Intensité de Contraintes et contrainte T

On suppose généralement que les mesures effectuées au voisinage de la pointe de la fissure ou d'entaille permettent d'obtenir son comportement réel. Il existe plusieurs méthodes de mesure locale du Facteur d'Intensité de Contraintes, mais elles sont rares. Les méthodes les plus utilisées pour mesurer K sont sans doute les méthodes optiques comme la méthode des caustiques, la photoélasticité ou plus récemment l'interférométrie MOIRE. L'utilisation des jauges de petites dimensions permet également de réaliser de telles mesures, sur K et T en même temps, tant en statique qu'en dynamique.

Manogg [14] utilise le premier la technique de caustique en transmission et montre que la géométrie de la caustique, et plus particulièrement son diamètre, sont directement liés au Facteur

d'Intensité de Contraintes. Theocaris [15] fut également le premier à développer cette méthode en réflexion pour la rupture des métaux. Il a calculé le Facteur d'Intensité de Contraintes en fonction des paramètres de la caustique en statique.

Pour la Photoélasticimétrie, Wells, Posts [16] et Irwin [17] ont déterminé le Facteur d'Intensité de Contraintes ainsi que la vitesse de la fissure, lors de la rupture d'un corps photoélastique. Comme la précision de cette méthode dépend essentiellement de la précision de la localisation du point de mesure, Bradley et Kobayashi [18] ont fait une correction à deux points de mesure. Plus récemment, Tadou et Ravi-Chandar [19] ont étudié les paramètres influençant la détermination du Facteur d'Intensité de Contraintes en photoélasticimétrie.

Nous avons opté pour les jauges de petites dimensions. L'objectif est de réaliser des essais de comportement et de rupture, en mesurant les valeurs du Facteur d'Intensité de Contraintes et de la contrainte T. Notre choix s'est porté sur des éprouvettes CT, DCB, SENT et Tuile Romaine portant différentes profondeurs d'entailles.

• Utilisation des jauges résistives

Deux types de jauges résistives sont de nos jours fréquemment utilisés en mécanique de la rupture : (*i*) les jauges de fissuration pour déceler l'amorçage de la propagation de la fissure et de déterminer la vitesse de propagation, (*ii*) les jauges extensométriques, pour mesurer une déformation en fond de fissure, pour détecter l'instant de l'amorçage, voire pour calculer la vitesse de propagation.

Les jauges de fissuration sont composées de brins résistifs montés en parallèle et collés sur un support fragile. La propagation d'une fissure perpendiculairement à la direction des brins provoque successivement leur rupture, induit une variation de résistance et par suite une variation de tension aux bornes de cette jauge. La principale difficulté à résoudre réside dans le collage et le positionnement de cette dernière sur l'éprouvette.

La mesure du Facteur d'Intensité de Contraintes et la contrainte T à l'aide de jauges extensométriques peuvent être effectuées soit par une approche quasi-statique, soit par une approche dynamique.

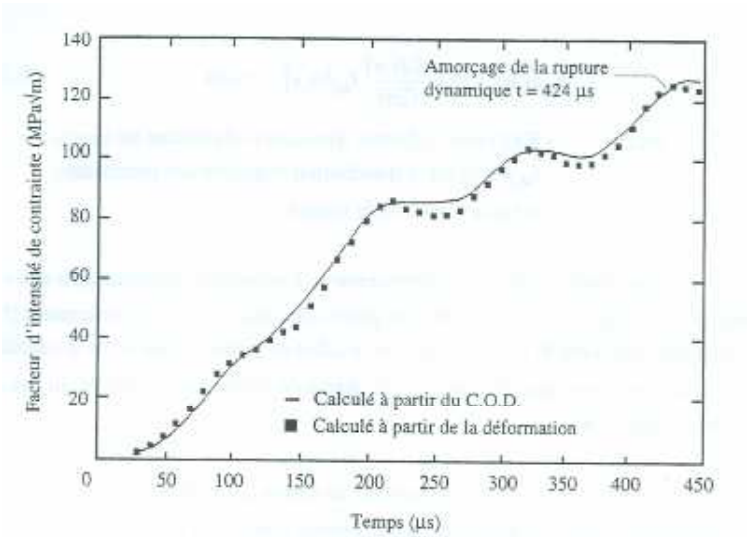


Figure 15 : Comparaison des facteurs d'intensité de contrainte calculés à partir de l'ouverture de la fissure et de la déformation à proximité du fond de fissure [53].

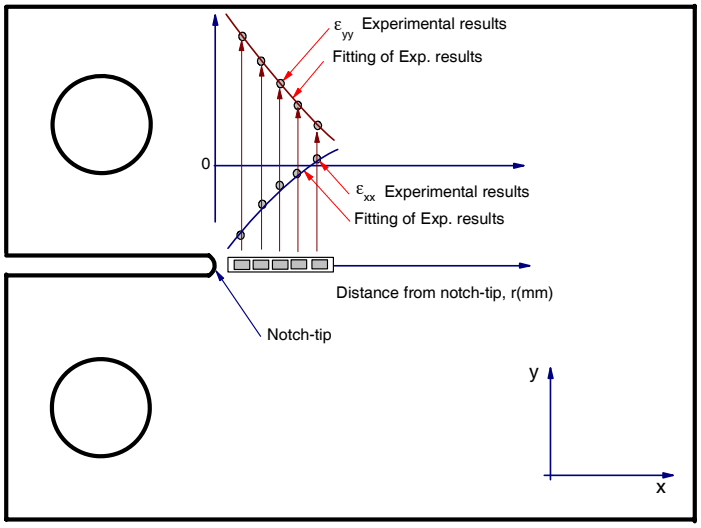


Figure 16 : Eprouvette instrumentée avec plusieurs jauges de déformation

Loss [20] propose une méthode de détermination du Facteur d'Intensité de Contraintes pour des essais de flexion trois points. Les éprouvettes sont instrumentées au voisinage immédiat de la pointe de l'entaille tout en assurant de ne pas coller la jauge dans la zone plastique. Puis, les jauges sont préalablement étalonnées en statique pour déterminer la relation entre la déformation mesurée et le Facteur d'Intensité de Contraintes, la force appliquée ou le moment fléchissant. L'enregistrement de la déformation, à proximité du fond d'entaille pendant l'essai, permet de calculer le Facteur d'Intensité de Contraintes et la contrainte T. il est alors possible de distinguer un pic sur le signal de déformation utilisé pour définir le début de la propagation de la fissure et la charge critique. Mall, Kobayashi et Loss [21] ont validé cette procédure empirique (positionnement de la jauge, hypothèse sur la relation donnant le Facteur d'Intensité de Contraintes) en comparant, lors d'un calcul par éléments finis, le Facteur d'Intensité de Contraintes déterminé à partir de la déformation mesurée sur l'éprouvette et à partir du COD, Figure 15.

Les méthodes de mesure qui suivent font appel aux différentes expressions du facteur d'intensité de contraintes mais présentent l'avantage de ne pas nécessiter d'étalonnage préalable. Sun [22] instrumente une éprouvette avec plusieurs jauges le long de la direction de propagation de la fissure en raison de la possible interférence des effets inertiels, Figure 16. Le calcul du Facteur d'Intensité de Contraintes requiert la connaissance de la contrainte à l'origine de l'ouverture de la fissure et la vitesse de propagation. La contrainte est donnée par la mesure de la déformation. La vitesse de propagation est obtenue à partir de l'intervalle de temps séparant le signal de deux jauges adjacentes. Néanmoins, rien n'est précisé quant au positionnement des jauges.

Dans notre étude, nous utilisons pour plusieurs géométries d'éprouvettes une seule jauge. Deux techniques sont utilisées, la première est de coller des jauges le long du ligament (le sens de la propagation de la fissure) et la deuxième et d'orienter les jauges par un certaine angle.

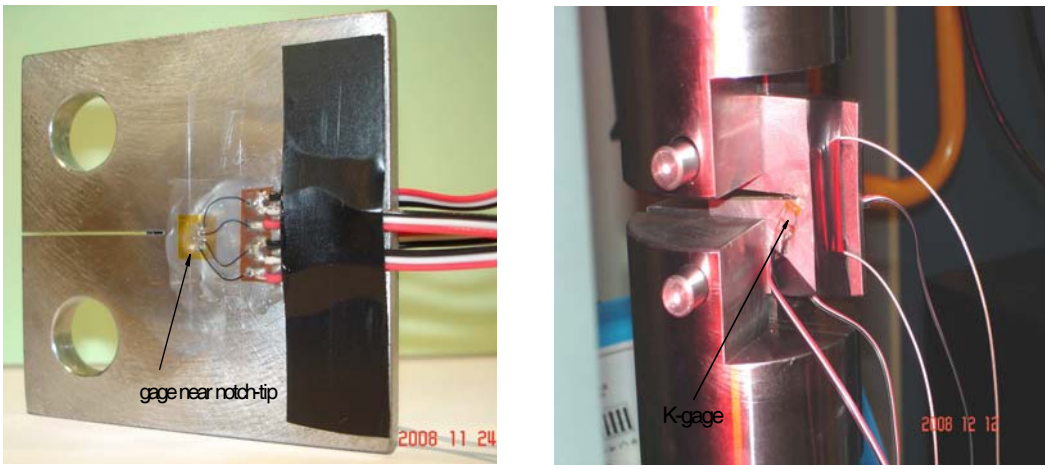


Figure 17 : Eprouvette instrumentée avec plusieurs jauges de déformation (a) par la première technique le long du ligament et (b) par la deuxième technique par une orientation d'un angle.

Le positionnement des jauges à proximité du fond de fissure ne se fait pas obligatoirement dans une direction perpendiculaire à l'entaille. Il est bien évident qu'il est nécessaire de coller la jauge dans une zone proche de la singularité, mais il faut l'orienter d'un certain angle α par rapport à la direction de propagation pour que le maximum de la déformation mesurée coïncide avec le passage de la fissure émanant d'entaille juste au dessous de la jauge. Cet angle est une caractéristique du matériau étudié et ne dépend que du coefficient de Poisson. Il permet de définir en réalité l'orientation optimale (suivant l'angle aigu) pour laquelle la mesure de la déformation sera la plus sensible. En effet, un positionnement adéquat de la jauge permettra de mesurer des niveaux très fragiles. Notons également que dans cette analyse les auteurs doivent connaître non seulement la déformation mais aussi la vitesse de propagation avec précision qui détermine la position de la jauge. Cette technique a été utilisé récemment par Khanna et Shukla [23], Chao et al. [24] et Maleski et al. [25]. Plus de détails seront présentés dans le Chapitre de Résultats et Interprétations.

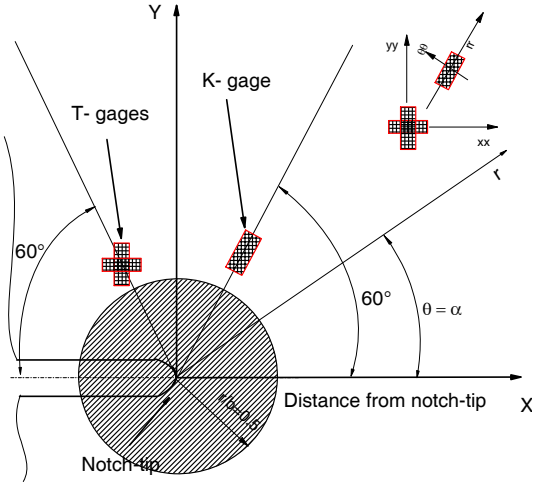


Figure 18 : Positionnement des jauges pour mesurer la contrainte T et le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille.

Le collage des jauges avec les deux techniques est présenté dans la Figure 17. Les mesures avec la deuxième technique sont illustrées par des jauges type rosettes. L'emplacement de ces jauges est montré dans la Figure 18.

Plus de détails sur le choix des jauges, le positionnement et le choix de distance de la pointe de l'entaille, seront présentés dans le chapitre des résultats et interprétations.

• Matériel utilisé

Deux séries d'essais sont mis en position : (*i*) essai de traction et (*ii*) essai de flexion trois points.

Pour les essais en traction, nous avons opté pour des éprouvettes CT, SENT et DCB. La Figure 19 représente la machine électrique de traction statique de capacité ± 250 kN. Elle est utilisée dans le but de réaliser des essais de comportement et de caractérisation. Nous avons conçu des mors spéciaux permettant la sollicitation d'éprouvettes en traction. Le suivi de la déformation longitudinale et transversale est assuré par un extensomètre vidéo.

Le montage d'émission acoustique permet de suivre, au cours du temps, l'amorçage et la propagation de la fissure émanant d'entaille. La carte d'acquisition de cette installation permet de suivre l'évolution de la charge et du bâillement des lèvres de l'entaille.

Une caméra CCD3 est utilisée pour suivre le déplacement des lèvres de l'entaille au cours du chargement. Les vidéos sont ensuite traitées par un logiciel de traitement d'image, qui donne, à chaque prise d'image (3 images par secondes), la position des lèvres. La caméra est positionnée en réalité par un repère zéro située au préalable sur l'axe de l'éprouvette.



Figure 19 : Machine de traction/compression INSTRON 5585H équipée par émission acoustique.

Pour les essais de flexion 3 points, le montage sur la Figure 20, a été entièrement élaboré pour permettre le positionnement des éprouvettes Tuiles Romaines. Le chargement est statique ; pour but de valider notre modèle théorique simulé par Eléments Finis.

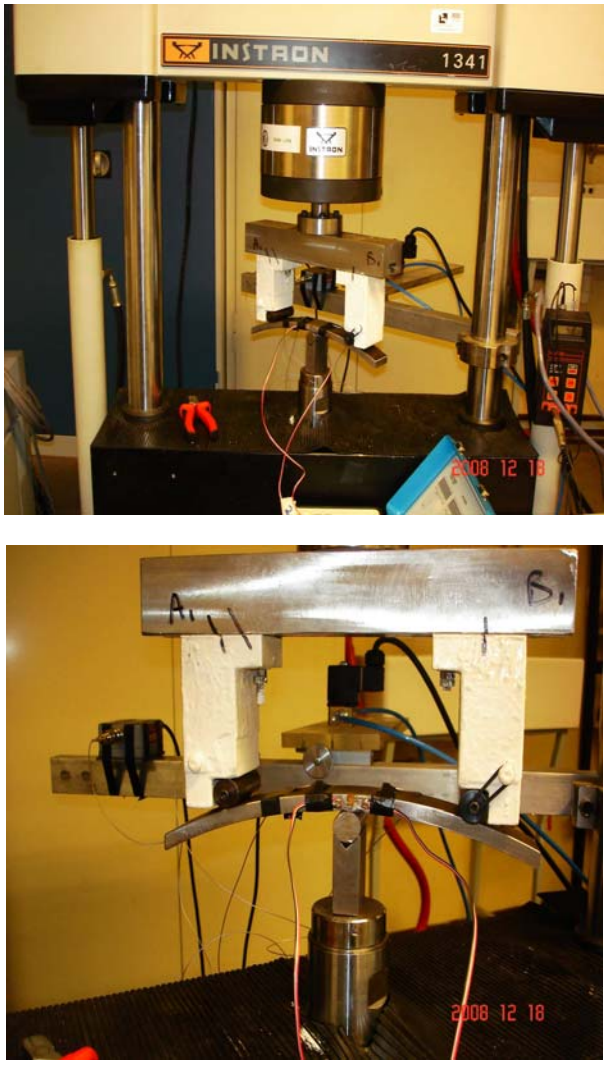


Figure 20 : Représentation du montage de flexion 3 points.

Les 3 points de cet essais de flexion correspondent au point de chargement (A) et aux deux points de contact (B et C). Les deux cylindres, servant à réaliser le contact, ont un diamètre de 20 mm et une longueur de 60 mm. Le fait que la pièce qui transmettre l'effort ait sa partie inférieure arrondie, permet de régler au départ l'application de la charge sur l'éprouvette (contact linéaire à respecter).

Nous avons réduit l'angle entre les deux cylindres d'appui. L'angle de 120° [7] et de 90° [11] ont été remplacés par une valeur plus faible 50°. Cet angle permet à l'éprouvette une meilleure déformation et une meilleure répartition des appuis. De plus, la longueur de Tuile Romaine a été diminuée de 70 mm [11] à 40 mm pour limiter sa flexion sous des charges importantes. L'angle des appuis est plus faible.

• Dépouillement des résultats et grandeurs obtenues

A partir du signal 'Force' enregistré par les jauges collées sur les éprouvettes, il est possible de calculer rapidement le temps d'amorçage et la charge critique.

Les mesures et grandeurs ainsi obtenues sont illustrées par les figures 28 et 29. Les deux essais ont été effectués sur des éprouvette CT et SENT à une vitesse de chargement de 0.02 mm/s. Nous retrouvons l'allure classique de la courbe déformation-temps, obtenue lors d'un essai de traction. Avec : (i) une partie croissante quasi-linéaire perturbée par les oscillations sur lesquelles nous distinguons nettement le pic inertiel des autres fluctuations ; (ii) la chute brutale de la courbe déformation-temps traduisant la rupture de l'échantillon.

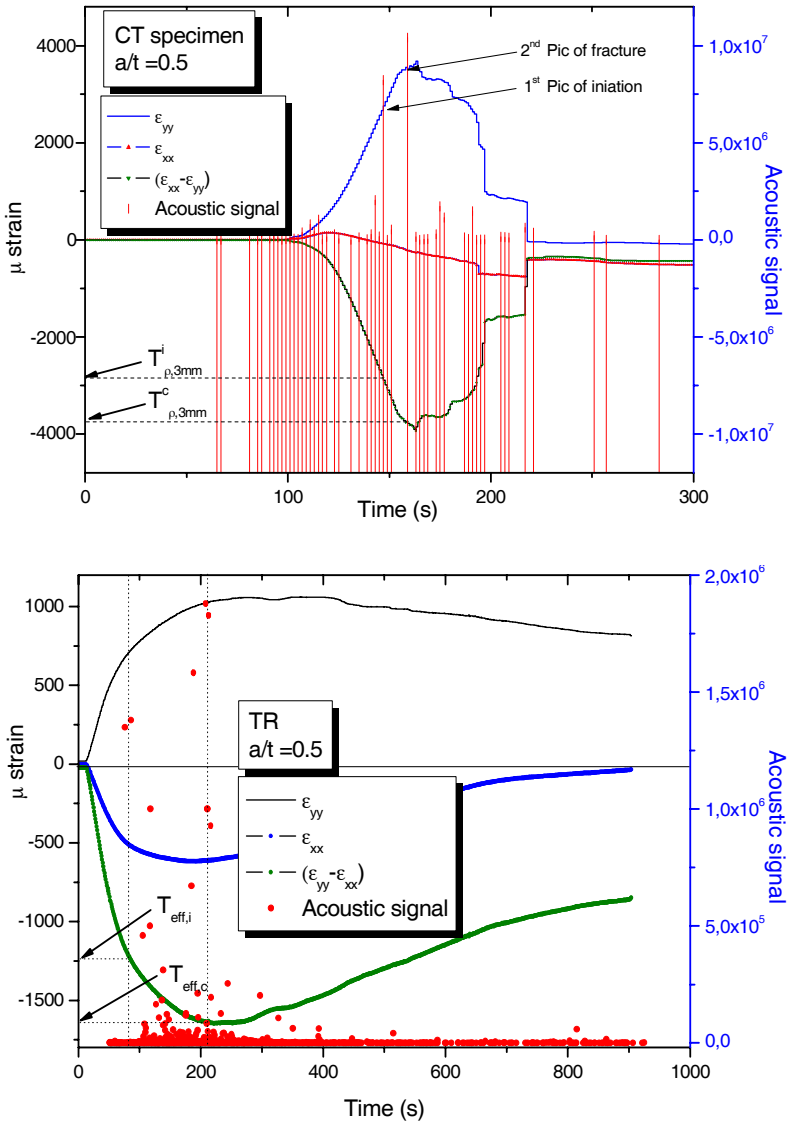


Figure 21 : Exemple d'essai de traction sur une éprouvette CT et TR en X52. La vitesse de chargement est de 0.02 mm/s.

III. 2 ETUDE NUMERIQUE

De nombreuses méthodes ont été proposées et développées pour étudier le champs de contraintes et/ou de déformations autour d'une entaille : méthode des différences finies, équations intégrales (méthode des éléments frontière (Bush, 1999) [26], puis méthode des éléments finis. Récemment, quelques auteurs ont proposé des méthodes novatrices. Nous citons, par exemple, la méthode sans maillage (meshless) « Element-Free Galerkin Method » proposée par Belytschko et al. en 1994[27] et appliquée à la mécanique de la rupture par la suite (Belytschko et al. 1994) [27]. Dans ces méthodes, l'interpolation est réalisée uniquement à l'aide de nœuds et de surface de la pièce, ce qui offre l'avantage de propager des fissures émanant d'entailles, sans nécessiter de remaillage. Rashid 1998) [28] a également proposé une approche intéressante (Arbitrary Local Mesh Replacement Method, basée sur la méthode des éléments finis, et consistant à superposer deux maillages. Un maillage de la pièce, qui ne prend pas en compte la fissuration, et un maillage circulaire centré sur la pointe de fissure, mobile en même tant qu'elle. Cette méthode s'avère être assez rapide, mais reste pour l'instant confinée aux matériaux élastiques, et pose des problèmes pour l'étude de plusieurs fissures.

La méthode des éléments finis reste finalement la méthode la plus utilisée. Son domaine d'application est beaucoup plus étendu : matériaux à comportement non linéaire, problèmes de contact, grandes déformations, couplages thermomécaniques, etc… De nombreux auteurs l'ont utilisé dans le cadre de la mécanique de la rupture.

III.2. 1 Présentation du code de calcul « CASTEM2000 »

CASTEM 2000 [29] est un code de calcul d'analyse de structures par éléments finis (MEF). Ce code a été développé par le Département Mécanique et Technologie (DMT) du Commissariat français à l'Energie Atomique (CEA).

Le développement de CASTEM 2000 entre dans le cadre d'une activité de recherche dans le domaine de la mécanique, dont le but est de définir un instrument de haut niveau, pouvant servir de support pour la conception, le dimensionnement et l'analyse de structures et de composants.

Dans cette optique, CASTEM2000 présente un système complet, intégrant non seulement les fonctions de calculs proprement dits, mais également les fonctions de construction du modèle (pré-processeur) et les fonctions de traitement des résultats (post-traitement). C'est un programme qui traite des problèmes d'élasticité linéaire dans les domaines statiques et dynamiques, des problèmes non linéaire, des problèmes thermiques, etc...

Le langage utilisé, pour définir les instructions fonctionnelles du procédé, est un langage 'GIBIANE'. Il permet, en particulier, un échange facile de renseignements entre l'utilisateur et le programme. L'organisation du processus de calcul, par éléments finis peut se scinder en trois étapes successives:

Première Etape : Définition du modèle mathématique ; consiste à discrétiser géométriquement du domaine étudié et de définir les données caractérisant le modèle : type d'analyse (déformations ou contraintes planes, axisymétrique, etc…), type d'éléments (poutre, coques, etc…), propriétés du matériau et caractéristiques géométriques, ne pouvant être déduites des maillages et des conditions limites.

Deuxième étape : Résolution du problème discrétisé ; en (*i*) Calculant les matrices de rigidité et de masse de chaque élément fini, (*ii*) assembler les matrices de rigidité et de masse de la structure complète, (*iii*) appliquer des conditions aux limites, (*iv*) Appliquer les chargements, et (*v*) résolution du système d'équations.

Troisième étape, Analyse et post-traitement des résultats : Les résultas peuvent être, soit des quantités locales comme les déplacements, les contraintes, les déformations, soit des quantités globales, telles que l'énergie de déformation ou encore la déformation maximale. Les programmes de calcul sont structurés selon cette logique. Chaque phase étant associée à un module déterminé du code :

- Le pré-processeur, pour la définition du modèle complet, transmet les données au programme de calcul proprement dit, dés que ces dernières sont élaborées,
- Le programme de calcul, dés que la sélection d'une procédure de résolution est donnée, envoie une série de processus que l'utilisateur est contraint d'utiliser en « boite noire »,
- Le post-processeur procède aux traitements nécessaires, après avoir reçu les résultats de ces processus.
- Le modèle de calcul représente l'ensemble des données préparées pour décrire les caractéristiques complètes du problème à analyser, Figure 22.

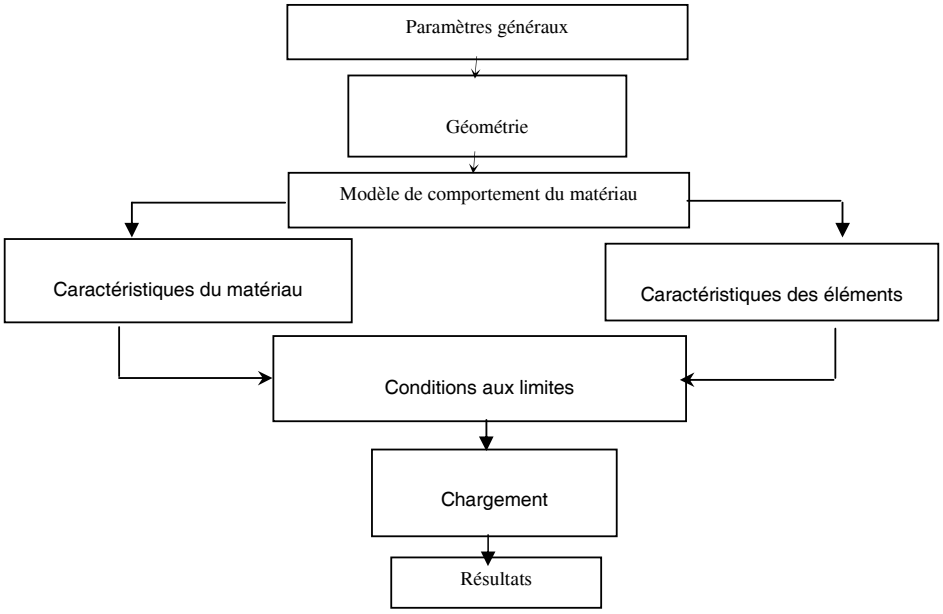


Figure 22: Etapes à suivre pour la programmation

Pour réaliser un jeu de données complet, nous suivrons plusieurs étapes. La première est une étape de définition géométrique qui comprend essentiellement la discrétisation du quart ou demi de la structure, la définition des conditions limites et enfin la définition des caractéristiques mécaniques du matériau. La seconde étape est une phase de résolution : on y définit le chargement appliqué et le type d'analyse utilisée.

Dans notre cas, et afin de valider notre modèle de calcul, nous créerons plusieurs jeux de données s'appliquant à l'essai de référence de chaque série. Les différences, opposant les jeux de données, reposeront sur des données géométriques ainsi que sur des données de résolution (essentiellement le type de chargement).

- Les conditions aux limites sont traitées par la méthode des multiplicateurs de Lagrange. Elles s'écrivent sous la forme $\overline{\overline{C}}.\overline{u} = \overline{q}$. Elles sont prises en compte dans le système d'équations linéaires d'équilibre par la résolution de :

$$\begin{cases} \overline{\overline{K}}.\overline{u} + \overline{\overline{C}}.\overline{\lambda} = \overline{F} \\ \overline{\overline{C}}.\overline{u} = \overline{q} \end{cases} \quad (1)$$

Avec : $\overline{\overline{C}}$: Tenseur des modules élastiques, $\overline{\overline{K}}$: Matrice de rigidité, $\overline{u}$: Vecteur des déplacements généralisés, $\overline{F}$: Vecteur des forces généralisées, $\overline{q}$: Vecteur colonne des forces imposées (forces nodales). La rigidité $\overline{\overline{C}}$ est à adjoindre à la rigidité $\overline{\overline{K}}$ du système libre, grâce à l'opérateur BLOQUER. Le vecteur $\overline{q}$ est à adjoindre au vecteur des forces nodales grâce à l'opérateur DEP (MPOSE).

- La définition du chargement consiste à créer un champ par point correspondant au vecteur du second membre de l'équation :

$$\overline{\overline{K}}.\overline{u} = \overline{F} \quad (2)$$

Une fois la préparation du modèle de calcul réalisée, nous constituons le système :

$$\overline{\overline{M}}.\overline{\ddot{u}} + \overline{\overline{C}}.\overline{\dot{u}} + \overline{\overline{K}}.\overline{u} = \overline{F} \quad (3)$$

- Le calibration et optimisation du maillage et la validation des résultats sont deux étapes fondamentales avant de commencer le modèle de calcul. La validation du modèle peut se faire par comparaison avec des références numériques d'autres auteurs, sur des cas pour lesquels on dispose de solution analytique, ou par comparaison à des résultats expérimentaux.

- Pour différentes conceptions d'éprouvette, nous avons utilisé les propriétés de symétrie lorsqu'elles existent. Ainsi, pour les géométries 3D, nous avons deux plans de symétrie : les faces bloquées sont les plans contenant l'entaille et le plan perpendiculaire passant par l'axe de révolution des tuyaux.

- Dans le but d'étudier l'influence du chargement, sous forme de pression dans le cylindre entaillé Figure 3.4, nous avons appliqué une pression uniforme interne sur la surface intérieure des tuyaux.

III.2. 2 Champs mécaniques au voisinage d'un défaut dans un matériau élastique

• Introduction

Tous les développements théoriques réalisés ont permis de déterminer la forme exacte de la singularité, et les champs asymptotiques en pointe de fissure nécessaires à l'analyse et à

l'interprétation des résultats expérimentaux. De plus, ils représentent une solution précise à de nombreux problèmes de géométries simples, et peuvent donc être utilisés comme solutions approchées pour des problèmes complexes.

L'apparition de la méthode des éléments finis étudie la mécanique de la rupture d'un point de vue numérique, proposant ainsi des solutions plus précises à des problèmes complexes. Apparurent alors une multitude de méthodes permettant de calculer les Facteurs d'Intensité de Contraintes ou encore de découpler les différentes approches à deux paramètres de rupture. Parmi ces nombreuses méthodes, les plus facilement implémentables donnent bien souvent des résultats approchés ou dépendants du maillage, alors que les autres nécessitent des techniques éléments finis avancées.

Nous présentons ici un solide élastique, fissuré, et soumis à un essai de traction suivant l'axe y*y,* Figure 23.a. Nous représentons sur le graphe, Figure 23.b, la contrainte normale σ_{yy} dans l'axe de la fissure *xx* et pour deux maillages différents : un maillage classique, sans raffinement particulier et sans maillage en pointe de fissure ; et un maillage raffiné à la pointe.

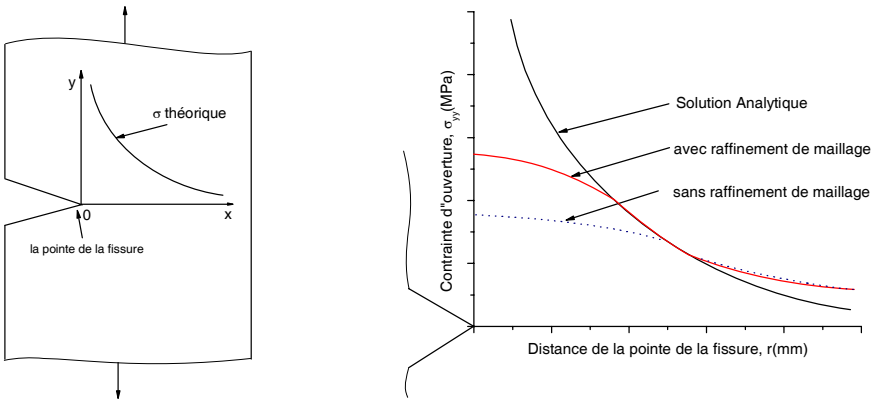


Figure 23 : Contrainte normale en pointe de fissure pour un essai de traction simple.

Nous retrouvons bien les résultats théoriques, pour une contrainte en $K_I/\sqrt{2\pi r}$, au voisinage proche de la pointe de fissure : $0{,}2 \leq r \leq 0{,}6$. Cependant, pour $r < 0{,}2$, les contraintes provenant de la simulation 'décrochent'. On remarque également l'importance du raffinement et de la concentricité du maillage en pointe de l'entaille sur la précision. La mauvaise précision pour un maillage quelconque, sera d'autant plus importante lorsque nous étudierons les entailles sous sollicitations statiques. En effet, nous verrons que certains critères de bifurcation déterminent la direction de propagation de la fissure à partir du champ de contraintes locales en pointe de fissure.

• Eléments singuliers

L'utilisation standard de la méthode des éléments finis ne permettant pas de rendre compte des singularités des champs de contrainte au voisinage de la pointe de l'entaille, il a été nécessaire d'effectuer quelques modifications. Plusieurs idées ont été proposées : du raffinement de la zone singulière à l'introduction brutale de la singularité dans les fonctions de forme. La plupart de ses techniques ont peu à peu été abandonnées. Henshell et Shaw (Henshell et al. 1975) [30] d'une part, et Barsoum (Barsoum 1976) [31] ont trouvé une solution préservant à la fois les fonctions de forme et les fonctions d'interpolation.

Le fait de déplacer les noeuds milieux des côtés correspondant à la pointe de l'entaille (arêtes 1-2 et 1-4), au quart de la longueur, Figure 24.a, permet de forcer la singularité, tout en représentant correctement un champ constant de déformation et un déplacement d'ensemble. Toutefois, si la singularité existe, le long des côtés, en contact avec la pointe de l'entaille, elle disparaît sur les autres rayons émanant du noeud 1. Hibbitt (1977) [32] a de plus montré que l'énergie de déformation, et donc la raideur, n'était plus bornée lorsque l'on tendait vers la pointe de l'entaille. Il a fallu introduire le triangle à 8 noeuds avec noeuds au quart, Figure 24.b. La pointe de fissure se trouvant aux trois noeuds confondus 1-8-4. Cet élément garantit alors la singularité pour toutes les arêtes émanant du noeud 1, ainsi qu'une énergie de déformation bornée lorsqu'on tend vers la pointe de l'entaille.

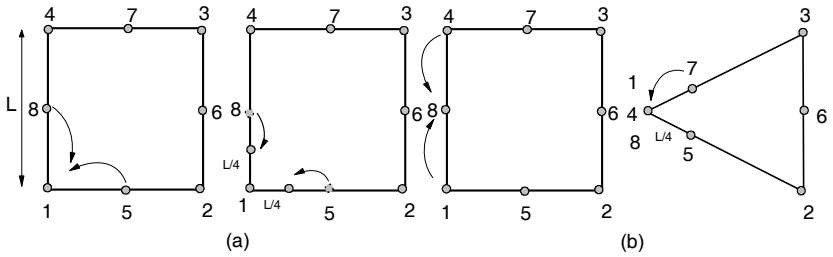


Figure 24 : a) Elément quadrangle singulier – b) Elément triangulaire singulier

Tong et Pian (1973) [33] ont également proposé un super-élément mixte à 9 ou 17 noeuds, avec présence d'une fissure centrée prenant en compte la singularité ; malheureusement, sa mise en oeuvre délicate constitue un sérieux handicap.

• Cas étudié

Afin de comparer nos résultats aux résultats théoriques, provenant de l'élasticité linéaire, nous traçons les contraintes σ_{yy} sur la droite représentant l'axe de l'entaille, et ceci en créant une ligne indiquant un mot-clé DROITE, un nombre de subdivisions, de taille identique, de la ligne ainsi que les points extrêmes. Exemple : L1 = P_0 DROI 20 P_1, le nombre 20 représente le nombre de subdivision du ligament (P_0P_1).

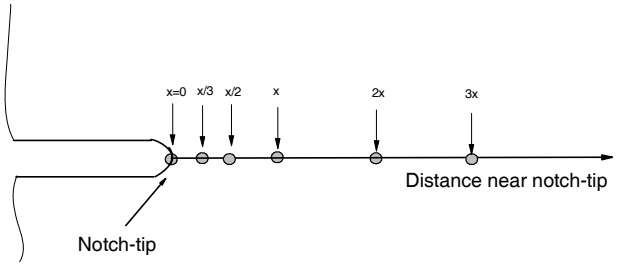


Figure 25 : Représentation du maillage proche de la pointe de l'entaille.

Le Mesh1, Mesh2 et Mesh3 représentent les différentes subdivisions des nœuds utilisées, en divisant la section proche de la pointe de l'entaille par 2, représentant Mesh2, et en 3 Mesh3,

Figure 24,25. Ce type de lignes a été utilisé pour représenter le ligament des éprouvettes. Nous avons tracé en parallèle la courbe théorique de la forme $f(x) = Cte / \sqrt{2\pi r}$, Figure 26.

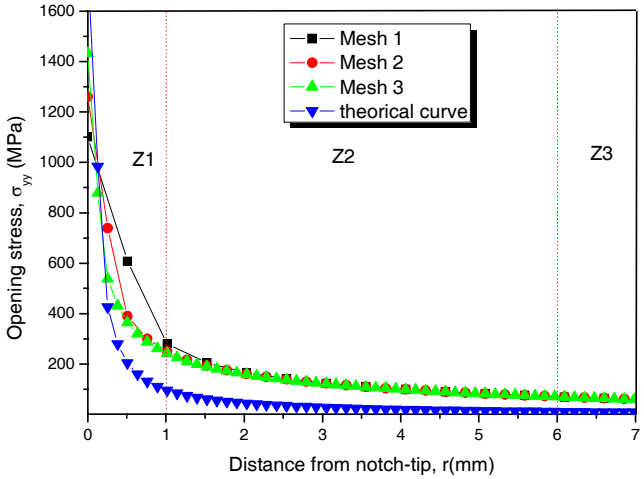


Figure 26 : Contrainte σ_{yy} en fonction du nombre de subdivisons

Sur la Figure 26, nous délimitons trois régions :

- Z3 est la **zone de champs lointains** : cette zone n'est quasiment pas influencée par l'entaille. Le champ de contraintes y est sensiblement constant. La solution théorique n'y est d'ailleurs plus tout à fait précise.
- Z2 est la **zone singulière** : a partir de cette zone, les contraintes présentent une singularité en $1/\sqrt{r}$. La comparaison entre la courbe théorique et les courbes numériques est excellente.
- Z1 est la **zone d'élaboration** : C'est principalement dans cette zone que le déplacement des noeuds milieux intervient. On remarque bien, pour les noeuds déplacés au milieu et au tiers, que les contraintes redescendent légèrement en arrivant à la pointe de l'entaille. On peut en effet montrer formellement que le fait de déplacer les nœuds milieux au tiers de l'arête fait apparaître un terme en $1/\sqrt{r}$ dans les champs mécaniques. Ce qui permet d'obtenir des contraintes élevées à la pointe de l'entaille.

Par la suite, nous étudierons les champs mécaniques à la pointe de l'entaille, pour les noeuds proches. Nous évaluons l'influence de la finesse du maillage sur les résultats obtenus et les comparons à ceux obtenus avec un maillage classique.

Pour cela, nous effectuons un calcul avec une deuxième méthode de finesses de maillage. L'étude est portée sur un tuyau sous pression avec un défaut en U longitudinal de surface. La méthode consiste créer une ligne, dont la taille des subdivisions varie. Nous affecterons en plus une densité aux points extrêmes ('DINI' et `DFIN'). Plus la densité diminue, plus la taille de la subdivision devient petite. Exemple : L1 = $P_0$ DROI 6 $P_1$ `DINI' val1 `DFIN' val2 ; avec val1 < val2. Nous représentons ci-dessous les contraintes σ_{yy} sur l'axe de l'entaille, pour ces 3 types de maillage. Mesh1, Mesh2 et Mesh3 correspondent respectivement aux maillages au ligament d'une longueur de 5 mm, M1 = 28 éléments, M2 = 54 éléments et M3 = 108 éléments, Figure 27.

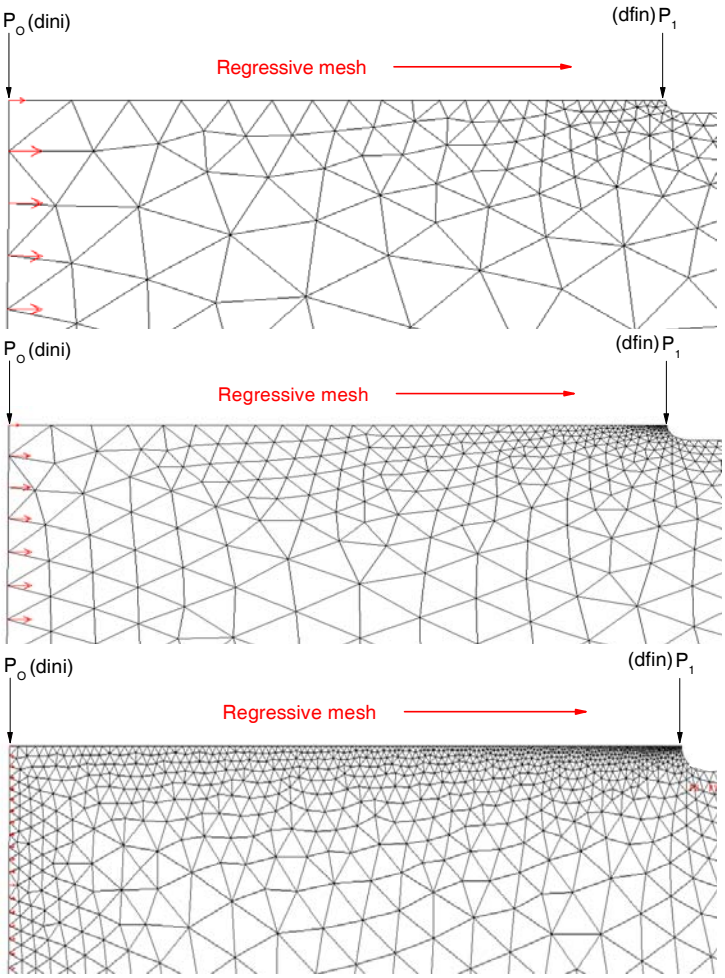


Figure 27 : Différentes finesses de maillage en pointe de l'entaille, dans un tuyau sous pression.

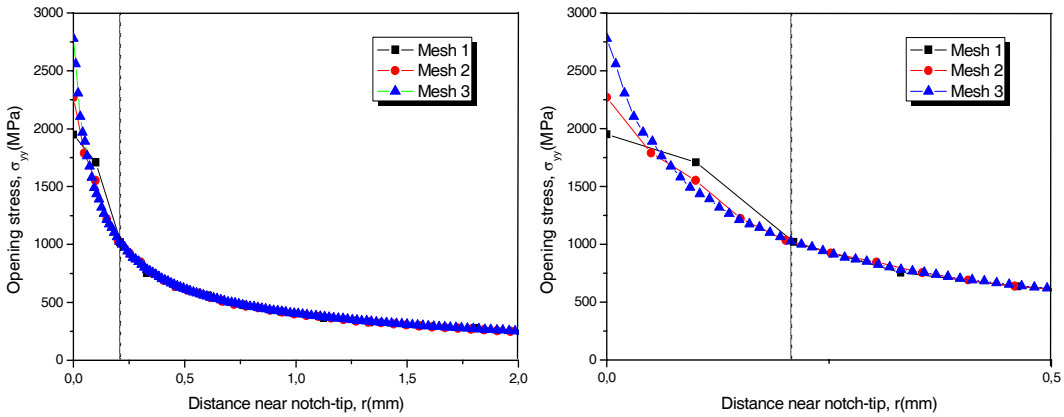


Figure 28 : Comparaison d'éléments classiques et d'éléments singuliers en fonction de la finesse du maillage (a) et (b) détail.

Pour une finesse de maillage donnée, les nœuds, à est nécessaire d'avoir un grand raffinement en pointe de l'entaille afin d'éviter la décroissance des contraintes, lorsque nous arrivons en pointe de l'entaille. Les nœuds, à Pour le maillage fin, elles donnent une solution très comparable à la courbe théorique. En augmentant encore légèrement la finesse du maillage en pointe de l'entaille et en augmentant le nombre de mesures sur l'axe de la propagation, nous obtenons une excellente comparaison.

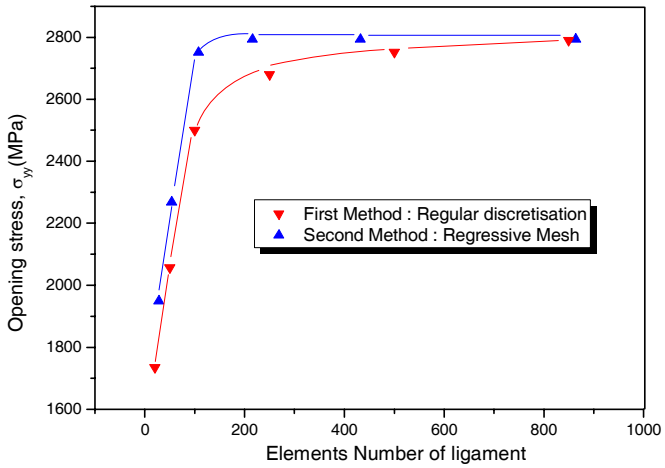


Figure 29 : Stabilisation de la contrainte d'ouverture

Les calculs ont montré que les contraintes d'ouvertures convergent lorsque le nombre d'éléments le long du ligament augmente, c'est-à-dire que la taille des éléments diminue, Figure 29, aussi bien pour la première méthode de sections ou la deuxième méthode de discrétisation régressive. Les résultats convergés, issus des deux formes de maillage, sont, de plus, identiques à 2% près. On note que les maillages de la deuxième méthode fournissent très rapidement des résultats proches des valeurs convergés, pour un faible nombre d'éléments.

III. 3 CONCLUSION DU CHAPITRE

L'acier X52 possède une microstructure ferrito-perlitique. Les changements microstructuraux entre la peau et le cœur sont remarquables. Nous pouvons expliquer cette différence par la dureté suivant l'épaisseur. L'étude, sur surfaces polies, met en évidence la nature, la taille, la forme et la densité des particules présentes dans le matériau.

Les outils numériques présentés sont nécessaires à une modélisation précise d'une entaille dans un maillage. Nous avons montré les singularités que pouvait engendrer une telle forme de défaut. La bonne maîtrise de la structure du maillage est indispensable si l'on veut obtenir un calcul précis des champs mécaniques. Pour cela, nous avons montré l'intérêt des éléments singuliers à la pointe de l'entaille.



Bibliographie

[1] GALLAND J. Absorption de l'hydrogène dans les aciers: pénétration cathodique et conséquences mécaniques. Thèse de doctorat es sc., Université Paris VI, 1968.
[2] IKEDA A. In Second Int. Conf. on Interaction of Steels with Hydrogen in Petroleum Industry Pressure Vessel and Pipeline Service. 1994, Vienne, p.161.
[3] RAVI K., RAMASWAMY V., NAMBOODHIRI T. K. G. Effect of molybdenum on the resistance to H2S of high sulphur microalloyed steels. *Mat. Sci. Eng*. A169, 1993, p.111-118.
[4] APL 5L. Evaluation of Pipeline Steels for Resistance to Stepwise Cracking. NACE Int., Houston Texas, USA, 2003.
[5] DIN 1626-84. Metallische Werkstoffe-Zugversuch-Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur. Ausgabe 2001-12.
[6] NACE Standard TM 0284-03. Evaluation of Pipeline Steels for Resistance to Stepwise Cracking. NACE Int., Houston Texas, USA, 2003.
[7] H. Adib, Theorical and numerical aspects of the volumetric approach for fatigue life prediction in notched components, International Journal of Fatigue 25, p 67- 76, 2003.
[8] Andre Mathias, Rapport de stage de DEA, Mise en place d'essais de fatigue sur des conduites transportant un mélange de gaz naturel et d'hydrogène, Laboratoire de Fiabilité Mécanique, 2005.
[9] J.Capelle, Rapport de stage de DEA, Calculs et expérimentations sur la ténacité d'un acier de pipeline destiné à transporter un mélange de gaz et d'hydrogène, Laboratoire de Fiabilité Mécanique, 2005.
[10] G. Pluvinage. – Rupture et fatigue amorcées à partir d'entaille – Application du facteur d'intensité de contrainte, Revue Française de Mécanique, 1997, P : 53-61, N° 1997-1.
[11] J. Capelle – Etude de la nocivité d'un défaut de type éraflure sur une conduite destinée au transport de gaz naturel soumise à une pression d'hydrogène. Thèse de doctorat, Laboratoire de Fiabilité Mécanique, LFM, Ecole d'Ingénieur de Metz –ENIM-, Novembre 2008, Université de Metz, France
[12] DIN EN 10008-2. [online] Bohdan Bolzano s.r.o 1998-2004 [cité 2006-09-05], Disponible : rirucka/konstrukcni_oceli/normy_tdp/EN10268/.http://www.bolzano.cz/cz/technicka-podpora/technicka
[13] Mangin. Raport de DESS, Laboratoire de Fiablité Mécanique, Université de Metz, 2008.
[14] P. Manogg. In proceedings of the International Conference on the Physics Non-Crystalline Solids, Delft, Netherlands, pp 481-490 (1964).
[15] P.S. Theocaris. Reflected Shadow Method for the Study of Constrained Zones in Cracked Plates, Apllied Optics, N°10, pp 2240-2247 (1971).
[16] A.A. Wells, D. Post. The dynamics Stress Distribution Surrounding a Running Crack – A Photoelastic Analysis, Proceedings of the Society for Experimental Stress Analysis, Vol. 16, pp. 69-92 (1958).
[17] G. R. Irwin. The dynamics Stress Distribution Surrounding a Running Crack – A Photoelastic Analysis, Proceedings of the Society for Experimental Stress Analysis, Vol. 16, pp. 92-96 (1958).
[18] W. B. Bradley, A. S. Kobayashi. A investigation of Propagating Cracks by Dynamic Photoelasticity, Experimental Mechanics, Vol. 10, N°3, pp. 106-113 (1970).
[19] C. Tadou, K. Ravi-Chandar. Experimental Determination of the Dynamic Stress Intensity Factor Using Caustics and Photoelasticity, Experimental Mechanics, Vol. 32. N°3, pp. 203 -210 (1972).
[20] F. J. Loss. Structural Integrity of Water Reactor Pressure Boundary Components, Ed., Naval Research Laboratory Report 8006 (August 1976).
[21] S. Mall, A. S. Kobayashi, F. J. Loss. Dynamic Fracture Analysis of Notched Bend Specimens, Crack Arrest Methodology and Applications, ASTM STP 711, American Society for Testing and Materials, pp. 70-85 (1980).
[22] G. Sun. An Experimental Investigation of Dynamic Crack Propagation, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 51, N° 6, pp. 933-948 (1995).
[23] S.K. Khana, A.S. Shukla. On the use of Strain Gages in Dynamic Fracture Mechanics, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 51, N°6, pp. 933-948 (1995).
[24] Chao, YJ., Liu, S., and Broviak, B.J. Brittle Fracture: Variation of Fracture Toughness with Constraint and Crack Curving Under Mode ! Conditions, Experimental Mechanics, 41 (3), 232-241 (2001).
[25] M.J. Maleski, M.S. Kirugulige and H.V. Tippur. A Method for Measuring Mode I Crack Tip Constraint Under Static and Dynamic Loading Conditions. Society for Experimental Mechanics. Vol. 44, No. 5, October 2004.
[26] M.B. Bush – Prediction of crack trajectory by the boundary element method, Structural Engng. and Mech., Vol. 7, N°6, pp. 575-588, 1999.
[27] T. Belytschko, L. Gu et Y.Y. Lu – Fracture and crack growth by element
free Galerkin method, Modelling Simul. Mater. Sci. Engng., Vol. 2, pp. 519-534, 1994.

[28] M.M. Rashid – The arbitrary local mesh replacement method : an alternative to remeshing for crack propagation analysis, Computer Meth. in Appl. Mech. and Engng., Vol. 154, pp. 133-150, 1998.
[29] Castem200™ . www.cast3m.fr
[30] R.D. Henshell, K.G. Shaw – Crack tip finite elements are unnecessary, Int. J. for Num. Meth. in Engng, Vol. 9, pp. 495-507, 1975.
[31] R.S. Barsoum – On the use of isoparametric finite elements in linear fracture mechanics, Int. J. for Num. Meth. in Engng., Vol. 10, pp. 25-37, 1976.
[32] H.D. Hibbitt – Some properties of singular isoparametric elements, Int. J. for Num. Meth. in Engng, Vol. 11, N°1, pp. 180-184, 1977.
[33] P. Tong, T.H.H Pian, S.J. Lasry – A hybrid element approach to crack problems in plane elasticity. Int. J. for Num. Meth. in Engng, Vol. 7, pp. 297-308, 1973.

Chapitre IV



CHAPITRE IV

RESULTATS & INTERPRETATIONS

A la différence des trois chapitres précédents centrés sur la bibliographique, l'approche globale à deux paramètres, les techniques numériques développés et les méthodes expérimentales utilisées, ce chapitre est à vocation applicative. L'étude est composée de deux parties essentielles :

La première est consacrée à l'étude de la contrainte T et l'évolution du Facteur d'Intensité de Contraintes. Elle est axée sur deux volets :

- L'évolution et la détermination de la contrainte T dans une éprouvette appelée 'Tuile Romaine'. La présentation a fait l'objet d'une publication dans : **Particle and Continuum Aspects of Mesomechanics. Integrity Thresholds for Materials and Structures – Mesomechanics 2007**. Edited par George C. Sih, Moussa Naït-Abdelaziz et Toan Vu-Khanh.

- L'évolution de la contrainte T et du Facteur d'Intensité de Contraintes dans un tuyau sous pression : Etude de l'influence des paramètres : Pression (P), diamètre du tuyau (D) et profondeur du défaut (a). Une partie de l'étude a fait l'objet d'une publication intitulée '**Constraint Parameter for a Longitudinal Surface Notch in a Pipe Submitted to Internal Pressure'** dans la revue *:* **Key Engineering Materials. Advances in Strength of Materials.Vol.399 (2009) pp 3-11.**

La deuxième partie est une étude numérique sur quatre types d'éprouvettes : CT, DCB, SENT et Tuile Romaine en présence d'entailles à différentes profondeurs. L'objectif est de mesurer l'évolution de la contrainte T et du Facteur d'Intensité de Contraintes le long du ligament, pour différentes orientations de la pointe de l'entaille.

SOMMAIRE

IV. 1 EVOLUTION DE LA CONTRAINTE T ET DU PARAMETRE K_{Ip} 120

IV.1. 1 EVOLUTION DE LA CONTRAINTE T DANS UN ARC DE TUYAU, DIT TUILE ROMAINE, EN FLEXION TROIS POINTS 122
IV.1.1. 1 INTRODUCTION 122
IV.1.1. 2 MODELISATION PAR ELEMENTS FINIS 122
IV.1.1. 3 RESULTATS ET INTERPRETATIONS 124
IV.1.1. 4 DISCUSSION 128

IV.1. 2 EVOLUTION DES PARAMETRES DE CONFINEMENTS ET DU FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTES DANS UN TUYAU SOUS PRESSION. 130
IV.1.2. 1 PROBLEMATIQUE 130
IV.1.2. 2 PRESENTATION DES RESULTATS ET INTERPRETATIONS 131
IV.1.2. 3 EVOLUTION DE LA CONTRAINTE T LE LONG DU LIGAMENT 134
IV.1.2. 4 MESOFRACTURE PAR LA METHODE VOLUMETRIQUE 137
IV.1.2. 5 DETERMINATION DE LA CONTRAINTE EFFECTIVE T_{EFF} ET DU FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTES D'ENTAILLE 139
IV.1.2. 6 LA CONTRAINTE T PAR LA METHODE DES LIGNES 148
IV.1.2. 7 APPROXIMATION POLYNOMIALE DES PARAMETRES DE RUPTURE 151
IV.1.2. 8 EFFET DE LA PRESSION SUR L'EVOLUTION DES PARAMETRES DE RUPTURE 153
IV.1.2. 9 PARAMETRES DE RUPTURE POUR LE CAS DES ENTAILLES TRAVERSANTES 154
IV.1.2. 10 EVOLUTION DE LA BIAXIALITE EFFECTIVE 156
IV.1.2. 11 CALCUL DE LA CONTRAINTE EFFECTIVE T_{EFF} PAR D'AUTRES METHODES : ETUDE COMPARATIVE 158
IV.1.2. 12 INFLUENCE DU CONFINEMENT SUR LA ZONE PLASTIQUE 161
IV.1.2. 13 DETERMINATION DU PARAMETRE A_3 164
IV.1.2. 14 CONCLUSION PARTIELLE 168
IV.1.2. 15 PROPOSITION D'UNE PROCEDURE D'EVALUATION DE LA RUPTURE (FRACTURE ASSESSMENT PROCEDURE) 170

IV. 2 ETUDE NUMERIQUE DE T ET DE K_P POUR DES EPROUVETTES STANDARDS NORMALISEES 178
IV.2. 1 CHOIX DES EPROUVETTES ET MODELISATION 178
IV.2. 2 CONTRAINTES INITIALES OBTENUES PAR CALCUL AUX ELEMENTS FINIS 180
IV.2. 3 EVOLUTION DE LA CONTRAINTE T LE LONG DU LIGAMENT 182
IV.2. 4 CALCUL DE LA CONTRAINTE EFFECTIVE T_{EFF} 185
IV.2.4. 1 CONTRAINTE EFFECTIVE T_{EFF} POUR LES EPROUVETTES CT 185
IV.2.4. 2 CONTRAINTE EFFECTIVE, T_{EFF}, POUR LES EPROUVETTES DCB 188
IV.2.4. 3 CONTRAINTE EFFECTIVE T_{EFF} POUR LES EPROUVETTES SENT 192
IV.2.4. 4 CONTRAINTE EFFECTIVE T_{EFF} POUR LES EPROUVETTES TUILE ROMAINE (TR) 194
IV.2. 5 DISCUSSION 197

IV.2. 6 PARAMETRES INFLUENÇANT LA CONTRAINTE EFFECTIVE T_{EFF} ET LE FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTES D'ENTAILLE K_{Ip} 198
IV.2.6. 1 EFFET D'ECHELLE ET DE GEOMETRIE 198
IV.2.6. 2 EFFET DU CHARGEMENT 201
IV.2.6. 3 EFFET DE LA TAILLE DE L'ENTAILLE 202
IV.2.6. 4 EFFET D'EPAISSEUR SUR LE CONFINEMENT DES EPROUVETTES 206
IV.2.6. 5 CONCLUSION PARTIELLE 209

IV. 3 CONCLUSION DU CHAPITRE 210

IV. 1 EVOLUTION DE LA CONTRAINTE DE CONFINEMENT T ET DU FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTES D'ENTAILLE $K_{I\rho}$

L'objectif de ce chapitre est de modéliser l'évolution des champs de contraintes le long du ligament, afin d'en déduire la valeur de la contrainte T et du Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille K_ρ.

Notre choix s'est porté sur des Pipeline en acier APL X52 L suivant les normes américaines, et portant des défauts longitudinaux de surface. Ces défauts sont des arrachements de matière lors d'une réparation ou sous l'effet d'un contact. Les défauts sont simulés comme étant des entailles semi-elliptiques en forme de V avec $a/c \rightarrow \infty$, et en 2 dimensions.

En effet, plusieurs études expérimentales [1,5] montrent que les fissures semi-elliptiques ne caractérisent pas de manière claire le rôle de la contrainte T ; cette dernière varie le long du front de la fissure. Elle peut être négative en surface de l'éprouvette et devenir positive au point le plus profond. En outre, pour les fissures semi-elliptiques, une contrainte supplémentaire baptisée T_{zz} agit selon la direction parallèle au front de la fissure. Ce terme, non singulier, est également susceptible de modifier la vitesse de propagation.

Pour évaluer, au mieux, le rapport T/K ; plusieurs éprouvettes ont fait l'objet de cette étude, sous un chargement uniaxial. L'étude est basée sur les étapes suivantes :

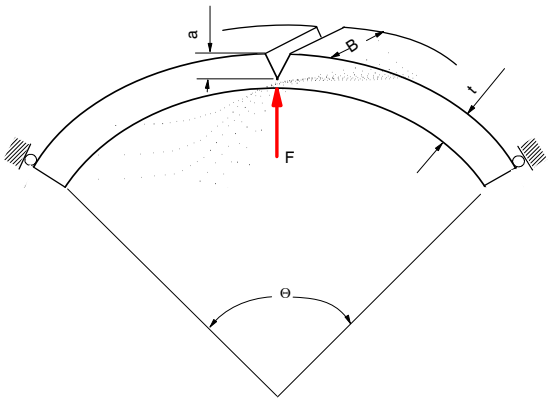
(i) Nous avons adopté pour un arc de tuyau, dit : éprouvette Tuile Romaine, afin de générer une contrainte de flexion, trois points, selon l'axe horizontal, et de générer donc une contrainte T négative, Figure 1.a,

(ii) Ensuite, nous généralisons l'étude pour un tuyau complet portant des entailles longitudinales en forme de V de surface, sous l'effet d'une pression interne, Figure 1.b,

(iii) Nous étudions ensuite l'évolution de T pour des éprouvettes CT, SENT et DCB et Tuile Romaine, toute en variant le confinement à la pointe de l'entaille, Figure 1.c.

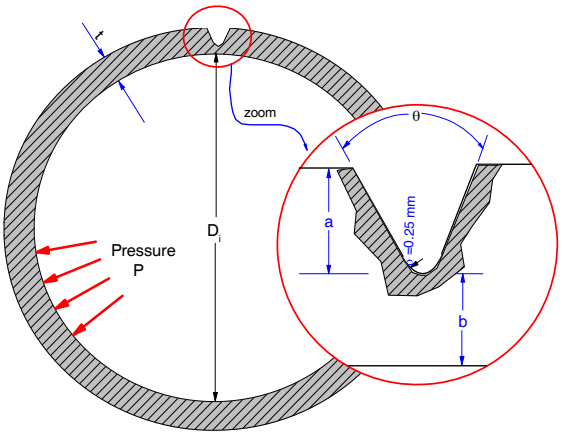
Les détails de chaque éprouvette seront présentés dans les paragraphes suivants. Le calcul de l'évolution de la contrainte T et du Facteur d'Intensité de Contraintes K_I, pour une longueur d'entaille, est réalisé par Eléments Finis en utilisant la méthode de différence de contraintes (Stress Difference Method, SDM) (Chapitre II). Les expressions obtenues ainsi que le plan de l'éprouvette utilisée sont fournis dans l'Annexe I.

Les valeurs effectives, de T et K, sont calculées successivement par une proposition de deux méthodes : méthode des lignes et méthode des points inspirées de la méthode volumétrique, Chapitre II.



(i)

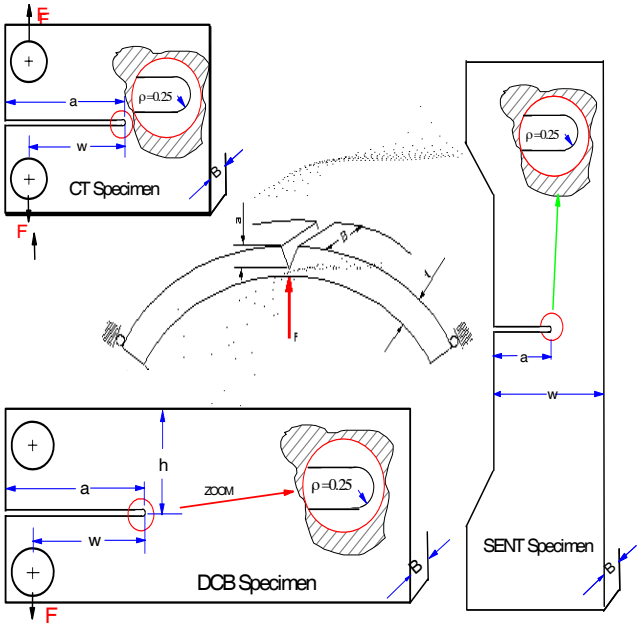
Type d'Etude : Numérique.
Eprouvette : Arc de Tuyau (Tuile Romaine.
But d'Etude : Etude de l'évolution de la contrainte T le long du ligament.
Dimensions : Voir détails.
Charge : Concentrée au milieu de l'arc de tuyau, en flexion trois points.



(ii)

Type d'Etude : Numérique
Eprouvette : Tuyau complet.
But : Etude de l'évolution de la contrainte T et du Facteur d'Intensité de Contraintes le long du ligament.
Dimensions : Voir détails.
Charge : pression interne
Paramètres étudiés :

- Effet de la pression,
- Effet du diamètre,
- Effet de la profondeur a/t.



(iii)

Type d'Etude : Numérique et Expérimentale
Eprouvette : CT, DCB, SENT et Tuile Romaine.
But : Etude de l'évolution de la contrainte T le long du ligament.
Dimensions : Voir détails.
Charge : Charge concentrée
Paramètres étudiés :

- Effet de la géométrie,
- Effet de la profondeur a/t.

Figure 1 : Schéma représentatif des différentes éprouvettes étudiées numériquement pour déduire l'évolution de la contrainte T et du Facteur d'Intensité de Contraintes. Comparaison des résultats.

IV.1. 1 Evolution de la contrainte T dans un Arc de Tuyau, dit Tuile Romaine, en flexion trois points

Cette partie fait l'objet d'une communication intitulée ' **T-stress by stress difference method (SDM) : Numerical Analysis in mode I**' au **IX th International Conference on Mesomechanics',** est publiée dans **' Particle and continuum aspect of mesomechanics**. Mesomechanics 2007, Presqu'île de Giens, Lille, France. p 253-260, edited by: George C. Sih, Moussa Nait-Abdelaziz and Toan Vu-Khanh, et une participation au : **The International Conference on Micro and Nanotechnologies. ICMNT06,** Tizi-ouzou Algeria, 19-23 November 2006, intitulée "**Volumetric method to understand the effect of T-stress and Stress Intensity factor in Arc of Pipe**" publiée dans le Journal " The African Physical Reviews", Vol (1) p12-14, Decembre 2007.

IV.1.1. 1 Introduction

Le gradient des contraintes caractérise le phénomène de rupture en $1/r^{1/2}$, dans le cas d'une rupture élastique. Plusieurs études ont décrit l'évolution du Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille [8], sans prendre en considération l'effet de la biaxialité. Les travaux sur des éprouvettes standards [8,47] ont montré, qu'en fond d'entaille, l'existence d'une faible région où la contrainte est maximale, au delà et qu'au-delà d'une certaine distance caractéristique, une singularité de distribution des contraintes réapparaît.

Le premier tuyau étudié est de faible diamètre et épaisseur (Ø 219 mm pour une épaisseur de 6.1mm). Le but de la modélisation est de permettre de reproduire au mieux l'effet de la contrainte T dans un Arc de tuyau sous l'effet d'une force interne, qui représente une résultante de la pression interne. L'éprouvette porte un défaut externe longitudinal de surface, simulé par une entaille et reproduit l'effet d'une éraflure sur ce type de tuyau.

IV.1.1. 2 Modélisation par Eléments Finis

La structure, Tuile Romaine, étant symétrique, nous utilisons un demi arc de tuyau avec entaille, pour éviter la lourdeur des calculs.

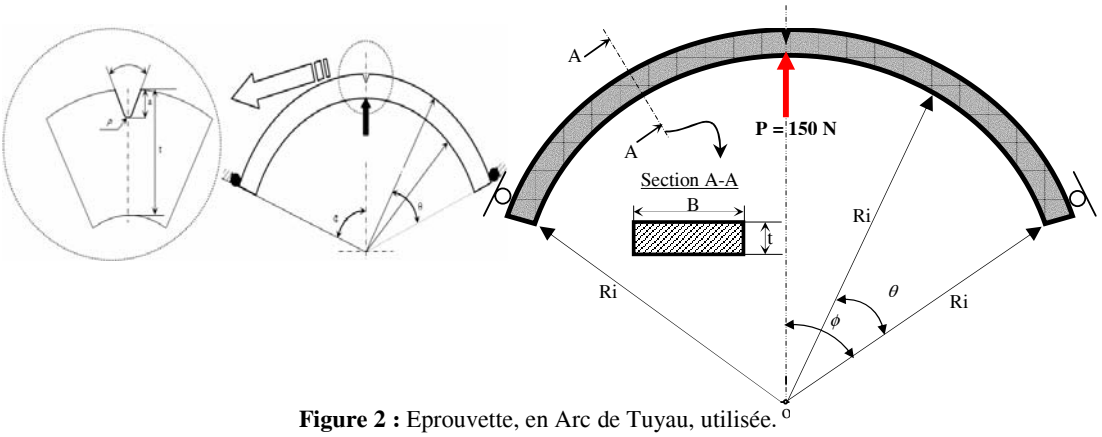


Figure 2 : Eprouvette, en Arc de Tuyau, utilisée.

Tableau 1: Dimensions des géométries utilisées.

Ri (mm)	P (N)	Φ (°)	Θ (°)	φ (°)	ρ (mm)	a(mm)	t(mm)
163.5	150	60	60	45	0.15	1.22- 4.88	8

La méthode de différence de contraintes est utilisée pour déterminer l'évolution de la contrainte T et du Facteur d'intensité de Contraintes d'Entaille K_{ρ}, pour une distance r de la pointe de l'entaille. Les résultats montrent la variation de T et du K_{ρ}, pour un défaut longitudinal externe de surface au point le plus profond, pour différents rapports (a/t). La géométrie, les dimensions de l'éprouvette et la charge appliquée sont illustrées dans la Figure 2 et le tableau 1. Plus de détails, sur le choix des dimensions de la Tuile Romaine, sont présentés dans [1-7]

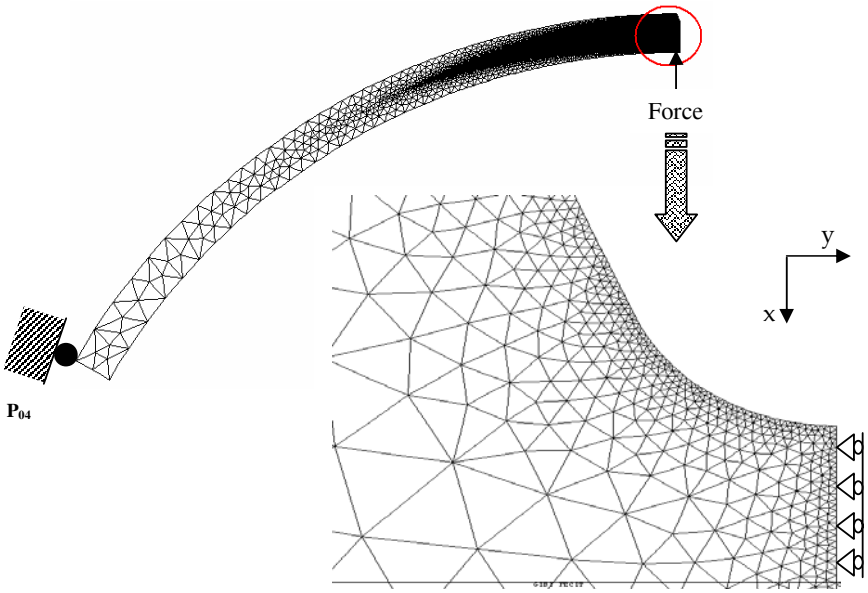


Figure 3 : Maillage d'éprouvette par éléments finis (a) l'agrandissement de maillage en fond d'entaille et (b) maillage complet de la structure

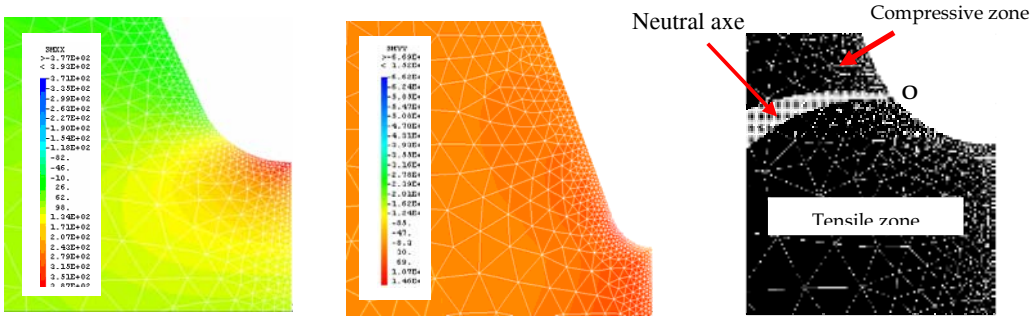


Figure 4 : Distribution des contraintes σ_{yy} et σ_{xx} et repérage des zones de compression et de traction.

La répartition des contraintes est présentée sur la Figure 4.a, pour deux directions principales, σ_{xx} et σ_{yy}. La contrainte d'ouverture σ_{yy} est dominante. Nous constatons clairement le présence de deux zones : la première en traction et la deuxième en compression. Ces deux zones sont séparées par une ligne neutre (ou chemin neutre) localisée au point 'O', Figure 4.b.

IV.1.1. 3 Résultats et interprétations

Dans un corps élastique linéaire isotope, contenant une fissure tridimensionnelle soumise a un chargement symétrique, le champ des contraintes s'écrit comme un développement de série de Williams [8]. Près de la pointe de la fissure, où les termes d'ordre supérieur de développement de série sont négligeables, les contraintes pour le mode I s'écrivent :

$$\sigma_{xx} = \frac{K_I}{\sqrt{\pi r}} \cos\frac{\theta}{2}\left(1 - \sin\frac{\theta}{2}\sin\frac{3\theta}{2}\right) + T \qquad \sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{\pi r}} \cos\frac{\theta}{2}\left(1 + \sin\frac{\theta}{2}\sin\frac{3\theta}{2}\right)$$

$$\sigma_{zz} = \frac{K_I}{\sqrt{\pi r}} 2\upsilon\cos\frac{\theta}{2} + E\varepsilon_{zz} + \upsilon T \qquad \sigma_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{\pi r}} \sin\frac{\theta}{2}\cos\frac{\theta}{2}\cos\frac{3\theta}{2} \qquad (1)$$

$$\sigma_{xz} = \sigma_{yz} = 0$$

Les indices inférieurs *x*, *y* et *z* suggèrent un système local de cordonnées cartésiens constitué par la contrainte normale et la contrainte tangentielle à la pointe de l'entaille; *r* et θ sont les coordonnés polaires locales, K_I le Facteur d'Intensité de Contraintes en mode I, *E* le module de Young et υ est le coefficient de Poisson.

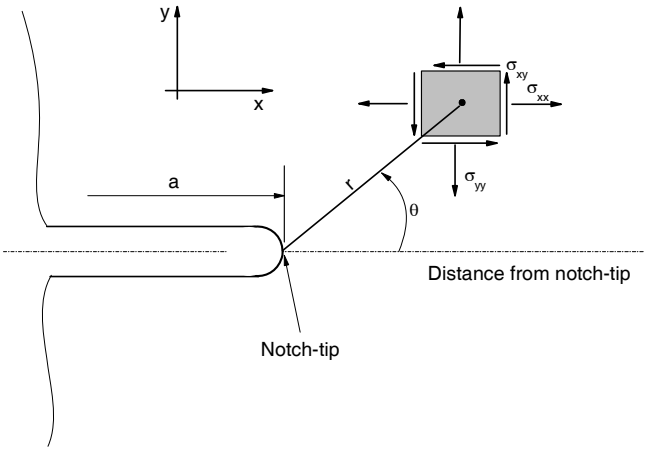


Figure 5 : Coordonnées cartésiennes, (x,y) et polaires (r, θ) à la pointe d'une entaille.

Un exemple de l'effet de la profondeur du défaut, sur la contrainte T, est présenté sur la Figure 6.a-b pour a/t =0.2. Les résultats sont influencés par des erreurs prévues par l'analyse aux éléments finis, dans les zones affectées par le champ élevé de contrainte. L'effet des termes supérieurs, dans le développement de série de l'équation de Williams, est significatif sur toute la longueur du ligament. Les calculs, en mode I de la contrainte T et du K_ρ, sont présentés successivement dans les Figures 7 et 8.

Chaque singularité, pour des rapports (a/t) fixés, fait apparaître une localisation de confinement maximale à la pointe de l'entaille qui se stabilise pour une certaine distance et commence ensuite à diminuer jusqu'au une valeur, qui s'annule. Le plateau de stabilisation est une fonction de l'émoussement.

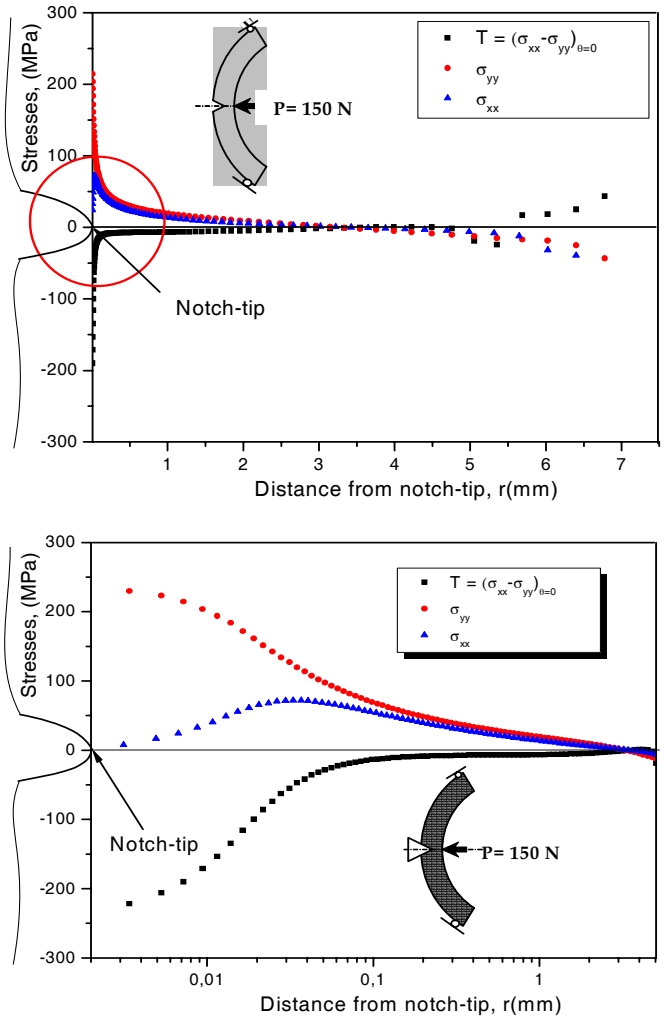


Figure 6 : Evolution des différentes contraintes, (a) pour a/t = 0.2. (b) Détail de (a).

Proche de la pointe de l'entaille, r < 0.1 mm, la contrainte T augmente avec la croissance du rapport (a/t) jusqu'au une valeur maximum, puis diminue. Il faut noter que le premier terme singulier est très sensible pour tout les cas. Les résultats présentés dans la Figure 7.a et 7.b, pour l'Arc de tuyau, montrent trois zones essentielles :

- Zone I, la méthode de différence des contraintes donne une valeur constante de la contrainte T (zone I). Cette zone est contrôlée par un émoussement à la pointe de l'entaille.
- Zone II, l'évolution de la contrainte T est proportionnelle à $r^{-0.5}$.
- Zone III, T a une évolution linéaire avec la distance du ligament. Pour les entailles courtes, a/t $\leq$ 0.2, et très proche de la pointe de l'entaille, la distribution tend à donner des valeurs stables. Dans le cas où a/t > 0.2, la contrainte T, négative, se stabilise loin de la pointe de la l'entaille.

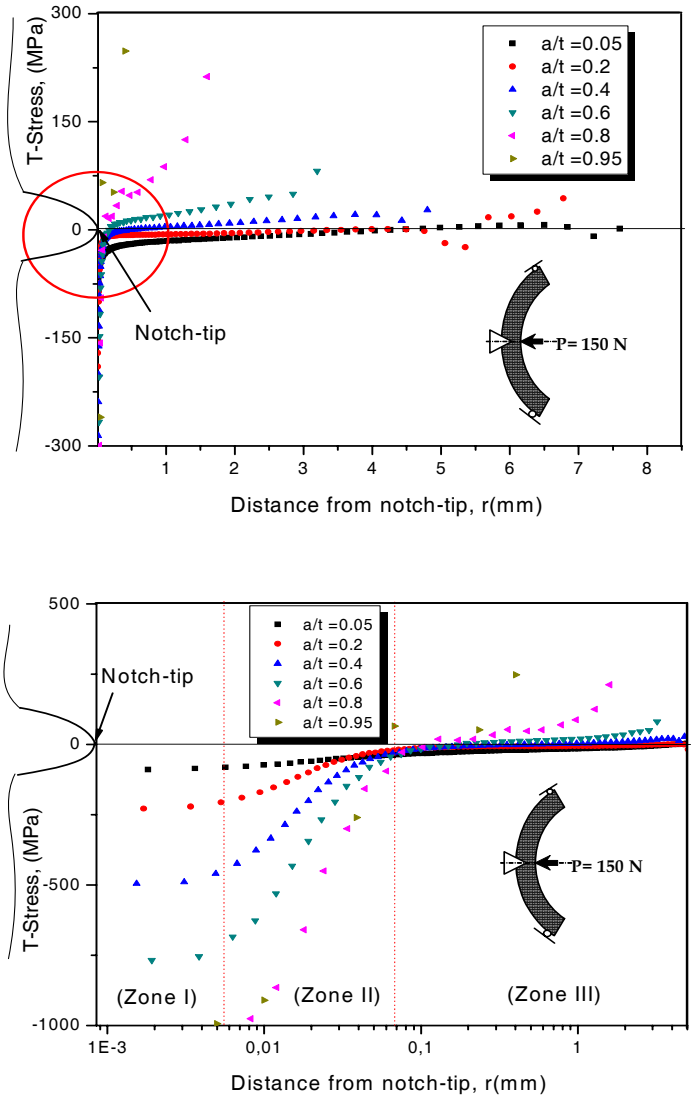


Figure 7 : Evolution de la contrainte T le long du ligament (a) pour différents rapports (a/t). (b) près de la pointe de l'entaille.

Sur la Figure 8, nous montrons les résultats du Facteur d'Intensité de Contraintes (FIC) obtenus à partir du chargement en flexion trois points. Les variations de SIF démontrent que l'évolution avec la longueur du ligament n'est pas monotone. L'analyse à 2 dimensions prouve que cette distribution peut être caractérisée par trois zones : la première est très près de la pointe de l'entaille ($0 < r < r_{max}$) où les valeurs du SIF sont pratiquement constantes (pour le rapport a/t = 0.2) et/ou augmente jusqu'au une valeur maximum K_I^{max} (pour le rapport a/t > 0.2). Une deuxième zone intermédiaire, localisée entre le premier et troisième, est simulée comme pseudo singularité des contraintes. Il peut être décrite plus ou moins par la dépendance linéaire.

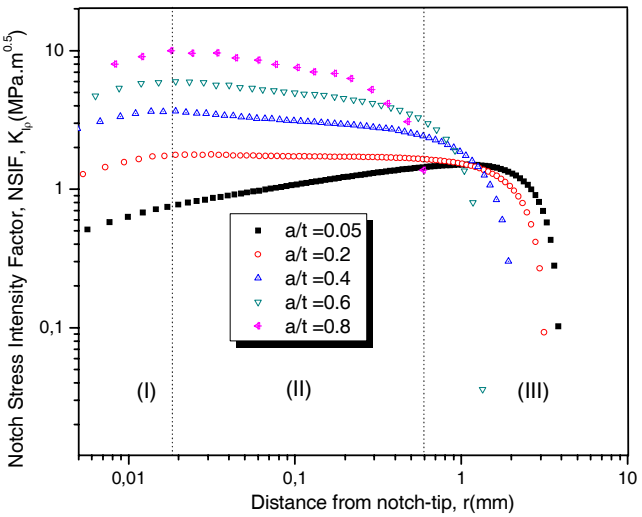


Figure 8 : Evolution du Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille le long du ligament, pour différentes profondeurs.

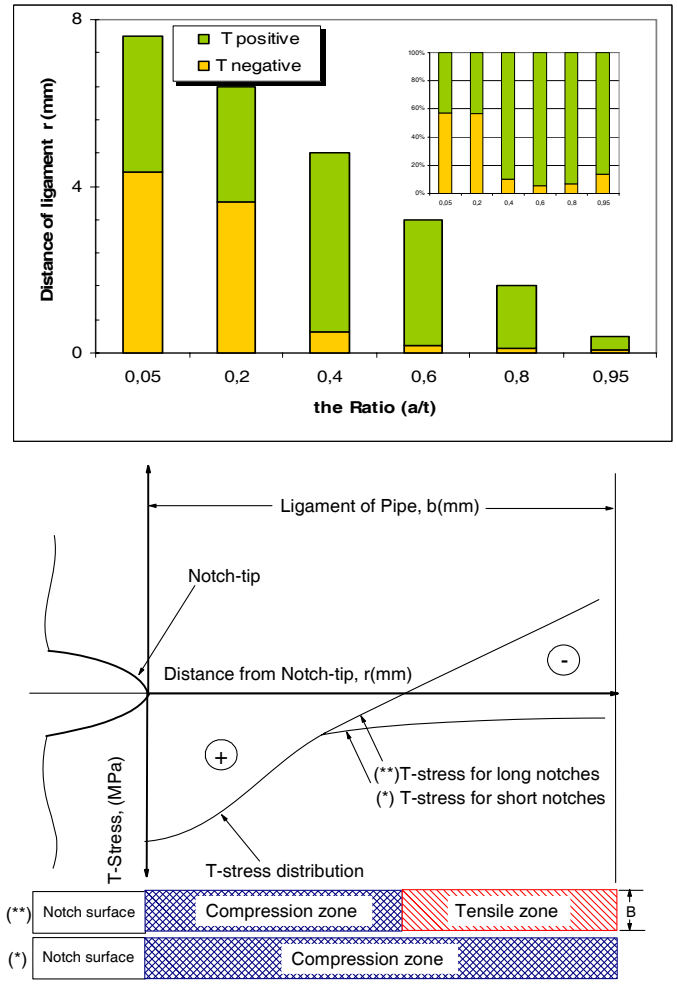


Figure 9 : Diagramme de changement de signe, pour différents rapports (a/t).

La Figure 9.a-b montre que, pour une entaille courte (a/t ≤ 0.2), sous un chargement dominant en mode I, la contrainte T est négative (ligament sous compression). La fissure émanant d'entaille se propage normalement dans la direction principale. Cette direction est caractérisée comme étant une trajectoire stable. Ainsi, pour les entailles longues, a/t >0.2, la transition des valeurs négatives aux valeurs positives est très rapide, et la fissure dévie rapidement du chemin de la direction principale. Les résultats de la direction du chemin de la fissure sont instables. Le changement du signe de T, d'une valeur négative à une valeur positive, peut être dû à l'importance du moment local fermant les lèvres de l'entaille, et croit avec l'augmentation de la profondeur d'entaille.

Il est à noter que les résultats, de la variation de T avec la profondeur de l'entaille sous chargement de flexion, sont en bonne corrélation avec ceux rapportés par Wang et al.[9] sur des éprouvettes plates, et Jayadevan et al. [10] pour des pipelines, dans des conditions de flexion. Ainsi, avec l'augmentation de la profondeur de l'entaille, pendant que la contrainte T, dans des pipes sous flexion diminue lentement, reste positive. Elle augmente rapidement pour les éprouvettes plates passant de valeurs négatives aux valeurs positives très élevées [11]. Ces résultats confirment les observations expérimentales [12] et indiquent que les caractéristiques de la propagation des fissures dépendent des conditions des charges imposées, essentiellement influencées par la configuration géométrique des éprouvettes. En conséquence, le phénomène de stabilisation de la direction de la propagation de la fissure émanant d'entaille est influencé par la situation globale des contraintes régnant dans l'éprouvette.

IV.1.1. 4 Discussion

L'analyse de la distribution des contraintes T, le long du ligament, montre trois zones différentes : une première zone proche de la pointe où T est constante ; une deuxième où T est proportionnelle à $r^{-0.5}$ et une troisième zone lointaine.

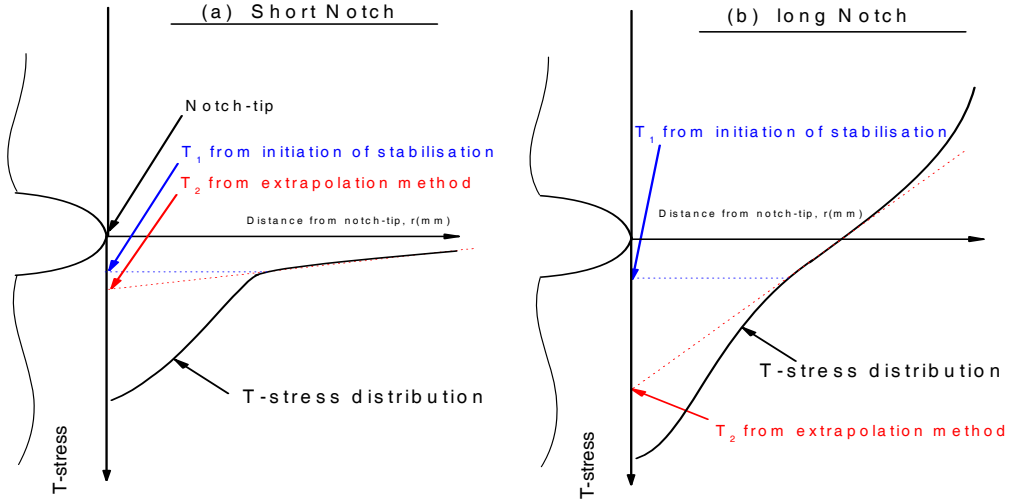


Figure 10 : Comparaison entre deux méthodes pour déduire la contrainte effective à une distance de la pointe de l'entaille : (a) entailles courtes et (b) entailles longues.

A partir d'une distance supérieure ou égale à 0.25 mm, la distribution des contraintes se comporte de deux manières : (*i*) pour les entailles courtes, une pseudo stabilité est distinguée (*ii*), pour les entailles dites longues, la stabilisation n'est pas constatée.

La Figure 10 montre une représentation schématique de deux méthodes d'extraire la contrainte T : la première de stabilisation de la courbe de la distribution de la contrainte T le long du ligament, notée T_1 et la deuxième d'extrapolation de courbe de stabilisation de la contrainte T, notée T_2. Les deux méthodes sont illustrées pour les entailles courtes et les entailles longues. Une comparaison entre les deux méthodes, pour déduire la contrainte T à une certaine distance de la pointe de l'entaille, montre des valeurs distinctes lorsque la profondeur de l'entaille augmente, Figure 10. Elles donnent des valeurs proches lorsqu'on se trouve dans le cas des entailles courtes, par contre, l'écart type est lisible lorsque nous nous déplaçons dans les entailles longues.

La méthode de différence de contraintes n'est pas conservative pour le cas d'arc de tuyau sous flexion trois points en présence d'entaille. Notons que, pour les fissures, cette méthode donne une stabilisation à une certaine distance de la pointe, ce qui n'est pas le cas pour les entailles.

Dans la suite du travail, nous analysons la distribution de la contrainte T pour d'autres types d'éprouvettes, et nous proposons une nouvelle méthode pour déduire la valeur moyenne de T.

IV.1. 2 Evolution des paramètres de confinements et du Facteur d'Intensité de Contraintes dans un tuyau sous pression.

Une partie de ce travail a été présentée au **Cinquième Journées d'études Techniques, Moteurs du développement durable dans les secteurs des Energies renouvelables, JET'2008**, qui a eu lieu a Marrakech, Maroc du 07 au 09 Mai 2008, intitulée ' A**pproche globale à deux paramètres : Estimation de la contrainte T dans un tuayu de transport de gaz portant un défaut externe**', et publié dans le Revue Marocaine 'Mécanique Théorique et Appliquée', Vol.10, 2008.

Nous avons entamé une application de la mécanique de la rupture au domaine des structures sous pression, portant des défauts sous forme d'entaille en V de surface. L'objectif est de proposer une étude numérique, définissant le Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille K_ρ et la contrainte transversale T, par éléments finis. Elle se base intégralement sur l'extension de l'approche globale et consiste en la détermination des deux paramètres de la rupture (K-T), en 2D, sur un tuyau de trasnport de gaz en acier API X52 soumis à une pression interne. L'effet de géométrie est intimement lié au taux de triaxialité, paramètre représentant une éprouvette donnée et son confinement, et une distribution des contraintes.

Le Modèle ''Eléments Finis'' et les procédures d'analyses employées ont été vérifiées en utilisant les solutions existantes pour le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille et la contrainte élastique T, en meme temps. Pour couvrir une gamme pratique, quatre valeurs différentes du rapport du rayon intérieur du pipeline à l'épaisseur, R_i/t, ont été choisies ; en outre, quatre valeurs différentes du rapport de la profondeur de l'entaille à l'épaisseur, a/t s'étendant de 0.1 à 0.75 et quatre valeurs différentes de pression s'étendant de 20 à 50 bars, ont été choisies. Les informations fournies sont valables pour évaluer l'intégrité des structures en prenant compte la triaxialité à la pointe de l'entaille.

IV.1.2. 1 Problématique

Pour "enrichir" le Facteur d'Intensité de Contraintes K, le paramètre T est introduit pour modéliser le champ des contraintes élastiques en pointe d'une entaille [13-15]. Cependant, plus de détails sur les caractérisations à deux paramètres sont disponibles dans l'article de Parks [16]. Des exemples d'application sont trouvés pour trois types de géométries, chez Wu et al.[17] et Martin et al.[18]. Mais en dehors des éprouvettes classiques de laboratoire telles les éprouvettes CT, SENB et SENT, nous avons relevé peu d'applications à des composants industriels de ces approches à deux paramètres. D'ailleurs, Parks [16] insiste bien sur le fait que les différentes approches globales, à deux paramètres, ont chacune leurs avantages et inconvénients, mais qu'aucune ne décrit complètement les champs de contraintes en pointe de l'entaille. Dans de multiples cas de triaxialité, Zerbst et al.[19] montrent que le comportement d'un défaut dans une structure réelle est similaire à celui d'une éprouvette de laboratoire, si les conditions locales de géométrie, de contraintes et de déformations sont comparables en pointe de l'entaille ; ils dénomment l'ensemble de ces conditions. Pineau [20] analyse les effets de la taille d'une structure sur les ruptures ductile et fragile. La ténacité K_{IC} est une fonction décroissante de l'épaisseur de l'éprouvette, dans les cas de la plasticité confinée et en déformations planes.

Nous venons de voir avec quelques exemples d'auteurs, pour l'approche globale, l'intérêt du second paramètre, T. Le but est de réduire les effets liés à la géométrie du chargement. Cependant, l'estimation de la ténacité d'un matériau par une utilisation unique de critères locaux reste aujourd'hui très délicate si l'on considère que cette estimation fait encore appel à des modèles souvent trop simplistes et des calculs longs et coûteux. La raison pour laquelle la ténacité d'un matériau se déduit souvent d'une approche globale. Ce choix étant renforcée par le fait de la rareté qu'une approche locale puisse être menée à bien, de bout en bout, sans faire appel à certaines étapes de la démonstration des critères relevant d'une approche globale.

Dans la présente partie, l'effet des paramètres géométrique (***a/t***, ***R_i/t***) et du chargement (pression interne ***P***) sont intimement liés au taux de triaxialité, paramètre représentant une éprouvette donnée et son confinement, et une distribution des contraintes. Pour couvrir une gamme pratique, quatre valeurs différentes, du rapport du rayon intérieur du cylindre à l'épaisseur, ***R_i/t***, ont été choisies ; en outre, quatre valeurs différentes du rapport de la profondeur de l'entaille à l'épaisseur, a/t s'étendant de 0.1 à 0.75 et quatre valeurs différentes de pression s'étendant de 20 à 50 bars ont été choisies. Sur la base des résultats d'analyses par éléments finis, nous proposons des approximations polynomiales de la contrainte T et du Facteur d'Intensité de Contraintes au point le plus profond.

IV.1.2. 2 Présentation des Résultats et interprétations

L'étude a porté sur des tuyaux de transport de gaz API L5 X52 avec une entaille longitudinale de forme V de surface soumise à différentes pressions internes P. La géométrie du tuyau de canalisation est illustrée dans la figure 11. L'épaisseur de la paroi est de 10 millimètres et la longueur de 40 millimètres. Plus de détails de dimensionnement de l'entaille sont donnés dans la figure 12. L'entaille simule un enlèvement de matière sur la surface, dans le sens longitudinal (a/c tend vers zéro).

Les effets de trois paramètres : le rapport du rayon intérieur du cylindre à l'épaisseur, (***R_i/t***), le rapport de la profondeur de l'entaille à l'épaisseur de cylindre (***a/t***) et la pression P sur la contrainte T et le Facteur d'Intensité de Contraintes K sont systématiquement considérés. Pour couvrir les gammes pratiques et intéressantes de ces trois variables, quatre valeurs différentes R_i/t = 5, 10, 20 et 40 ont été choisis. En termes de profondeur de défaut, quatre valeurs différentes de a/t ont été choisies, s'étendant de a/t= 0.1 à 0.75, En termes de pression, quatre valeurs différentes de pression choisies, P=20 bars à 50 bars. Ainsi, un total de 84 différentes installations expérimentales sont considérés dans cette recherche, dont les détails sont illustrés dans le tableau 2.

Dans un corps élastique linéaire isotope contenant une entaille bidimensionnelle soumise à un chargement symétrique, la distribution du champ de contraintes peut être écrite par un développement de série de Williams [8] ; près du fond d'entaille, où les termes d'ordre supérieures du développement de la série sont négligeables, les contraintes, en mode I, équation (1).

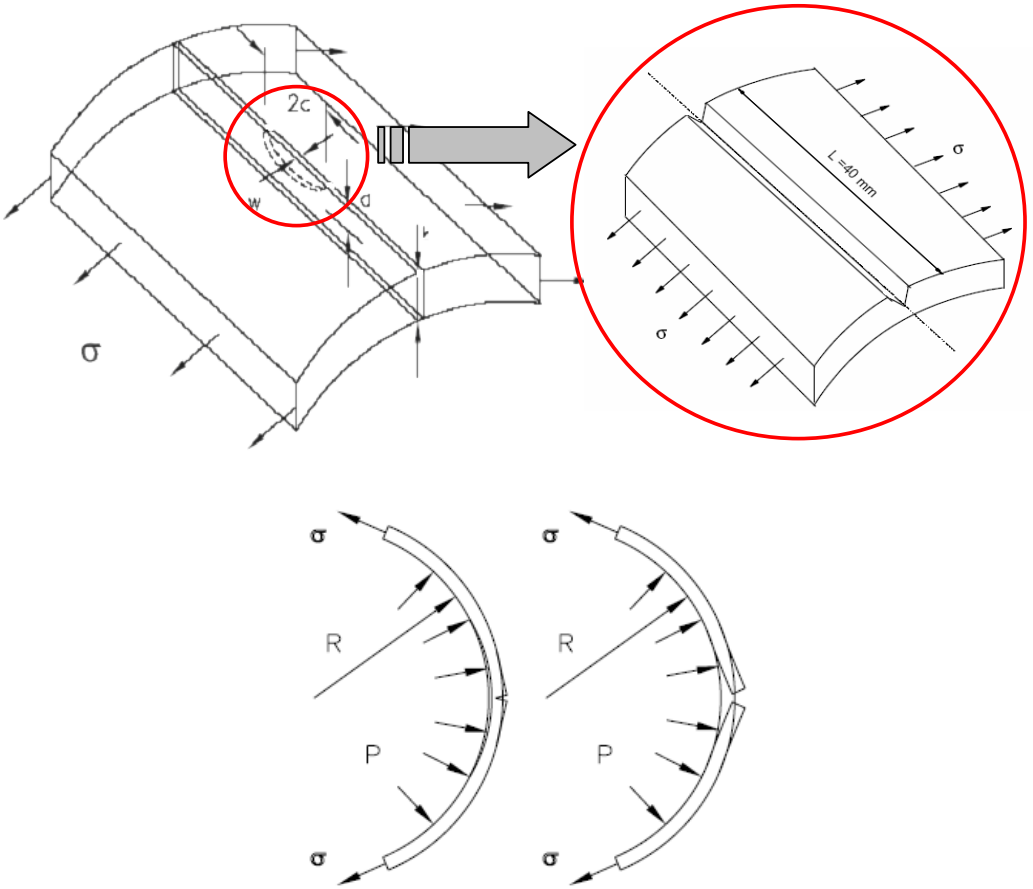


Figure 11 : (a) Choix du défaut utilisé avec a/c →0 et **(b)** Evolution du défaut sous pression.

Tableau 2 : Liste des cas étudie par l'analyse des éléments finis

P(bars)	R_i/t	*a/t*
20	5	0.1
		0.3
		0.5
		0.75
	10	0.1
		0.3
		0.5
		0.75
	20	0.1
		0.3
		0.5
		0.75
	40	0.1
		0.3
		0.5
		0.75

P(bars)	R_i/t	*a/t*
30	5	0.1
		0.3
		0.5
		0.75
	10	0.1
		0.3
		0.5
		0.75
	20	0.1
		0.3
		0.5
		0.75
	40	0.1
		0.3
		0.5
		0.75

P(bars)	R_i/t	*a/t*
40	5	0.1
		0.3
		0.5
		0.75
	10	0.1
		0.3
		0.5
		0.75
	20	0.1
		0.3
		0.5
		0.75
	40	0.1
		0.3
		0.5
		0.75

P(bars)	R_i/t	*a/t*
50	5	0.1
		0.3
		0.5
		0.75
	10	0.1
		0.3
		0.5
		0.75
	20	0.1
		0.3
		0.5
		0.75
	40	0.1
		0.3
		0.5
		0.75

Dans l'équation (1) le terme T représente la contrainte T en traction/compression agissant parallèlement à l'entaille dans le sens principale de la propagation de l'entaille. Dans le cas de chargement en mode I, la contrainte σ_{xx} comporte le terme singulier T, qui peut être déterminé le long de n'importe quelle direction par annulation du terme singulier à la pointe de l'entaille, ou par soustraction σ_{yy} (méthode de différence de contraintes). La valeur de la contrainte T change avec différentes géométries de l'entaille et le type de chargement. Elle joue un rôle dominant sur la forme, la taille de la zone plastique, le degré de la contrainte local en fond d'entaille et également sur la ténacité à la rupture.

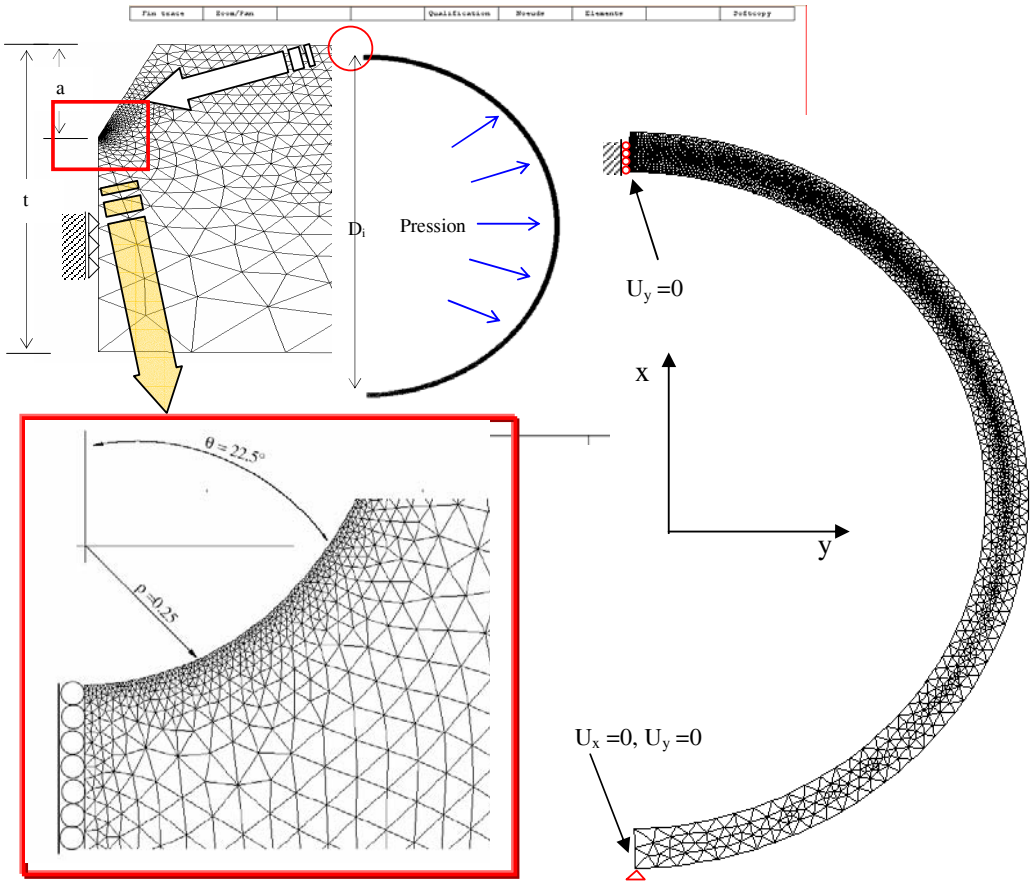


Figure 12 : Conditions limites de la géométrie et de configuration du chargement utilisant la moitié du maillage de la canalisation en 2D.

La méthode des Eléments Finis, employée, détermine la distribution des paramètres T et K le long du ligament et au fond d'entaille. La structure est modélisée par le code de calcul CASTEM 2000 [21] en deux dimensions, dans des conditions de contraintes planes en utilisant les éléments triangulaires isopérimètres. Seulement la moitié de la structure est modélisée. L'essai des analyses élastiques comporte 31485 d'éléments et 63526 noeuds. Un maillage focalisé au bout de l'entaille a été utilisé, ceci apporte plus de précision. De plus, une étude détaillée de la sensibilité au maillage a été exploitée davantage pour améliorer les résultats. L'écart type donne des erreurs inférieures à

1%. Les conditions de chargement, de l'état limite symétrique, sont employées dans ce modèle. L'équation, de la méthode de différence des contraintes, SDM, est donnée par :

$$T = \sigma_{xx} - \sigma_{yy}\big|_{r=0,\theta=0} \tag{3}$$

Cette méthode, employée, détermine la contrainte T le long du ligament. La définition de la contrainte nominale, notée σ_∞, dans un cylindre soumis un une pression interne sans défaut, est donnée par :

$$\sigma_\infty = \frac{PR_i}{t} \tag{4}$$

avec P la pression interne, R_i le rayon interne et t l'épaisseur du cylindre.

IV.1.2. 3 Evolution de la contrainte T le long du ligament

Les contraintes d'ouvertures, pour des distances r proches de la pointe de l'entaille, sont illustrées sur la Figure 13. Ces résultats montrent la variation de la contrainte d'ouverture σ_{yy}, pour une entaille longitudinale externe de surface, au point le plus profond et pour des rapports typiques (a/t). Un exemple de l'effet de la profondeur du défaut sur la contrainte T est examiné pour R/t = 5. La contrainte est rendue adimensionnel dans un détail de forme au développement de la série de Williams. Dans cette représentation, la contrainte d'ouverture en mode I, en avant de la pointe de l'entaille, peut être écrite :

$$\sigma_{yy} = A_1 / \sqrt{r} + A_3 \sqrt{r} + A_5 \sqrt{r^3} \tag{5}$$

Où le premier terme A_1 sur le second membre représente la contrainte singulière de singularité $r^{-0.5}$; le deuxième, le troisième et les autres termes d'ordre supérieurs, non singuliers signifient leur disparition pour $r \rightarrow 0$. En multipliant les deux membres par $\sqrt{2\pi r}$, nous obtenons :

$$\sigma_{yy}\sqrt{2\pi r} = K_1 + A_3 r + A_5 r^2 + ... \tag{6}$$

pour $r \rightarrow 0$, l'équation (6) devient :

$$\sigma_{yy}\sqrt{2\pi r}\ \big|_{r\rightarrow 0} = K_1 \tag{7}$$

Il devient clair qu'à proximité de la pointe d'entaille, pour des valeurs très petites de la distance r, le premier terme est dominant. Les autres termes sont négligeables.

Plus la distance de la pointe de l'entaille augmente, plus les autres termes ont une influence importante. L'approche du champ de contrainte, pour un seul terme, est désormais inadmissible. Cette tendance est illustrée dans la Figure 13, où nous notons une tendance décroissante jusqu'à une distance effective $(r/t)_{eff}$; ensuite les valeurs non dimensionnelles de la contrainte commencent à diminuer, en raison de l'influence du deuxième terme et ceux d'ordres supérieurs.

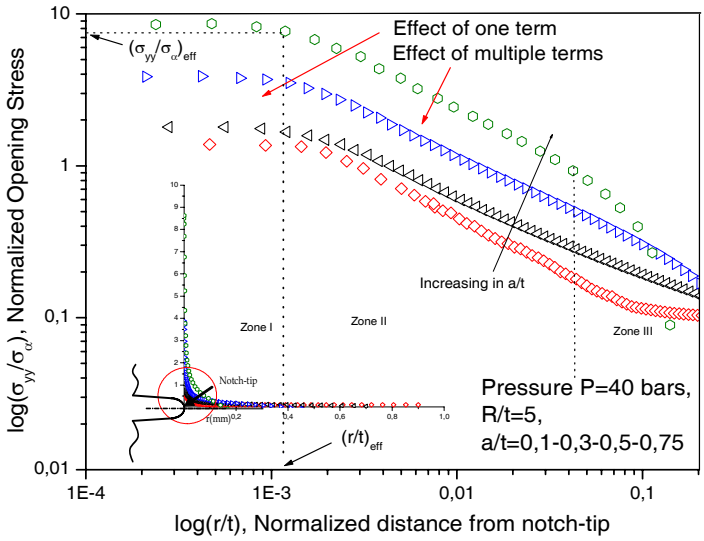


Figure 13 : Exemple de variation de la contrainte d'ouverture normalisée à la distance le long du ligament, pour différentes profondeurs des défauts.

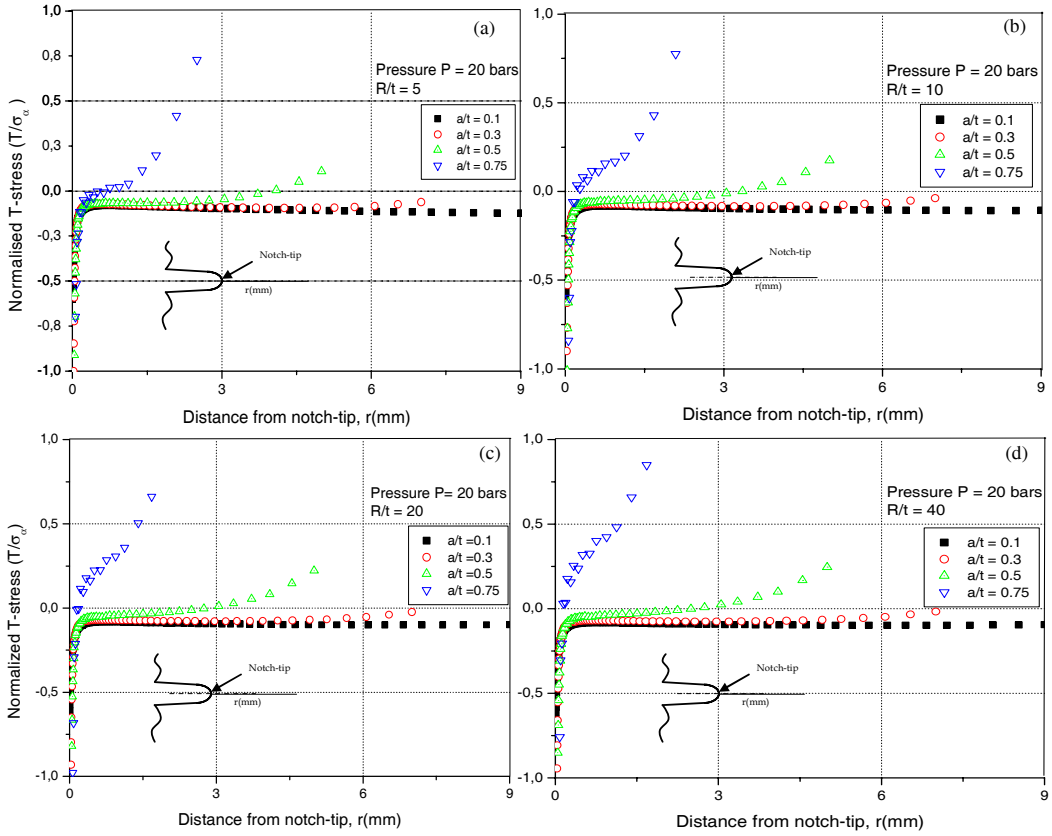


Figure 14 : Evolution de la contrainte T (T/σ_∞), pour une entaille longitudinal de surface et une pression de 20 bars, pour les cas : (a) R/t = 5. (b) R/t = 10. (c) R/t = 20 et (d) R/t =40

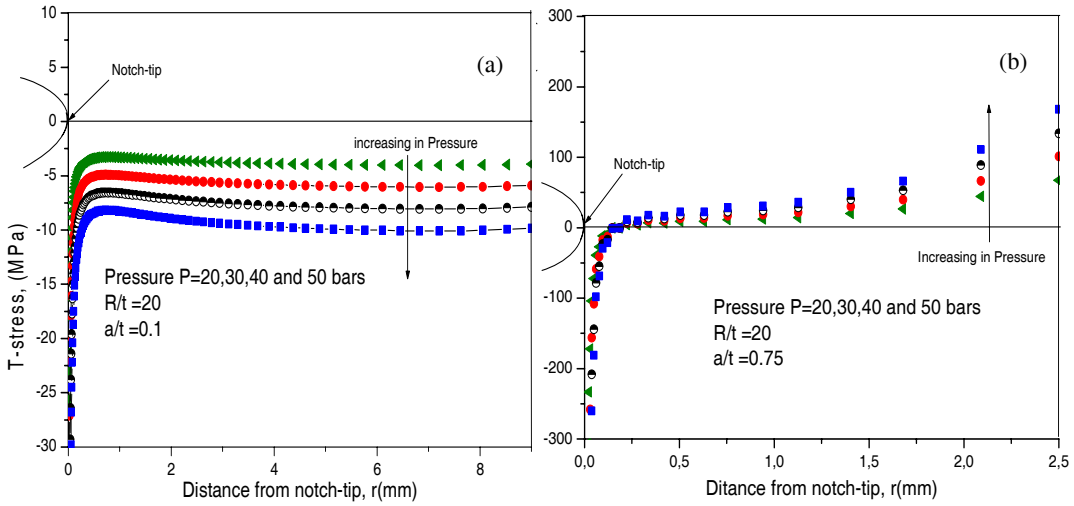


Figure 15 : Evolution des valeurs de la contrainte T, pour une entaille de surface sous pression (P = 20. 30. 40 et 50 bars) : (a) courtes entailles et (b) longues entailles (R/t=20).

Un exemple de l'effet de la longueur d'entaille sur la contrainte T est exposé sur la Figure 14, pour une pression de 20 bars. Près de la pointe de l'entaille, les résultats sont influencés par des erreurs numériques, évidemment prévues par le calcul par Eléments Finis, sous la forme d'une zone fortement remarquée. Les effets des termes supérieurs, dans le développement de la série de Williams, sont significatifs le long du ligament. La contrainte T est normalisée à la contrainte nominale appliquée σ_n.

Près de l'entaille, il est montré que l'effet des différents paramètres : R/t, a/t et P sur la distribution de la contrainte T est significatif. Pour n'importe quelle valeur de pression et de diamètre du pipeline, la contrainte T illustre des valeurs négatives le long du ligament, où le rapport de longueur de l'entaille est inférieur à 50% (a/t <0.5). Le ligament est soumis à une contrainte de compression. D'une autre part, quand la profondeur d'entaille dépasse les 75 % (a/t >0.75), les valeurs de la contrainte T deviennent positives (cas de contrainte de traction).

Dans le premier cas, où le mode I de chargement est prédominant, la contrainte T est négative (en compression) et la fissure se propage dans la direction principale, caractérisée comme direction de la trajectoire stable de la fissure. Ainsi on note que, pour des entailles plus profondes, la transition de la contrainte T d'une valeur positive (compression) à une valeur négative (traction) est très rapide, Figure 14. La fissure déviera rapidement à partir du chemin principal et le chemin résultant de la fissure sera directionnellement instable.

Le changement du signe de la contrainte T, de valeurs négatives aux valeurs positives, peut être dû à l'importance du moment local fermant les lèvres de la fissure, qui croît avec l'augmentation de la profondeur. Les valeurs négatives indiquent un bas confinement à la pointe, et la déformation plastique est prolongée autour de l'avant de l'entaille. La contrainte T devient plus positive lorsqu'on se rapproche, plus rapidement, de la surface libre de pipeline.

Un paramètre de confinement semble être possible par l'intermédiaire de T et semble être convenable pour l'analyse du confinement à la pointe d'une entaille.

IV.1.2. 4 Mesofracture par la méthode volumétrique

Enormément de travaux évaluent le Facteur d'Intensité de Contraintes en présence de la contrainte T, dans un tuyau de transport de gaz. Ils ont exclusivement employé la mécanique de la rupture, à un paramètre, pour estimer la ténacité. D'autres méthodes sont appliquées pour prévoir la contrainte T et le Facteur d'Intensité de Contraintes.

L'approche volumétrique [22-28], présentée en détail au Chapitre II, est concernée par la modification de la distribution des contraintes à une certaine distance. L'approche est une méthode macro-mécanique. Nous supposons, selon le principe de mesofracture, que le processus de rupture exige un volume physique. Cette prétention est soutenue par le fait que la résistance à la rupture est affectée par le mode de chargement, la géométrie structurale et l'effet d'échelle. En employant la valeur "de la contrainte de point chaud" c à d. la valeur maximale de la contrainte, il n'est pas possible d'expliquer l'influence des différents paramètres sur la résistance à la rupture.

Il est nécessaire de tenir compte de la valeur de la contrainte d'ouverture. Nous assumons que le gradient est présent dans tous les points voisins du volume de processus de rupture. Ce volume est quasi - cylindrique pour une entaille plastique. Le diamètre de ce cylindre s'appelle " Distance effective". En calculant la valeur moyenne de la contrainte dans cette zone, la contrainte de rupture peut être estimée. Ceci mène à un critère local de la contrainte de rupture basé sur deux paramètres, la distance effective X_{eff} et la contrainte effective σ_{eff}. La représentation graphique de ce critère local est donnée dans la Figure 16.

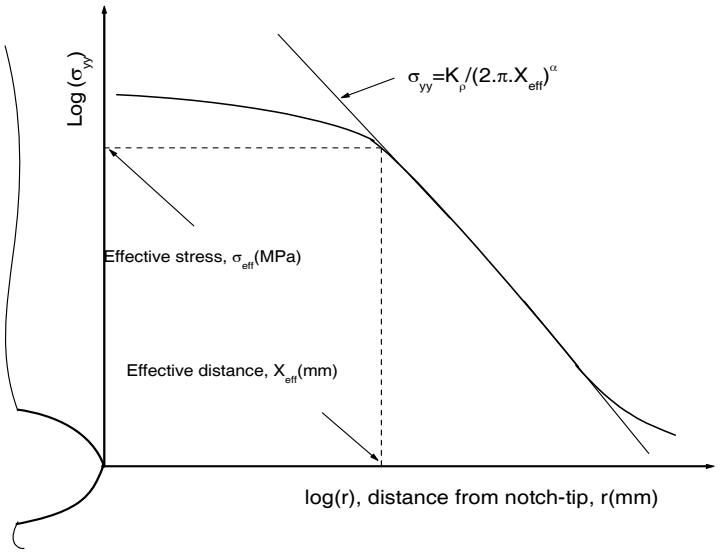


Figure 16 : Distribution de la contrainte d'ouverture dans une échelle bi logarithmique

Dans un diagramme bi-logarithmique, la détermination de la distance effective et la contrainte effective est soulignée. La zone de distribution des contraintes d'ouvertures diminue linéairement pour rejoindre d'une façon asymptotique la contrainte globale appliquée.

Ce comportement s'exprime par une loi puissance :

$$\sigma_{yy}(x) = Log(C) - \alpha Log(x) \tag{8}$$

que nous pouvons écrire :

$$\sigma_{yy}(x) = \frac{C}{x^{a}} \tag{9}$$

où $\sigma_{yy}(x), C$ et α sont respectivement la contrainte d'ouverture, le coefficient du matériau et l'exposant de la pseudo singularité des contraintes. L'équation (9) peut être modifiée :

$$\sigma_{yy}(x) = \frac{K_{\rho}}{(2\pi x)^{a}}, \quad \text{où} \quad K_{\rho} = C(2\pi x)^{a} \tag{10}$$

K_{ρ} est le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille. Les coefficient C et α dépendent du comportement du matériau, de la géométrie de l'entaille et du type du chargement :

$$\begin{aligned} C &= C(E, v, \sigma_{Y}, n', K', \rho, W, a) \\ \alpha &= \alpha(E, v, \sigma_{Y}, n', K', \rho, W, a) \end{aligned} \tag{11}$$

où $E, v, \sigma_{Y}, n', K', \rho, W, a$ sont respectivement le module de Young, le coefficient de Poisson, la limite d'élasticité, l'exposant d'écrouissage cyclique, le coefficient d'écrouissage, le rayon d'entaille, la taille du ligament et la profondeur d'entaille.

Ces paramètres sont utilisés dans la méthode des Eléments Finis ; les paramètres E, v, σ_{Y}, n' et K' sont intégrés dans la loi de comportement du matériau. Les autres paramètres (ρ, W, a, R) caractérisent la géométrie et le type du chargement. Les coefficients C et α sont exclusivement obtenus par calcul par éléments finis.

La méthode volumétrique donne la contrainte d'ouverture effective et son gradient par les équations suivantes [76] :

$$\sigma_{ef} = \frac{1}{X_{ef}} \int_{0}^{X_{ef}} \sigma_{yy}(x).\phi(x)dx \quad \text{où} \quad \chi = \frac{1}{\sigma_{yy}(x)} \frac{d\sigma_{yy}(x)}{dx} \tag{12}$$

où σ_{ef}, X_{ef}, $\sigma_{yy}(r)$ et χ sont respectivement la contrainte effective, la distance effective, la contrainte d'ouverture et le gradient de contraintes. $\Phi(r)$ est une fonction poids donnée par :

$$\phi(x) = 1 - x\chi \tag{13}$$

On note que, la fonction poids dépend du gradient des contraintes et de la distance en fond d'entaille. La fonction poids contient les deux premières parties du développement de Taylor. Elle est soumise aux conditions suivantes :

- $0 \leqslant \varphi(x) \leqslant 1$
- $\varphi(0) \equiv 1$ (14)
- $\chi = 0 \Rightarrow \varphi(0) \equiv 1$

Tableau 3 : Différentes fonctions de poids pour calculer la contrainte effective autour de la pointe de l'entaille

Weight function	$\phi(r)$	σ_{eff}
Unit weight function	$\phi(r)=1$	$\sigma_{eff}=\frac{1}{X_{eff}}\int_0^{X_{eff}}\sigma_{yy}(r).dr$
Peterson's weight function [42]	$\phi(r)=\delta(r-X_{eff})$	$\sigma_{eff}=\frac{\delta_{yy}.X_{eff}}{X_{eff}}$
Quilafku's weight function [27]	$\phi(r)=1-r.\chi(r)$	$\sigma_{eff}=\frac{1}{X_{eff}}\int_0^{X_{eff}}\sigma_{yy}(r).(1-r.\chi(r)).dr$
Kadi's weight function [26]	$\phi(r)=e^{(1.r.\chi(r))/2}$	$\sigma_{eff}=\frac{1}{X_{eff}}\int_0^{X_{eff}}\sigma_{yy}(r).e^{(1.r.\chi(r))/2}.dr$
Modified Qylafku's function [2]	$\phi(r)=1-r.\lvert\chi(r)\rvert$	$\sigma_{eff}=\frac{1}{X_{eff}}\int_0^{X_{eff}}\sigma_{yy}(r).(1-r.\lvert\chi(r)\rvert).dr$

IV.1.2. 5 Détermination de la contrainte effective T_{eff} et du Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille

Le Facteur d'Intensité de Contraintes et la contrainte T sont en fonction de la géométrie, des conditions de chargement et sont proportionnelles à la contrainte nominale appliquée. La méthode de différence de contraintes, utilisée pour déterminer le paramètre T, ne produit pas de valeurs constantes, sauf pour les entailles courtes. Ce qui implique, que l'application de cette méthode, pour déterminer T dans des structures sous pression, reste conservative en présence d'entailles.

Notons que cette méthode a été critiquée par plusieurs auteurs dans la littérature [39,58,59,65] concernant les valeurs constantes à une certaine distance de la fissure. En plus, pour une fissure, le Facteur d'Intensité de Contraintes est calculé à la pointe en prenant en considération la profondeur. Par contre lorsqu'on corrige ce facteur par la contrainte T, nous le prenons à partir d'une certaine distance, notée '' distance de stabilisation '', ce qui reste a discuter.

Se basant sur ces observations, sur la sensibilité au changement de la taille de la zone plastique et de l'amplitude de la contrainte T, nous proposons une modification de la formule de Williams en prenant en considération les effets de plusieurs paramètres observés sur l'évolution de la contrainte T le long du ligament.

- **Présentation d'une nouvelle méthode**

Les résultats de la méthode volumétrique sont très utiles, et la nouvelle formule de champs de contrainte proposée, à la pointe d'une entaille, suit les mêmes principes. Nous rappelons que la méthode volumétrique consiste à donner une valeur moyenne de la contrainte d'ouverture, notée contrainte effective σ_{eff} , déterminée par une approche de la distribution de la contrainte par un polynôme de degrés *n*. Le degré de polynôme est donné pour un coefficient de corrélation fort. Un

minimum du gradient de la contrainte d'ouverture donne une distance effective, X_{eff}. La projection de cette dernière sur la courbe de distribution de la contrainte, nous permet d'obtenir une contrainte effective σ_{eff} , Figure 17.a.

Dans la même Figure 17.b, nous traçons l'évolution de la contrainte T le long du ligament. Les premières remarques montrent que l'erreur commise, sur la différence de contraintes $(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})$, suit la même allure que la contrainte d'ouverture dans un digramme bilogaritmique.

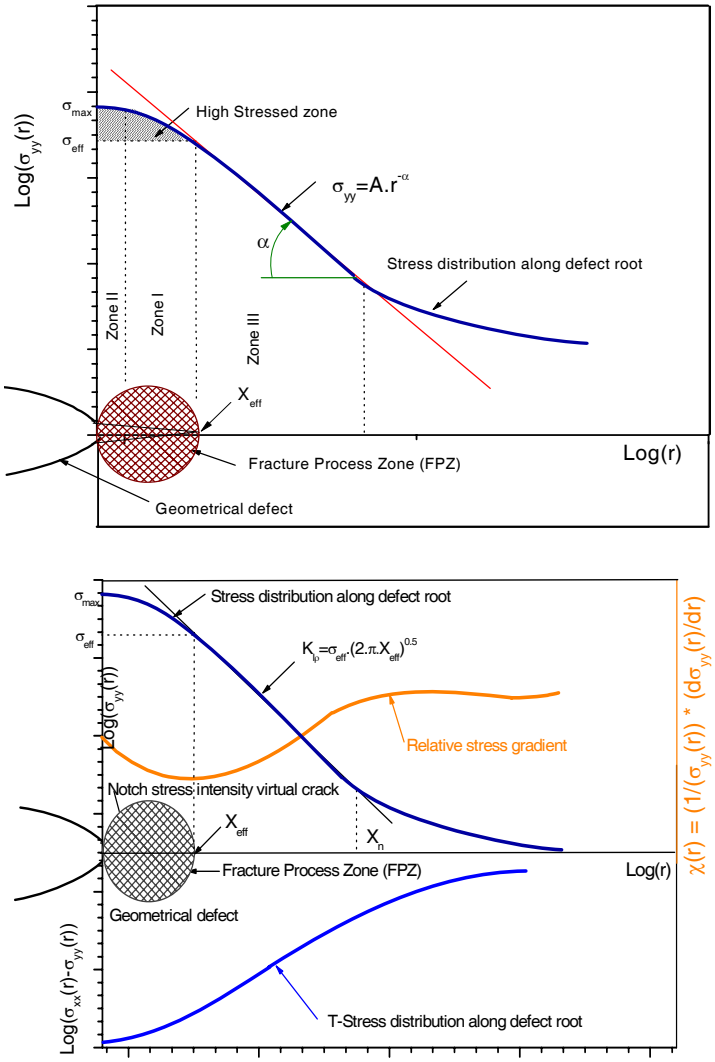


Figure 17 : Représentation schématique de : **(a)** l'évolution de la contrainte d'ouverture dans un échelle bilogaritmique et **(b)** détermination la contrainte effective et la distance effective par la méthode volumétrique.

A partir de ces remarques, nous nous sommes engagés à calculer une contrainte effective, ou plutôt une contrainte moyenne de T, pour des entailles, au lieu de prendre la valeur de stabilisation illustrée dans les fissures. Nous avons remarqué, précédemment, que cette distribution de la

contrainte T ne donne pas des valeurs constantes à une certaine distance de la pointe de l'entaille. La méthode de différence de contraintes, pour les fissures, reste très conservative.

Nous proposons deux méthodes de calcul de la contrainte T ; la première dite ''méthode de la ligne'' et la deuxième notée ''méthode de point''.

• Première méthode : Méthode des lignes

Il apparaît évident que l'évolution des contraintes autour des défauts est uniquement fonction du chargement et de la morphologie des défauts, et ce quelle que soit la direction retenue. Nos défauts ont une géométrie régulière, comparativement aux défauts naturels. Nous disons qu'en flexion, l'évolution des contraintes dans une direction précise est le reflet de l'évolution des contraintes dans les autres directions. Autrement dit, un relevé des contraintes dans une direction peut représenter le relevé des contraintes dans les autres directions, et peut aussi exprimer un état de contrainte volumétrique.

Une étude relative aux défauts peut se réaliser de manière simplifiée, par un relevé sur une seule ligne : la ligne retenue est celle partant du fond du défaut et allant vers le cœur de l'éprouvette. Nous proposons **de traduire l'état de contrainte volumétrique, proposé par Pluvinage et al. [22,25,77], par un état de contrainte sur une ligne**.

De plus, pour l'étude de l'évolution des contraintes aux matériaux entaillés, Schijce [29] a démontré que le gradient des contraintes est le plus prononcé dans la direction perpendiculaire à la direction principale, justifiant son exploitation seule dans la grande majorité des études (Shi, (1980) [30]. Taylor et al. [31], avec cependant une théorie purement élastique, proposent différentes possibilités de relever un état de contrainte autour du point le plus contraint : sur une distance ou une surface (parallèle à la direction de la plus grande contrainte principale) [Taylor at al. (1980)[31], Atzo (2001)[32]. Ils démontrent des résultats comparables entre toutes ces études, justifiant la simplification du relevé que nous proposons.

Dans un diagramme bi-logaritmique, la Figure 18 illustre une représentation schématique de l'évolution de la distribution de la contrainte T, calculée par la méthode de différence des contraintes, le long du ligament. Le lissage de la courbe de distribution est défini par l'équation (15) :

$$T_{xx}(x) = \sum_{i=0}^{n} a_i x^i \tag{15}$$

Le gradient des contraintes s'exprime par :

$$\chi(x) = \frac{1}{T_{xx}(x)} \frac{dT_{xx}(x)}{dx} \frac{\sum_{i=0}^{n} i a_i x^{i-1}}{\sum_{i=0}^{n} a_i x^i} \tag{16}$$

Et la fonction poids s'écrit :

$$\phi(x) = 1 - \frac{x \sum_{i=0}^{n} i a_i x^{i-1}}{\sum_{i=0}^{n} a_i x^i} \tag{17}$$

La distance effective peut être obtenue par développement de Taylor, au voisinage du fond d'entaille. Elle correspond au point minimum d'évaluation du gradient de contraintes :

$$\frac{d\chi(x)}{dx} = 0 \tag{18}$$

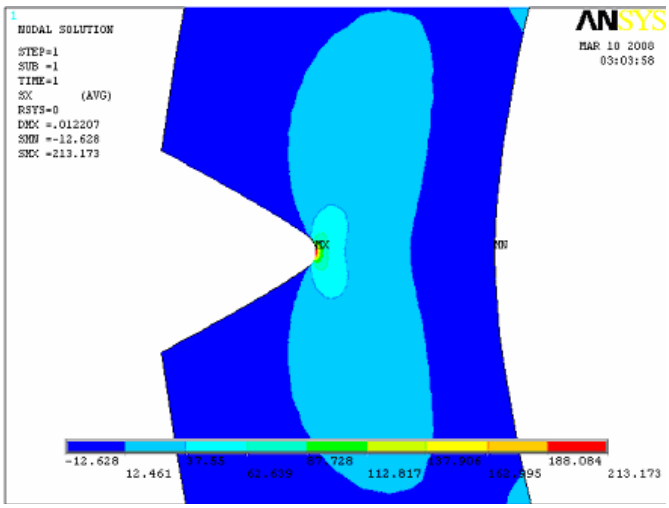


Figure 18: Représentation de l'état de contraintes d'un pipe sous pression par le code de calcul ANSYS.

Substituant (17) dans la relation (18), nous obtenons :

$$\frac{d\chi}{dx} = \frac{\sum_{i=0}^{n}\left(a_i i^2 x^{i-2} - a_i i x^{i-2}\right)}{\sum_{i=0}^{n} a_i x^i} - \frac{\left(\sum_{i=0}^{n} a_i i x^{i-1}\right)}{\left(\sum_{i=0}^{n} a_i x^i\right)} = 0 \tag{19}$$

L'utilisation du développement de Taylor, avec quatre termes et la relation (19), donne la distance effective.

La contrainte effective T est non singulière pour r→0, mais elle peut être modifiée pour une zone plastique effective à la pointe de l'entaille. $T_{eff}^{(1)}$.

$$T_{eff}^{(1)} = \frac{1}{X_{eff}^{(1)}} \int_0^{X_{eff}^{(1)}} T_{xx}(r).\Phi(r).dr \tag{20}$$

$T = T_{xx} = \left(\sigma_{xx} - \sigma_{yy}\right)_{\theta=0}$ est la distribution de la contrainte T le long du ligament (r), dans la direction xx. $\Phi(r)$ est la fonction poids.

Le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille, noté FICE ou NSIF en anglais, et le Facteur d'Intensité de Contraintes Effective K_{eff} s'écrivent respectivement :

$$K_\rho = \sigma_{eff}\sqrt{2\pi X_{eff}} \quad . \qquad \text{pour } r \to X_{eff}^{(1)} \tag{21}$$

$$K_{eff}^{(1)} = K_{\rho}^{(1)} + T_{eff}^{(1)}\sqrt{2\pi X_{eff}^{(1)}} = \sigma_{eff}^{(1)}\sqrt{2\pi X_{eff}^{(1)}} + T_{eff}^{(1)}\sqrt{2\pi X_{eff}^{(1)}} \qquad \text{pour } r \to X_{eff}^{(1)} \tag{22}$$

La Figure 19 montre une représentation graphique de la distribution de la contrainte T le long du ligament. Le gradient de cette distribution et la technique de minimum du gradient donnent les deux paramètres : la distance effective $X_{eff}^{(1)}$ et la contrainte effective $T_{eff}^{(1)}$.

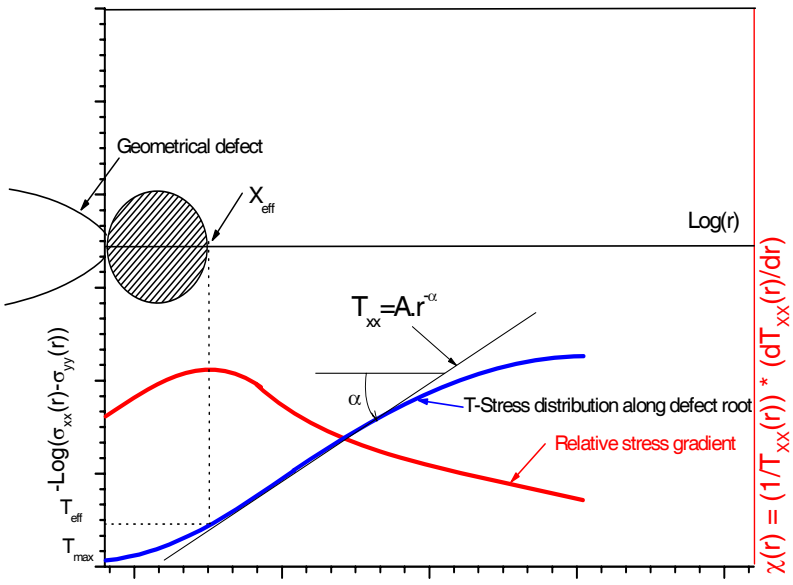


Figure 19 : Schéma du diagramme bi-logarithmique de la distribution de la contrainte T élastique et du gradient de contraintes en fond d'entaille.

Un exemple détaillé des étapes de la méthode des lignes est illustré dans les Figure 20, 21 et 22. La contrainte T est présentée, dans un diagramme bi-logarithmique, pour un tuyau sous une pression de 20 à 50 bars, pour un diamètre de R/t = 20 et pour un défaut longitudinal de surface de profondeur a/t =0.5. La Figure 20 montre la distribution de la contrainte T et les différentes zones le long du ligament. Un détail de la zone (II), Figure 20, est présenté dans la Figure 21.

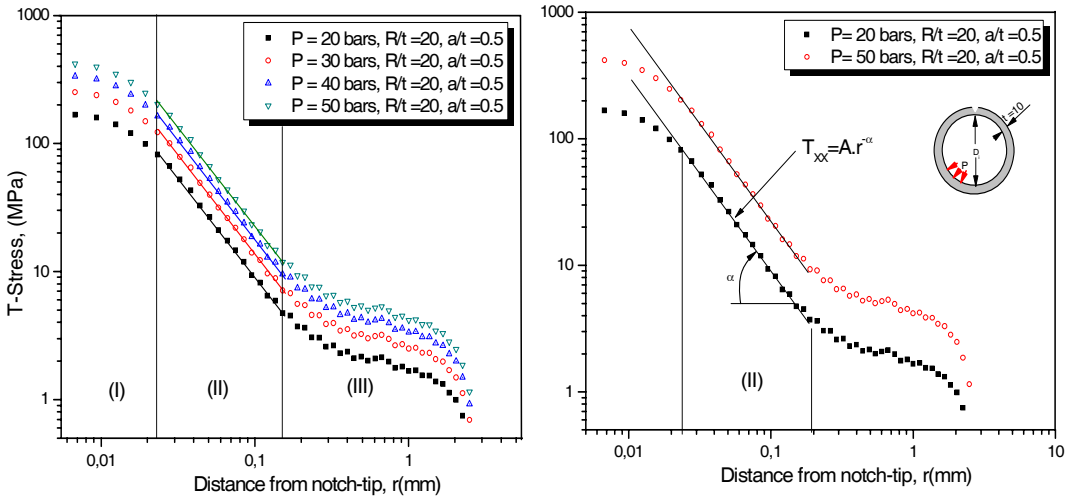


Figure 20 : Evolution de T le long du ligament, pour deux charges P= 20 et 50 bars (R/t =20 et a/t =0.5)

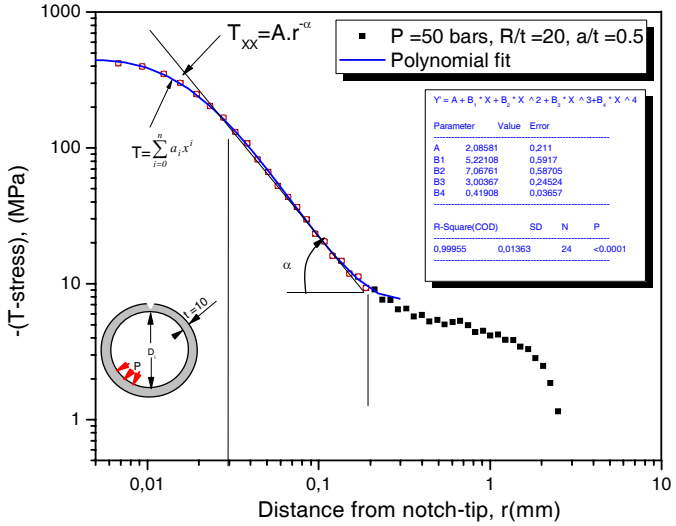


Figure 21 : Approximation de l'évolution de la contrainte T par un polynôme.

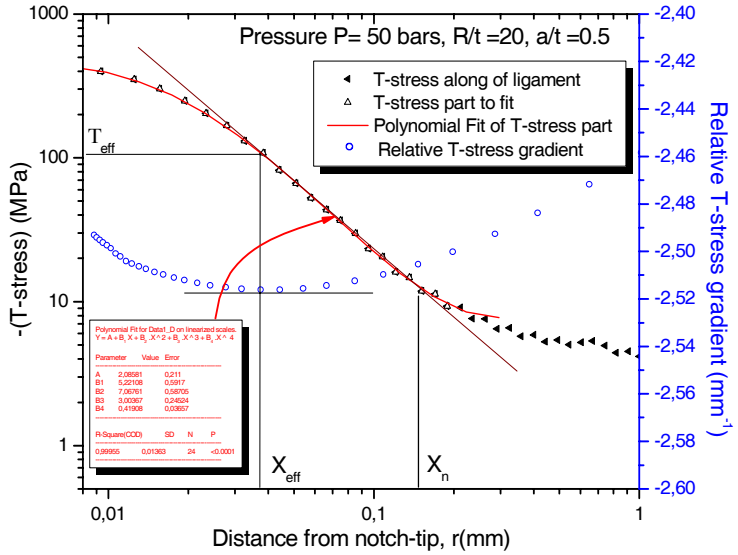


Figure 22 : Exemple d'application de la méthode de ligne sur un tuyau sous pression (P=50 bars, R/t =20, a/t =0.5).

L'approximation, par un polynôme, de la distribution de la contrainte T est donnée dans la Figure 21 selon l'équation (15). Le gradient de cette distribution est illustré dans la Figure 22 suivant l'équation (19).

• Deuxième méthode : Méthode des points

La deuxième méthode, dite méthode des points, inspirée de la méthode volumétrique proposée par Pluvinage et al.[22]. Elle consiste à utiliser, dans un diagramme bilogarithmique, la distance minimale du gradient de la contrainte d'ouverture pour déterminer la contrainte effective de T.

Nous notons que la distribution de la contrainte T est déterminée par la différence des contraintes principales σ_{xx} et σ_{yy}, le long du ligament dans la direction principale.

$$T = T_{xx} = \left(\sigma_{xx} - \sigma_{yy}\right)_{\theta=0} \tag{23}$$

La contrainte effective par la deuxième méthode $T_{eff}^{(2)}$ est l'intersection de la distance effective, notée $X_{eff}^{(2)}$ avec la distribution de la contrainte T le long du ligament, Figure 23.

Le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille prend la forme :

$$K_{\rho}^{(2)} = \sigma_{eff}^{(2)} \sqrt{2\pi X_{eff}^{(2)}} \quad . \qquad \text{pour } x \rightarrow X_{eff}^{(2)} \tag{24}$$

et le Facteur d'Intensité de Contrainte effectif s'écrit :

$$K_{eff}^{(2)} = K_{\rho}^{(2)} + T_{eff}^{(2)} \sqrt{2\pi X_{eff}^{(2)}} = \sigma_{eff}^{(2)} \sqrt{2\pi X_{eff}^{(2)}} + T_{eff}^{(2)} \sqrt{2\pi X_{eff}^{(2)}} \quad . \qquad \text{pour } x \rightarrow X_{eff}^{(2)} \tag{25}$$

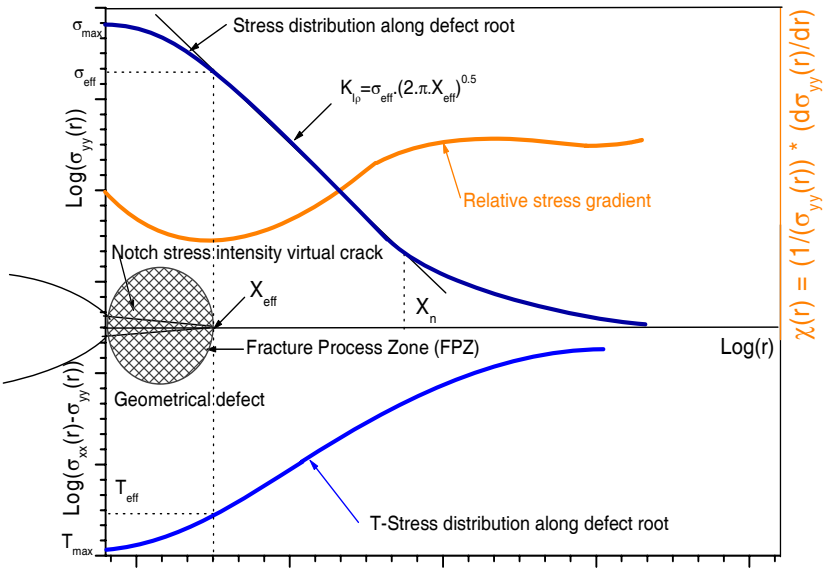


Figure 23 : Détermination du Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille et de la contrainte effective T_{eff} à la pointe de l'entaille, par l'application de la deuxième méthode.

Un exemple détaillé sur les étapes de la méthode des points est illustré dans les Figure 24, 25 et 26. La contrainte d'ouverture est présentée, dans un diagramme bi-logarithmique, pour un tuyau sous une pression de 20 à 50 bars, pour un rapport de R/t = 20 et un défaut longitudinal de surface de profondeur a/t =0.5. La Figure 24.a montre la distribution de la contrainte d'ouverture et les différentes zones le long du ligament. Un détail de la zone (II), Figure 24.a, est présenté dans la Figure 24.b. L'approximation, par un polynôme, de la distribution de la contrainte T est donnée dans la Figure 25. Le gradient de cette distribution est illustré dans la Figure 26.

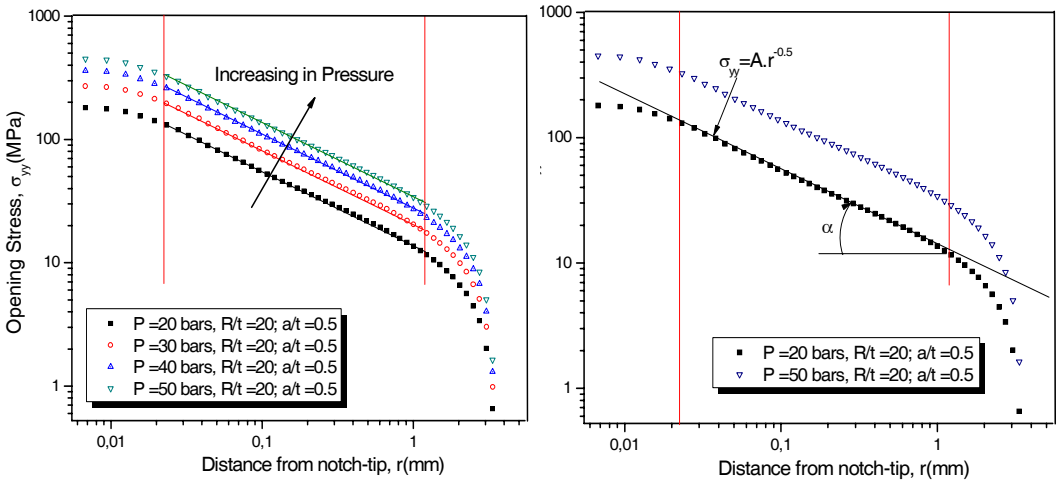


Figure 24 : Evolution de T le long du ligament, pour deux charges P= 20 et 50 bars (R/t =20 et a/t =0.5)

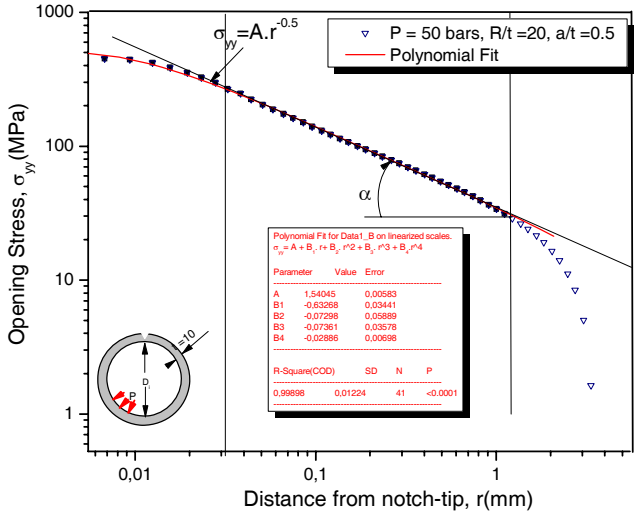


Figure 25 : Approximation de l'évolution de la contrainte T par un polynôme.

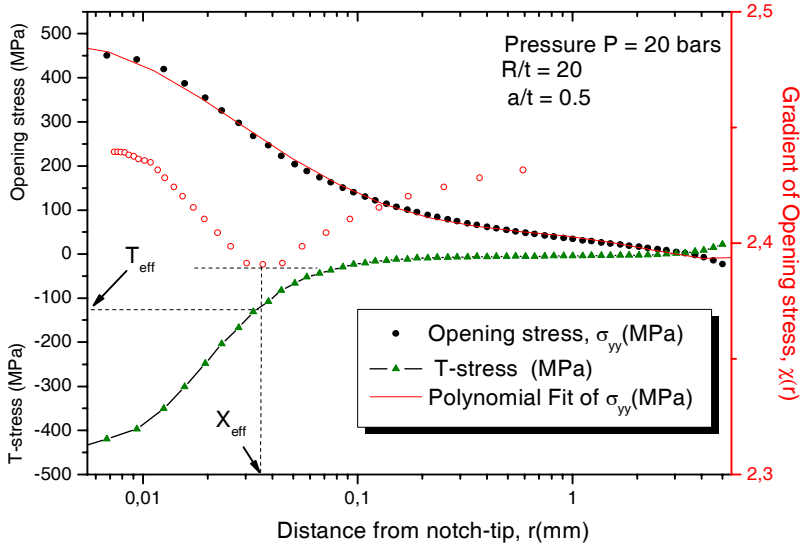


Figure 26 : Application de la méthode de points sur un tuyau sous pression (P=50 bars, R/t =20, a/t =0.5)

• Comparaison des résultats des deux méthodes

Pour comparer les résultats obtenus par les deux méthodes, nous avons effectué un calcul pour une pression de 20 bars et des rapports R/t de 5, 10, 20 et 40. Les rapports d'entailles a/t sont fixés à 0.1, 0.3, 0.5 et 0.75.

Le tableau 4 regroupe les résultats obtenues par Eléments Finis pour les deux méthodes : méthode des lignes et méthode des points. Nous avons calculé les différents paramètres : la contrainte effective, T_{eff}, la distance effective, X_{eff} et le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille, K_ρ. Les exposants $^{(1)}$ et $^{(2)}$ représentent successivement la première et la deuxième méthode.

Tableau 4 : Récapitulatif du Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille K_ρ et la contrainte effective T_{eff} relative à la distance effective X_{eff} en mode I, pour un défaut longitudinal de surface avec une pression interne de 20 bars

Pression, P (bars)	R/t	Deuxième Méthode : Méthode de points				Première Méthode : Méthode de lignes			Ecart Type	
		a/t	$X_{eff}^{(2)}$ (mm)	$T_{eff}^{(2)}$ (MPa)	$K_\rho^{(2)}$ (MPa.m$^{0.5}$)	$X_{eff}^{(1)}$ (mm)	$T_{eff}^{(1)}$ (MPa)	$K_\rho^{(1)}$ (MPa.m$^{0.5}$)	$E(\%)T_{eff}$	$E(\%)K_\rho$
20	5	0.1	0.03126	-3,4545	0.06405	0.03772	- 3.4467	0.06645	0,22579	3,74707
		0.3	0.02381	-8,5409	0.16908	0.02810	- 8.4798	0.16869	0,71538	0,23066
		0.5	0.01945	-7,4988	0.32785	0.02327	-7.1350	0.32943	4,85144	0,48193
		0.75	0.01713	-10,098	0.70112	0.02240	-9.5470	0.70285	5,45653	0,24675
	10	0.1	0.03125	-7,2266	0.13376	0.03772	- 7.2001	0.13897	0,36670	3,89504
		0.3	0.01951	-21,2456	0.34835	0.02381	-21.2024	0.35914	0,20334	3,09746
		0.5	0.01945	-38,554	0.73181	0.02327	-38.2130	0.73630	0,88447	0,61355
		0.75	0.02240	-71,098	1.83964	0.03023	-67.5990	1.84849	4,92138	0,48107
	20	0.1	0.03125	-14,6845	0.27361	0.03772	-14.6438	0.28302	0,27716	3,43920
		0.3	0.01951	-44,234	0.72104	0.02380	-43.9390	0.74363	0,66691	3,13297
		0.5	0.01945	-82,574	1.56681	0.02327	-81.5880	1.57496	1,19408	0,52017
		0.75	0.02240	-73,342	4.48748	0.03023	-71.8200	4.61226	2,07521	2,78063
	40	0.1	0.02546	-32,9345	0.52905	0.03125	-32.8837	0.55350	0,15425	4,62149
		0.3	0.01951	-90,3205	1.46720	0.02380	-89.5230	1.51465	0,88297	3,23405
		0.5	0.01945	-172,341	3.26049	0.02327	-169.510	3.27251	1,64267	0,36866
		0.75	0.02240	-385,4983	10.40314	0.03023	-377.830	10.43824	1,98919	0,33740

Le calcul montre que les résultats sont très proches ; pour les entailles courtes, l'écart types est de 3.74%. Pour les entailles longues, nous assumons un écart type de 5.45%. Pour la suite de travail, nous optons pour la méthode des lignes.

IV.1.2. 6 La contrainte T par la méthode des lignes

Les Figures 27.(a-d) montrent les variations de la contrainte effective T et du Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille, K_ρ au points les plus profonds pour des entailles externes de surface et pour différents rapports d'entailles 'a/t'.

Nous distinguons que les valeurs de T_{eff} et de K_ρ croient avec une augmentation de la taille relative de l'entaille, a/t. Pour le même a/t, quand a/t tend vers 0.1, les valeurs de K_ρ et de T_{eff}, pour les deux types d'entaille, deviennent identiques, et elles cherchent à atteindre leurs plus grandes valeurs à a/t =1. Dans une telle classe de grandeur de l'entaille, plus l'entaille est profonde, plus son influence sur des pipes est très dangereux. Notons que les solutions numériques représentent une gamme de a/t =0.1 à 0.75 et une pression de 20 à 50 bars.

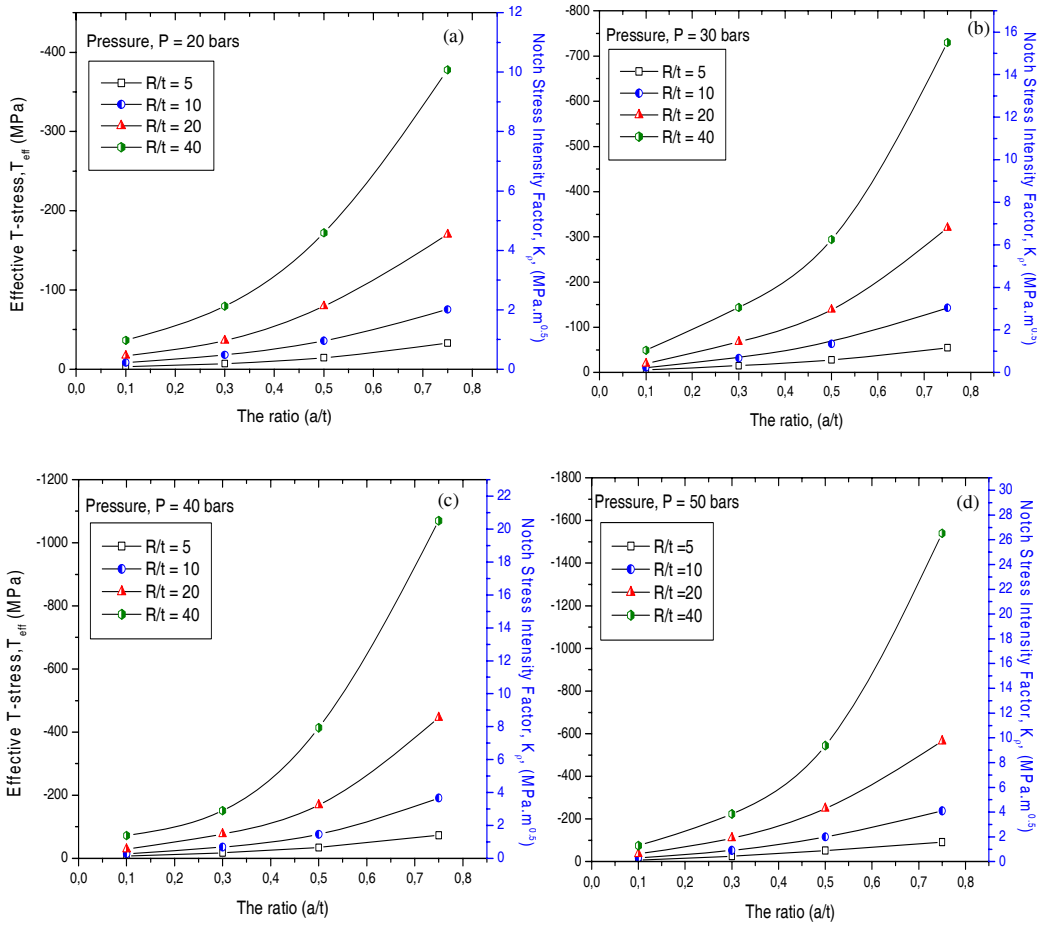


Figure 27 : Développement du paramètre de confinement à la pointe de l'entaille représenté par la contrainte effective, pour différentes situations de pression et de diamètre de pipeline en présence de K_ρ.

De plus, nous constatons que, pour une pression donnée, les valeurs du Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entailles et les valeurs absolues de la contrainte effective T_{eff} sont sensiblement inférieures pour le cas des entailles courtes et petits diamètres, que pour des entailles profondes et

grands diamètres. Il faut signaler l'importance du confinement pour tous les cas étudiés. Les valeurs de la contrainte effective T_{eff} sont négatives, et les informations requises donnent l'état de la triaxialité à la pointe de l'entaille, pour cette géométrie.

Physiquement, l'amplitude des termes supérieurs de la solution de série de Williams détermine directement la différence entre la distribution des contraintes par Eléments Finis et le champ de HRR [4] (Hutchinson, (1968)[33] ; Rice et Rosengren, (1968)[34]). Notons que la solution de HRR est valide lorsque la distance r→0. La valeur absolue de la contrainte effective T augmente dans un ordre que les termes supérieurs continuent à représenter la déviation du champ HRR, Figure 28. Pour un pipeline, ayant une contrainte effective T_{eff} =0, la contrainte critique est uniquement caractérisée par la contrainte du champ HRR. Tous les cas étudiés fournissent une mesure quantitative du niveau du confinement.

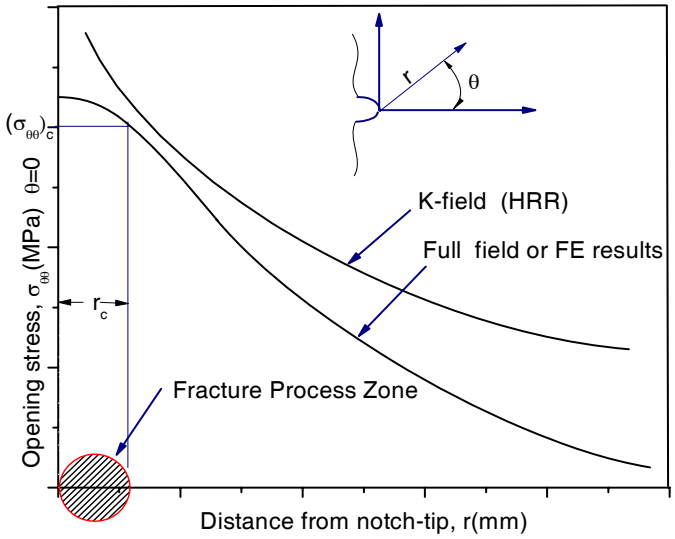


Figure 28 : Représentation schématique de profile de la contrainte d'ouverture le long du ligament.

Remarquons que les géométries, avec des valeurs de la contrainte effective T_{eff} positives ou proche de zéro, s'avèrent donner des limites inférieures aux valeurs du Facteur d'Intensité de Contraintes Effectives, K_{eff} ; cependant, les géométries influencent considérablement les valeurs négatives de la contrainte effective T_{eff} et donnent des valeurs élevées de K_{eff}. L'augmentation du niveau de confinement conduit généralement à la diminution de la vitesse de propagation de fissure, résultats prouvées par Hutar et al. [5] (2004) et démontré expérimentalement par Stanislav et al.[6].

Similairement au Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille K_ρ, la contrainte effective T_{eff} est fonction de la géométrie des éprouvettes et des conditions de chargement. Dans les tableaux 5-8, K_ρ et T_{eff}, à une certaine distance effective près du fond d'entaille, sont donnés pour une acuité d'entaille $\rho = 0.25$.

Tableau 5 : Valeurs du Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entailles K_ρ et de la contrainte effective T_{eff}, relativement à une distance effective X_{eff} et P = 20 bars.

Pression P (bars)	R/t	a/t	K_ρ (MPa.m$^{0.5}$)	$X_{eff}(mm)$	T_{eff}/σ_∞
20	5	0.1	0.0664	0.0377	- 0.3450
		0.3	0.1687	0.0281	- 0.8480
		0.5	0.3294	0.0233	- 1.7100
		0.75	0.7028	0.0224	- 3.6500
	10	0.1	0.1390	0.0377	- 0.3600
		0.3	0.3591	0.0238	- 1.0600
		0.5	0.7363	0.0233	- 1.9100
		0.75	1.8485	0.0302	- 3.3800
	20	0.1	0.2830	0.0377	- 0.3650
		0.3	0.7436	0.0238	- 1.0975
		0.5	1.5750	0.0233	- 2.0400
		0.75	4.6123	0.0302	- 4.3000
	40	0.1	0.5535	0.0313	- 0.4113
		0.3	1.5147	0.0238	- 1.1188
		0.5	3.2725	0.0233	- 2.1250
		0.75	10.4382	0.0302	- 4.7250

Tableau 6 : Valeurs du Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entailles K_ρ et de la contrainte effective T_{eff}, relativement à une distance effective X_{eff} et P = 30 bars.

Pression P (bars)	R/t	a/t	K_ρ (MPa.m$^{0.5}$)	$X_{eff}(mm)$	T_{eff}/σ_∞
30	5	0.1	0.0961	0.0313	- 0.3813
		0.3	0.2536	0.0238	- 1.0000
		0.5	0.4812	0.0156	- 1.8600
		0.75	1.0543	0.0224	- 3.6533
	10	0.1	0.2085	0.0377	- 0.3600
		0.3	0.5387	0.0238	- 1.0600
		0.5	1.1044	0.0233	- 1.9100
		0.75	2.7595	0.0224	- 4.7667
	20	0.1	0.4330	0.0442	- 0.3300
		0.3	1.1123	0.0281	- 0.9300
		0.5	2.3624	0.0233	- 2.0333
		0.75	6.7313	0.0224	- 5.8333
	40	0.1	0.8302	0.0313	- 0.4108
		0.3	2.2719	0.0238	- 1.1167
		0.5	4.9086	0.0233	- 2.1167
		0.75	15.6576	0.0302	- 4.7250

Tableau 7 : Valeurs du Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entailles K_ρ et la contrainte effective T_{eff} , relativement à une distance effective X_{eff} et P = 40 bars.

Pression P (bars)	R/t	a/t	K_ρ (MPa.m$^{0.5}$)	$X_{eff}(mm)$	T_{eff}/σ_∞
40	5	0.1	0.1329	0.0377	-0.3445
		0.3	0.3374	0.0281	-0.8500
		0.5	0.6589	0.0233	-1.7150
		0.75	1.4056	0.0224	-3.6550
	10	0.1	0.2779	0.0377	-0.3600
		0.3	0.7168	0.0281	-0.9000
		0.5	1.4726	0.0233	-1.9100
		0.75	3.6793	0.0224	-4.7750
	20	0.1	0.5660	0.0377	-0.3663
		0.3	1.4873	0.0238	-1.0988
		0.5	3.1335	0.0194	-2.4875
		0.75	8.9751	0.0224	-5.8250
	40	0.1	1.0581	0.0255	-0.4525
		0.3	3.0168	0.0281	-0.9438
		0.5	6.5210	0.0194	-2.5875
		0.75	20.8065	0.0224	-6.6875

Tableau 8: Valeurs du Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entailles K_ρ et la contrainte effective T_{eff} , relativement à une distance effective X_{eff} et P =50 bars.

Pression P (bars)	R/t	a/t	K_ρ (MPa.m$^{0.5}$)	X_{eff} (mm)	T_{eff}/σ_∞
50	5	0.1	0.1718	0.0514	- 0.2804
		0.3	0.4227	0.0238	- 1.0000
		0.5	0.8196	0.0194	- 2.0880
		0.75	1.7571	0.0224	- 3.6560
	10	0.1	0.3474	0.0377	- 0.3600
		0.3	0.8979	0.0238	- 1.0600
		0.5	1.8295	0.0194	- 2.3200
		0.75	4.5991	0.0224	- 4.7600
	20	0.1	0.7075	0.0377	- 0.3660
		0.3	1.8591	0.0238	- 1.1000
		0.5	3.9169	0.0194	- 2.4900
		0.75	11.5309	0.0302	- 4.3000
	40	0.1	1.4396	0.0377	- 0.3725
		0.3	3.7865	0.0238	- 1.1200
		0.5	8.1812	0.0233	- 2.1200
		0.75	26.0076	0.0224	- 6.7000

IV.1.2. 7 Approximation Polynomiale des Paramètres de Rupture

La Figue 29 montre un exemple de variation des valeurs du Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille FICE et la contrainte effective T_{eff} aux points les plus profonds des entailles longitudinales de surfaces dans les tuyaux, pour différentes profondeurs relatives a/t. Nous remarquons que les valeurs du FICE et de la contrainte effective T augmentent avec la croissance de la taille relative de l'entaille a/t et du diamètre R/t. Pour les mêmes profondeurs a/t, lorsque a/t tend vers 0.1, les valeurs du Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille et la contrainte effective T donnent des valeurs proches. Plus nous rapprochons des entailles très courtes, plus les deux paramètres de ruptures ne sont pas influencés par a/t et R/t et atteignent leurs valeurs maximales pour des rapports a/t =1. Dans une telle classe de grandeur, plus l'entaille est profonde, plus son influence de surface est dangereuse dans le tuyau.

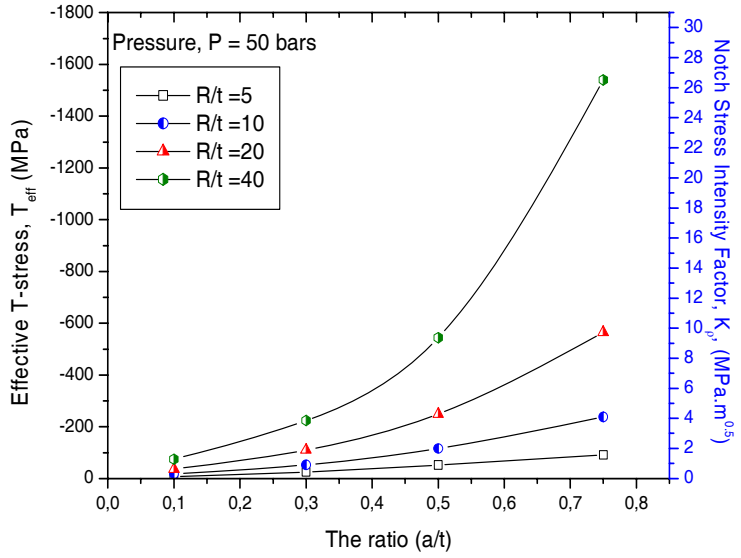


Figure 29 : Exemple d'évolution polynomiale de la distribution de T_{eff} et K_ρ.

Dans la condition ci-dessus, la distribution du Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille $K_{I\rho}$ et la contrainte effective T, aux points les plus profonds de l'entaille dans un tuyau, peuvent être très bien exprimées par des approximations polynomiales en fonction des différents paramètres géométriques. Notons que les valeurs de T_{eff} et du K_{ρ}, le long du ligament, ont été calculées par l'analyse élastique en 2D, analyses récapitulées dans les tableaux et les figures appropriées.

Cependant, les formes des solutions sont plus souhaitables pour des applications pratiques. Ainsi, dans cette section, nous proposons les approximations polynomiales suivantes, en utilisant la contrainte effective T_{eff} et le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entailles $K_{I\rho}$. Ils sont exprimés en fonction de a/t et de R/t, pour chaque pression P = 20, 30, 40 et 50 bars. Sur la base des résultats d'analyses, les équations sont exprimées par :

$$T_{eff}\left(\frac{a}{t},\frac{R}{t}\right)=\overline{T}_{eff} \qquad \text{et} \quad K_{I\rho}\left(\frac{a}{t},\frac{R}{t}\right)=\overline{K}_{I\rho} \tag{26}$$

Les approximations polynomiales sont fournies au point le plus profonds. Les gammes de validité des approximations proposées sont $5 \le R/t \le 40$ et $0.1 \le a/t \le 0.75$. Dans le cas de pression interne, les approximations polynomiales de la contrainte effective T sont exprimées comme suit :

$$T_{eff}\left(\frac{a}{t},\frac{R}{t}\right)=A_0+A_1\left(\frac{a}{t}\right)+A_2\left(\frac{a}{t}\right)^2+A_3\left(\frac{a}{t}\right)^3+A_4\left(\frac{a}{t}\right)^4 \qquad \text{pour R/t = 5} \tag{27.a}$$

$$T_{eff}\left(\frac{a}{t},\frac{R}{t}\right)=B_0+B_1\left(\frac{a}{t}\right)+B_2\left(\frac{a}{t}\right)^2+B_3\left(\frac{a}{t}\right)^3+B_4\left(\frac{a}{t}\right)^4 \qquad \text{pour R/t = 10} \tag{27.b}$$

$$T_{eff}\left(\frac{a}{t},\frac{R}{t}\right)=C_0+C_1\left(\frac{a}{t}\right)+C_2\left(\frac{a}{t}\right)^2+C_3\left(\frac{a}{t}\right)^3+C_4\left(\frac{a}{t}\right)^4 \qquad \text{pour R/t = 20} \tag{27.c}$$

$$T_{eff}\left(\frac{a}{t},\frac{R}{t}\right)=D_0+D_1\left(\frac{a}{t}\right)+D_2\left(\frac{a}{t}\right)^2+D_3\left(\frac{a}{t}\right)^3+D_4\left(\frac{a}{t}\right)^4 \qquad \text{pour R/t = 40} \tag{27.d}$$

Les coefficients A_i , B_i, C_i et D_i sont à extraire des courbes de tendances.

Pour le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entailles, nous pouvons écrire :

$$K_{I\rho}\left(\frac{a}{t},\frac{R}{t}\right)=E_0+E_1\left(\frac{a}{t}\right)+E_2\left(\frac{a}{t}\right)^2+E_3\left(\frac{a}{t}\right)^3+E_4\left(\frac{a}{t}\right)^4 \qquad \text{pour R/t = 5} \tag{28.a}$$

$$K_{I\rho}\left(\frac{a}{t},\frac{R}{t}\right)=F_0+B_1\left(\frac{a}{t}\right)+F_2\left(\frac{a}{t}\right)^2+F_3\left(\frac{a}{t}\right)^3+F_4\left(\frac{a}{t}\right)^4 \qquad \text{pour R/t = 10} \tag{28.b}$$

$$K_{I\rho}\left(\frac{a}{t},\frac{R}{t}\right)=G_0+C_1\left(\frac{a}{t}\right)+G_2\left(\frac{a}{t}\right)^2+G_3\left(\frac{a}{t}\right)^3+G_4\left(\frac{a}{t}\right)^4 \qquad \text{pour R/t = 20} \tag{28.c}$$

$$K_{I\rho}\left(\frac{a}{t},\frac{R}{t}\right)=H_0+H_1\left(\frac{a}{t}\right)+H_2\left(\frac{a}{t}\right)^2+H_3\left(\frac{a}{t}\right)^3+H_4\left(\frac{a}{t}\right)^4 \qquad \text{pour R/t = 40} \tag{28.d}$$

Selon l'analyse de la contrainte T, le confinement croit avec l'augmentation de la profondeur d'entaille. C'est une conséquence des résidus, des termes supérieurs et de l'application de la contrainte de référence constante, tandis que T_{eff} dans l'équation (27-a-d) devient moins négative avec l'augmentation de a/t et R/t. Ces observations sont compatibles avec les résultats publiés par Su et al.[35] et Qu et al.[36]. Ceci ne semble pas conforme au fait que le ligament devient plus plastifié. L'augmentation de la section nette des pipelines, sous pression par l'effet de flexion, réduit visiblement la triaxialité à la pointe de l'entaille. Ces remarques conviennent avec les

observations expérimentales de Sumpter et al.[37], pour des éprouvettes de traction comportant une fissure latérale.

Les solutions proposées, de la contrainte effective T_{eff} ainsi que des valeurs de Facteurs d'Intensités de Contraintes d'Entaille K_ρ, peuvent être appliquées pour évaluer l'intégrité structurale des pipelines émanant d'entailles longitudinales de surface en considérant l'effet de confinement à la pointe de l'entaille.

Basant sur notre analyse élastique détaillée en 2 dimensions, nous pensons que les solutions fournissent des informations valables et fortement précises lorsqu'on combine le Facteur d'Intensité de Contraintes K et le paramètre de confinement T.

IV.1.2. 8 Effet de la Pression sur l'Evolution des Paramètres de Rupture

L'étude du comportement et de fissuration dans des structures soumises à une pression interne est d'une extrême importance pour la sécurité des pipelines. La propagation d'une entaille à partir d'un défaut initial en surface, présent dans ce type de structure chargée mécaniquement, est caractérisée par le fait que le défaut prend une forme semi-elliptique voire semi-circulaire qui évolue au cours du temps. Les concepts de sécurité, semblable au 'fuite avant rupture' ou au 'rupture brutale', utilisent à la fois la profondeur et la forme du défaut au cours de la fissuration. Ils nécessitent donc la connaissance des paramètres de rupture ainsi que la taille et la forme finale du défaut.

L'influence de la pression sur les deux paramètres, la contrainte effective T_{eff} et le Facteur d'intensité de contraintes d'entaille K_ρ, est analysée pour un défaut de 50 % du ligament. D'après la Figure 30, pour quatre diamètres de pipelines, la contrainte effective T_{eff} et le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille sont proportionnels à la pression interne P. Ils peuvent être très bien exprimés par des fonctions linéaires avec la pression interne P :

$$T_{eff} = \alpha_i P \quad \text{et} \quad K_\rho = \omega_i P \qquad i = 1.4 \tag{29}$$

ou α_i et ω_i représentent les pentes pour les quatre différents diamètres.

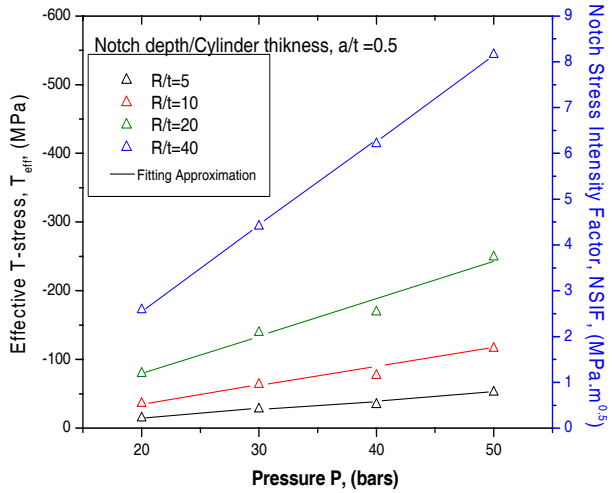


Figure 30 : Evolution de la contrainte effective T_{eff} et le Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille avec la pression P pour a/t=0.5.

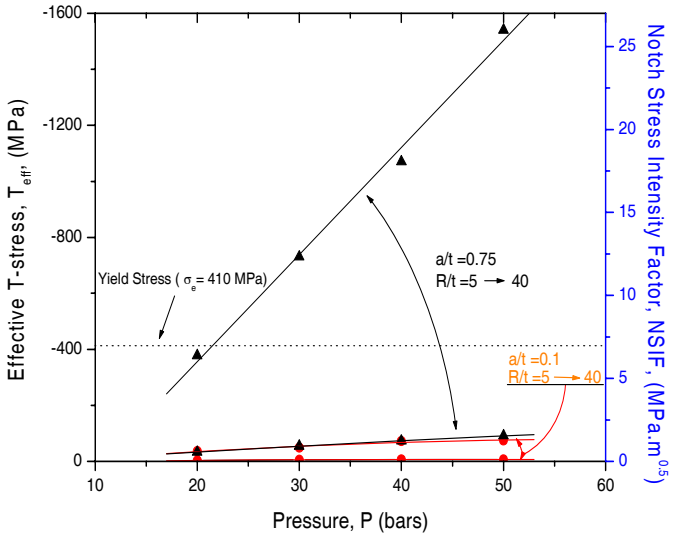


Figure 31 : Transition de T_{eff} et FICE pour les courtes entailles, a/t=0.1et les longues entailles, a/t=0.75 pour un diamètre R/t =5-40.

La Figure 31 montre une comparaison entre une entaille courte et une autre longue par rapport à la pression pour des diamètres de pipe (R/t) variant dans la gamme de 5-40. Pour les courtes entailles, l'augmentation du diamètre de 5 à 40 fait varier le Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille et la contrainte effective T_{eff} de 2 %. Pour les entailles longues, les valeurs de NSIF et de T_{eff} passent de 7 % a 45 %.

IV.1.2. 9 Paramètres de rupture pour le cas des entailles traversantes

Les analyses pré-citées prouvent également que l'entaille extérieure axiale, dans le cas extrême (a/t →1), est un état critique, dont l'influence est fortement dangereuse sur le pipeline, comparée à d'autre entaille avec (a/t < 1).

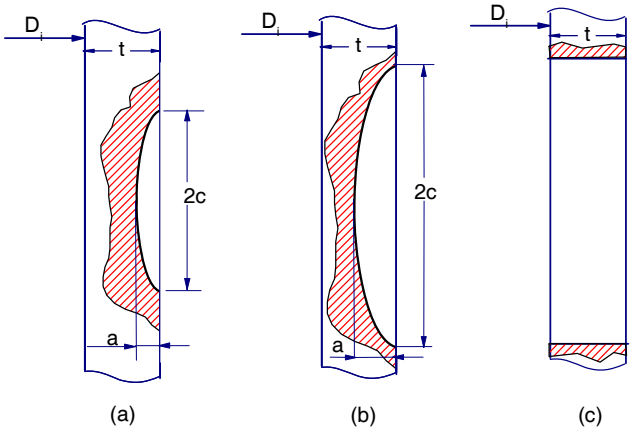


Figure 32 : Evolution d'un défaut semi-elliptique : (a) entaille courte, (b) entaille longue et (c) entaille traversante.

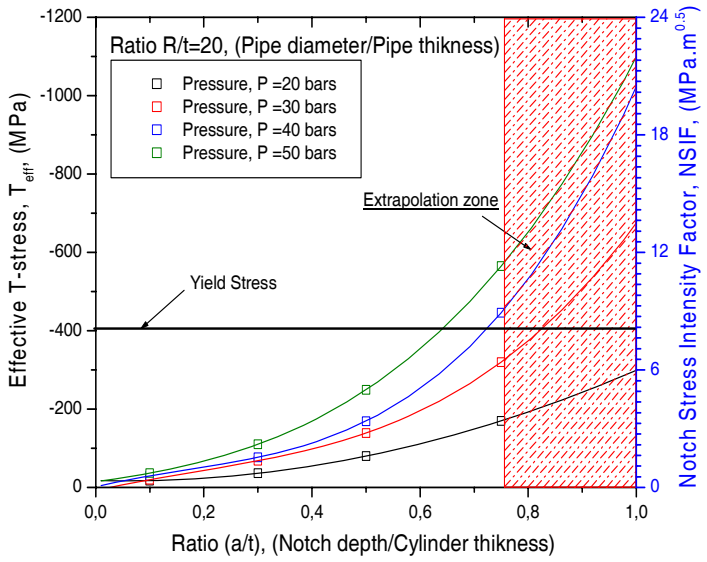


Figure 33 : Extrapolation de la variation de la contrainte effective T_{eff} et le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille sous une pression P, pour R/t =20.

Cette état spécial s'achèvera si l'état du pipeline a une entaille extérieure axiale dépassant l'état critique (a/t=1). L'entaille se prolonge, sans interruption dans les deux sens longitudinal et transversal, par la présence d'une croissance progressive et sans interruption de la pression. Par conséquent, peu d'auteurs ont essayé d'effectuer des recherches sur les pipelines en présence d'entailles traversantes. La Figure 32 montre l'évolution d'un défaut semi elliptique de surface, en 2 dimensions, sous l'effet de la pression interne.

Nous montrons, dans la Figure 33, un exemple de la pression interne P sur les valeurs de la contrainte effective T_{eff} et du Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille, pour les points les plus profonds, rapports a/t = 0.1-0.75, ainsi que des extrapolations aux entailles traversantes présentes dans un pipeline avec des entailles longitudinales de surface.

L'influence de la pression interne P sur les valeurs de la contrainte effective T_{eff} et le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille, dans le cas des entailles traversantes, sont les plus défavorables et donnent des valeurs extrêmes. Pour la même pression de service, la contrainte T_{eff} et le FICE croit avec l'augmentation du rapport du défaut a/t. Cela signifie que l'entaille traversante exerce un effet plus dangereux sur les pipelines de grands diamètres que pour ceux de faibles diamètres, dans les mêmes conditions de longueur d'entaille et pression interne.

La direction de la propagation de la fissure est sensiblement dépendante de la contrainte effective T_{eff}. Les valeurs négatives de T_{eff} diminuent, de manière significative, la contrainte tangentielle. Pour des valeurs positives, la contrainte tangentielle est négligeable. Pour Les éprouvettes de rupture fragile, une réduction des contraintes tangentielle augmente fortement le Facteur d'Intensité de Contraintes critique (ténacité apparente). Les résultats sont compatibles avec les expériences de Ozmat et al.[38] sur diverses géométries d'entailles ayant des confinements différents. Nguyen et al.[39] ont montré que, pour une valeur $\overline{T}_{eff} = T_{eff} / \sigma_n$ = -2, la durée de vie, correspondant à une analyse aux champs HRR, augmente de 40 % dans le cas d'une rupture ductile et de 18 % pour une rupture fragile.

IV.1.2. 10 Evolution de la biaxialité effective

Pour une fissure, nous définissons un rapport de biaxialité du fait de la présence de la contrainte T. Dans une structure fissurée soumise à un chargement en mode I, ce rapport, noté β, est défini par :

$$\beta = \frac{T\sqrt{\pi.a}}{K_I} \tag{30}$$

Ce paramètre est constant pour les fissures, le long du ligament, il est non valable pour une entaille. Le confinement à la pointe de l'entaille peut se présenter sous une forme de biaxialité modifiée, notée β_{eff} . Ce facteur relie la contrainte effective T_{eff} et le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille par l'équation (30) modifiée :

$$\beta_{eff} = \frac{T_{eff}\sqrt{2\pi X_{eff}}}{K_\rho} \tag{31}$$

La Figure 34 illustre la variation du nouveau paramètre β_{eff} avec des rapports d'entaille (a/t) et différents diamètres de pipelines, pour des pressions de 20 et 50 bars. Pour 50 bars, la biaxialité effective est approximativement dans la gamme de [-0.22, -0.28] pour des défauts d'entaille allant de 0.1 à 0.75 ; ce qui implique que ce paramètre est moins sensible à la taille du diamètre du pipeline. Tandis que pour 20 bars, les valeurs diminuent avec la longueur de l'entaille et sont dans la gamme [-0.5-0.8]. Le paramètre β_{eff} est fonction de (a/t). Nous obtenons, par extrapolation, les valeurs de β_{eff} pour a/t =0, noté β_0 .

Nous mentionnons que ce paramètre est toujours négatif, et que pour les éprouvettes, avec des entailles courtes, les résultats des valeurs enregistrées sont plus grandes comparées aux géométries d'entailles profondes. L'amplification de la biaxialité, avec la gamme du diamètre des pipelines, est présentée essentiellement par une relation linéaire. Elle est donnée, le long du ligament, par :

$$\beta_{eff} = \beta_0 + D.(a/t) \tag{32}$$

où D est la pente. β_{eff} fonction de (a/t).

D'autres auteurs [40-41] ont approximé l'évolution de la biaxialité par un polynôme. On pense que cela est relié au type de chargements et au type d'éprouvettes utilisées. Les discussions ci-dessus ont présentés en détail la dérivation mathématique de la biaxialité, et qualitativement ses utilisations. L'évolution décroissante des valeurs effectives de la biaxialité, pour différentes entailles profondes et pressions, peuvent être expliquée par le degré de confinement à la pointe de l'entaille. Une augmentation progressive de pression diminue remarquablement le paramètre effectif de biaxialité et tend vers une stabilité lorsqu'on dépasse les 50 bars, Figure 35.

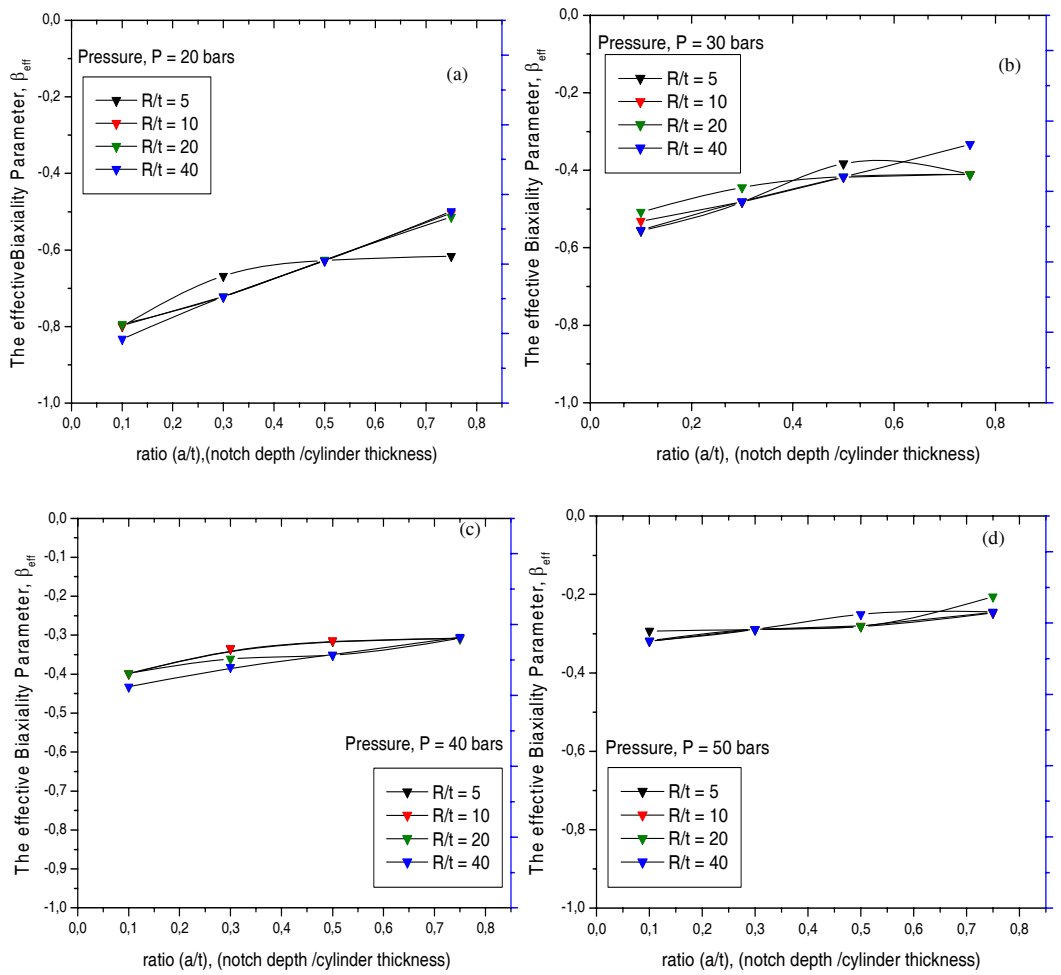


Figure 34 : Evolution de la biaxialité en fonction du diamètre de pipeline, P= 20-50 bars.

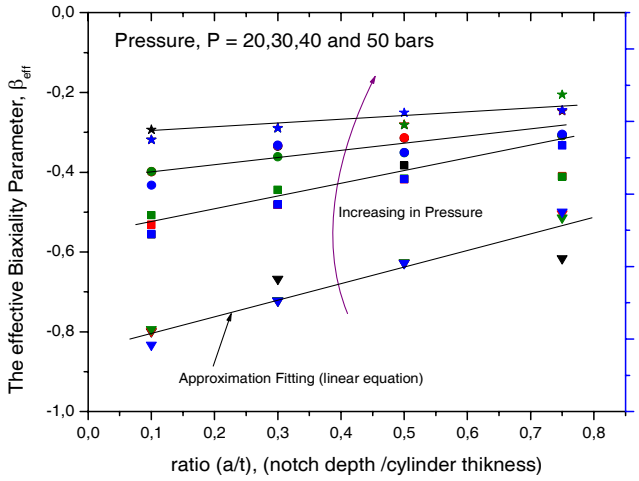


Figure 35 : Représentation du paramètre de biaxialité versus le rapport a/t, pour différentes pressions à la pointe de l'entaille.

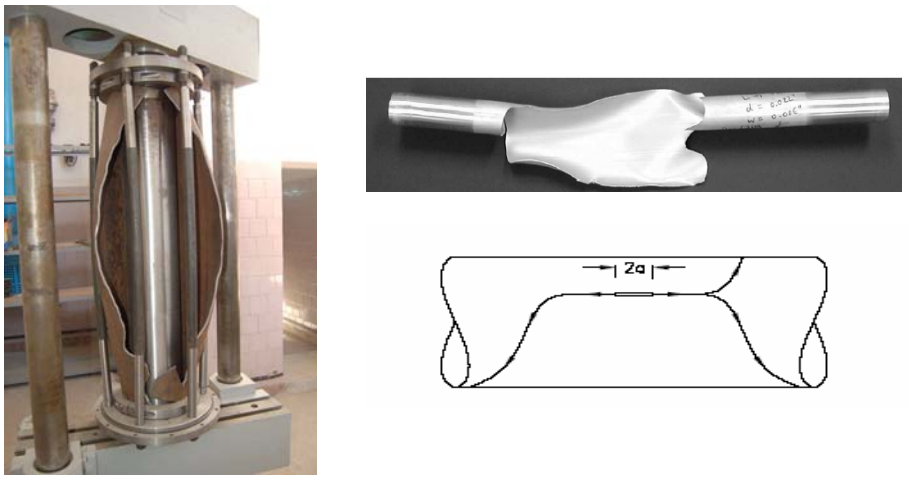


Figure 36 : Exemple d'évolution de la propagation de la fissure pour : **(a)** pipeline à grand diamètre [7] et **(b)** à petit diamètre [42].

Les pipelines de diamètre R/t =5 ont les plus bas confinements. Ce chargement en pression fournit une tension pure sur le ligament. Pluvinage et al.[22] expliquent cette observation, pour les pipelines de faible diamètre, où les contraintes de flexion sont prédominantes, par la présence de défauts circonférentielles. Par contre, pour les grands diamètres, les contraintes d'ouvertures sont plus importantes que les contraintes de flexion et les défauts longitudinaux apparaissent. Quand les contraintes de flexion, et d'ouverture sont de même importance, le chemin de rupture devient hélicoïdal. La Figure 36 présente l'évolution de la propagation d'une fissure à partir d'entaille de surface longitudinale, pour un pipeline de grand diamètre sous pression [7] et un autre de petit diamètre [42].

IV.1.2. 11 Calcul de la contrainte effective T_{eff} par d'autres méthodes : Etude comparative

La biaxialité effective tient compte de deux paramètres essentiels : le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille effective et la contrainte effective d'ouverture. Le premier est calculé par plusieurs méthodes analytiques qui fournissent des informations seulement sur la première composante de l'équation de williams, σ_{yy}. Peu d'entre elles, produisent la deuxième composante σ_{xx} pour évaluer la contrainte effective T, calculée par la méthode de différence de contrainte.

Un exemple d'évolution de la contrainte d'ouverture le long du ligament est présenté dans la Figure 37, pour quelques méthodes citées dans la littérature. L'évolution est prise dans les conditions suivantes : pression de 40 bars, une profondeur de défaut, a/t =0.5 et un rapport R/t =20. D'autres méthodes, non présentés dans la Figure 37, sont citées au Chapitre I.

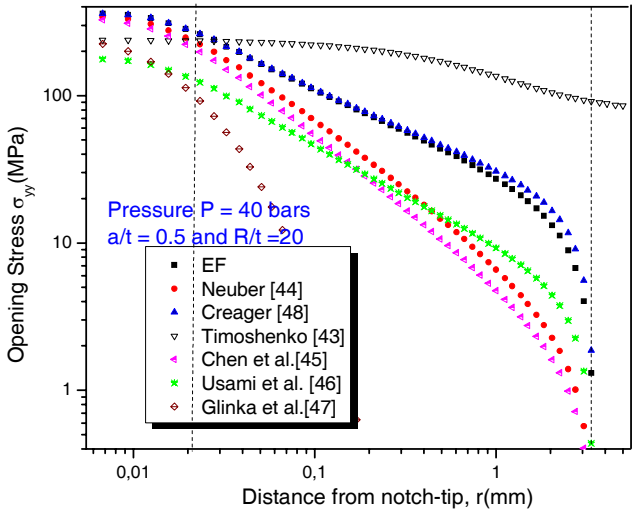


Figure 37 : Comparaison entre la méthode des Éléments Finis, les solutions de Neuber [44], Glinka[47], Timoshenko[43], Chen-Pan [45], Usami [46] et Paris-Creager [48].

Les équations de distribution de contraintes sont obtenues par différents auteurs : Timoshenko [43], Neuber[44], Chen-Pan[45], Creager[48], Usami[46], Glinka[47]. Le Modèle de Timoshenko est basé sur la contrainte nominale et le rayon d'entaille. Les Modèles de Neuber et de Chen-Pan sont basés sur la contrainte maximale et le rayon d'entaille, pour tracer l'allure de la distribution de la contrainte. Les équations des différents Modèles : Usami, Glinka-Newport et de Paris-Creager utilisent le Facteur de Concentration de Contraintes, la contrainte nominale et le rayon d'entaille.

Si l'on considère comme courbe de référence la courbe obtenue par Eléments Finis, il apparaît de manière générale que les expressions des autres méthodes donnent des valeurs satisfaisantes, mais pour un domaine de validité réduit (pour une distance inférieure à ρ/4). Elles sont moins précises lorsqu'on s'éloigne du fond d'entaille. Nous remarquons, selon les modèles analytiques, que la distribution des contraintes en fond d'entaille chute considérablement, ceci se traduit par une propagation rapide de la fissure à partir d'entaille puis se stabilise (modèle d'Usami). Par contre, les autres modèles donnent une allure de la distribution de contrainte relativement identique.

Les méthodes de Chen-Pan [45], Timoshenko [43], Usami [46], Glinka [47] et Neuber [44] sous-estiment la distribution des contraintes. L'écart des résultats Timoshenko, par exemple, avec les résultats obtenus par éléments finis est de l'ordre de 30%. La méthode, la plus convenable pour les entailles aigues, est la méthode de Creager [48]. Les méthodes présentées pour l'évaluation de la distribution des contraintes sont relatives aux cas élastiques. Il faut remarquer que ce sont des solutions approchées. Dans les cas réels, des effets de la plasticité apparaissent en fond d'entaille. Ce phénomène est dû au comportement mécanique des matériaux, et au fait que la contrainte en fond d'entaille dépasse la limite d'élasticité. Les Tableaux 2 et 3 du chapitre I, résument les différentes méthodes décrites et donne la distribution de la contrainte d'ouverture en fonction de la distance.

Cependant, toutes les méthodes suscitées ne donnent pas des informations sur la composante σ_{xx}. Les auteurs [49,50] ont indiqué des analogies entre le champ de contraintes élastique à la pointe d'une entaille et décrites par le Facteur de Concentration de Contrainte k_t et le rayon d'entaille ρ. Les expressions connues pour calculer les composantes de contraintes σ_{xx} et σ_{yy}, pour un trou circulaire dans une plaque infinie, $k_t = 3$, en traction, sont [51] :

$$\sigma_{xx} = \sigma_n \left[\frac{3}{2}\left(1+\frac{x}{\rho}\right)^{-2} - \frac{3}{2}\left(1+\frac{x}{\rho}\right)^{-4} \right] \tag{33}$$

$$\sigma_{xx} = \sigma_n \left[1+\frac{1}{2}\left(1+\frac{x}{\rho}\right)^{-2} + \frac{3}{2}\left(1+\frac{x}{\rho}\right)^{-4} \right] \tag{34}$$

où σ_n est la contrainte nominale en traction. Ces équations ont été généralisées par Usami [46], pour le cas des entailles elliptiques, avec des facteurs de concentration de contraintes k_t différents de 3 [52] :

$$\sigma_{xx} = \frac{k_t \sigma_n}{3} \left[\frac{3}{2}\left(1+\frac{x}{\rho}\right)^{-2} - \frac{3}{2}\left(1+\frac{x}{\rho}\right)^{-4} \right] \tag{35}$$

$$\sigma_{xx} = \frac{k_t \sigma_n}{3} \left[1+\frac{1}{2}\left(1+\frac{x}{\rho}\right)^{-2} + \frac{3}{2}\left(1+\frac{x}{\rho}\right)^{-4} \right] \tag{36}$$

Se basant sur le travail de Creager et de Paris [53], Glinka [50] a montré que ces composantes peuvent être calculées à partir :

$$\sigma_{xx} = \frac{k_t \sigma_n}{2} \left[\left(1+2\frac{x}{\rho}\right)^{-2} - \left(1+2\frac{x}{\rho}\right)^{-\frac{3}{2}} \right] \tag{37}$$

$$\sigma_{yy} = \frac{k_t \sigma_n}{3} \left[\left(1+2\frac{x}{\rho}\right)^{-\frac{1}{2}} + \left(1+2\frac{x}{\rho}\right)^{-\frac{3}{2}} \right] \tag{38}$$

Ces expressions avec les composants de contraintes σ_{xx} et σ_{yy}, dans les équations (35) (36) (37) et (38), sont employées dans l'analyse, pour estimer la contrainte élastique T pour des éprouvettes émanant d'entailles. La Figure 38 présente une comparaison de deux équations présentées par Usami [46] et Glinka [50] avec la méthode d'analyse utilisée.

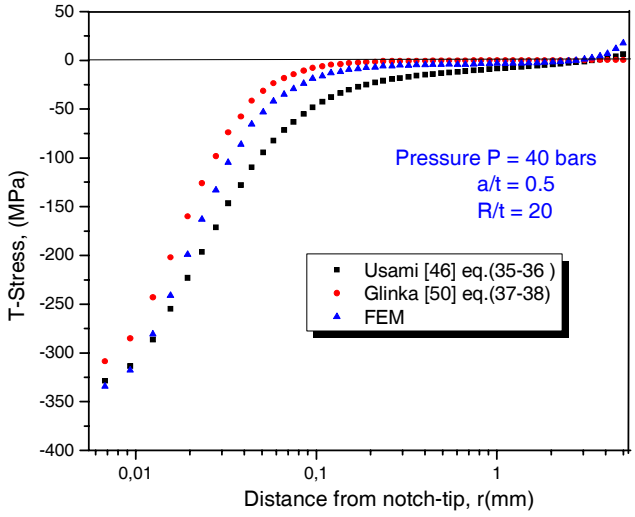


Figure 38 : Evolution de la contrainte T le long du ligament, pour les différentes méthodes.

Ces résultats sont conformes avec plusieurs études numériques et expérimentales, afin de valider les équations (35) (36) (37) et (38). Elles ont montré qu'ils peuvent donner de bonnes évaluations des composants de contraintes, x < ρ, pour une gamme de géométries d'entailles (Entailles émoussées aux entailles pointues) [50,54].

IV.1.2. 12 Influence du confinement sur la zone plastifiée

Les interprétations asymptotiques des termes supérieurs peuvent être employées pour produire un niveau de confinement dans les solutions analytiques à la pointe d'une entaille. En utilisant la solution de série de Williams et en gardant seulement deux termes, la déformation d'ouverture, en mode I, à la pointe d'entaille, peut être écrite :

$$\varepsilon_{yy}\Big|_{\theta=0} = \frac{(1+\nu)}{E}\cdot\frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} + \frac{\nu}{E}.T \qquad \text{en contrainte plane} \qquad (39)$$

$$\varepsilon_{yy}\Big|_{\theta=0} = \frac{(1+\nu)(1-2\nu)}{E}\cdot\frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} - \frac{(1+\nu)\nu}{E}.T \qquad \text{en déformation plane} \qquad (40)$$

où $\varepsilon_{yy}\Big|_{\theta=0}$ est la déformation d'ouverture le long de $\theta = 0^{\circ}$.

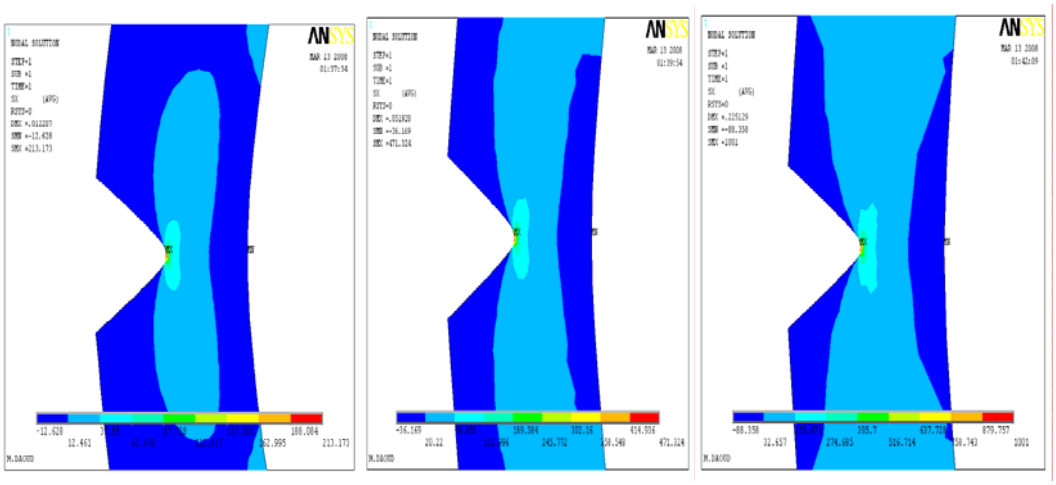
L'équation 39 montre que la déformation d'ouverture peut être proche ou inférieure/supérieure à la déformation HRR. i.e, le premier terme dépend du signe du deuxième terme.

Pour examiner l'effet du deuxième paramètre dans la solution de série de Williams, c a d. la contrainte T sur la forme et le dimensionnement de la zone plastique, nous faisons appel au code de calcul ANSYS [55], pour mieux déterminer les différentes zones plastiques. Ces dernières sont représentées sur la Figure 39.a-c, en utilisant trois différents diamètres de pipelines, R/t= 5, 10 et 20. Ces figures illustrent un exemple de cette évolution, pour une valeur fixe de pression P =20 bars et une profondeur de défaut a/t =0.5. Pour un rapport a/t=0.5, la Figure 39 illustre schématiquement la représentation de la taille et le développement de la zone plastique à la pointe, pour des diamètres R/t =5, 10 et 20. La pression est fixée à P=20 bars.

Ces observations ont été confirmées par plusieurs auteurs [53,57,67]. Nous citons, à titre d'exemple, Tuba [56], qui a représenté la distribution de la zone plastique pour une fissure sous différents chargements, Figure 41.

Les zones plastiques à la pointe de l'entaille, obtenues par analyses statiques, correspondant à différentes valeurs de profondeur d'entailles, sont montrées sur la Figure 42. Nous avons cité, chapitre II, que la forme et la taille de la zone plastique sont affectées par la présence de la contrainte effective T_{eff}. Cependant, nous avons constaté qu'avec l'augmentation de T_{eff} vers les valeurs négatives, la taille de la zone plastique augmente de manière significative.

Nous remarquons qu'une augmentation du diamètre et des profondeurs des défauts, c à d., augmentation de la contrainte effective T_{eff} en compression (négative), la zone plastique bascule complètement dans le sens opposé des aiguilles d'une montre et croit de manière significative, Figure 42. Ces résultats sont compatibles avec ceux de Jaydevan et al.(2002)[10]. Une représentation schématique du développement de la zone plastique à la pointe d'une entaille, pour des entailles courtes et des entailles longues, est illustrée dans la Figure 43.



R/t = 5 R/t = 10 R/t = 20

Figure 39 : Zone plastique à la pointe d'une entaille, pour différents diamètres de pipeline, une pression P =20 bars et un rapport a/t=0.5.

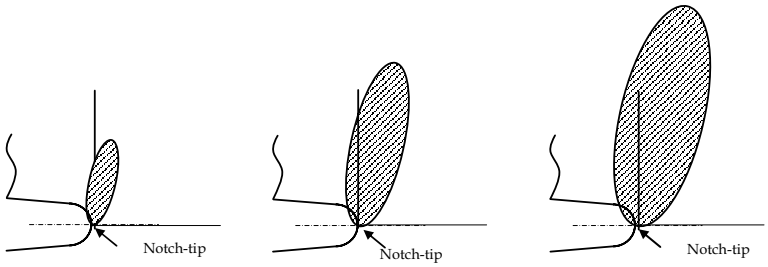


Figure 40 : Représentation schématique de la taille et développement de la zone plastic d'une entaille.

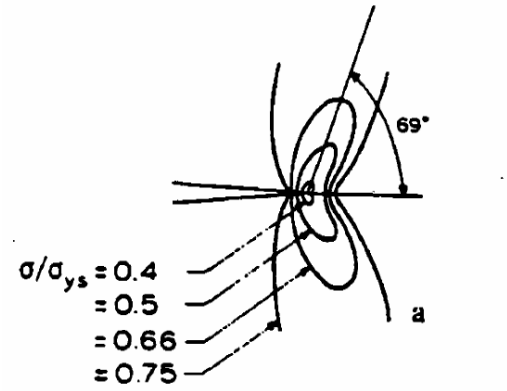
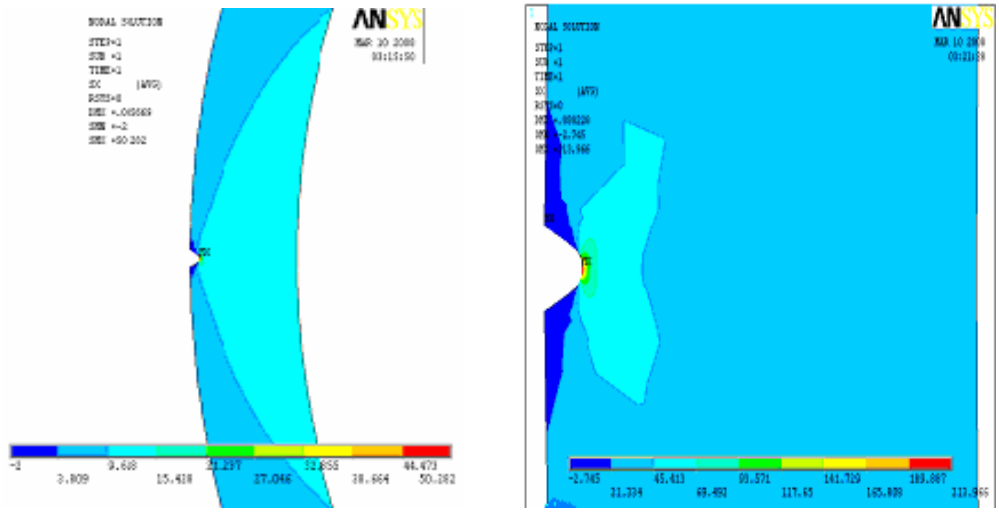


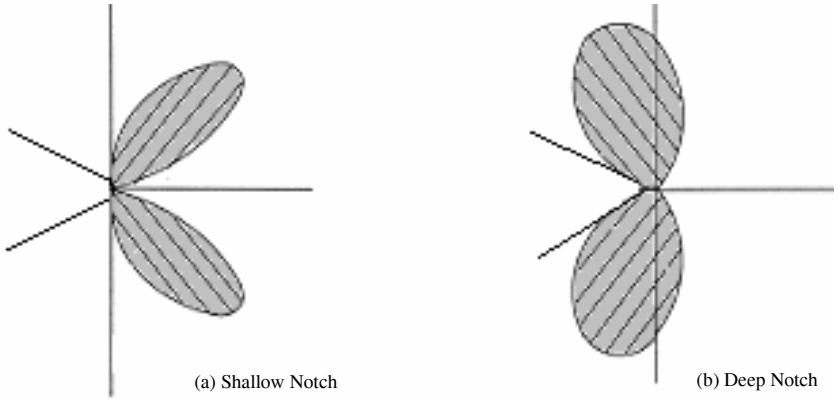
Figure 41 : Zone plastique pour différents chargements selon Tuba [56].



a/t = 0.1 R/t = 5 a/t = 0.1 R/t = 20

a/t = 0.75 R/t =5 a/t = 0.75 R/t = 20

Figure 42 : Forme de la zone plastique, pour différentes situations.



(a) Shallow Notch (b) Deep Notch

Figure 43 : Représentation schématique du développement de la zone plastique à la pointe d'une entaille pour : (a) Entailles courtes et (b) Entailles longues.

L'effet de la plasticité créée par l'entaille peut aussi expliquer les différences de comportement entre entailles courtes et longues. En effet, lorsque la fissure se trouve englobée par sa propre zone plastique et celle de l'entaille, sa vitesse de propagation diminue. Cette configuration de chargement conduit à des contraintes résiduelles de compression qui ralentissent la propagation. Dès que la fissure atteint l'extrémité de la zone plastique de l'entaille, elle croît d'une façon « normale » sous le contrôle de sa propre zone plastique [57].

IV.1.2. 13 Détermination du paramètre A_3

Nous avons cité, dans le chapitre II, que récemment plusieurs publications [58-66] ont données une analyse complète des termes du champ de contraintes d'ordres supérieurs à la pointe d'une Fissure. Peu d'entre elles traitent le même problème en présence d'entailles. Pour les matériaux écrouissables, ils ont prouvé qu'un développement de deux termes est insuffisant pour décrire les champs proches de la pointe, tandis que plus de trois termes sont excédents.

Dans cette application, les effets de la taille des pipelines, la configuration de chargement et la profondeur d'entaille sont présentées.

• Approche K-A_3

Une analyse détaillée des contraintes a été effectuée à proximité de la pointe de l'entaille, afin de souligner les caractéristiques du champ de contrainte bidimensionnel. En raison du mode I, la propagation est déterminée par les contraintes perpendiculaires à la pointe de l'entaille, à savoir σ_{yy}. Cette composante a été traitée et la solution élastique linéaire de la série de Williams employée, pour décrire les champs de contraintes à la pointe de l'entaille.

Trois termes de la solution de Williams sont quantifiés : K pour l'intensité du champ de contraintes, T et A_3 pour le confinement à la pointe de l'entaille. D'après les récentes publications, les trois termes peuvent être suffisants pour représenter la distribution des contraintes à la pointe de l'entaille. Des approches similaires à trois termes sont utilisées pour l'interprétation des ruptures fragiles sous chargement quasi-statique (Chao and Zhang (1997) [60], Chao et Reuter (1997)[61], Chao et al.(2001) [58,59] et Liu et al.[63-65]).

A noter, que le modèle RKR, décrit les micro-mécanismes de la rupture fragile. Ritchie, Knott et Rice [67], montres que la progression de la fissure de la rupture fragile a lieu quand la contrainte de traction, à une distance critique r_c de la pointe de l'entaille, tend vers une valeur critique σ_c. La relation conventionnelle, pour la rupture en mode I, peut être considérée comme une représentation simple du modèle de RKR. Dans l'équation (41), le Facteur d'Intensité de Contraintes en mode I, K_I décrit l'état de contraintes près de la pointe de l'entaille. La ténacité K_{IC} est un paramètre matériel représentant les conditions critiques exigées pour déclencher un amorçage d'une fissure.

$$K_I = K_{IC} \tag{41}$$

Plusieurs auteurs considèrent la contrainte critique à rupture comme étant un critère de rupture prometteur et convenable, particulièrement adapté aux fissures courantes ou les fissures dans des pipes. La contrainte tangentielle maximale est souvent choisie suivant la ligne de la fissure initiale. Puisque la contrainte T disparaît dans la contrainte tangentielle, le long de cette direction, son effet

sur l'amorçage de la rupture fragile est normalement ignoré. Ayatollahi et al.[68] indiquent que le maximum $\sigma_{\theta\theta}$, le long du ligament, n'est pas toujours nul. La déviation angulaire peut se produire seulement pour des valeurs positives de la contrainte T. Quand T est négative, le maximum de $\sigma_{\theta\theta}$ est toujours le long de la direction de propagation $\theta = 0$. En mode I, la rupture se produit quand la contrainte tangentielle $\sigma_{\theta\theta}$, à un certain point le long θ_{max}du ligament, (i.e distance critique r_c), dépasse une contrainte critique notée σ_c. La contrainte tangentielle $\sigma_{\theta\theta}$, près de la pointe de l'entaille, s'écrit sous la forme :

$$\sqrt{2\pi r}\,\sigma_{\theta\theta} = K_I \cos^3\frac{\theta}{2} + T\sqrt{2\pi r}\,\sin^2\theta + \frac{3}{4}A_3\sqrt{2\pi}.r.\left(5\cos\frac{\theta}{2} - \cos\frac{5\theta}{2}\right) \qquad (42)$$

On note $K_{app} = \sigma_{\theta\theta}\sqrt{2\pi r}$, avec K_{app} représente le Facteur d'Intensité de Contraintes apparent. A la rupture, une valeur critique du Facteur d'Intensité de Contraintes $K_{app,c}$, avec l'équation (42), s'écrit sous la forme :

$$K_{app,c} = (\sigma_{\theta\theta})_{max}\sqrt{2\pi r_c} = K_c \cos^3\frac{\theta_c}{2} + T_c\sqrt{2\pi r_c}\,\sin^2\theta_c + \frac{3}{4}A_{3c}\sqrt{2\pi}.r_c.\left(5\cos\frac{\theta_c}{2} - \cos\frac{5\theta_c}{2}\right) \qquad (43)$$

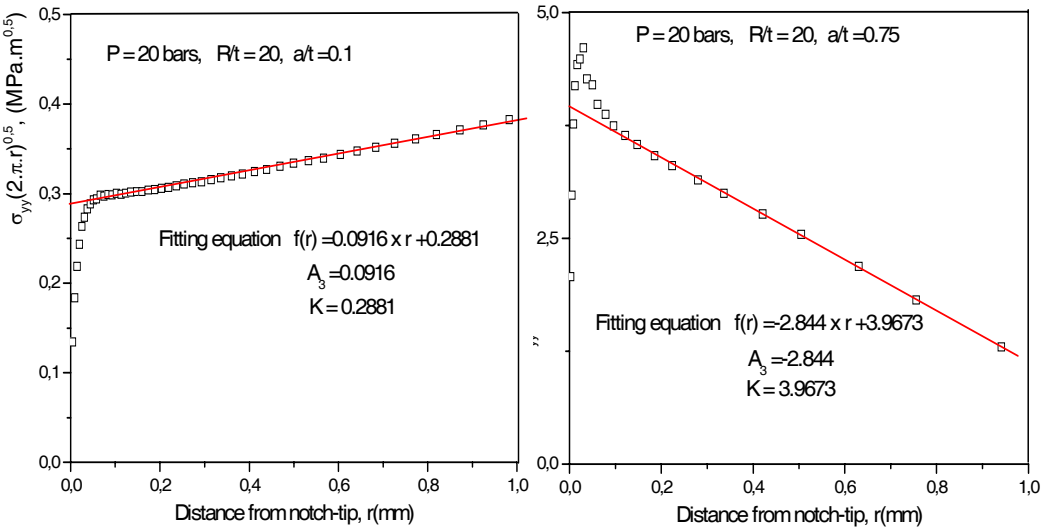


Figure 44 : Détermination de A_3 par EF, pour une pression P=20 bars, R/t=20 et a/t =0.1 et a/t =0.75

Pour le mode I, en prenant en compte les trois termes de la série de Williams pour caractériser le champ de contrainte à la pointe de l'entaille, nous examinons le cas où la courbe ne fléchit plus, c.-à-d. lorsque le deuxième terme, équation (42) (ou contrainte T) disparaît. L'équation (43) devient :

$$K_{app} = \sigma_{\theta\theta,\theta=0}\sqrt{2\pi r} = K_I + 3\sqrt{2\pi}.A_3.r \qquad (44)$$

Le terme A_3, dans le développement de la série de Williams, est déterminé en employant l'analyse par Eléments Finis. Un exemple d'évolution de l'équation (44) est illustré dans la Figure 44, pour deux profondeurs d'entailles, a/t =0,1 et a/t =0.75.

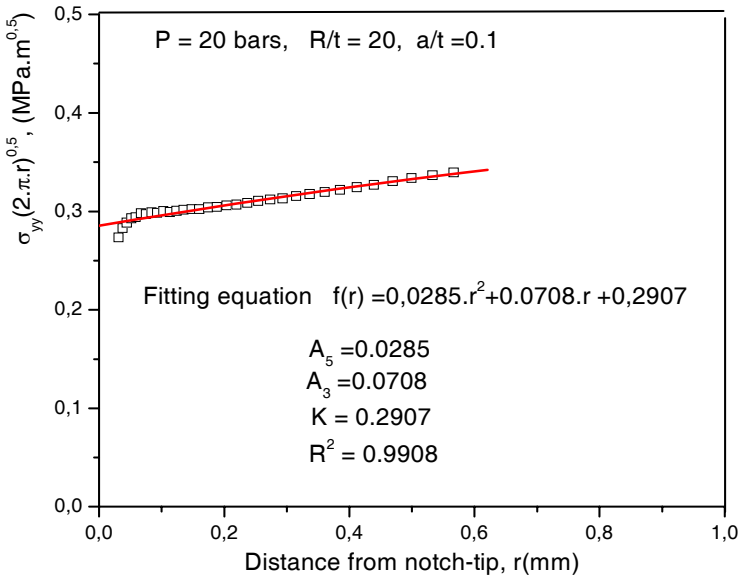


Figure 45 : Détermination de A_3 et A_5 par Elément Finis, pour une pression P=20 bars, R/t=20 et a/t =0.1

L'équation (44) peut être réécrite pour les termes d'ordres supérieurs sous la forme :

$$K_{app} = \sigma_{\theta\theta,\theta=0}\sqrt{2\pi r} = K_I + B_3.r + B_5.r^2 \qquad (45)$$

où $B_3 = 3\sqrt{2\pi}.A_3$ et $B_5 = 5\sqrt{2\pi}.A_5$. Si la distribution du Facteur d'Intensité de Contraintes, exprimée par la partie gauche de l'équation (44), est tracée en fonction de la distance de la pointe de l'entaille *r*, un lissage linéaire des points permet d'avoir une pente *m*. On déduit alors $A_3 = m / 3\sqrt{2\pi}$. Pour la distribution du Facteur d'Intensité de Contraintes dans l'équation (45), le lissage est une courbe parabolique. Ayant déterminé K_{app} et A_3, les solutions des trois termes dans l'équation (44) donnent la contrainte à la pointe de l'entaille.

• Variation de l'approche K_ρ-A_3 d'une entaille

La Figure 46 montre la situation des termes d'ordre supérieur proche de la pointe de l'entaille. Dans cette partie, nous considérons seulement la contrainte d'ouverture le long de la direction zéro degré $\theta = 0°$, c a d, nous supposons que la fissure se propage le long de la direction principale.

Afin d'étudier l'effet de la pression sur le confinement de champ de contrainte à la pointe de l'entaille, le développement des Facteurs d'Intensité de Contraintes d'Entaille pour différentes pressions (P= 20, 30, 40 et 50 bars) sont modélisés. Les résultats sont illustrés dans la Figure 47.a-d. Les données de Kρ et A_3 sont tracées pour différents diamètres (R/t = 5, 10, 20 et 40). Les premières remarques indiquent qu'une augmentation du paramètre ($-A_3$) produit une augmentation de K_ρ. Pour les entailles courtes, a/t < 0.3, les valeurs de A_3 sont positives pour tous les diamètres et pressions appliquées. Pour les pipelines ayant de grands rapports a/t, ce paramètre prend des valeurs très négatives. Aussi, nous constatons que le paramètre A_3 est proportionnel à la profondeur de l'entaille a/t. En effet, il croit avec l'augmentation de la profondeur d'entaille et de la pression, Figure 47. Cette observation est en contradiction avec les remarques de Lam et al.[69]. Ces auteurs

[69] ont justifié les valeurs constantes de A_3 par l'effet de l'augmentation de la pression et par l'état des conditions de grande échelle (Large Scale Yielding (LSY).

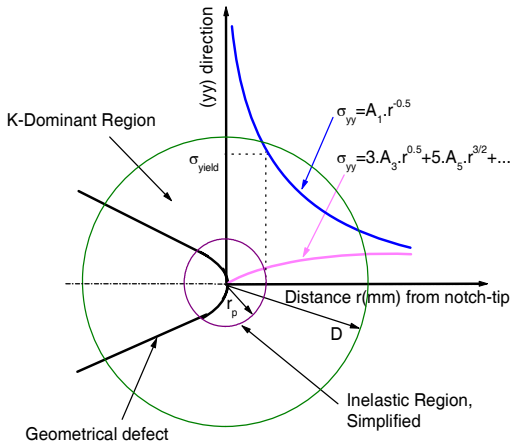


Figure 46 : Concept d'extension de la mécanique de la rupture à un seul paramètre.

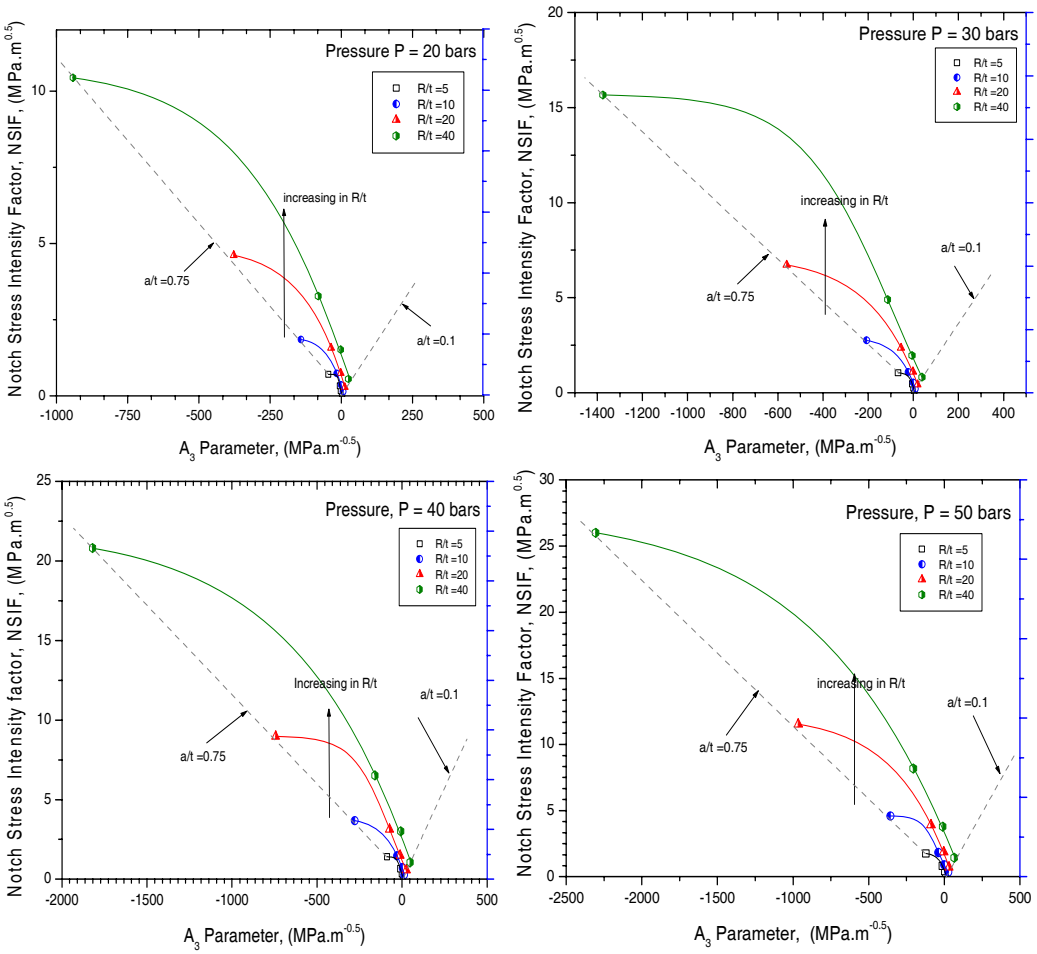


Figure 47 : Développement de confinement à la pointe de l'entaille représenté par le paramètre A_3, pour différentes situations de pression et de diamètre de pipeline.

Pour n'importe quelle éprouvette ou structure avec défauts, une force d'entraînement (driving force) d'entaille peut être établie par l'analyse courante. Les couples (K_ρ, A_3) sont déterminées pour une géométrie donnée et pour n'importe quelle charge appliquée. Pour le cas de défauts externes de surface, l'évolution de A_3 en fonction de rapports a/t est curviligne. Les couples (K_ρ, A_3) et la force d'entraînement d'entaille sont présents à chaque point le long de la pointe lorsqu'on augmente les conditions de chargement et les dimensions des géométries. En reconstituant les forces d'entraînement d'entaille le long du ligament, l'évolution prend une ligne curviligne. Ces résultats sont illustrés dans la Figure 47.

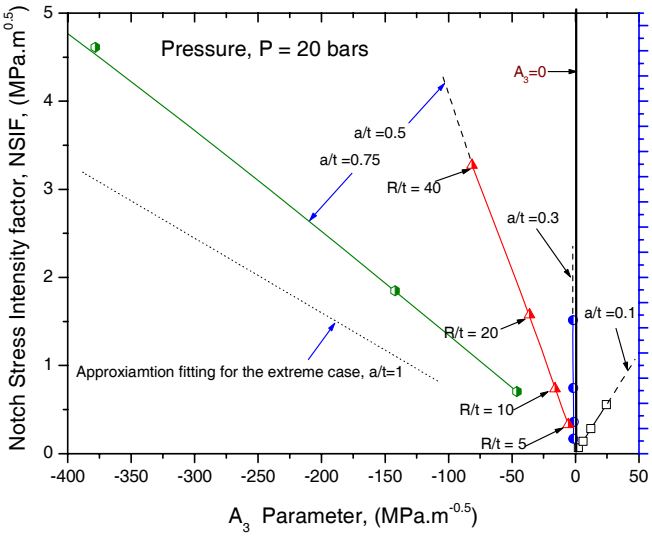


Figure 48 : Exemple de fonction linéaire entre le paramètre A_3 et le diamètre de pipeline, pour différents rapports a/t (P = 20 bars).

Puisque (K_ρ-A_3) varie dans chaque point le long du ligament pour une charge donnée, chaque point sur la courbe représente les conditions de la contrainte d'ouverture à la pointe d'une entaille longitudinale de surface. Par exemple, les points dans l'extrême gauche de la courbe représentent les conditions de la contrainte d'ouverture au point le plus profond de l'entaille. Dans le coté droit, les points correspondent au point des entailles courtes, Figure 48.

IV.1.2. 14 Conclusion Partielle

Dans cette partie, nous avons présenté des solutions approximatives de l'évolution de la contrainte élastique effective T_{eff} et du Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entailles $K_{I\rho}$, pour un défaut de surface longitudinal dans un pipeline soumis à une pression interne. Pour couvrir une gamme pratiques de variables, nous avons choisi différents rapports R/t, a/t et P.

La méthode de différence de contraintes (SDM) ne produit pas des valeurs constantes à une certaine distance de la pointe de l'entaille, résultat signalé par plusieurs auteurs pour les fissures.

Nous avons proposé deux méthodes simples : méthode de ligne et méthode de points, basées sur les interprétation de la méthode volumétrique, proposée par Pluvinage et al.[22]. Ces deux méthodes donnent de bons résultats. Une comparaison a été réalisée pour confronter nos résultats à ceux de la littérature.

A partir d'analyse par éléments finis (FEM), des tableaux et des approximations polynomiales des valeurs de la contrainte effective T_{eff} et du Facteur d'intensité de contraintes d'entaille $K_{I\rho}$ sont fournies au point profond de l'entaille.

Bien que la contrainte T, soit en général faible devant σ_{xx} en pointe de l'entaille, nous montrons son rôle non négligeable sur le comportement de l'entaille, en particulier sur le développement de la zone plastique. Cette dernière est en compression dans les différents cas étudiés. En se basant sur le détail de l'analyse par éléments finis, à deux dimensions, nous pensons que les solutions données sont de grandes précisions. L'analyse fournit plus d'informations une fois combinées la contrainte effective T et le Facteur d' Intensité de Contraintes d' Entailles $K_{I\rho}$, lorsqu'on prend en considération l'intégrité des structures comportant des triaxialités à la pointe de l'entaille.

IV.1.2. 15 Proposition d'une Procédure d'Evaluation de la Rupture (Fracture Assessment Procedure)

Cette partie a fait l'objet de deux communications : la première intitulée '**Procédure d'Evaluation de la Rupture par une Approche Globale à deux Paramètres dans un Tuyau de Gaz portant un Défaut Externe**', soumise au 9ème Congrès de Mécanique, du 21 au 24 Avril 2009 à Marrakech, Maroc, et la deuxième intitulée '**Notch Fracture Mechanics Two Parameter Criterion (Kρ-T_{eff})'** est acceptée au International Congres of Fracture ICF12, qui se tiendra à Ottawa, Juillet 2009.

Pour "enrichir" le Facteur d'Intensité de Contraintes K, le paramètre T est introduit dans l'équation de Williams [8], pour modéliser le champ des contraintes élastiques en pointe d'une entaille :

$$K(r,\theta) \approx \sigma_{ij}\sqrt{2\pi r}.f_{ij}(\theta) - T\sqrt{2\pi r}\,\delta_{1i}\delta_{1j} \qquad \text{lorsque} \quad r \to \infty, \qquad (46)$$

Récemment, plusieurs publications (Yang et al.[70,71], Chao et al.[58]) ont effectué une analyse complète des termes du champ de contraintes d'ordres supérieurs à la pointe d'une fissure. Peu d'entre eux traite le même problème, en présence d'entailles. Ils ont prouvé qu'un développement de deux termes n'est pas suffisant pour décrire les champs proches de la pointe, tandis que plus de trois termes sont excédents.

$$K(r,\theta) \approx K_I - T\sqrt{2\pi r} - \frac{A_3}{\sqrt{2\pi r}} + O(r^2) \qquad \text{lorsque} \quad r \to \infty, \qquad (47)$$

Dans cette application, les effets de la taille des pipelines, la configuration du chargement et la profondeur d'entaille sont présentés.

Le niveau de confinement T, ou A_3 dans l'équation de Williams [1], peut être déterminé par des méthodes numériques (Yang et al.[70,71] (1993) ; Nikishkov et al.[72] (1995)) ou par des méthodes expérimentales. Expérimentalement, n'importe quelle mesure de déformation, à la pointe d'une entaille, par exemple CTOD ou déformation de jauge, rapportera une valeur de déplacement ou de déformation fonction de K, T et de A_3. Ainsi K peut être obtenu par d'autres techniques pour les éprouvettes d'essais. T et A_3 sont déterminés à partir de cette mesure de déformation.

Dans notre travail, T et A_3 sont déterminés numériquement par une technique proposée par Yang et al.[71] (1993), c à d, la valeur de différence de contraintes, dans la direction $\{r, \theta = 0°\}$, est déterminée à partir d'une analyse par éléments finis (FEA).

Sur la base des discussions antérieures, nous proposons une approche à deux paramètres en utilisant K_ρ, T et A_3 pour la prévision du début de l'amorçage de la fissure dans une structure à partir d'une entaille. Les étapes nécessaires sont citées et démontrées, Figure 49 :

- Détermination de $K_{\rho c}$ en fonction de T_c ou A_{3C} dans le diagramme de rupture du matériau. Ceci peut être accompli en employant des éprouvettes d'essais laboratoire et en obtenant $K_{\rho c}$ à l'amorçage de la fissure à partir d'entaille. Les valeurs de T_c et A_{3C}, correspondant au niveau K_ρ de chargement, peuvent être déterminées numériquement, (Yang et al. [70,71] (1993a) ; Nikishkov et al. [72], (1995a), ou mesurées près de la pointe de l'entaille à $K = K_{\rho c}$. Un meilleur ajustement des données ($K_{\rho c}$, T_c) ou ($K_{\rho c}$, A_{3C}) forme la courbe de rupture du matériau.

- Pour un défaut donné, dans une structure en service, nous faisons appel à l'analyse par Eléments Finis pour déterminer les couples (K-T) ou (K-A_3), à différents niveaux de charges. Les données des couples (K, T) ou (K-A_3) forment la courbe du chargement appliqué ou la courbe de la force d'entraînement (Driving force curve). Vu que la charge appliquée (ou K) augmente, cette force d'entraînement représente la contrainte d'ouverture en avant de la pointe d'entaille.

  Nous notons que la courbe de force d'entraînement devient verticale, Figure 49, au fur et à mesure que le chargement croit. L'état des contraintes à la pointe de l'entaille devient entièrement plastique. Ces observations sont illustrées par plusieurs auteurs [73-76]. Les fondements théoriques de ce comportement peuvent être trouvés dans [73].

- Superposition des deux courbes obtenues aux deux premières étapes. Le point d'intersection de ces deux courbes détermine les paramètres de rupture (K_c,T_C) ou (K_c,A_{3C}). La charge appliquée, correspondant à cette rupture K_c, est la charge de rupture. Une bande statistique de dispersion peut être établie autour de la courbe de rupture déterminée en (a). Ainsi, une charge de rupture, avec une certaine limite de sécurité, peut être obtenue.

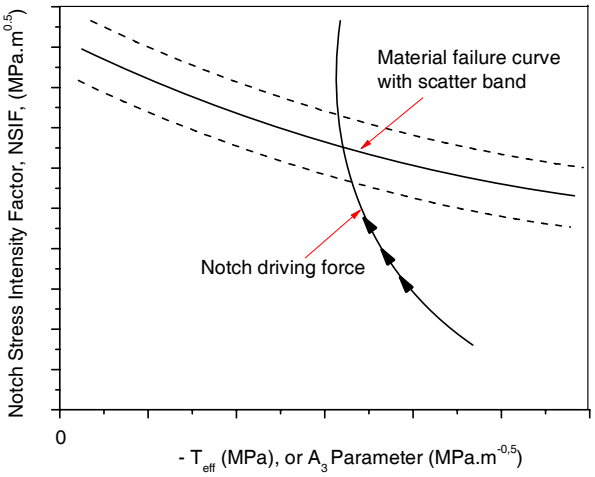


Figure 49 : Schéma représentatif du diagramme d'évaluation de la rupture (FAD) basé sur K et A_3.

Le procédé antérieur a été appliqué avec succès à une série d'essais composés de diverses profondeurs de fissures (Chao et Ji, [75](1995). Des effets de confinements en rupture, telle que l'effet de taille et la transférabilité, sont également étudiés par Chao et Ji, [75](1995). Dans notre étude, ce procédé est appliqué pour la prévision et l'interprétation des données de ténacité de rupture obtenues pour l'acier APL 5L X52.

Ce groupe d'essais de ténacité de rupture montre une dépendance significative à la taille de l'éprouvette, la profondeur de l'entaille et les configurations de chargement. Naturellement, le but final des essais et du développement du modèle analytique est de prévoir l'intégrité structurale du pipeline contenant des défauts de surface.

- ## Courbe Maîtresse (Master Curve) K-T

Le rapport entre K et T est une constante, pour une géométrie donnée. Dans la Figure 50, le point (0.0) représente les conditions sans charge appliquée. Les deux points (0.0) et (K-T) de la force d'entraînement, représentée par une ligne droite dans le plan (K-T) et l'intersection de cette dernière avec la ligne du Facteur d'Intensité de Contraintes Critique (ténacité), donne les facteurs critiques : K_c et T_C, pour n'importe quelle structure avec défaut.

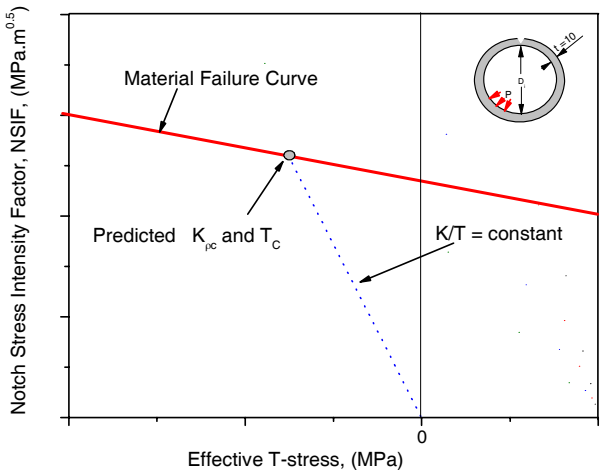


Figure 50 : Prédiction de $K_{\rho c}$ par le plan (K_ρ, T).

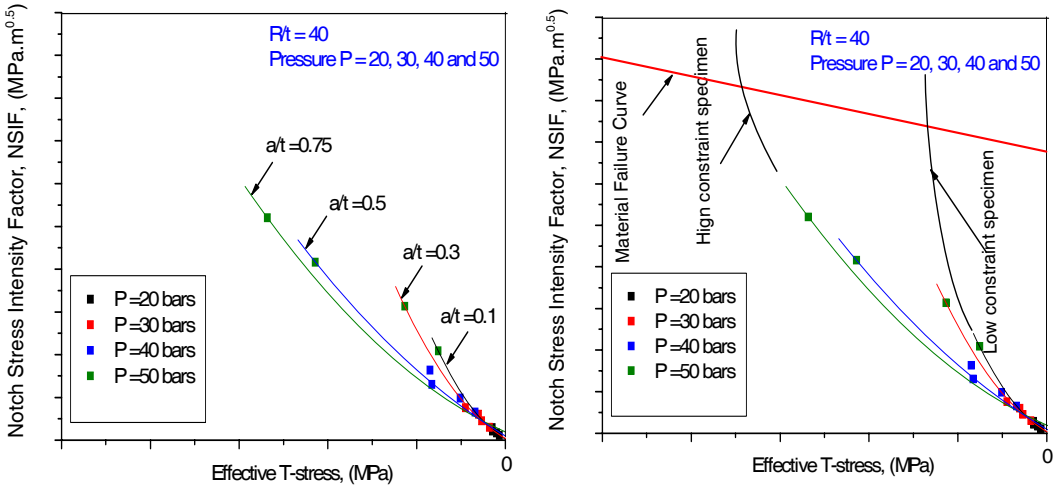


Figure 51 : Représentation schématique de la courbe (K-T).

Pour fournir davantage d'informations de l'effet de confinement, une présentation d'un pipeline avec des profondeurs d'entailles a/t = 0.1, 0.3, 0.5 et 0.75 est étudiée, en utilisant la méthode des éléments finis. Sur les quatre entailles et pour un même rapport, R/t =40, nous représentons le faible confinement pour les courtes entailles, a/t = 0.1 et des confinements très élevés pour les entailles profondes, a/t = 0.75, Figure 51.a.

La Figure 51 montre la distribution du confinement à la pointe par rapport au Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille, pour différents chargements de pression et différentes profondeurs d'entailles. On peut, cependant, remarquer que le paramètre souligné présente des augmentations avec la croissance du niveau de charge. Cette situation montre un effet croissant sur les matériaux, avec un degré élevé de confinement. Le paramètre T, près de 0, indique que la géométrie globale n'a aucun effet significatif sur le niveau du confinement, comparé à la solution de référence. Pour cette raison, les structures des pipelines, a/t= 0.75, sont désignées sous le nom de géométries à haut confinement.

Pour les structures avec a/t=0.1, la Figure 51.a montre une faible perte de confinement avec l'augmentation de la charge. A partir de l'évolution du paramètre T, dans cette géométrie, une forte diminution peut être vue pour les bas niveaux de K. Tandis que la modification de T est marquée lorsque K atteint des valeurs très élevées. La forte diminution de T aura lieu tandis que la réponse globale de la structure est toujours élastique. Une petite modification de T, avec l'augmentation de niveau de K, confirme un comportement entièrement plastique de cette structure. Cette dernière remarque confirme les courbes verticales d'extrapolations illustrées dans la Figure 51.b.

Pour vérifier la transposabilité de la valeur de K, déterminée sur les structures de pipelines, deux calculs numériques sont réalisés dans le cas d'un rapport R/t = 5 et 40, Figure 52. Ce calcul, réalisé en 2D, montre que si $K_{\rho c}$ demeure indépendant du rapport a/t, l'évolution de $T_c(a/t)$ peut être simplement exprimée à partir de T(a/t). Nos remarques sont en bonne concordance avec certains travaux de la littérature, qui donnent des résultats très intéressants, Joyce et al. [78], sur l'effet de la profondeur du défaut (a/t) pour des éprouvettes SENB en acier HY80, sur la ténacité à l'amorçage K_{Ic}. De même, Ma [79] montre que T explique l'influence de la géométrie sur la ténacité à l'amorçage d'un acier HY80. Cette dernière augmente lorsque T diminue.

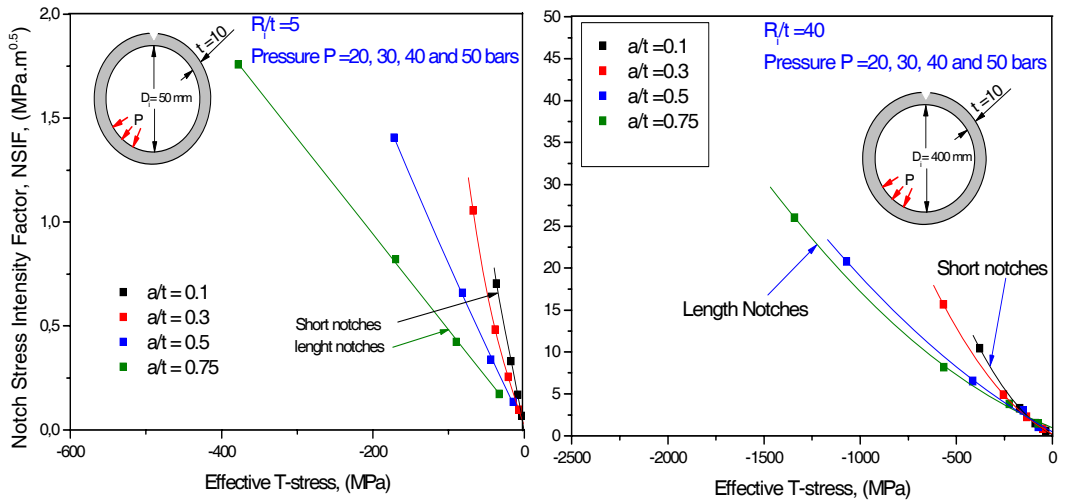


Figure 52 : Evolution du paramètre T_{eff}, pour deux diamètres de pipes de différentes profondeurs d'entailles.

Ces résultats montrent que plus T est grand (donc plus le taux de triaxialité est grand), plus les grandeurs décrivant l'amorçage ou la propagation sont faibles. Ces travaux permettent également de proposer les abaques $K_{\rho c}$-T_C. Ainsi, Miller et al [80] proposent de construire numériquement l'abaque $K_{\rho c}$ en fonction de T. Cependant, Anderson et al.[81] ont utilisé la même démarche que Miller en modélisant l'endommagement, pour des éprouvettes SENB et des plaques avec une fissure centrale (CCP). Différents états de sollicitations de la pointe de fissure sont obtenus en faisant varier la taille des géométries, conduisant ainsi à différentes valeurs de T.

Il apparaît que cet abaque n'est pas intrinsèque au matériau. Il dépend de la géométrie. Deux éprouvettes, caractérisées par la même valeur du paramètre T, ne donneront pas nécessairement la même ténacité à l'amorçage. Les auteurs conclurent que ce type d'approche ne suffit pas à lui seul de prédire les effets de taille et de géométrie. Par ailleurs, Kolednik et al [82] montrent que l'approche K-T ne permet pas d'expliquer à elle seule l'influence de la profondeur du défaut sur la propagation obtenue sur éprouvettes CT.

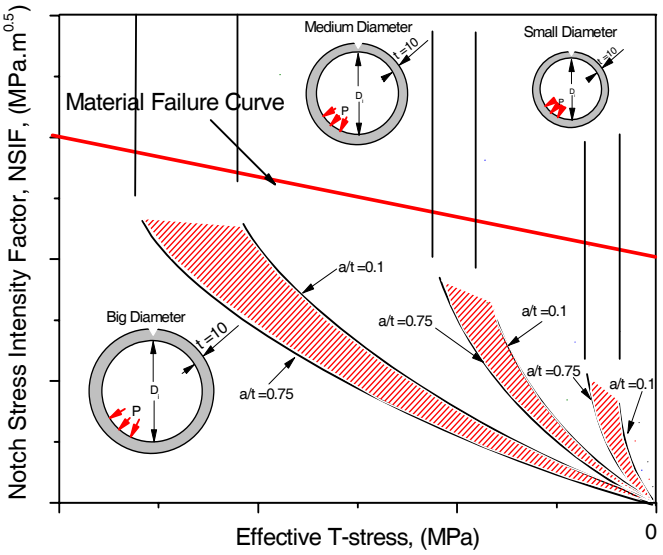


Figure 53 : (K_p-T_{eff}) pour différents diamètres de pipelines, en présence de la courbe de rupture.

Pour deux tuyaux de même a/t mais de dimensions différentes, le tuyau le plus grand (c.-à-d.. une plus grande longueur de défaut) a la plus petite valeur de |T| sous le même K appliqué. Il est aussi intéressant de noter que K-dominant est meilleur lorsque les valeurs de |T| diminuent et le confinement croît en augmentant les diamètres des tuyaux, Figure 53.

• Courbe Maîtresse (Master Curve) K-A_3

Le rapport entre K et A_3 est une constante pour une géométrie donnée. Dans la Figure 54, le point (0.0) représente les conditions sans charge appliquée. Les deux points (0.0) et (K-A_3) de la force d'entraînement, représentée par une ligne droite dans le plan (K-A_3) et l'intersection de cette dernière avec la ligne du Facteur d'Intensité de Contrainte Critique (ténacité), donne les facteurs critiques : K_c et A_{3C} pour n'importe quelle structure avec défaut.

En utilisant un pipeline sous pression de 20 et 30 bars, par exemple, et pour des rapports a/t = 0.3, le paramètre A_3 = 0. Ce dernier prend des valeurs positives pour des rapports a/t inférieures à 0.3, et des valeurs négatives à partir de a/t supérieures à 0.3. En augmentant le diamètre, c à d, chercher les plus grands pipelines, nous possédons les meilleures valeurs de K-dominant adaptées à la ténacité de rupture suivant les conditions d'ASTM.

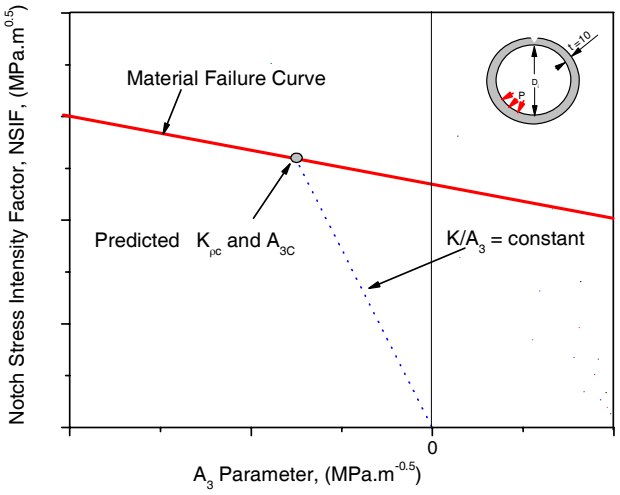


Figure 54 : Prédiction de $K_{\rho c}$ par le plan (K_ρ, A_3).

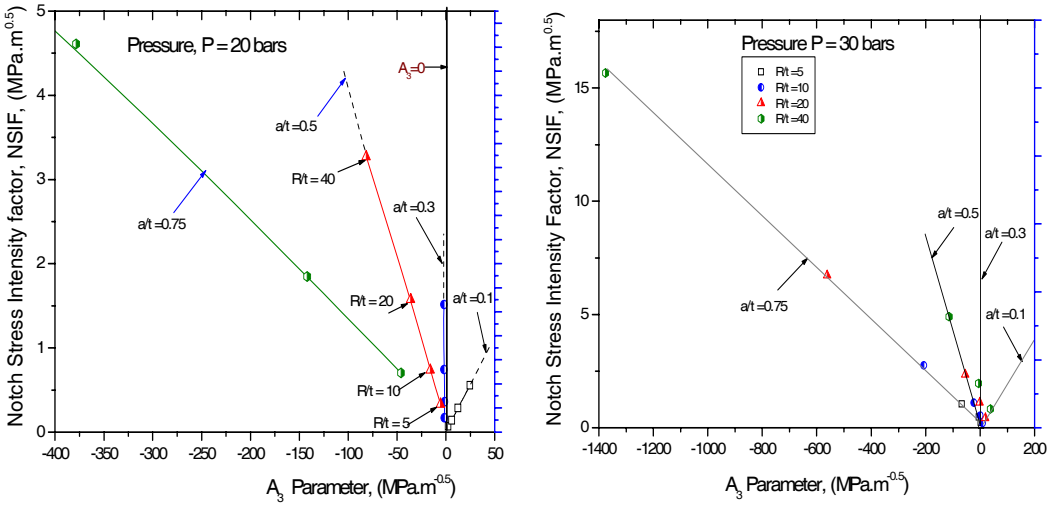


Figure 55 : Evolution du paramètre A_3, pour différents diamètres et profondeurs d'entaille (P= 20 bars)

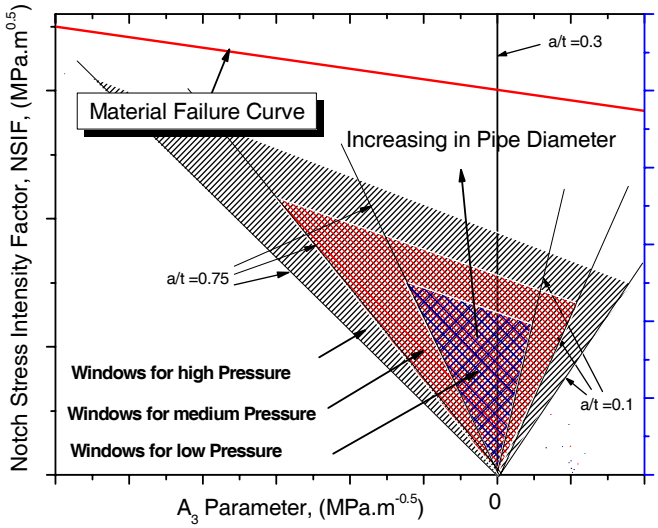


Figure 56 : Exemple d'une courbe maîtresse (Master curve) dans le plan (K- A_3), pour différentes pressions.

Notons que le critère de rupture K-A_3, à un point quelconque de l'entaille, atteint les valeurs critiques du matériau. La Figure 56 montre que les forces d'entraînements d'entailles atteignent la courbe intrinsèque de rupture avec l'augmentation du chargement, le diamètre intérieur R/t et la pression P.

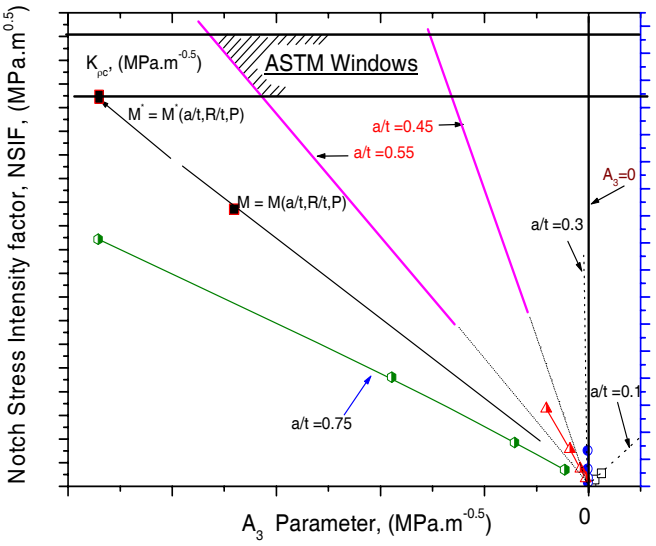


Figure 57 : Présentation schématique de la variation du paramètre A_3 , en fonction de FICE.

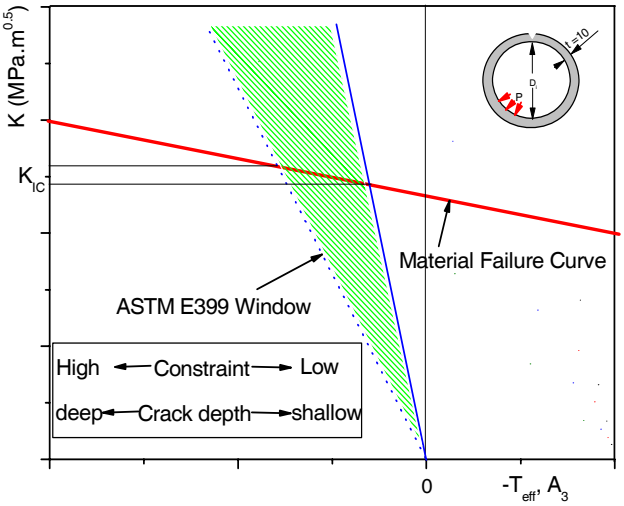


Figure 58 : Fenêtre de l'ASTM, en présence de T_{eff} et A_3.

La méthode d'essai ASTM E399 [83] recommande certains types de géométries d'éprouvette pour une longueur de fissure $\geq 2.5(K_{IC}/\sigma_e)^2$, de sorte que K_{IC} puisse être considéré comme la ténacité à la rupture, en déformation plane, des pipelines. Cette situation n'est pas réaliste, la majorité des canalisations de pipeline possèdent une épaisseur qui ne dépasse pas les 25 mm. Toutes les géométries d'éprouvettes recommandées par l'ASTM ont des confinements très élevés. L'utilisation des éprouvettes d'essais de laboratoires recommandée par l'ASTM peut créer une fenêtre ` ASTM ' : leurs valeurs, T ou A_3 correspondantes, sont localisées dans une intervalle. Ceci est illustré sur la Figure 57, où le secteur hachuré représente la fenêtre ASTM, si les éprouvettes recommandées ont des profondeurs de a/t =0.45 à 0.55.

La Figure 58 et l'ensemble des résultats numériques montrent que K_{IC}, déterminé à l'intérieur de la fenêtre ASTM E399, est conservatif pour les éprouvettes ou des structures avec des valeurs négatives de A_3 et de T, mais non conservatif pour des structures avec des valeurs positives de A_3 et/ou des valeurs positives de T ASTM recommande des éprouvettes de même valeur que K appliqué.

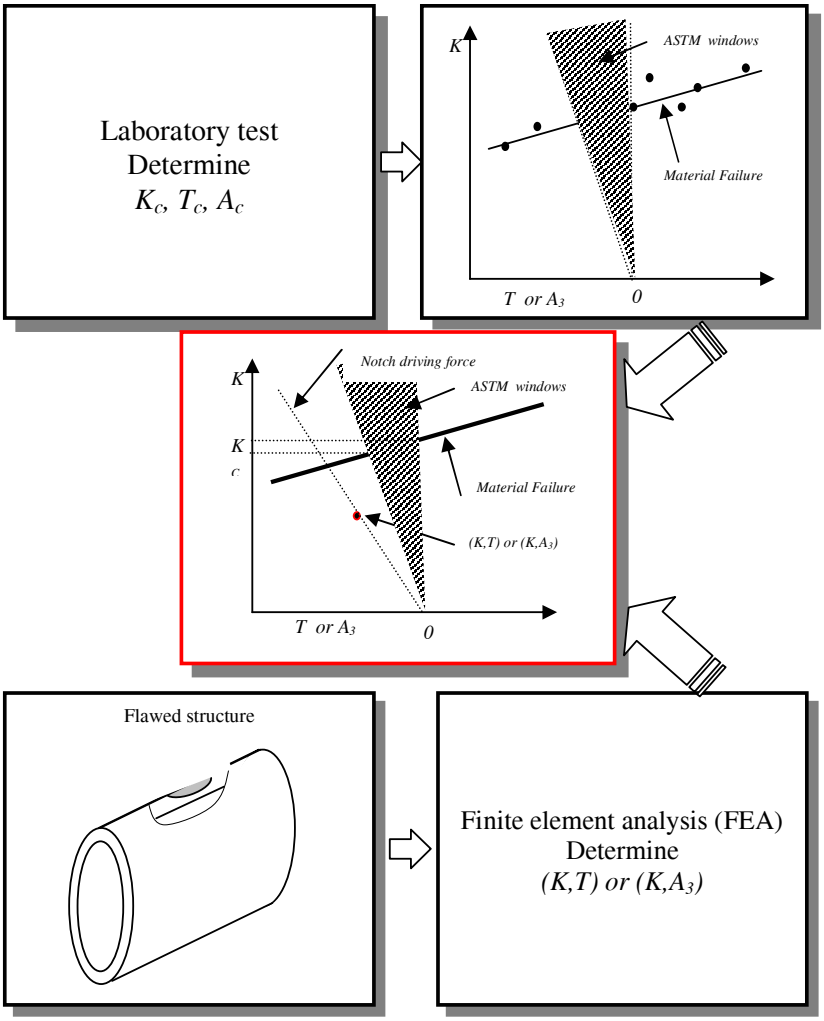


Figure 59 : Proposition d'une procédure d'évaluation.

On rappelle que, le but des essais de rupture de laboratoire, est d'obtenir des valeurs de ténacité, appropriée à un matériau, pour évaluer la sécurité structurale et de placer un abaque comparatif pour divers matériaux. Il s'avère actuellement que le procédé d'ASTM aborde ces derniers engagements en fournissant une « fenêtre » restreinte pour tester les matériaux, Figure 59. Cependant, comme indiqué dans le paragraphe précédent et représenté schématiquement sur la Figure 59, l'utilisation pratique des valeurs de K_{IC} (obtenues par le procédé d'ASTM), comme étant la ténacité à rupture des structures en service, ne peut fournir des évaluations conservatrices pour la charge critique. Ainsi, le rapport ASTM E399 indique qu'une valeur de K_{IC} est supposée représenter une valeur limite inférieure de ténacité à rupture, non généralement valide.

IV. 2 ETUDE NUMERIQUE DE T ET DE K_ρ POUR DES EPROUVETTES STANDARDS NORMALISEES

Dans cette partie, nous nous intéressons plus particulièrement à la détermination de la contrainte T et du Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille des les éprouvettes standards normalisées.

De nombreux chercheurs ont tenté de simuler le comportement à la rupture en prenant en considération soit un seul paramètre de rupture, K ou J, ou en considérant le deuxième paramètre de rupture, T, se stabilise à une certaine distance de la pointe de l'entaille.

Tout d'abord, nous présentons les différentes éprouvettes choisies pour cette étude et les différents paramètres étudiés : profondeur du défaut, géométrie et type de chargement.

Nous appliquons la méthode des lignes pour déduire la contrainte effective T_{eff} et le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille K_ρ. Nous montrons que la méthode de différence de contrainte, appliquée aux fissures, n'est pas toujours valable pour une application à des entailles.

IV.2. 1 Choix des Eprouvettes et Modélisation

Les calculs numériques ont été réalisés en contraintes planes pour les éprouvettes CT, DCB, DENT et Tuile Romaine (TR). Pour des raisons de symétrie, nous ne maillons que la moitié de l'éprouvette, Figures 60, 61 et 62. Pour toutes les éprouvettes, les degrés de liberté, suivant la direction (*yy*) des noeuds du ligament non fissuré situés sur l'axe (xx), sont bloqués.

Tableau 9: Géométrie et dimension de l'entaille

Géométrie	Référence a/w	Charge appliquée,F
Tuile Romaine	0.1 0.2 0.3 0.5 0.7	1000 N
CT	0.1 0.3 0.5 0.7	1000 N
DCB	0.1 0.3 0.5 0.7	1000 N
SENT	0.1 0.3 0.5 0.7	1000 N

Pour fixer le maillage et la taille des éléments, une étude préliminaire a été réalisée. Elle consiste à observer l'incidence de la taille minimale des éléments en pointe de l'entaille sur les valeurs de la contrainte d'ouverture, le long du ligament, suffisamment éloigné des perturbations dues à la présence de l'entaille. C'est pourquoi, nous avons opté pour le maillage à 2 dimensions. La

modélisation est effectuée en prenant en compte les symétries spécifiques à chaque géométrie. Les nœuds représentatifs de l'entaille sont libres dans le plan. Ceux situés en aval de la pointe de l'entaille (dans le plan de symétrie) présentent un déplacement nul suivant *yy* et libre suivant *xx*.

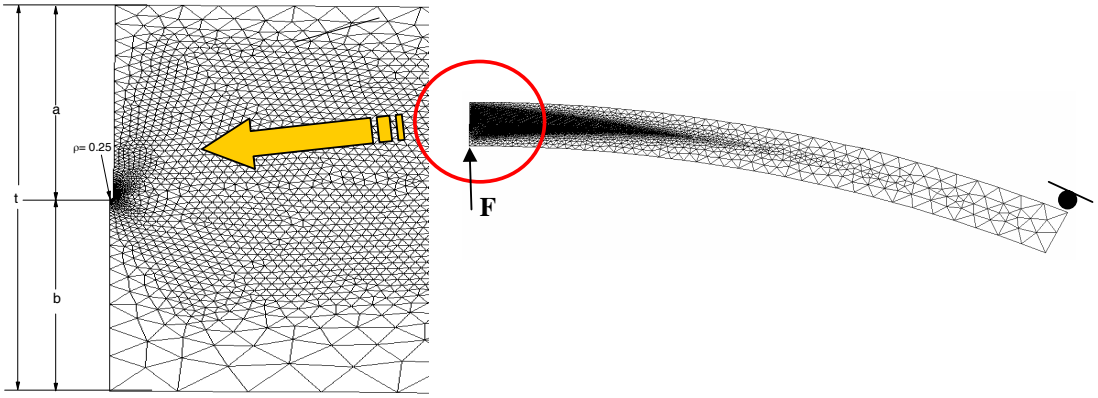


Figure 60 : Maillage pour l'éprouvette Tuile Romaine (TR).

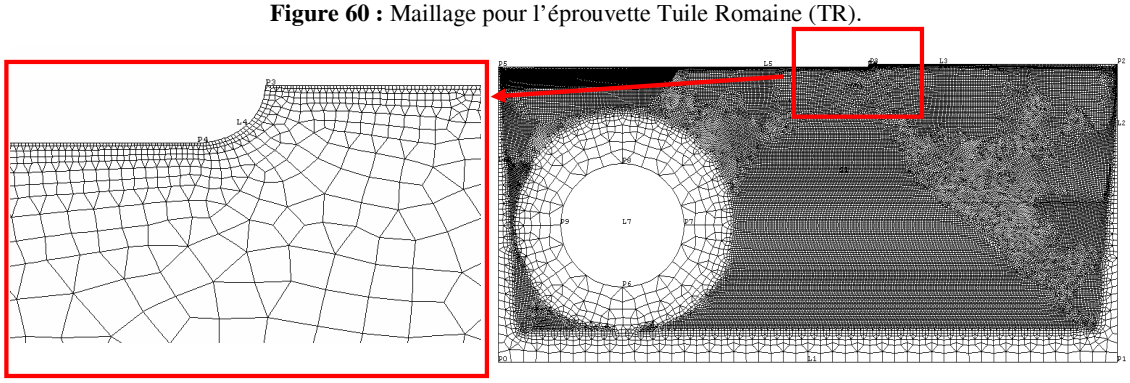


Figure 61 : Maillage pour l'éprouvette CT.

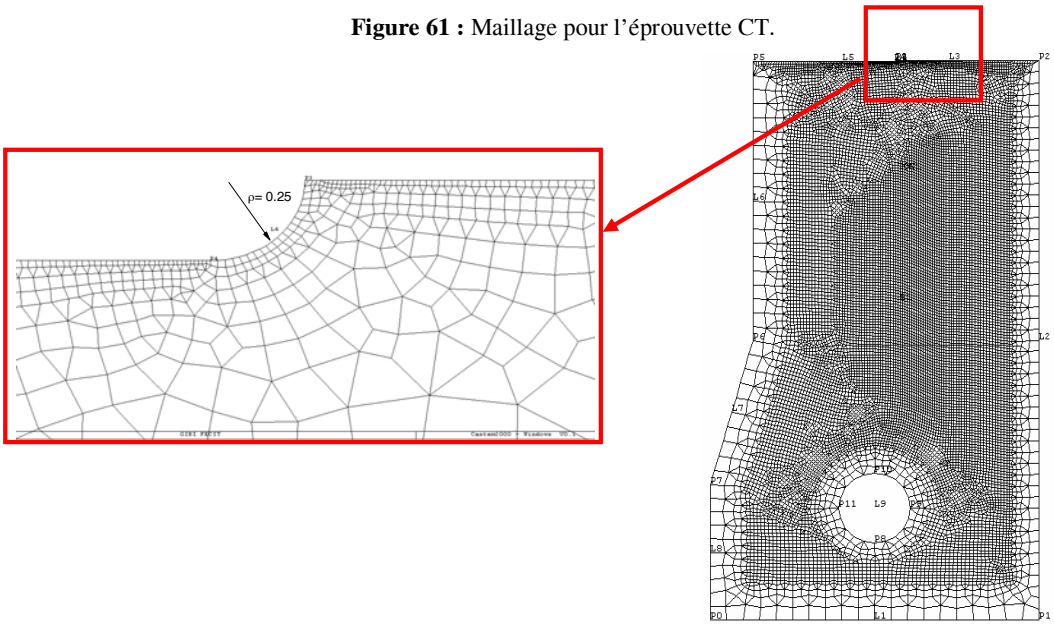


Figure 62 : Maillage pour éprouvette SENT.

IV.2. 2 Contraintes initiales obtenues par calcul aux Eléments Finis

La géométrie d'une éprouvette SENT est présentée sur la Figure 63. Les éprouvettes sont d'épaisseur 4,85 mm, de module de Young E = 210000 MPa et d'un coefficient de poisson ν =0.33. L'état des contraintes est obtenu par un calcul éléments finis 2D, sous l'hypothèse de contrainte plane, à l'aide du code de calcul CASTEM2000. La charge appliquée est de 1000N.

La Figure 63 présente la distribution des contraintes principales dans l'éprouvette SENT. On remarque, que le champ de contraintes obtenu est un champ de contraintes de traction. On constate l'existence de trois zones : une première zone où les contraintes sont très élevées, au niveau de l'acuité, une zone de transition ou les contraintes diminuent mais restent faibles, et une dernière zone où les contraintes sont quasiment nulles.

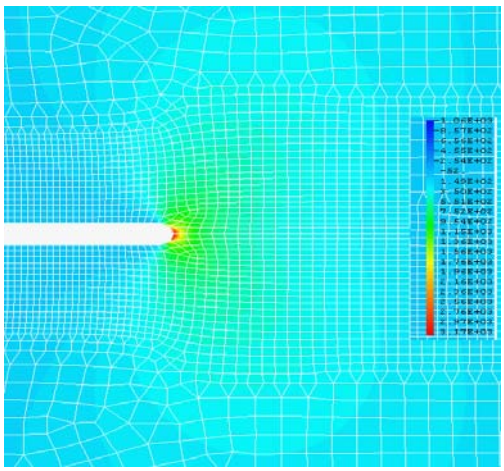


Figure 63 : Distribution des contraintes dans l'éprouvette SENT.

Le model élément frontière et le modèle Eléments Finis, dont les mailles sont utilisées seulement dans les cellules d'intégration, sont donnés par la Figure 64.

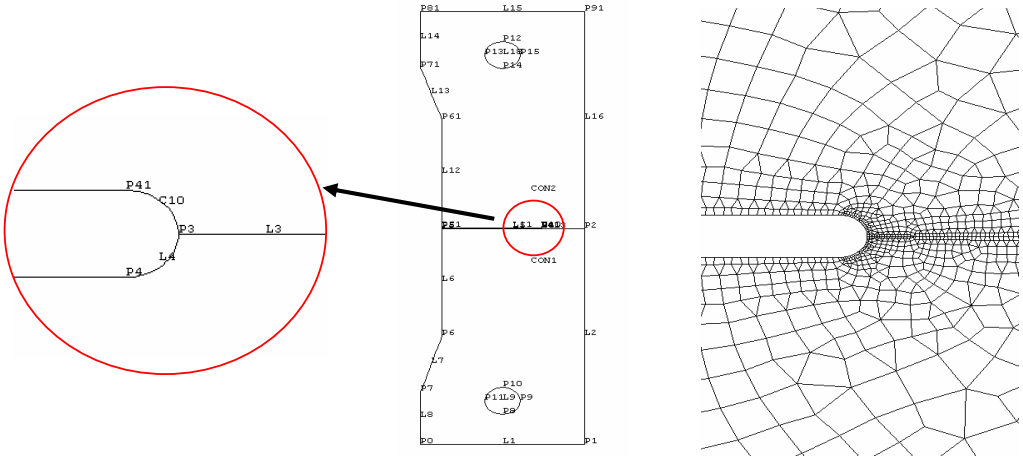


Figure 64 : Modèle éléments finis et éléments frontières

Le Facteur d'Intensité des Contraintes est calculé par quatre types de maillages, de densité croissante sur le plan de fissure. La Figure 65 présente la distribution des contraintes principales σ_{xx} et σ_{yy} dans les deux directions *xx* et *yy*, respectivement, et la courbe résultante de la différence de contraintes (la contrainte T).

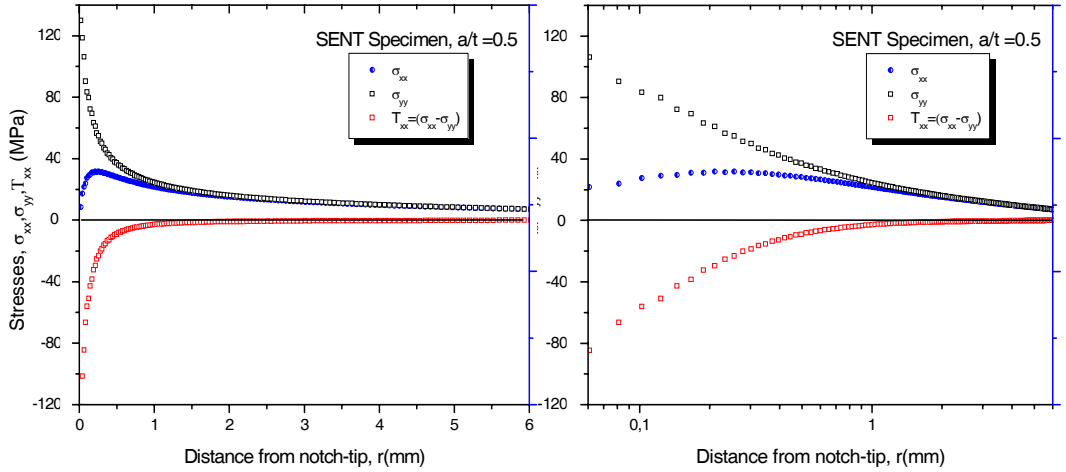


Figure 65 : Distribution des contraintes principales sur le plan de l'entaille.

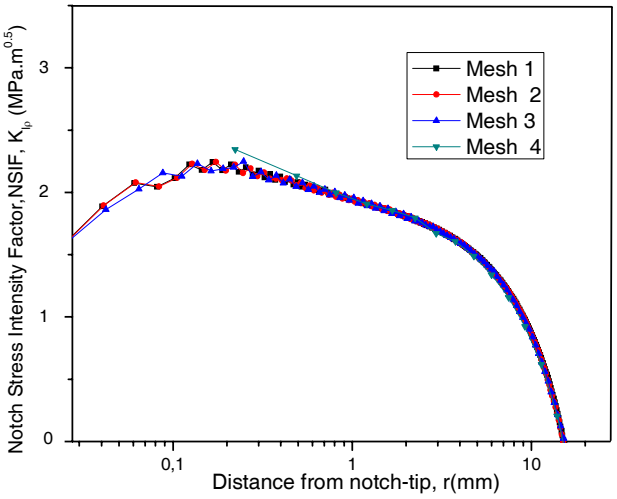


Figure 66 : Evolution du Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille avec raffinement de maillage.

Nous remarquons, Figure 66, que pour les entailles courtes, jusqu'à une longueur de 0,2 mm, le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille K_{Ip} augmente. Au delà de cette longueur, ce facteur diminue progressivement. Ce comportement quantitatif est conforme à l'intuition remarquée dans tous les cas étudiés. En effet, ceci est du à l'existence d'une zone de concentration de contraintes au voisinage de l'entaille. Le Facteur d'Intensité de Contraintes est fonction de deux paramètres : la valeur des contraintes sur les lèvres de l'entaille d'une part, et la longueur de l'entaille d'autres part. Ces deux paramètres varient en sens opposé. Il est logique de trouver un résultat non monotone.

Sur la Figure 66 reportons les résultats obtenus pour quatre maillages définis précédemment. On remarque, qu'en raffinant le maillage, nous constatons une convergence des résultats. La taille de maille raisonnable pour considérer le résultat comme convergent est de l'ordre de 0,01 mm. Ceci s'explique par le fait que l'estimation des contraintes est sensible à la taille de maille dans les zones

de fort gradient, et que l'estimation du Facteur d'Intensité de Contraintes par superposition est notoirement sensible à la contrainte estimée près de la pointe de l'entaille. A titre d'exemple, pour le maillage le plus grossier, il n'existe qu'un seul élément dans chacune des trois zones définies, ce qui est évidemment insuffisant. Il faut raffiner plus autour de la zone de concentration des contraintes pour mieux valider l'effet des contraintes initiales sur l'ouverture de l'entaille.

La démarche que nous allons suivre est résumée par le plan suivant qui traite les trois (3) effets (géométrie d'éprouvette, chargement et taille de l'entaille)

1. Effet de la géométrie d'éprouvette : sur les quatre géométries d'éprouvette analysées, CT, DCB, DENT et Tuile Romaine, la taille de l'entaille varie entre 0.1 et 0.75. Le chargement de chaque type d'éprouvette est choisi. Ce chargement est dans tous les cas supérieur à la charge limite de l'éprouvette. Nous étudions alors, en contraintes planes, les singularités des contraintes élastiques ainsi que le paramètre T.
2. Effet du chargement : nous étudions, en contraintes planes, l'effet du chargement sur deux éprouvettes : CT et SENT contenant des entailles de taille a/w = 0.5. On analysera l'évolution de T par rapport au niveau de chargement.
3. Effet de la taille de l'entaille : nous traitons dans cette partie. les singularités des contraintes pour quatre éprouvettes, avec quatre rapports de taille de l'entaille. Les chargements appliqués diminuent quand a/w augmente.

IV.2. 3 Evolution de la contrainte T le long du ligament

On reporte dans les Figures 67-71 l'évolution du paramètre T en fonction de distance le long du ligament, pour les éprouvettes CT, DCB, SENT et Tuile Romaine contenant différentes profondeurs d'entailles a/w, pour une charge de 1000N. La Figure 74.a,b illustre l'évolution de la contrainte T, calculée par la méthode de différence de contrainte (SDM) ou, $T_{xx} = \sigma_{xx} - \sigma_{yy}\big|_{\theta=0}$ le long du ligament. Pour une distance proche de 1 mm, le confinement change de signe. Il passe du négatif au positif et croit avec l'augmentation de la profondeur d'entaille. Une pseudo stabilisation est remarquée à partir d'une distance de 2 mm, pour les profondeurs a/t ≤ 0.4.

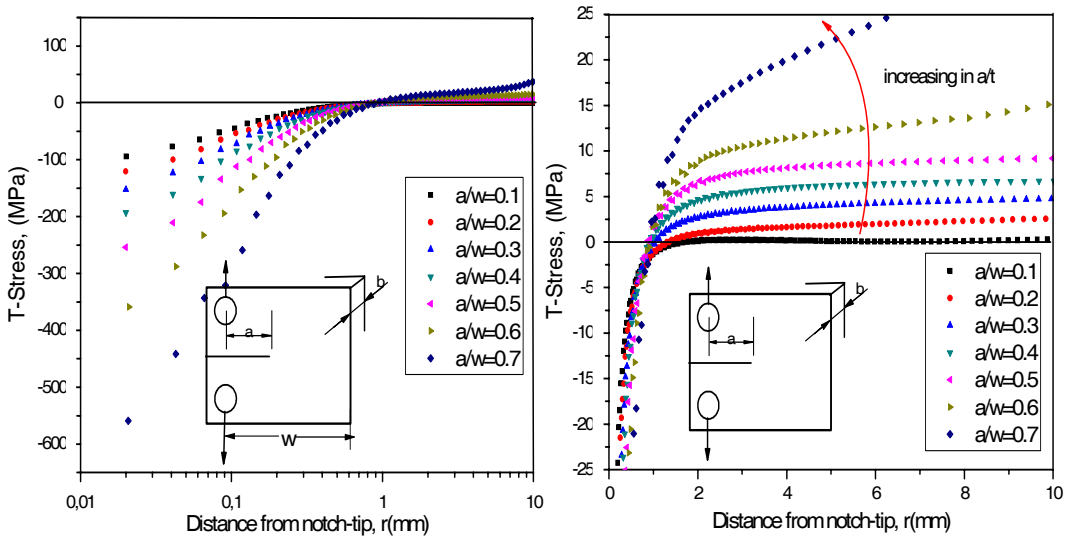


Figure 67 : (a) Evolution de T en fonction du ligament, pour une éprouvette CT et **(b)** détail.

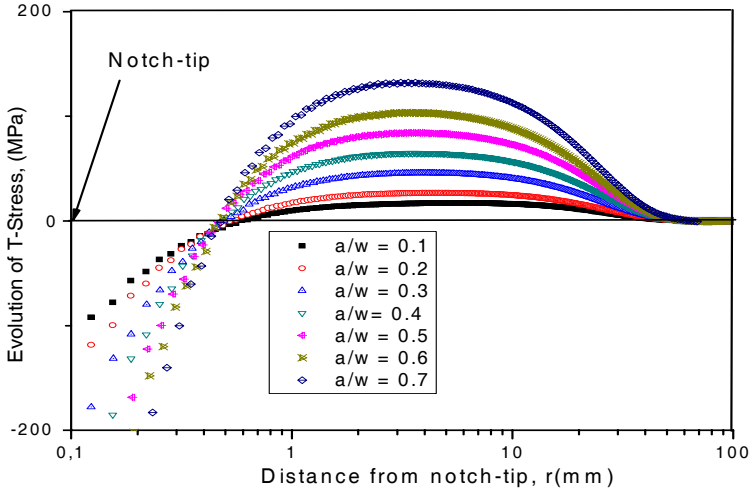


Figure 68 : Evolution de T en fonction du ligament, pour une éprouvette DCB.

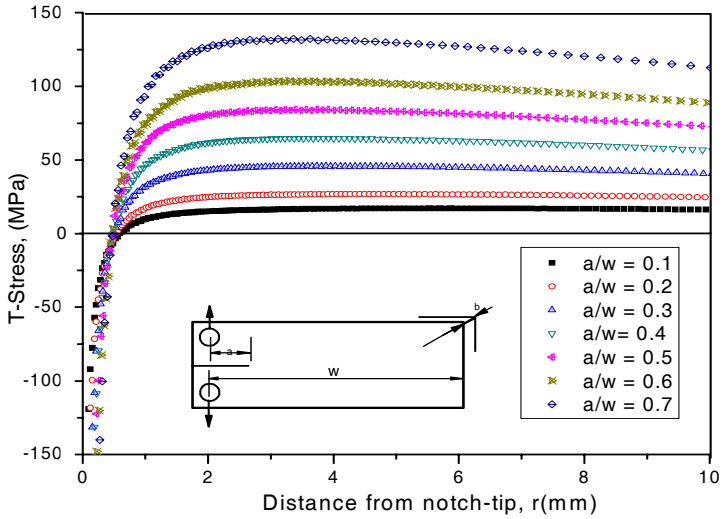


Figure 69 : Détail de la figure 68.

Dans les éprouvettes DCB, l'évolution de la contrainte T est calculée par la méthode de différence de contrainte (SDM) ou $T_{xx} = \sigma_{xx} - \sigma_{yy}\big|_{\theta=0}$ le long du ligament, Figure 68 et 69. Pour une distance proche de 0,5 mm, le confinement change de signe (négatif ou positif) et croît avec l'augmentation de la profondeur d'entaille. Une petite stabilisation est remarquée à partir d'une distance de 1,5 mm pour les profondeurs a/t ≤ 0.3.

Dans les éprouvettes SENT, l'évolution de la contrainte T calculé par la méthode de différence de contrainte (SDM) le long du ligament est illustrée dans la Figure 70. Pour une distance proche de 0,5 mm, le confinement change de signe de négatif au positif et croît avec l'augmentation de la profondeur d'entaille. Une petite stabilisation remarquée, cette fois ci, à partir d'une distance de 1.5 mm, pour les profondeurs a/t ≤ 0.3.

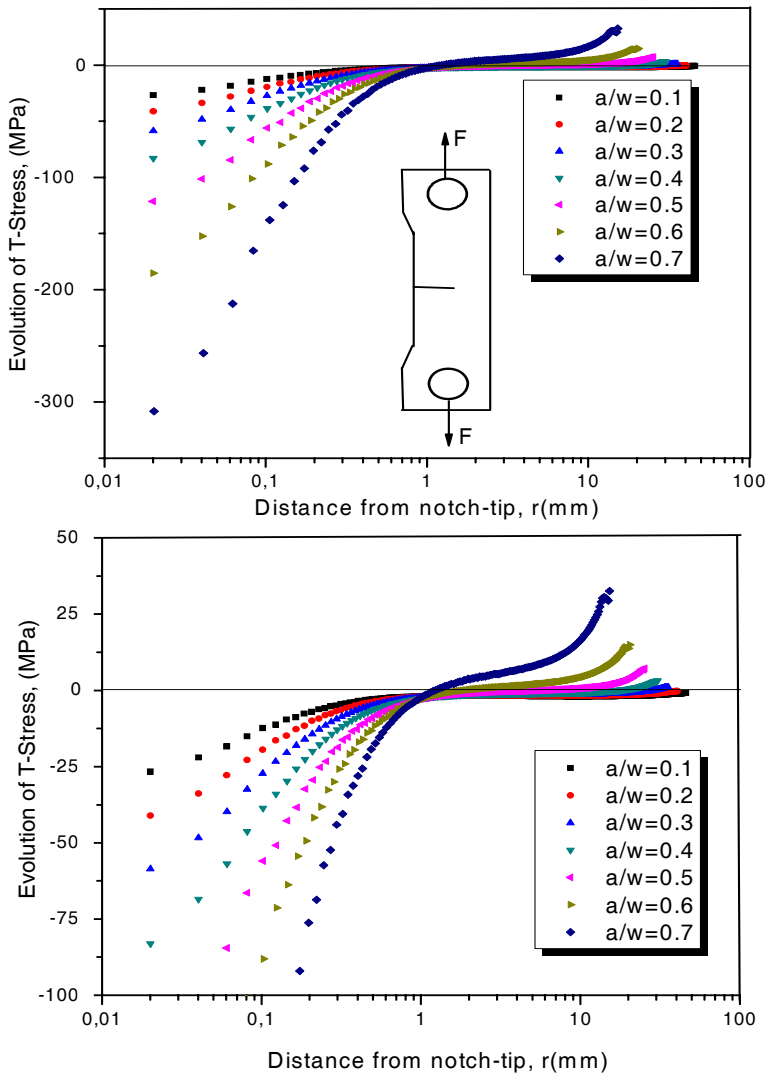


Figure 70 : Evolution de T en fonction du ligament, pour une éprouvette SENT

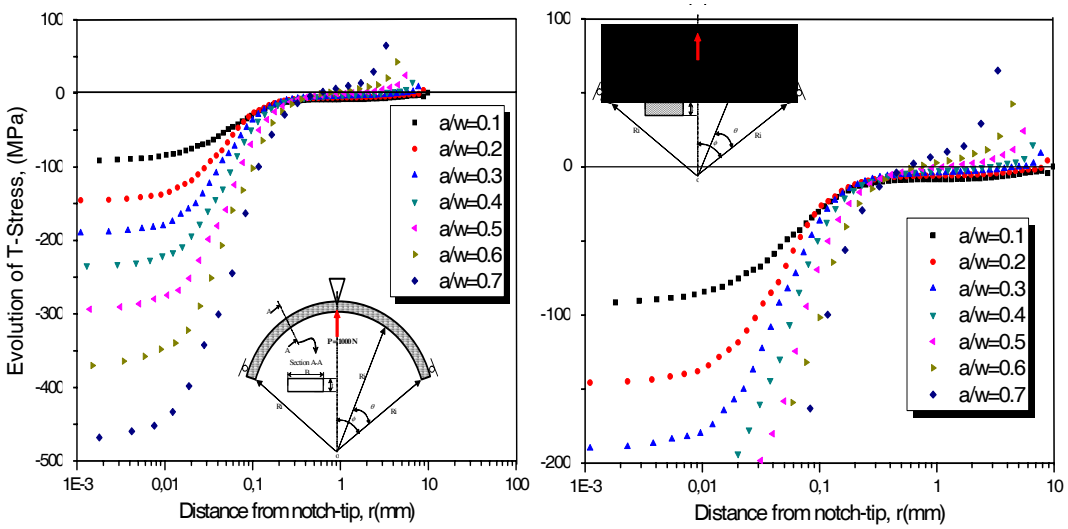


Figure 71 : (a) Evolution de T en fonction du ligament, pour une éprouvette Tuile Romain et **(b)** détail.

Dans les éprouvettes type Tuile Romaine, l'évolution de la contrainte T est calculée par la méthode de différence de contrainte (SDM) $T_{xx} = \sigma_{xx} - \sigma_{yy}\big|_{\theta=0}$ le long du ligament, Figure 71. Cette méthode donne des valeurs négatives pour des profondeurs a/t ≤ 0.4. Pour une distance proche de 1 mm, le confinement change de signe (négatif au positif) et croit avec l'augmentation de la profondeur d'entaille.

Les figures 67-71 montrent qu'en état de contraintes planes, le deuxième paramètre T des éprouvettes CT, DCB, SENT et Tuile Romaines est négatif, généralement pour une distance r < 1mm. Il est positif le long du ligament. La méthode de différence de contraintes ne produit pas de valeurs constantes à une certaine distance du ligament, sauf dans des cas où a/t <0.1. La stabilisation est remarquée pour tous les cas étudiés. Le paramètre de confinement des éprouvettes change avec la géométrie et les conditions de chargement. Les valeurs de T, Figures 74-78, sont données pour le chargement donné F =1000 N et des géométries différentes, selon les éprouvettes. De ces figures, nous ne remarquons pas de stabilité de la valeur de T pour ces cas particuliers dans le domaine 2 < r < 5, indiqué par plusieurs auteurs pour des fissures.

IV.2. 4 Calcul de la contrainte effective T_{eff}

Nous avons proposé avant, les deux méthodes pour calculer la contrainte effective T_{eff}. Elles donnent des résultats proches, moins de 3% pour les entailles courtes et moins de 7% pour les entailles longues (Tableau 4). Nous rappelons que, pour la méthode de ligne, la rupture se produit quand la contrainte de référence est égale à la moyenne des contraintes suivant une longueur donnée. Dans le même contexte, le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille est corrigé par une contrainte effective T_{eff}. Cette contrainte est la moyenne de différence de contraintes le long du ligament pour les entailles.

IV.2.4. 1 Contrainte effective T_{eff} pour les éprouvettes CT

Les Figures 72 et 73 illustrent l'évolution de la contrainte T le long du ligament. Le gradient relatif et les deux caractéristiques X_{eff} et T_{eff} sont calculées par l'intersection du minimum du gradient avec la courbe de la distribution. Les résultats sont donnés pour une éprouvette CT, sous une charge de traction de 1000N, le rapport a/t est égal 0.5.

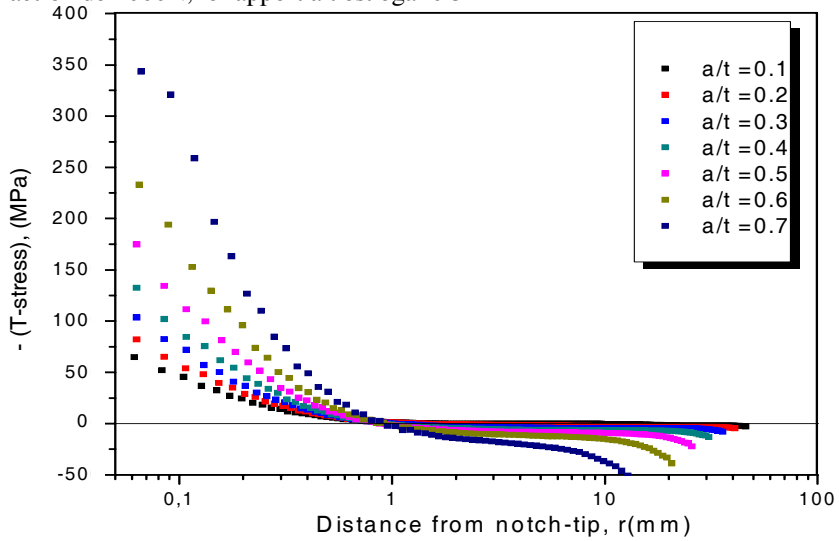


Figure 72 : Evolution de la contrainte T le long du ligament, pour l'éprouvette CT.

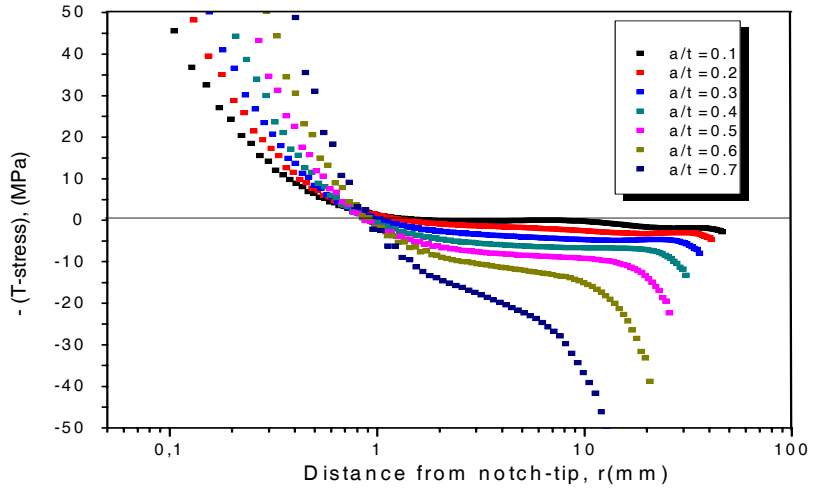


Figure 73 : Détail de la Figure 72.

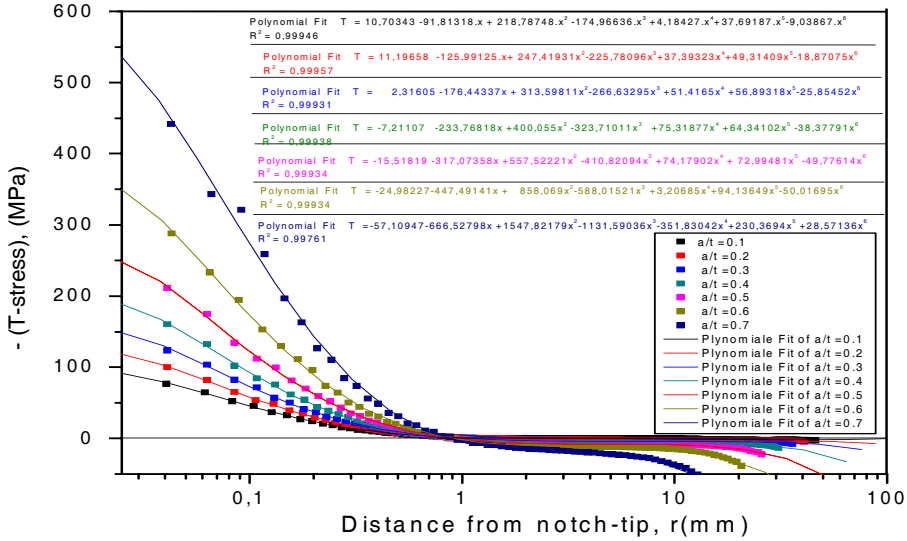


Figure 74 : Exemple d'application de la méthode de ligne sur une éprouvette CT, approximation par un polynôme, pour différentes profondeurs

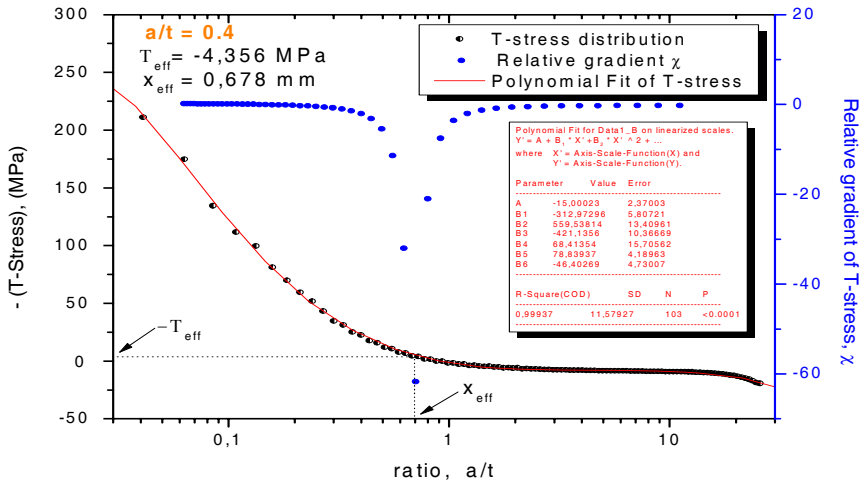


Figure 75 : Détermination de la contrainte effective et la distance effective pour une éprouvette CT.

La Figure 74 présente un exemple d'application de la méthode de lignes sur une éprouvette CT. L'évolution de la contrainte T est approximée par un polynôme de 6ème degré. La détermination de la contrainte effective T_{eff} et la distance effective X_{eff} par la méthode de minimum de gradient est illustrée dans la Figure 75. L'exemple de la Figure 75 est présenté pour un défaut a/t =0.4.

La Figure 76 montre que la méthode de lignes produit des valeurs positive de la contrainte T, jusqu'à des profondeurs a/w ≤ 0.3. Autour du point a/t = 0.3, K est dominant et le confinement à la pointe de l'entaille est presque nul, T_{eff} = -0.215. A partir des valeurs a/t > 0.3, les valeurs sont négatives.

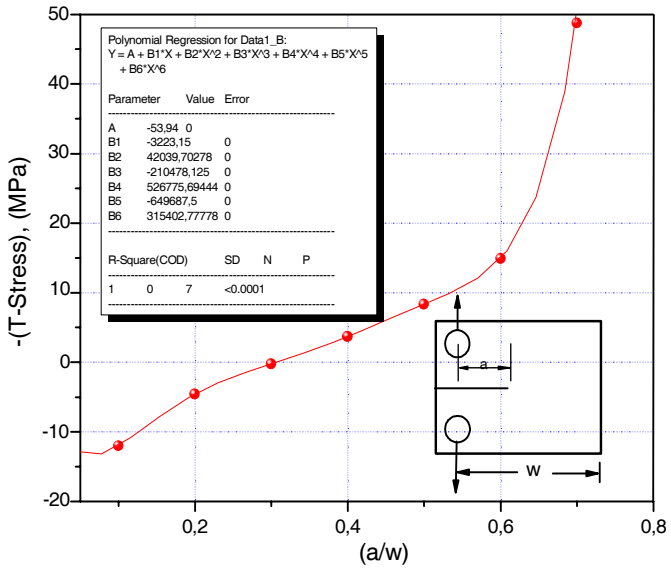


Figure 76 : Evolution de la contrainte effective T_{eff} pour différents rapports a/t.

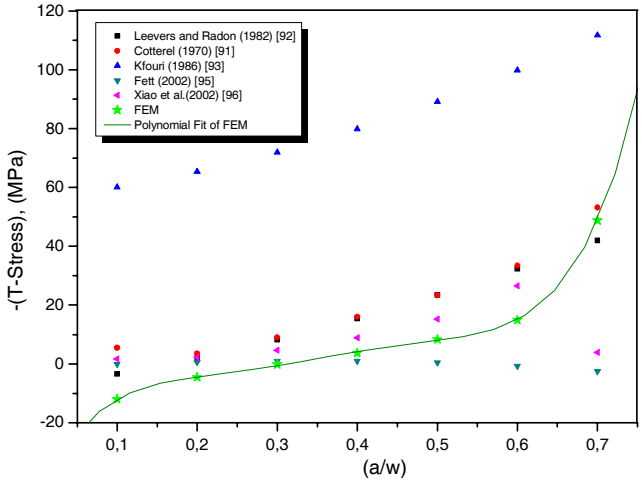


Figure 77 : Evolution de la contrainte T en fonction de la profondeur des entailles par différentes méthodes.

La Figure 77 représente une comparaison de l'évolution de la contrainte T en fonction de la profondeur des entailles, les résultats numériques et d'autres méthodes citées dans la littérature. Notons que pour une éprouvette CT avec 0.2 ≤ a/w ≤ 0.7, les solutions de Cotterell (1970) [91], Leevers and Radon (1982) [92] et Kfouri (1986) [93] sont données, respectivement, par :

$$T = \frac{F}{Bw}\left(6,063 - 78,987.\left(\frac{a}{w}\right) + 380,46.\left(\frac{a}{w}\right)^2 - 661,79.\left(\frac{a}{w}\right)^3 + 428,45.\left(\frac{a}{w}\right)^4 \right) \quad (48)$$

$$T = \frac{F}{Bw}\left(-1,996 - 10,169\left(\frac{a}{w}\right) + 10,45\left(\frac{a}{w}\right)^2 \right) \quad (49)$$

$$T = \frac{F}{Bw}\left(-2,616 + 8,019.\left(\frac{a}{w}\right) + 16,421.\left(\frac{a}{w}\right)^2 \right) \quad (50)$$

Sherry et al.(1995) [94] ont montré que les solutions présentées sont limitées pour 0.5 < a/w < 0.6. Récemment, Fett (2002) [95] a donné une nouvelle expression sous la forme :

$$T = \frac{F}{Bw\sqrt{1-\frac{a}{w}}} .\left(-0,2 + 2,0307.\left(\frac{a}{w}\right) - 0,675.\left(\frac{a}{w}\right)^2 - 7,4756.\left(\frac{a}{w}\right)^3 + 6,349.\left(\frac{a}{w}\right)^4 - 1,0772.\left(\frac{a}{w}\right)^5 \right) \quad (51)$$

Xiao et al. (2002) [96] ont montré, par la méthode hybride des éléments (Hibrid Crack Element), que les solutions de la distribution de T dans une éprouvette CT peuvent s'écrire :

$$T = \frac{F}{Bw}.\left(+0,9443 + 2,3668.\left(\frac{a}{w}\right) - 71,418.\left(\frac{a}{w}\right)^2 + 320,88.\left(\frac{a}{w}\right)^3 - 502,3.\left(\frac{a}{w}\right)^4 + 294,23.\left(\frac{a}{w}\right)^5 \right) \quad (52)$$

A partir de cette comparaison, nous remarquons que les résultats numériques sont en bons concordance avec ceux de Cotterell [91] et Kfouri [92], dans l'intervalle $0.3 \leq a/w \leq 0.6$. Ils sont négatifs pour les entailles courtes et prennent des valeurs positives, pour les profondeurs d'entailles a/t dépassant 0.4. Ces remarques sont en contradiction avec les résultats de Chao et al.[58] et Xiao et al. [97], qui montrent que les valeurs de confinement, pour des éprouvettes CT en traction, sont toujours positives.

IV.2.4. 2 Contrainte effective, T_{eff}, pour les éprouvettes DCB

La rupture des éprouvettes DCB montre de grandes valeurs positives de la contrainte T, qui peut exprimer l'instabilité du chemin de la fissure dans les conditions en mode I, Finnie et Saith, (1973) [98]; Cotterell et Rice (1980)[91]. Afin de comparer les valeurs numériques calculées de la contrainte T à celles trouvées dans la littérature, une éprouvette DCB, configurée et présentée dans la Figure 78, avec une hauteur de h/w et une profondeur a/w, a été modélisée.

Les mêmes procédures ont été suivies pour calculer la contrainte effective T_{eff}, dans la courbe de distribution le long du ligament. La figure 79 montre l'évolution de la distribution de la contrainte T le long du ligament, pour différentes profondeurs.

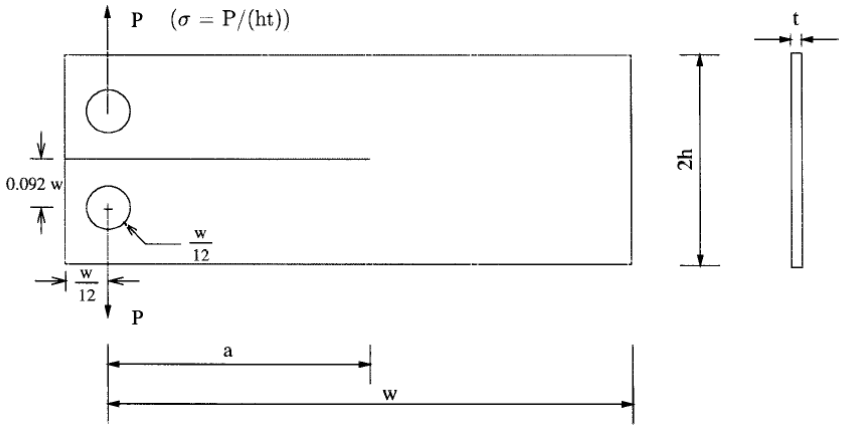


Figure 78 : Configuration de l'éprouvette DCB (Double Cantilever Beam).

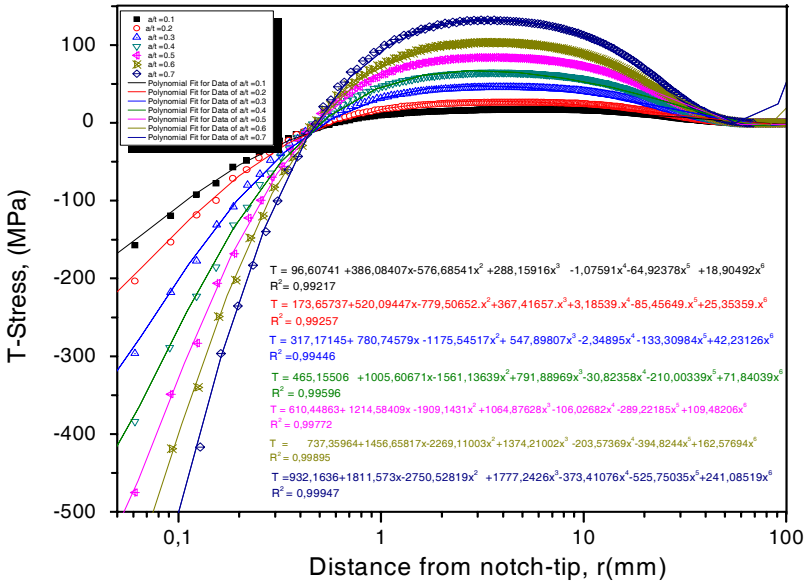


Figure 79 : Exemple d'application de la méthode de ligne sur une éprouvette DCB, approximation par un polynôme pour différentes profondeurs.

Une convergence des résultats de calcul de la contrainte T est remarquée lorsqu'on augmente le polynôme de 3ème au 6ème degrés. Une indépendance de calcul est illustrée à partir d'un polynôme supérieur à 6. Les courbes ne donnent pas de stabilisation à une certaine distance de la pointe de l'entaille, ce qui favorise l'utilisation de la méthode de ligne pour déterminer une valeur moyenne de T.

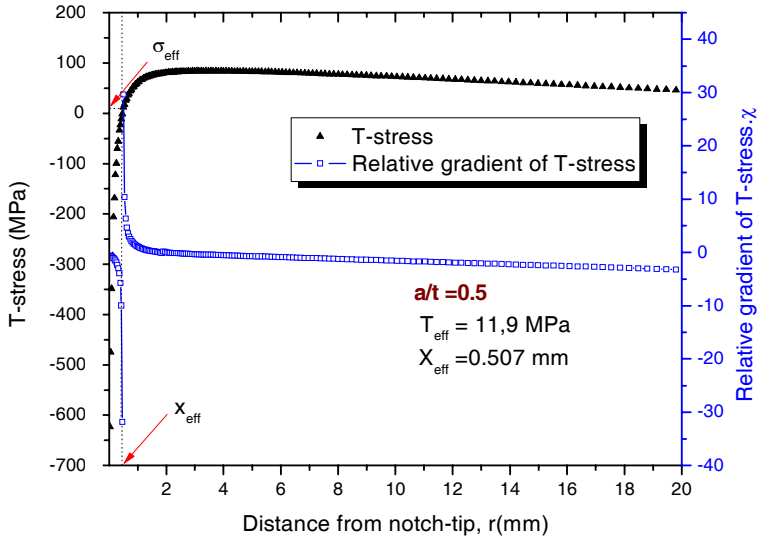


Figure 80 : Détermination de la contrainte effective et la distance effective, pour une éprouvette DCB.

A partir des courbes de distribution et les approximations par des polynômes, nous déduisons le gradient relatif de contrainte T. Cette procédure a été démontrée précédent pour les éprouvettes CT. La Figure 80 rapporte un exemple de détermination de la contrainte effective et la distance effective correspondante, pour un rapport a/t = 0.5.

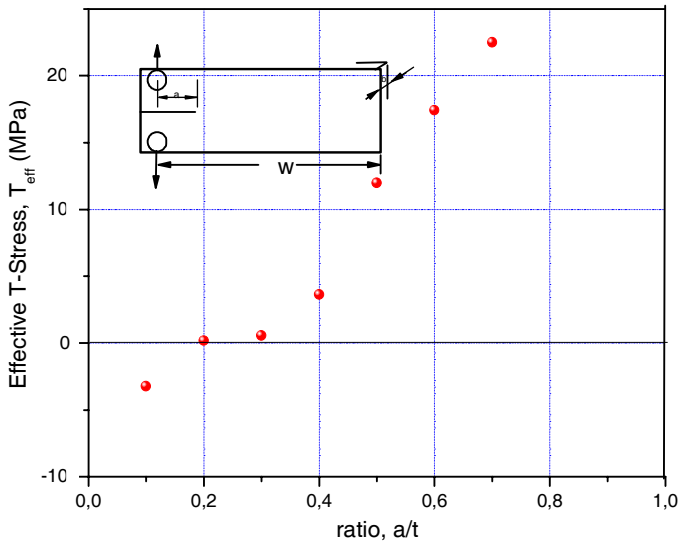


Figure 81 : Evolution de la contrainte effective T_{eff}, pour différents rapports a/t.

Pour les éprouvettes DCB, la méthode de ligne donne des valeurs positives pour différentes profondeurs d'entailles, sauf pour les entailles très courtes, a/t < 0.2. Ce qui reste à discuter dans la partie expérimentale, Figure 82. Ces résultats numériques sont compatibles avec la majorité des remarques citées dans la littérature, expérimentalement ou numériquement. Les valeurs positives, du paramètre de confinement, influent sur la stabilité du chemin de propagation de la fissure à partir d'entaille. Cette idée sera détaillée dans la partie expérimentale, qui prédit l'angle d'amorçage de la fissure et le chemin de la propagation.

Peu d'articles donnent des solutions analytiques ou/et empiriques pour prédire la contrainte T pour les éprouvettes DCB. Un exemple comparatif est donné pour d'autres éprouvettes CT ou SENT.

Fett (1996) [99] a démontré que la biaxialité β, obtenue pour les éprouvette DCB, est indépendante du rapport a/w, si a/w < 0.55. Cet auteur [99] a écrit la biaxialité par la relation :

$$\frac{1}{\beta} \cong 0{,}681.\frac{h}{a} + 0{,}0685 \tag{53}$$

La contrainte T peut prendre la forme :

$$T = \frac{\beta K_I}{\sqrt{\pi a}} \cong \sqrt{\frac{12}{a.h\pi}}.\frac{F}{B}.\frac{(a/h)+0{,}68}{0{,}68.(h/a)+0{,}0685} \tag{54}$$

En Générale, les équations analytiques de la littérature évaluent le Facteur d'Intensité de Contraintes pour les éprouvettes DCB, équations (55) et (56), et pour de grands et petits rapports a/h.

$$K = \frac{F}{B}\sqrt{\frac{12}{h}}\left(\frac{a}{h}\right) \tag{55}$$

$$K = \frac{F}{B}\sqrt{\frac{2}{\pi a}} \tag{56}$$

où F est la force appliquée, $2h$ la hauteur de l'éprouvette et a la profondeur du défaut.

Les résultats de Gross et Srawley [100] ont utilisé la solution des poutres pour déduire les courbes de différentes valeurs de *a/h*. Le Facteur d'Intensité de Contraintes, pour les éprouvettes DCB, peut être calculé en utilisant l'équation 57.

$$K = \frac{F}{B}\sqrt{\frac{12}{h}}\left(\frac{a}{h} + 0.687\right) \tag{57}$$

Cette équation ne peut être employée pour des entailles longues (W-2h) afin éviter l'influence du bord de l'éprouvette [101, 102].

D'autres expressions ont été également proposées pour déduire le FIC pour les éprouvettes DCB. Ainsi, Fichter [103] a proposé une équation, pour calculer le FIC, basée sur la technique de Wiene-Hopf [104], dont l'équation (58) est validée pour des rapports a/h supérieurs à 2. Elle est donnée par :

$$K = \frac{F}{B}\sqrt{\frac{12}{h}}\left(\frac{a}{h} + 0.6728 + 0.0377\left(\frac{h}{a}\right)^2\right) \tag{58}$$

Foote et al.[105] ont développé une solution explicite pour tous les rapports a/h avec (w-a)/h > 2, w est la largeur de l'éprouvette et F la force appliquée. Elle peut être d'écrite par :

$$K = \frac{F}{B}\sqrt{12}\left(\frac{a}{h} + 0.673\right) + \sqrt{\frac{2h}{\pi a}} - \left(0.815\left(\frac{a}{h}\right)^{0.619} + 0.429\right)^{-1} \tag{59}$$

IV.2.4. 3 Contrainte effective T_{eff} pour les éprouvettes SENT

Dans le cas d'éprouvette normalisée SENT, l'entaille est traversante, raison pour laquelle nous nous contentons d'une modélisation bidimensionnelle. Pour des raisons de symétrie, seule la moitié de l'éprouvette SENT est maillée. Nous avons utilisé un type d'éléments quadrangles à 8 nœuds en contrainte plane. Afin d'améliorer la convergence du calcul et d'aboutir à un résultat plus fiable, un maillage fin est appliqué autour de l'entaille.

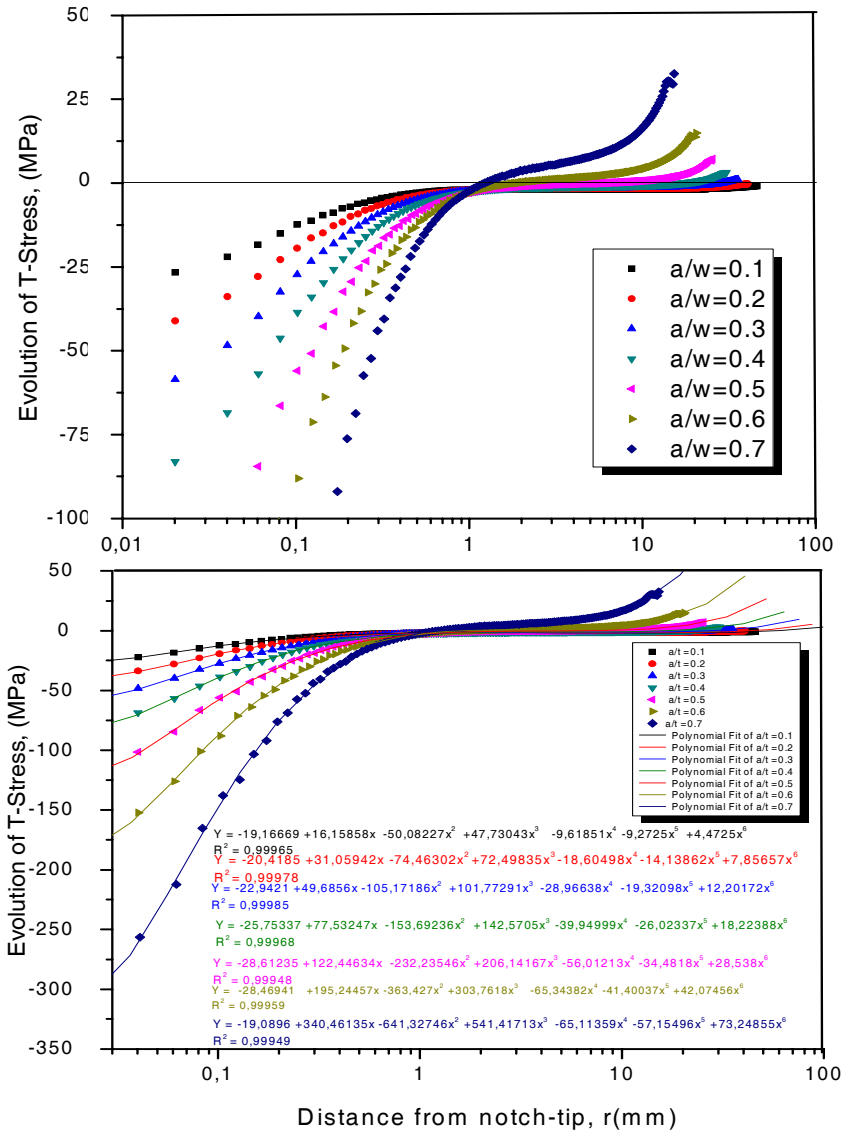


Figure 82 : Exemple d'application de la méthode de ligne sur une éprouvette SENT, approximation par un polynôme pour différentes profondeurs.

La Figure 82.a présente l'évolution de la contrainte T le long du ligament pour différentes profondeurs a/t. La Figure 82.b montre un détail sur l'approximation de cette évolution présenté en Figure 82.a, par un polynôme de 6ème degré pour différentes profondeurs. La charge appliquée est de 1000N.

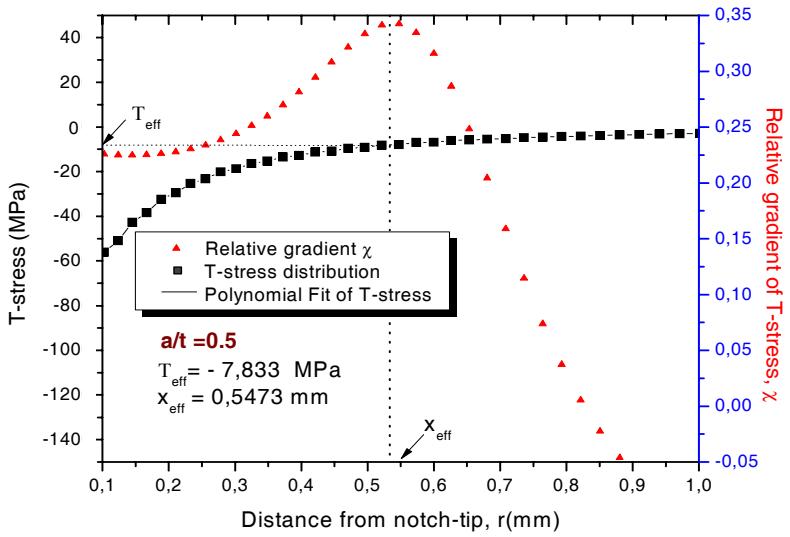


Figure 83 : Détermination de la contrainte effective et la distance effective pour une éprouvette SENT.

Les mêmes étapes, suivies pour déduire la contrainte effective T_{eff} et la distance X_{eff}, sont présentées dans les Figures 82 et 83. La Figure 82 présente l'approximation de la distribution de la contrainte T par des polynômes. La Figure 83 illustre la contrainte effective T_{eff}, pour une profondeur de défaut a/t = 0.5.

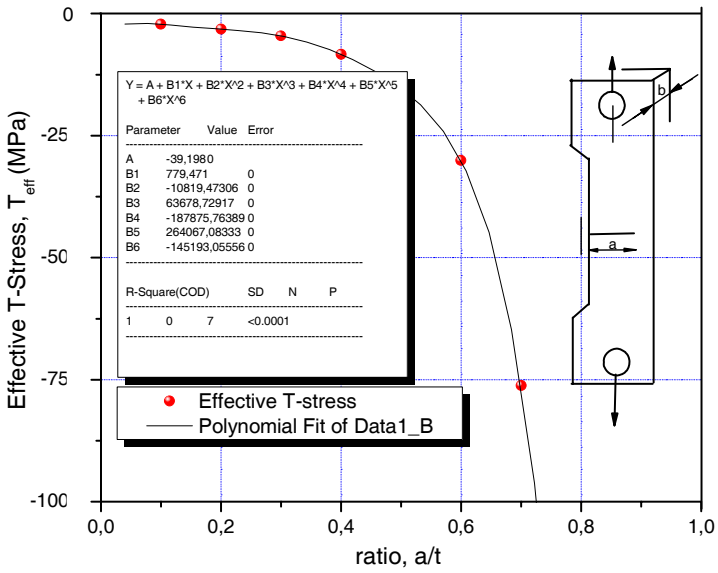


Figure 84 : Evolution de la contrainte effective T_{eff} , pour différents rapports a/t pour une éprouvette SENT.

La Figure 84 présente la contrainte effective T_{eff} pour différentes profondeurs d'entaille d'éprouvettes SENT. Le confinement, présenté à la pointe de l'entaille, est négatif pour les différentes profondeurs.

IV.2.4. 4 Contrainte effective T_{eff} pour les éprouvettes Tuile Romaine (TR)

L'évolution de la contrainte T le long du ligament est présentée dans la Figure 85. Les courbes sont interpolées par des polynômes du sixième degré pour différentes profondeurs a/t = 0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6 et 0.7. La charge appliquée est de 1000N. L'approximation de la distribution de la contrainte T le long du ligament est présentée en fonction du gradient relatif, pour déterminer la distance effective et la contrainte de confinement effective, Figure 86.

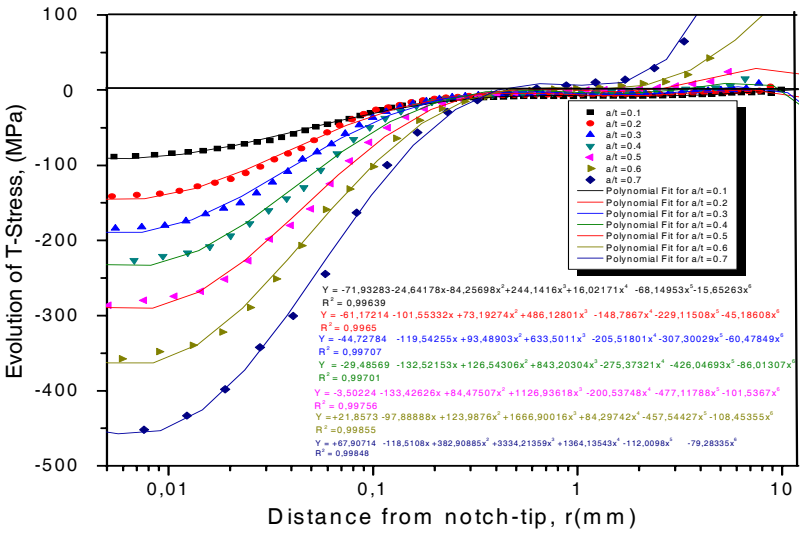


Figure 85 : Exemple d'application de la méthode de ligne sur une éprouvette Tuile Romain, approximation par un polynôme pour différentes profondeurs.

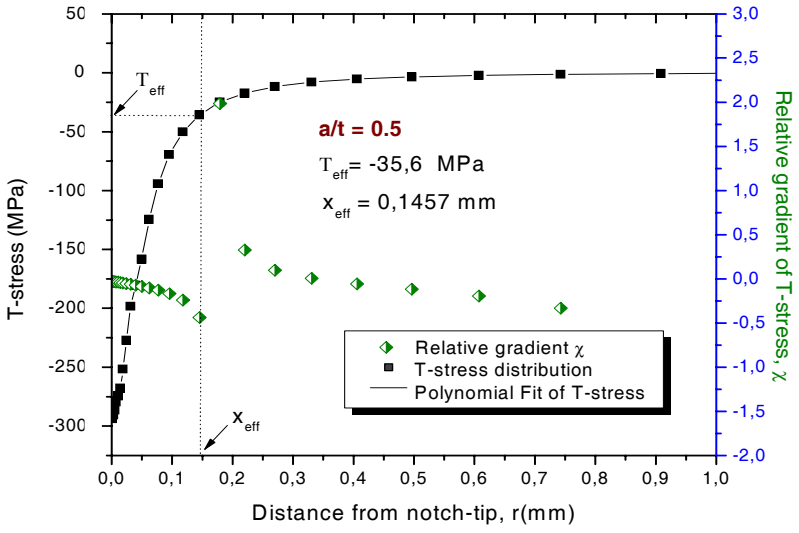


Figure 86 : Détermination de la contrainte effective et la distance effective pour une éprouvette Tuile Romaine (TR).

Le confinement augmente dans l'éprouvette TR avec la profondeur d'entaille. Il atteint les valeurs maximales pour a/t =0.7. Cette évolution est exponentielle entre $0.3 \leq a/t < 0.7$, et linéaire pour a/t inférieur à 0.3, Figure 87. Ces résultats contredisent les résultats de Chao et al. [58].

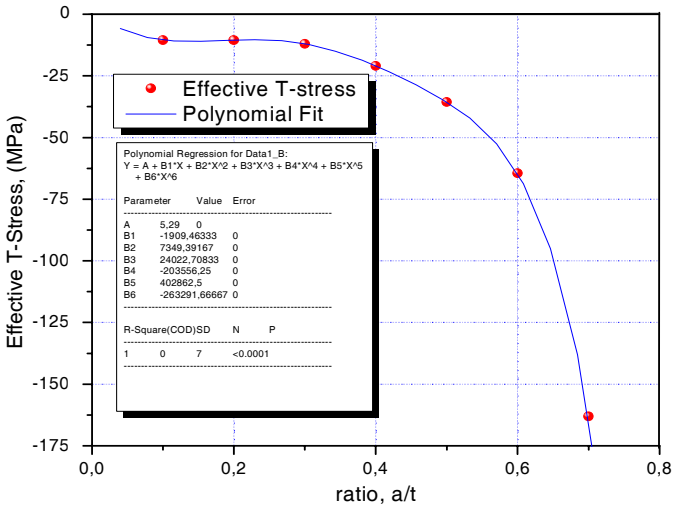


Figure 87 : Evolution de la contrainte effective T_{eff} pour différents rapports a/t pour une éprouvette Tuile Romaine (TR).

- **Discussions**

Les paramètres de rupture sont regroupés dans les tableaux 10, 11, 12 et 13, et représenté dans la Figure 88, pour différentes éprouvettes CT, DCB, SENT et Tuile Romain (TR), pour une charge de 1000N. Les résultats sont donnés pour différentes profondeurs d'entaille dans la gamme 0.1-0.7.

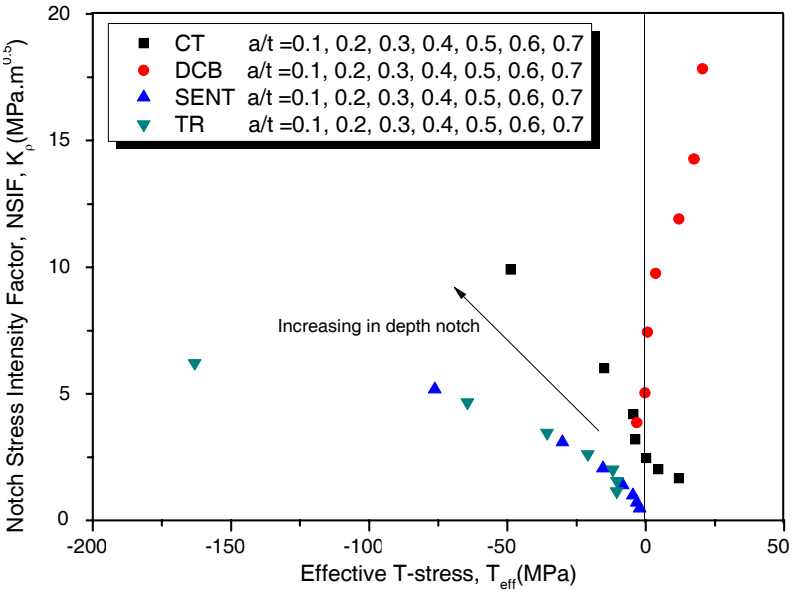


Figure 88 : Evolution de la contrainte effective T_{eff} pour différents rapports a/t pour une éprouvette Tuile Romaine (TR).

Pour les éprouvettes CT, le Facteur d'Intensité de Contrainte d'Entaille est calculé par l'intersection de la projection de distance effective, prélevée de la courbe de la distribution de la contrainte T, avec la courbe de la distribution de la contrainte d'ouverture. Les résultats numériques, calculés par la méthode de ligne pour les entailles, sont de ceux des fissures, Equation (60).

$$K = \frac{F}{wB}.(2+\frac{a}{w}).\frac{0.886+4.64(a/w)-13,32(a/w)^2+14.72(a/w)^3-5.6(a/w)^4}{(1-(a/w))^{1.5}} \qquad (60)$$

Tableau 10 : Regroupements des paramètres de rupture pour les éprouvettes CT.

Charge F (N)	R/t	a/t	X_{eff}(mm)	T_{eff}(MPa) EF (entaille)	T_f(MPa) Eq.(50) (Fissure)	K_ρ (MPa.m$^{0.5}$) EF (entaille)	K(MPa.m$^{0.5}$) Eq.(60) (Fissure)
1000	CT	0.1	0,3242	11,98400	-49,78936334	1,65580	2,30008
		0.2	0,6199	4,56800	-54,15286916	2,02178	3,24674
		0.3	1,0272	0,21500	-59,62338879	2,46332	4,27022
		0.4	0,6755	- 3,71000	-66,20092223	3,20537	5,529683
		0.5	0,6783	- 4,35600	-73,88546947	4,19350	7,338044
		0,6	0,5313	- 4,90500	-82,67703053	6,01434	10,37311
		0.7	0,4038	- 48,80000	-92,57560538	9,90881	16,37298

Les résultats de la modélisation sur les éprouvettes DCB sont présentés au tableau 11. Ils sont comparés de ceux de la littérature pour des fissures. Notons que peu d'équations illustrent l'évolution de la contrainte T dans les éprouvettes DCB, traduisant la difficulté d'interpréter les résultats sur ces éprouvettes ainsi que le mode complexe de ses ruptures. L'équation (59) donne des résultats très élevés du Facteur d'Intensité de Contraintes.

Tableau 11 : Regroupements des paramètres de rupture pour les éprouvettes DCB.

Charge F (N)	R/t	a/t	X_{eff}(mm)	T_{eff}(MPa) EF (entaille)	K_ρ (MPa.m$^{0.5}$) EF (entaille)	K(MPa.m$^{0.5}$) Eq. (55) (Fissure)	K(MPa.m$^{0.5}$) Eq. (57) (Fissure)	K(MPa.m$^{0.5}$) Eq. (58) (Fissure)
1000	DCB	0.1	0,5209	- 3,22300	3,86612	3,918961	6,554485	6,702036
		0.2	0,5221	- 0,18900	5,02907	7,837923	10,47344	10,51033
		0.3	0,5297	0,57000	7,3415	11,75688	14,39240	14,40880
		0.4	0,4959	3,64000	9,76159	15,67584	18,31137	18,32059
		0.5	0,5071	11,98000	11,89679	19,59480	22,2303	22,23623
		0,6	0,5238	17,43000	14,27240	23,51376	26,14929	26,15339
		0.7	0,5192	20,51000	17,83472	27,43273	30,06825	30,07126

Les résultats de la modélisation sur les éprouvettes SENT sont regroupés dans le tableau 12. Les valeurs du Facteurs d'Intensité de Contraintes d'entailles sont comparées à ceux de la littérature pour les fissures [113], [114] et [69] équations (61), (62) et (63) respectivement :

$$K = \frac{F}{wB}.\left[1.99\left(\frac{a}{w}\right)^{1/2}-0.41\left(\frac{a}{w}\right)^{3/2}+18.7\left(\frac{a}{w}\right)^{5/2}-38.48\left(\frac{a}{w}\right)^{7/2}+53.85\left(\frac{a}{w}\right)^{9/2}\right] \qquad (61)$$

$$K = F.\frac{\sqrt{\pi a}}{wB}.\left[1.122-0.231\left(\frac{a}{w}\right)+10.550\left(\frac{a}{w}\right)^2-21.710\left(\frac{a}{w}\right)^3+30.382\left(\frac{a}{w}\right)^4\right] \qquad (62)$$

$$K = F.\frac{6\sqrt{\pi a}}{wB}.\left[1.122 - 1.40\left(\frac{a}{w}\right) + 7.33\left(\frac{a}{w}\right)^2 - 13.08\left(\frac{a}{w}\right)^3 + 14.0\left(\frac{a}{w}\right)^4\right] \quad (63)$$

Tableau 12 : Regroupements des paramètres de rupture pour les éprouvettes SENT.

Charge F (N)	R/t	a/t	X_{eff}(mm)	T_{eff}(MPa) EF (entaille)	K_ρ MPa.m$^{0.5}$) EF (entaille)	K(MPa.m$^{0.5}$) Equ. (61) (Fissure)	K(MPa.m$^{0.5}$) Equ. (62) (Fissure)	K(MPa.m$^{0.5}$) Equ. (63) (Fissure)
1000	SENT	0.1	0,7569	-2,20590	0,479797	0,505201	0,504771	0,60906
		0.2	0,5937	- 3,20450	0,703344	0,827060	0,82643	0,99718
		0.3	0,5280	-4,57400	0,986951	1,226361	1,225557	1,47877
		0.4	0,4143	-8,33700	1,397233	1,794032	1,793020	2,16347
		0.5	0,3486	-15,32700	2,063198	2,694354	2,693063	3,24948
		0,6	0,2828	-30,08900	3,090994	4,203566	4,201857	5,07001
		0.7	0,1973	-76,23400	5,172123	6,735442	6,733076	8,12421

Tableau 13: Regroupements des paramètres de rupture pour les éprouvettes TR.

Charge F (N)	R/t	a/t	X_{eff}(mm)	T_{eff}(MPa) EF (entaille)	K_ρ(MPa.m$^{0.5}$) EF (entaille)
1000	TR	0.1	0,3104	-10,47300	1,156178
		0.2	0,2280	-10,40700	1,551290
		0.3	0,2110	-11,92800	2,013610
		0.4	0,1630	-20,93100	2,623028
		0.5	0,1457	-35,60000	3,453873
		0,6	0,1296	- 64,41400	4,658697
		0.7	0,0831	-163,1100	6,214967

IV.2. 5 Discussion

Comme en élasticité linéaire, il existe donc au voisinage de la pointe de l'entaille, comme en fissure (mais pas trop près cependant), un champ de contraintes et un champ de déformations asymptotiques fonctions de deux paramètres, K et T. Cette propriété est essentielle pour assurer la transférabilité des résultats obtenus sur des éprouvettes au comportement de structures entaillées.

Cette propriété de T permettant la description de la distribution des contraintes et déformations, pourra donner lieu à des applications importantes dont les bases sont les suivantes :

- Nous étudions des géométries d'éprouvettes pour lesquelles il est possible de déterminer "expérimentalement" K et T, à partir des déformations à la pointe de l'entaille qu'on enregistre pendant un essai de comportement.

- Nous repérons sur ces éprouvettes l'amorçage et la propagation des fissures émanant d'entailles, ce qui dans le principe, permet de tracer des courbes maîtresses K_ρ- T_{eff} .

- Nous étendons ces résultats à d'autres types de géométries pour lesquelles on s'est assuré que le paramètre T reste valable pour décrire la distribution des contraintes et de déformations au voisinage de la pointe de l'entaille.

Des études précédentes, menées par O'Dowd et Shih [15], Chao [59-62] et d'autres auteurs, en plasticité confinée et/ou généralisée ont montré que le paramètre K seul n'est pas suffisant pour décrire les distributions des contraintes au voisinage de la pointe de l'entaille. Nous traiterons ce point avec plus de détails dans le chapitre V : mesure expérimentale de K_ρ- T_{eff}.

IV.2. 6 Paramètres influençant la contrainte effective T_{eff} et le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille $K_{I\rho}$

Déterminer un critère pour étudier l'intégrité des structures, est l'un des objectifs dont nous nous intéressons pour déduire la transférabilité entre éprouvettes. De nombreuses études ont été menées sur le sujet ; elles ont montré clairement l'influence de la géométrie de l'éprouvette sur le Facteur d'Intensité de Contraintes et la ténacité à l'amorçage. Il est aujourd'hui établi que ce phénomène est lié à la distribution des contraintes dans le ligament et au degré de confinement de la plasticité en pointe de fissure 'constraint effect'. Ainsi, on observe que les éprouvettes dont le ligament est sollicité majoritairement en traction (DENT, SENT et CCP) présentent un taux de triaxialité plus faible que celles dites de flexion (CT et SENB).

A partir des éprouvettes, CT, DCB, SENT et Tuile Romaine, nous essayons dans cette partie de voir l'influence des différents paramètres sur le confinement et d'évaluer qualitativement l'influence de la taille et de l'épaisseur de l'éprouvette, de la présence d'entailles latérales, de la taille du défaut et du type d'éprouvette sur la contrainte effective T_{eff} et le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille $K_{I\rho}$.

IV.2.6. 1 Effet d'échelle et de géométrie

La ténacité à l'amorçage présente une sensibilité importante à l'effet d'échelle pour prendre en compte la contrainte T. Cependant, il est difficile de conclure sur les tendances observées dans la littérature [106-108], car variées voir contradictoires, dépendantes de la nature du matériau et de la géométrie considérée. C'est sans doute pour cette raison que cette démarche n'a pas abouti à la définition de grandeurs intrinsèques au matériau.

Les effets d'échelle constatés, lors de la rupture de différents types d'acier, ont une origine soit mécanique, soit métallurgique. La variation du confinement des champs mécaniques au voisinage des fissures macroscopiques est responsable des effets d'échelle d'origine mécanique. D'où l'introduction d'une approche à deux paramètres K-T.

Ces effets d'échelle sont de même nature que les effets de géométrie observés, par exemple, lors de la comparaison des ténacités mesurées à l'aide d'éprouvettes fissurées de flexion ou de traction. Les effets d'échelles d'origine métallurgique sont induits par la distribution aléatoire des sites d'amorçage des ruptures.

Dans le cas de ruptures brutales, l'utilisation de notre nouvelle méthode, dite de ligne, permet de prédire les effets d'échelle en établissant des relations générales entre les différentes échelles. L'application de la méthode relevant de l'approche globale de la rupture à deux paramètres permet, avec le concours de simulations numériques, une prévision des différents effets d'échelle évoqués.

• Effet de la géométrie

Nous traçons dans la Figure 89 l'évolution du paramètre $K_{I\rho}$ en fonction de T_{eff}, pour les éprouvettes CT, DCB, SENT et TR contenant des entailles tels que a/t = 0.5. Cette Figure montre qu'en état de contraintes planes, le deuxième paramètre T est négatif pour les éprouvettes TR, SENT et CT, et est positif pour l'éprouvette DCB.

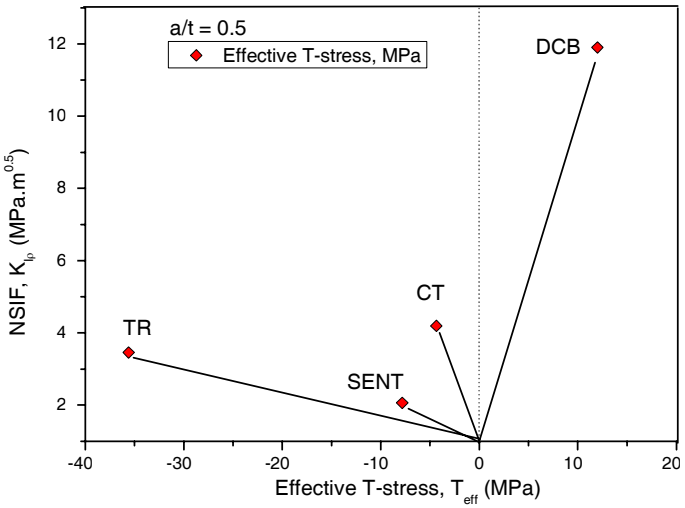


Figure 89 : Evolution de T_{eff} et $K_{I\rho}$ en fonction de la distance pour les éprouvettes CT, DCB, SENT et TR (a/t =0.5 et F = 1000N)

L'approche à deux paramètres consiste donc à corriger le critère de rupture ($K_{I\rho}$) en y adjoignant le paramètre T_{eff}. L'exploitation de la courbe, Figure 89, consiste alors à calculer la valeur de T_{eff} pour la structure entaillée et déduire ensuite la "ténacité attendue" pour ce type de structure.

• Effet d'échelle

Dans le but de construire des structures dites durables, toute analyse de conception à l'échelle globale de la structure devrait désormais intégrer les modifications qui se produisent à l'échelle du matériau et qui peuvent avoir des conséquences sur sa tenue dans le temps. Dans le cas des aciers X52, un paramètre caractéristique définissant le confinement à pointe de l'entaille existe. Ce dernier est lié à l'effet d'échelle à partir de laquelle le matériau peut être considéré en fonction de la taille et de l'échelle de la structure.

Plusieurs auteurs [56,58,60] ont mis en évidence l'existence de cette caractéristique est ces conséquences sur le comportement macroscopique des structures, comme le fait que la résistance nominale estimée est fonction de la taille de l'éprouvette. En effet, les caractéristiques mécaniques mesurées sur des éléments de grandes dimensions sont différentes de celles identifiées sur des spécimens de laboratoire.

Ce phénomène dont la cause est essentiellement liée au niveau de l'énergie relâchée en front de fissure est désormais bien connu. Néanmoins, d'autres résultats expérimentaux mettent en évidence une relation entre le Facteur d'Intensité de Contraintes et la contrainte de confinement T.

L'effet d'échelle est étudié à partir de la comparaison des résultats obtenus de la simulation 2D d'un essai de traction directe pour plusieurs tailles d'éprouvettes entaillées géométriquement similaires de type CT pour une profondeurs a/t =0.5, Figure 90. Les dimensions de l'éprouvette CT1 (le 1 indique l'échelle présenté dans le Figure 97) sont données.



Figure 90 : Eprouvettes CT avec différentes épaisseurs.

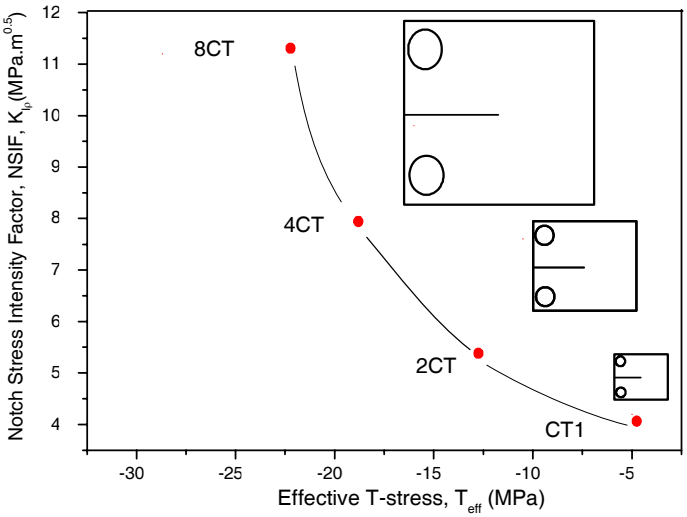


Figure 91 : Evolution de la courbe K_ρ-T_{eff} en fonction de l'évolution d'échelle de éprouvettes CT.

Les résultats obtenus, exprimés en termes du Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille en fonction de la contrainte effective de confinement, sont représentés sur la Figure 91. Les valeurs numériques des paramètres confinement croient avec l'augmentation d'échelle d'éprouvettes. Plus les dimensions des éprouvettes augmentent plus T croît jusqu'au une valeur de stabilisation. Cette dernière représente la ténacité du matériau et est indépendante du paramètre de confinement. La contrainte effective critique est de l'ordre de 32 MPa, pour une charge de 1000N.

IV.2.6. 2 Effet du chargement

Nous analysons, dans cette partie, l'effet du chargement sur le paramètre T dans le cas d'une éprouvette Tuile Romaine en flexion en état de contraintes planes et en fixant a/w = 0.5. Les chargements appliqués lors des simulations sont de 1000N, 2000N, 3000N et 5000N.
L'évolution du paramètre T, en fonction de la charge appliquée le long du ligament pour l'éprouvette TR, est représentée dans la Figure 92.

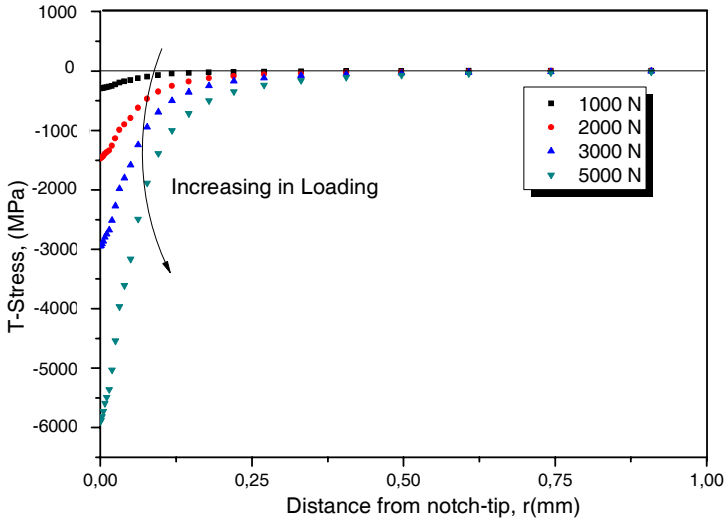


Figure 92 : Evolution de la contrainte T le long du ligament, pour différents chargements.

Cette évolution, présentée dans la Figure 92, est approximée par des polynômes de sixièmes degrés. Les courbes d'approximations et les équations sont présentées dans la Figure 93.

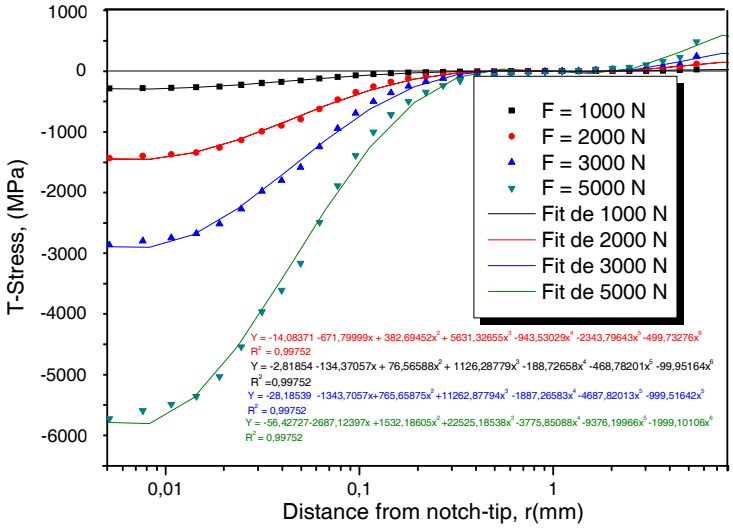


Figure 93 : Evolution de la contrainte T le long du ligament, pour différents chargements.

A partir des courbes d'approximations, et en utilisant la méthode de ligne proposée, nous déduisons les distances effectives et les contraintes effectives T_{eff}. A partir des distances effectives, nous obtenons les valeurs du Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entailles équivalentes, pour différents chargements appliqués. L'évolution de la contrainte effective de confinement est présentée dans une courbe (K_ρ-T_{eff}). Elle évolue d'une façon linéaire, justifiant la linéarité du système.

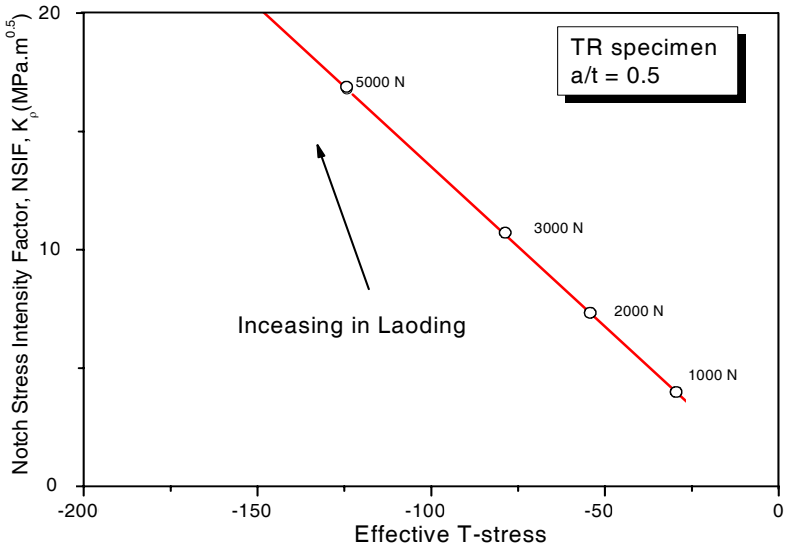


Figure 94 : Evolution de T en fonction de distance le long du ligament (TR, a/w = 0.5)

IV.2.6. 3 Effet de la taille de l'entaille

Le Facteur d'Intensité de Contraintes est lié directement à la profondeur du défaut. Sa valeur est modifiée lors d'un changement des paramètres géométriques de la structure.

Nous essayons de détailler l'évolution du Facteur d'Intensité de Contraintes pour les éprouvettes standard du laboratoire, en présence du deuxième paramètre du confinement T.

- **Eprouvettes CT**

Avant d'étudier les singularités de contraintes pour l'éprouvette CT, nous tenons à signaler la particularité d'un rapport de taille de fissure, a/W = 0.1 (fissures courtes). Bauvineau [18] montre par exemple que la plasticité peut s'écouler en arrière de la fissure. Par conséquent, le paramètre de chargement K n'est plus pertinent pour décrire les champs de contraintes au voisinage de la fissure et en particulier dans le ligament restant. Ce cas est fréquemment rencontré pour des aciers ferritiques, qui s'écrouissent peu pendant la mise en charge.

Dans le cas des éprouvettes CT, les distributions de contraintes effectives T_{eff} sont obtenues par calcul aux éléments finis, par la méthode de ligne, en fonction du Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille.

La Figure 95 montre l'effet de la taille de l'entaille illustré par une différence du Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille, pour différentes profondeurs a/t =0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 0.7 pour l'éprouvettes CT.

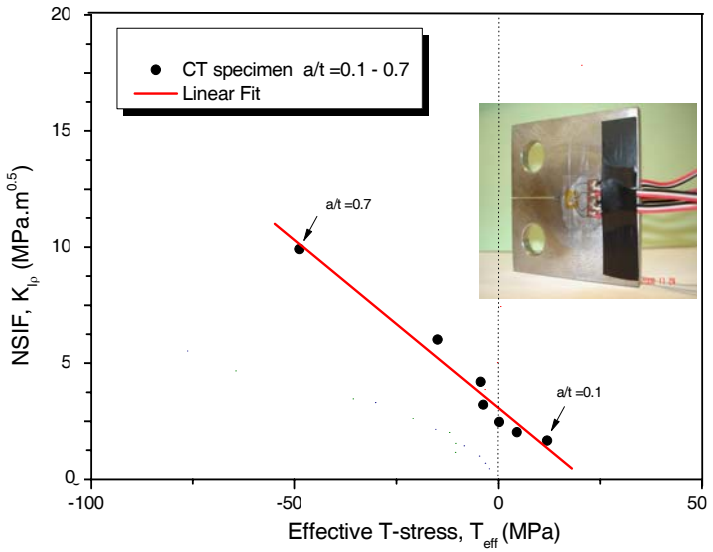


Figure 95 : Evolution de T_{eff} et $K_{I\rho}$ pour les éprouvettes CT (a/t =0.1- 0.7, F = 1000N)

Une croissance de la profondeur d'entaille augmente progressivement le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille en augmentant le confinement à la pointe de l'entaille. L'évolution de la courbe (K_ρ-T_{eff}) est approximée par une fonction linéaire. Les résultats sont en contradiction avec ceux de Hammam et al.[76] pour des éprouvettes CT de différentes profondeurs.

• Eprouvettes DCB

Une augmentation de la taille d'entaille, fait apparaître des valeurs positives de confinement. Le Facteur d'Intensité de Contraintes effectif (ou apparent) diminue en augmentant les valeurs effectives de la contrainte T suivant l'équation :

$$K(r,\theta) \approx \sigma_{ij}\sqrt{2\pi r}.f_{ij}(\theta) - T\sqrt{2\pi r}\delta_{1i}\delta_{1j} \qquad \text{lorsque} \quad r \to \infty, \qquad (64)$$

Pour les éprouvettes DCB, la contrainte T est positive et joue un rôle d'arrêt de la propagation de la fissure. La propagation de la fissure émanant d'entaille est instable et le chemin de la fissuration dévie de la direction principale. Plus de détails sur les éprouvettes DCB, chemin et instabilité de propagation de la fissure, sont donnés dans le chapitre V.

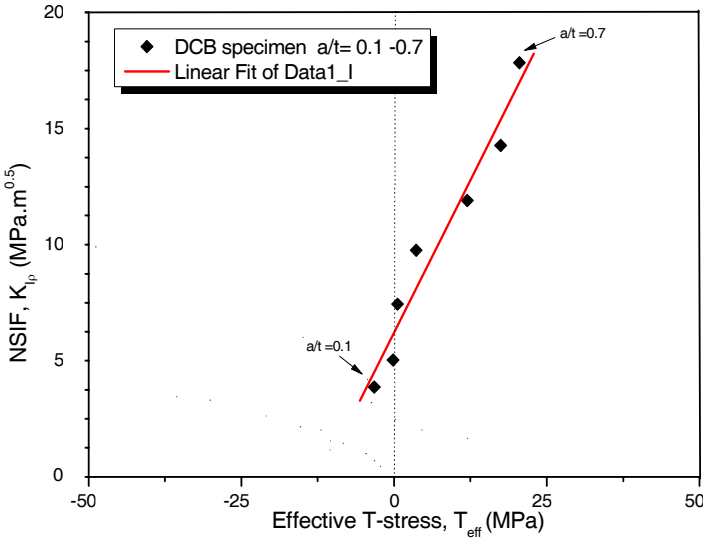


Figure 96 : Evolution de T_{eff} et $K_{I\rho}$ pour les éprouvettes DCB (a/t =0.1- 0.7, F = 1000N)

- **Eprouvettes SENT**

Le comportement des éprouvettes SENT est semblable à celui des éprouvettes CT. L'augmentation de profondeur du défaut fait apparaître des valeurs négatives de la contrainte effective T et une augmentation du Facteurs d'Intensités de Contraintes effectifs, équation (60), Figure 97.

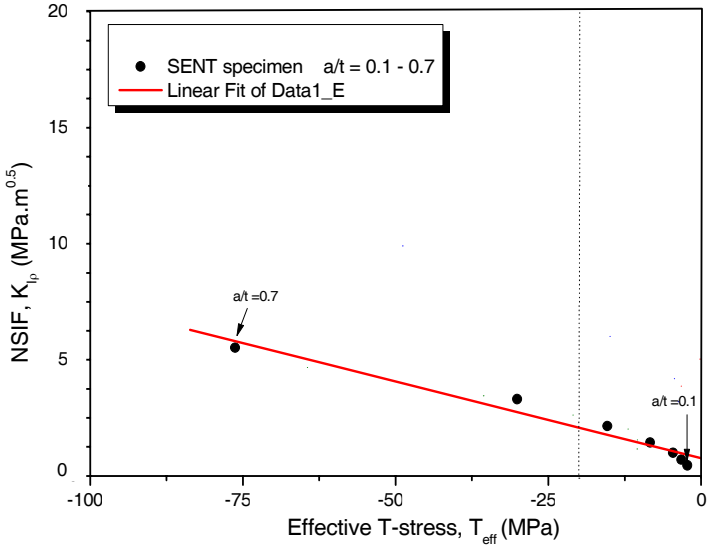


Figure 97 : Evolution de T_{eff} et $K_{I\rho}$ pour les éprouvettes SENT (a/t =0.1- 0.7, F = 1000N)

- ## Eprouvettes Tuile Romaine

Les mêmes méthodes sont utilisées pour déduire l'évolution de la contrainte effective en fonction du Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille. Les valeurs de confinement négatives croissent avec l'augmentation de la profondeur d'entaille, Figure 98.

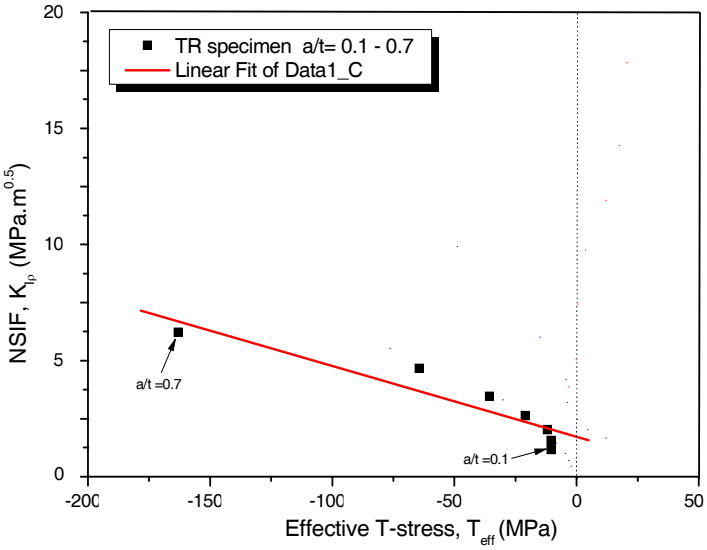


Figure 98: Evolution de T_{eff} et K_{Ip} pour les éprouvettes TR (a/t =0.1- 0.7, F = 1000N)

- ## Conclusion

Pour faciliter la lecture, nous traçons sur la Figure 99.a, le chargement appliqué sur l'entaille dans un diagramme K–T. Le quadrant positif du diagramme correspond à un chargement σ_{xx} supérieur à σ_{yy}, cas des éprouvettes DCB. Dans ce quadrant, la fissure risque de bifurquer. Dans les éprouvettes SENT, Tuiles Romaines (TR) et SENT, les fissures sont soumises à des contraintes σ_{xx} de même signe que σ_{yy} mais plus faibles. On se trouve donc entre l'axe des ordonnées du diagramme K –T et l'axe σ_{xx}.

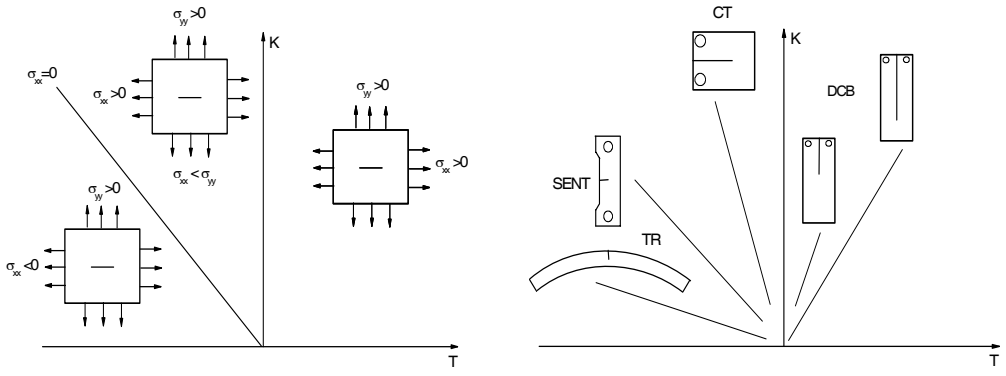


Figure 99: Chargement des éprouvettes CT, SENT, DCB et TR dans le plan K_{ρ}-T_{eff} , (F =1000N).

Nous montrons une représentation schématique des directions de chargement, dans un diagramme K −T, pour différentes éprouvettes, Figure 99.b. Pour l'éprouvette DCB, nous rappelons que nous avons étudié sept profondeurs. La contrainte effective T_{eff} est toujours positive et croît avec l'augmentation de la profondeur. Pour l'éprouvette CT, T_{eff} est négative et pour l'éprouvette SENT et TR la contrainte T est négative, mais les valeurs sont plus grandes que celles de l'éprouvette CT. La Figure 99.b montre les directions de chargement de chaque éprouvette. Nous remarquons que le trajet de chargement varie très sensiblement avec la longueur de l'entaille, résultat en contradiction avec ceux de Hammam et al.[76] sur des éprouvettes proches.

Du point de vue microscopique, lorsqu'une entaille de grande taille traverse le matériau, elle se propage en ignorant les hétérogénéités. Lorsque sa taille est petite, l'influence de la microstructure est significative dans les premières étapes de propagation, et son avancée est sensible à l'anisotropie locale du matériau [110]. Les résultats expérimentaux, liés à l'amorçage en début de propagation ont montré, pour une large gamme de matériaux, que les entailles courtes naturelles s'amorcent en surface, soit au niveau d'inclusions où de porosités, soit près des joints de grains [111]. Puisque les petites entailles ont un sillage plastique plus faible que celui des entailles longues, la valeur de la contrainte, nécessaire pour ouvrir la fissure, sera plus faible que la contrainte d'ouverture nécessaire pour une entaille longue.

En d'autres termes, le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille pour les entailles courtes sera plus grand que celui des entailles longues, ce qui entraînera une vitesse de propagation d'entailles courtes plus élevée. L'absence d'un seuil pour les entailles courtes indique que le seuil d'entaille longue n'est probablement pas une propriété intrinsèque du matériau, mais plutôt un artifice introduit par la fermeture de fissure, et induit par la méthodologie utilisée pour déterminer le seuil de non propagation des entailles longues [112]. Cette tendance est prouvée dans les résultats expérimentaux présentés dans le Chapitre V.

IV.2.6. 4 Effet d'épaisseur sur le confinement des éprouvettes

La conception de structures fiables nécessite de prévoir la rupture des composants. En présence de défaut, le niveau de sécurité est le dimensionnement à l'amorçage. Le concept de la mécanique de la rupture peut ainsi être utilisé dans l'analyse d'intégrité des structures en complément des études de nocivité des défauts en termes d'amorçage. Cependant, si la ténacité a l'amorçage (K_{Ic}) est un paramètre connu et codifié dans les normes, la ténacité à deux termes de ruptures (K-T) définie dans quelques références [58, 62, 65, 106-108], est un paramètre encore discuté : les dépendances à la géométrie où l'influence des autres paramètres du chargement et d'environnement sont souvent évoquées.

Nous proposons une étude complémentaire de la littérature (Chao et al. [107](2001), Kim et al. [106](2007), Maleski et al.[108](2004)), pour différentes géométries, Figure 100. Des modélisation en deux dimensions sont réalisée sur des tuyaux de transport de gaz APL X52 L de diamètre interne D_i =800 mm, comportant des entailles longitudinale de surface de taille initiale a/t = 0.5 et d'épaisseurs différentes discutant l'effet de géométrie. Les distributions des contraintes principales dans la direction de la propagation de la fissure permettent de déterminer la contrainte T et le Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille.

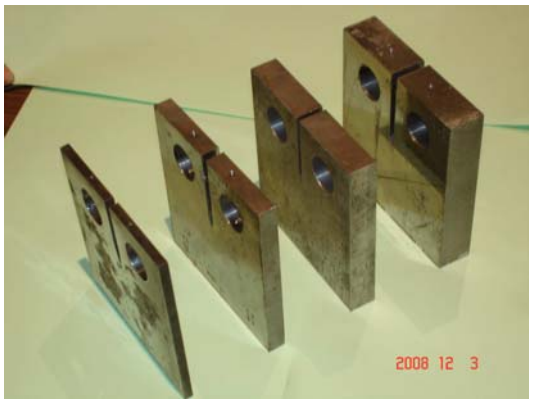


Figure 100 : Exemple d'éprouvettes CT avec différentes épaisseurs.

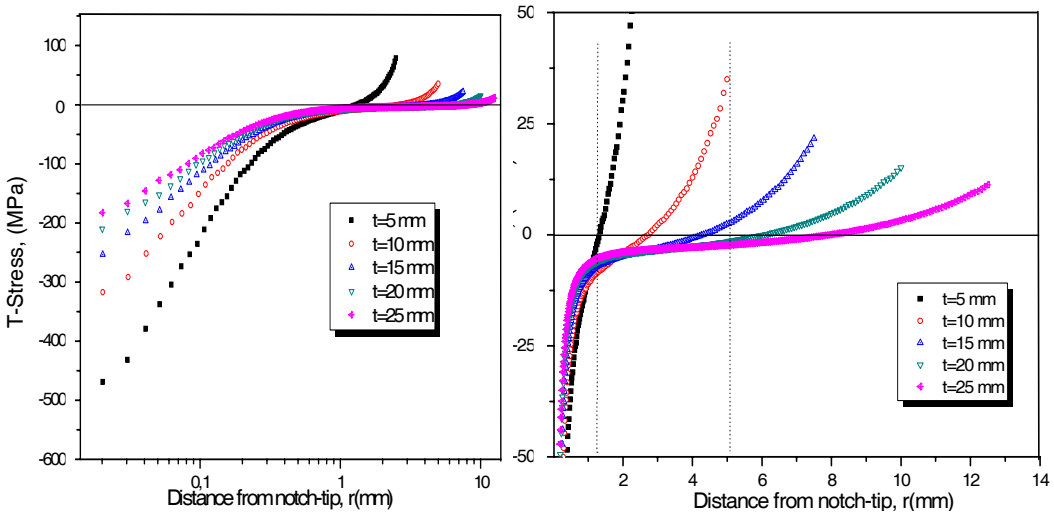


Figure 101 : Evolution de la contrainte T le long du ligament pour les différents épaisseurs, éprouvette sous pression, P = 50 bars.

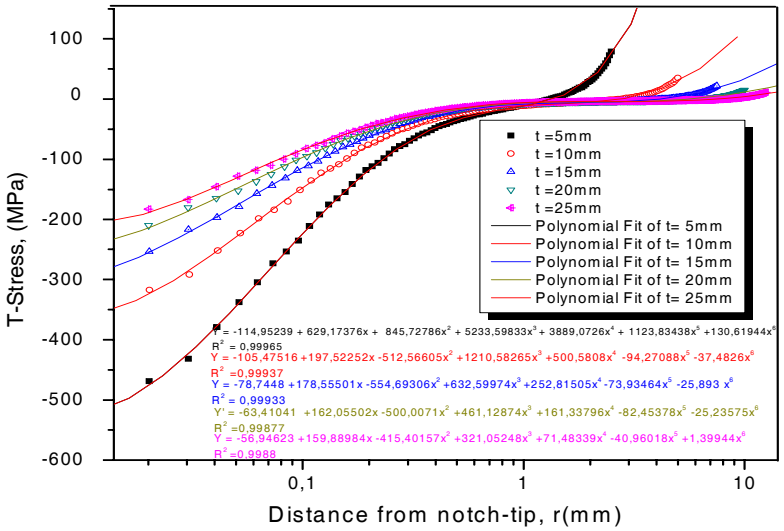


Figure 102 : Approximation de l'évolution de T par un polynôme, pour différents cas d'épaisseur.

L'analyse de l'effet de l'épaisseur sur la contrainte T, illustrée dans la figure 102, présente l'évolution de la contrainte le long du ligament pour différents épaisseurs t = 5, 10, 15, 20 et 25 mm, avec une entaille en U (a/t = 0.5). La pression est fixée à 50 bars. Nous remarquons que lorsqu'on augmente l'épaisseur, les courbes se rapprochent et tendent à donner une indépendance du confinement avec l'épaisseur. Les courbes sont interpolées par des polynômes de sixième degré, Figure 103.

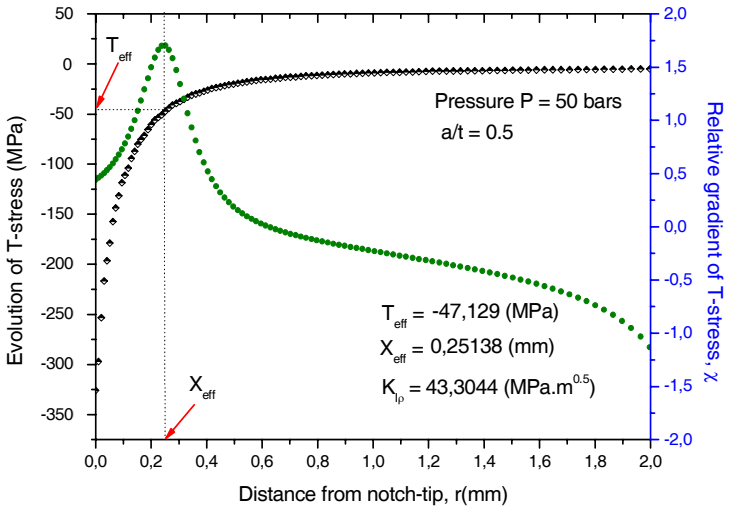


Figure 103 : Exemple de détermination de la contrainte effective et de la distance effective correspondante.

La contrainte effective T, négative, augmente rapidement lorsque l'épaisseur du tuyau augmente. Ainsi, le paramètre T_{eff} et le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entailles sont introduit pour tenir compte de la biaxialité du chargement évoluent également en fonction de l'épaisseur du pipe. L'évolution de T ne donne pas de stabilisations à une certaine distance pour les faibles épaisseurs, mais celle-ci est remarquée au-delà de 25 mm. La contrainte effective et la distance effective sont calculées à partir de la méthode de ligne, Figure 104.

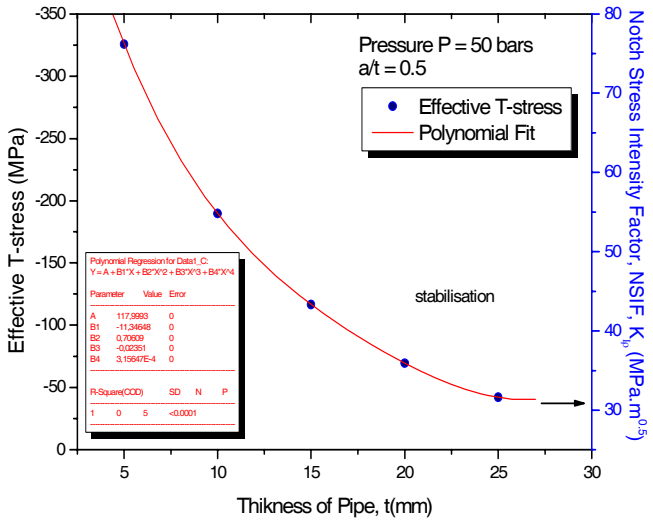


Figure 104 : Evolution de la contrainte effective et du Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille en fonction de l'épaisseur (P = 50 bars, a/t =0.5)

De nombreuses études montrent que pour des structures géométriquement similaires, la résistance à la rupture tend à décroître lorsque l'épaisseur des éprouvettes augmente. D'une façon plus

générale, l'expérience montre que des pièces semblables réalisées avec un même matériau ont une résistance en rupture décroissante lorsque toutes les dimensions augmentent. Ceci est du au fait que la probabilité d'apparition des défauts susceptibles d'amorcer une fissure croit proportionnellement avec le volume de la pièce [22]. La courbe présentée dans la figure 110, pour différentes longueurs d'entailles, est un exemple pour étudier l'effet d'échelle et pour vérifier l'hypothèse consistant à considérer la ténacité de rupture une grandeur intrinsèque au matériau.

Il faut néanmoins nuancer ces propos dans la mesure où le rapport entre la plus grande et la plus petite taille d'éprouvette est faible. Le choix d'une profondeur constante n'a pas permis de tester des éprouvettes plus grandes. La résistance d'une grande éprouvette rapportée à son poids devient très faible et rend sa manipulation difficile. Larsen et Gustafsson [109](1990) ont remarqué un léger effet d'échelle. A la différence des essais présentés, ces auteurs ont augmenté la profondeur des éprouvettes proportionnellement à leur hauteur. L'effet d'échelle constaté par ces auteurs peut être dû à l'augmentation de la variation d'orientation des directions principales par rapport au plan de propagation de fissures lorsque la profondeur augmente.

Tableau 14 : récapitulation de la contrainte effective, la distance effective et le facteur d'intensité de contraintes d'entailles.

	t(mm)	$X_{eff}(mm)$	T_{eff} (MPa)	K_ρ(MPa.m$^{0.5}$)
Tuyau sous pression P = 50 bars, Défaut externe a/t =0.5	5	0,0625	- 304,69200	76,1776
	10	0,1094	- 135,21500	54,7895
	15	0,2514	- 47,12900	43,3044
	20	0,3179	- 29,28800	35,9264
	25	0,3220	- 25,42000	31,5943

Le tableau 11 regroupe les différents paramètres ; la contrainte effective, la distance effective correspondante et le Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille sont calculés à partir des courbes d'approximation polynomiales. Ce calcul est réalisé pour une pression interne de 50 bars et un défaut a/t =0.5.

IV.2.6. 5 Conclusion partielle

Nous avons présenté les outils numériques nécessaires à une modélisation précise d'une entaille dans un maillage. Nous avons montré les singularités qu'engendrent une telle entaille. La bonne maîtrise de la structure du maillage est indispensable pour un calcul précis des champs mécaniques. Pour cela, nous avons montré l'intérêt des éléments singuliers à la pointe de l'entaille.

L'étude de comportement à la rupture d'une pièce entaillée s'effectue à l'aide d'une approche globale à deux paramètres. De nombreuses méthodes existent pour calculer ces deux paramètres. Nous avons proposé deux nouvelles méthodes, inspirée de la méthode volumétrique : méthode de lignes et méthode de points. Les deux méthodes sont à la fois rapides, précises, et facilement généralisables pour déduire la contrainte de confinement et le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille. Cependant, leurs utilisations nécessitent la présence d'éléments fins entourant la pointe de l'entaille.

Les résultats présentés évaluent qualitativement l'influence de la taille de l'éprouvette, de la présence d'entailles latérales, de la taille du défaut et du type d'éprouvette sur le comportement à rupture et la ténacité à l'amorçage. Le premier point étudié, le plus simple car il ne s'intéresse pas aux effets de géométrie, est l'influence de la taille de l'entaille de l'éprouvette. Nous montrons succinctement les problèmes de transférabilité des grandeurs caractéristiques basées sur le concept de K en présence du paramètre T.

IV. 3 CONCLUSION DU CHAPITRE

Une modélisation de l'évolution des champs de contraintes le long du ligament, en contrôlant la valeur de la contrainte T et du Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille K_ρ, est bien détaillée dans ce chapitre. L'étude s'est portée sur des Pipeline en acier APL X52 L suivant les normes américaines et portants des défauts longitudinaux de surface. Ces défauts sont des arrachements de matière lors d'une réparation ou sous l'effet d'un contact. Les défauts sont simulés comme étant des entailles semi-elliptiques en forme de V de avec $a/c \rightarrow \infty$, et en 2 dimensions. Nous avons remarqué :

- Pour l'arc de tuyau, dit : éprouvette Tuile Romaine, sollicité en flexion trois, que la méthode de différence de contraintes n'est pas conservative en présence d'entaille. Pour les fissures, cette méthode donne une stabilisation à une certaine distance de la pointe, ce qui n'est pas le cas pour les entailles.

- Nous avons généralisé l'étude pour un tuyau complet portant des entailles longitudinales en forme de V de surface, sous l'effet d'une pression interne. Nous avons présenté des solutions approximatives de l'évolution de la contrainte élastique effective T_{eff} et du Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entailles $K_{I\rho}$, pour un défaut de surface longitudinal. Pour couvrir une gamme pratiques de variables, nous avons choisi différents rapports R/t, a/t et P. La méthode de différence de contraintes (SDM) ne produit pas des valeurs constantes à une certaine distance de la pointe de l'entaille, résultat signalé par plusieurs auteurs pour les fissures. Par suite, nous avons proposé deux méthodes simples : méthode de ligne et méthode de points, basées sur les interprétation de la méthode volumétrique, proposée par Pluvinage et al.[77]. Ces deux méthodes donnent de bons résultats. Une comparaison confronte nos résultats à ceux de la littérature.

  A partir d'analyse par éléments finis (FEM), des tableaux et des approximations polynomiales des valeurs de la contrainte effective T_{eff} et du Facteur d'intensité de contraintes d'entaille $K_{I\rho}$ sont fournies au point profond de l'entaille. Bien que la contrainte T soit, en général faible devant σ_{xx} en pointe de l'entaille, nous montrons son rôle non négligeable sur le comportement de l'entaille, en particulier sur le développement de la zone plastique. Cette dernière est en compression dans les différents cas étudiés. En se basant sur le détail de l'analyse par éléments finis à deux dimensions, nous pensons que les solutions données sont précises. L'analyse fournit plus d'informations une fois combinées la contrainte effective T et le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille $K_{I\rho}$, lorsqu'on prend en considération l'intégrité des structures comportant des triaxialités à la pointe de l'entaille.

- Nous avons étudié ensuite l'évolution de T pour des éprouvettes CT, SENT et DCB et Tuile Romaine, toute en variant le confinement à la pointe de l'entaille. Les détails de chaque éprouvette seront présentés : calcul par éléments finis de l'évolution de la contrainte T et du Facteur d'Intensité de Contraintes K_I pour une longueur d'entaille en utilisant la méthode de différence de contraintes (Stress Difference Method, SDM) (Chapitre II). Les expressions obtenues ainsi que le plan de l'éprouvette sont fournis. Les valeurs effectives, de T et K, sont calculées successivement par une proposition de deux méthodes : méthode des lignes et méthode des points inspirées de la méthode volumétrique, Chapitre II. Les grandeurs caractéristiques, décrivant l'amorçage et la propagation basés sur le concept d'un seul paramètre (K ou J), sont apparues sensibles aux effets de taille et d'échelle (dont les tendances restent assez variables) et aux effets de géométrie (résultats obtenus lors des modélisations). Ces phénomènes posent le problème de transférabilité de ces grandeurs aux structures. Ces observations sont relativement

expliquées lors de l'étude de l'influence de la géométrie sur le confinement de la zone plastique et sur le taux de triaxialité des contraintes devant la pointe de l'entaille. Plus la zone plastique est étendue, plus l'intensité des champs de contraintes diminue devant la pointe de l'entaille, impliquant une augmentation des valeurs de K_{Ip}, pour obtenir le même endommagement que dans le cas d'une géométrie restant en plasticité confinée.



Bibliographie

[1] Adib. R. Theoretical and numerical aspects of the volumetric approach for fatigue life prediction in notched components, International Journal of fatigue 25, 2003, P: 67- 76

[2] Adib. R. Adib H. The effect of geometry in hot spot welded joints for fatigue life prediction. Internal Report of Laboratoire de Fiabilite Mecanique, Metz University, 28 July 2000.

[3] M. Hadj Meliani, H. Moustabchir, Z. Azari (2006). A modified stress difference method (MSDM) of T-stress on mode I loading. Séminaire EMMA 2006 "les nouveaux défies de la mécanique et des matériaux". 11 Mai 2006, Université de Metz. France.

[4] M. Hadj Meliani, H. Moustabchir, Z. Azari (2007). T-stress to predict the directional stability of crack propagation in arc of pipeline with internal pressure. Congrés Algérien de Mécanique de Construction (CAMC'07). Alger 29-30 Avril 2007.

[5] Moustabchir H. Rapport Interne, Laboratoire de Fiabilité Mécanique, LFM-ENIM, Metz, 2006.

[6] Mangain, F. Rapport de DESS, Laboratoire de Fiabilité Mécanique, LFM-ENIM, Metz, 2006.

[7] Cappelle. J. Rapport de DEA, Laboratoire de Fiabilité Mécanique, LFM-ENIM, Metz, 2005.

[8] Williams JG. Ewing PD (1972). Fracture under complex stress—the angled crack problem. Int J Fract; 8(4): 416–41.

[9] Wang, X, Bell, R. Elastic T-stress solutions for semi-elliptical surface cracks infinite thickness plates subject to non-uniform stress distributions. Engng Fract Mech. 2004, 71, 1477.1496.

[10] Jayadevan, K.R, Thaulow, C, Østby, E, Berg, B, Skallerud, B, Holthe, K, and Nyhus, B. Structural integrity of pipelines: T-stress by line-spring. Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct 28, 2005, 467-488.

[11] Yang, B. Ravi-Chandar, K. Evaluation of elastic T-stress by the stress difference method. Engng Fract Mech. 1999, 64:589-605.

[12] Hutar P. Seitl S. K Knésl Z. Quantification of the effect of specimen geometry on the fatigue crack growth response by two-parameter fracture mechanics. Materials Science and Engineering A. 387-389 (2004) 491-494.

[13] R. M. Andrews "An analysis of fracture under biaxial loading using the non-singular T-stress." Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.. **23**. 53–62 (2001).

[14] Williams JG. Ewing PD (1972). Fracture under complex stress—the angled crack problem. Int J Fract; 8(4): 416–41.

[15] O'Dowd. N.P. and Shih. C.F. (1991). Family of crack tip fields characterized by a triaxiality parameter-I. Structure of fields. Journal of Mechanics and Physics of Solids 39. 989–1015.

[16] Parks. D.M. "Small-scale yielding analysis of mixed plane strain crack problem." in: Fracture Analysis (ASTM STP 560). Philadelphia (1974). pp. 187–210.

[17] Wu X. Elastic T-stress for cracks in test specimens subjected to non-uniform stress distributions. Engng Fract Mech 2002;69:1339–52.

[18] Martin S. (2002) .The influence of the T -stress on the directional stability of cracks. Int J Fract; 114 (3): 259 .65.

[19] k. Zerbst. Elastic-Plastic Mixed Mode Fracture Criteria and Parameters. Springer. Berlin (2003). ANSYS V5.4. User's Manual. Swanson Analysis Systems Inc. USA (1994).

[20] Pineau "A finite element investigation of the effect of crack tip constraint on hole growth under mode I and mixed mode loading." *Int. J. Solid Struct.*. **36**. 1427–1447 (1999).

[21] Cast3M, (2006), Commissariat à l'énergie atomique CEA.

[22] G. Pluvinage – Mécanique élastoplastique de la rupture « critères d'amorçage », Ed. CEPADUES, Metz, 1989.

[23] Elminor H. Fracture toughness of high strength steel (using the notch stress intensity and volumetric approach), Structural safety 25, 2003, P: 35- 45

[24] Adib H. Theoretical and numerical aspects of the volumetric approach for fatigue life prediction in notched components, International Journal of fatigue 25, 2003, P: 67- 76

[25] Pluvinage G. Rupture et fatigue amorcées à partir d'entaille – Application du facteur d'intensité de contrainte, Revue Française de Mécanique, 1997, P : 53-61, N° 1997-1.

[26] Kadi N. Exposé représenté au Laboratoire de fiabilité mécanique- Université de Metz, 1998.

[27] Qylafku G. La rupture par fatigue et la détermination de durée de vie des arbres entaillées, rapport représenté au Laboratoire de fiabilité mécanique- Université de Metz, 1999.

[28] Nyoungue A. L'analyse de l'endommagement de la rupture du verre. Mémoire de thése doctorat d'université de Metz, 7 Mai 2000.

[29] Schijve J. Stress gradients around notches. Fatigue of engineering Materials and Structures. Vol. 3, N°. 4, pp. 325-338, 1980.

[30] Taylor D, Bologna P., Bel Knani K, Prediction of fatigue failure location on a component using a critical distance method. Int. J. Fatigue, Vol. 22, pp. 735-742, 2000.
[31] Taylor D, Wang G. the critical volume method in fatigue analysis. Actes de 'NATO Advanced Research Wokshop on Notch Effects in Fatigue and Fracture. Pluvinage G., Gjonaj M. éditeurs, pp. 187-205, Durres, Albania, 2000.
[32] Atzori B., Lazzarin P., Fillipi S. Cracks and notches ; analogies and differences of the relevant stress distributions and practical consequences in fatigue limit predictions. Int. J. Fatigue, Vol. 23, pp. 355-362, 2001.
[33] J.W. Hutchinson – Singular behaviour at the end of a tensile crack in a hardening material, J. Mech. Phys. Solids, Pergamon Press, Vol. 16, pp. 13-31,1968.
[34] J. Rosengen "Case studies on the determination of applied J-values ". Delft University of Technology, Laboratory for Thermal Power Engineering. Netherlands
[35] Su B., Bhuyan Gouri S., Elastic fracture properties of all-steel gas cylinders with different axial crack types. International Journal of Pressure Vessels and Piping 76 (1999) 23-33.
[36] Qu et al.(2006). Two parameter characterisation of elastic-plastic crack tip fields ", Journal of Applied Mechanics, Vol. 58, pp. 104-110, 1991.
[37] Sumpter JGD, Hancock JW. Status of the J plus T stress. In: Schwalbe K-H, Bergers C, editors. Proceedings of the Ninth European Conference on Fracture. Proceedings of the Ninth European Conference on Fracture, vol. 1. Warley, UK: EMAS; 1994. p.617–26.
[38] Ozmat. B. Argon. A.S.. Parks. D.M. Growth modes of cracks in creeping type 304 stainless steel. Mech Mater. Vol. 11. pp.1-17. 1999.
[39] Nguyen BN, Onck PR, van der Giessen E. Study of higher order crack tip ®elds in intergranular creep fracture. In: Proceedings of the Conference on Modelling of Microstructural Evolution in Creep Resistant Materials. London: The Institute of Materials, 1999.
[40] Richardson. D.E. (1991). A new biaxial stress fracture criterion. Ph.D dissertation. Clemson University.
[41] Dawes. M.G.. Pisarski. H.G.. Towers. O.L. and Williams. S.. Fracture mechanics measurements of toughness in welded joints. Fracture Toughness Testing: Methods. Interpretation. and Application. The Welding Institute. Cambridge. U.K.. pp. 165-178. 1982.
[42] Peterson R.E. Stress concentration factors, USA, John Willey et Sons, 1974, P: 317.
[43] Timoshenko S., Goodier N. Theory of elasticity, Second Edition, McGraw-Hill Book Compagney, New York, 1951.
[44] Neuber H. Theory of stress concentration for shear-strained prismatical bodies with arbitrary non-linear stress-strain law, Jour. OF applied Mech, 1969, Vol.28, N^0 4, P:.544-551.
[45] Chen C.C, Pan H.I. Collection of papers on fracture of metals, Edition C.CHEN, Metallurgy Industry Press, Bejing, 1985, P: 119-219.
[46] Usami S.I. Current research on crack, Edition Tanaka, Jono, Komai, the Society of Material Science, Kyoto, Japan, 1985, P: 199.
[47] Glinka G., Newport A. Universal feature of elastic notch tip stress fields, Inter. Jour.OF Fract, 1985, Vol.9, P: 143.
[48] Creager M., Paris P.C. Elastic field equations for blunt cracks with reference to stress corrosion cracking, International Journal of Fracture. Vol. 3, 1967, P: 247-252.
[49] Schijve J. The stress intensity factor of small cracks at notches. Fatigue Fract Engng Mater Struct 1982;5:77–90.
[50] Glinka G. Calculation of inelastic notch-tip strain–stress histories under cyclic loading. Engng Fract Mech 1985;22:839–54.
[51] Timonshenko SP, Goodier JN. The theory of elasticity. New York, USA: McGraw Hill; 1970.
[52] Usami S. Short crack fatigue properties and component life estimations. In: Tanaka T, Jono M, Komai K, editors. Current Research
on Fatigue Crack. Kyoto, Japan: The Society of Material Science; 1985.
[53] Creager M, Paris PC. Elastic field equations for blunt cracks with reference to stress corrosion cracking. Int JFract 1967;3:247–52.
[54] Kujawski D. Estimation of stress intensity factors for small cracks at notches. Fatigue Fract Engng Mater Struct 1991;14:953–90.
[55] ANSYS Manuals. ANSYS Inc. 2003. http://www.ansys.com/
[56] Tuba, LS., A Method of Elastic-Plastic Plane Stress and Strain Analysis, Journal of Strain Analysis, Vol. 1, pp. 115-122, 1966, as referenced by Broek, David, Elementary Engineering Fracture Mechanics (4th cd.), Kluwer Academic Publishers, Nonvell, MA, 1988
[57] Aboulghit El-Malki Alaoui. Influence du chargement sur la propagation en fatigue de fissures courtes dans un acier de construction navale. Thèse de Doctorat. Université de Metz. Février 2005.

[58] Kim et Chao (2007) Y. Kim · Y. J. Chao. Effect of loading rate on dynamic fracture initiation toughness of brittle materials. Int J Fract (2007) 145:195–204

[59] Chao, Y. J., and Zhang, X., 1996, Constraint Effect in Brittle Fracture," Fatigue and Fracture Mechanics: 27th Volume, ASTM STP 1296, eds., R. S. Piasik, J. C. Newman, Jr., and N. E. Dowling, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA.

[60] Chao. Y.J. and Zhang. X. (1997). Constraint effect in brittle fracture. 27th National Symposium on Fatigue and fracture. ASTM STP 1296. R.S. Piascik. J.C. Newman. Jr. and D.E. Dowling. Eds.. American Society for Testing and Materials. Philadelphia. pp. 41–60.

[61] Chao YJ, Reuter WG (1997). Fracture of surface cracks under bending loads. In: Underwood JH, MacDonald B, Mitchell M(eds) Fatigue and fracturemechanics, vol 28,ASTMSTP 1321. American Society for Testing and Materials, Philadelphia, pp 214–242

[62] Chao . Y.J.. Liu. S.. and Broviak. B.J. (2001). Brittle fracture: variation of fracture toughness with constraint and crack curving under mode I conditions. Experimental Mechanics 41(3). 232–241.

[63] Liu S. Chao YJ (2003). Variation of fracture toughness with constraint. Int. J. Frac 124:113–117.

[64] Liu S, Chao YJ (2003) Variation of fracture toughness with constraint. Int J Frac 124:113–117

[65] Liu C, Knauss WG, Rosakis AJ (1998). Loading rates and the dynamic initiation toughness in brittle solids. Int J Frac 90:103–118.

[66] Ravi-Chandar K, Knauss WG (1984). An experimental investigation into dynamic fracture: I. Crack initiation and arrest. Int J Frac 25:247–262.

[67] Knott and Rice Family of crack-tip fields characterised by a triaxiality parameter I. Structure of fields ", Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 39, No. 8, pp. 989-1015, 1991.

[68] Ayatollah. M.R. Pavier. M.J. and Smith. D.J. (1998). Determination of T-stress from finite element analysis for mode I and mixed mode I/II loading. Int. J. of Fracture 91. 283-298.

[69] Lam P. S Chao Y. L Zhu X. Y Kim Y. Sindelar R.L. Determination of constraint-Modified J-R curves for carbon steel storage tanks. Journal of pressure and vessel technology. Vol 125 (2003).

[70] Yang, S., Chao, Y. J., and Sutton, M. A., 1993a, "Higher Order Asymptotic Crack Tip Fields in a Power-Law Hardening Material," Engineering Fracture Mechanics, Vol. 45(1), pp. 1-20.

[71] Yang, S., Chao, Y. J., and Sutton, M. A,, 1993b, "Complete Theoretical Analysis for Higher Order Asymptotic Terms and the HRR Zone at a Crack Tip for Mode I and Mode II Loading of a Hardening Material," Acta Mechanica, Vol. 98, pp. 79-98.

[72] Nikishkov, G. P., BrUckner-Foit and Munz, D., 1995a, "Calculation of the Second Fracture Parameter for Finite Cracked Bodies with the Use of the Three term Elastic-plastic Asymptotic Expansion," Engineering Fracture Mechanics,Vol. 52(4), pp. 685-701.

[73] Chao, Y. J,, Yang, S,, and Sutton, M. A,, 1994, "On the Fracture of Solids Characterized by One or Two Parameters: Theory and Practice," Journal of Mechanics and Physics of Solids, Vol. 42(4), pp. 629-647.

[74] Chao, Y. J,, Yang, S,, and Sutton, M. A,, 1994, "On the Fracture of Solids Characterized by One or Two Parameters: Theory and Practice," Journal of Mechanics and Physics of Solids, Vol. 42(4), pp. 629-647.

[75] Chao, Y. J,, and Ji, W., 1995, "Cleavage Fracture Quantified by J and A2,"Constraint Effects in Fracture: Theory and Applications—Second Volume, ASTM STP 1244, eds., M. Kirk and A. Bakker, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA, pp. 3-20.

[76] Hammam.R. Simulation de la propagation des fissures par fatigue dans les toiles des roués de train sous chargement à amplitude variable. Thèse de Doctorat, Ecole normale Supérieure de Cachan, Octobre 2006. France.

[77] G. Pluvinage, Application of notch Fracture Mechanics to fracture enunating from stress concentrators, Advances in Computational Engineering Congress of Computational Engineering Sciences, (1997), p. 2I3- 218

[78] J.A. Joyce et R.E. Link, `Application of two parameter elastic-plastic fracture mechanics to analysis of structures', Engineering Fracture Mechanics, Vol. 57, N°4, 1997, pp.431-446

[79] F. Ma, `The effect of constraint on crack tip fields and fracture toughness', International Journal of Fracture, Vol. 69, 1995, pp.341-355.

[80] T.C. Miller et T.L. Anderson, `A void growth model relating fracture toughness and constraint', Fracture Mechanics, ASTM STP 1207, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1994, pp .87-107 .

[81] T.L. Anderson, **N.M.R. Vanaparthy et R.H. Dodd**s, `Predictions of specimen size dependence on fracture toughness for cleavage and ductile tearing', Constraint Effects in Fracture, ASTM STP 1171, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1993, pp .473-491 .

[82] O. Kolednik, G.X. Shan et F.D. Fischer, `Geometry and size effect in ductile fracture-FEM studies and theoretical considerations' , IUTAM Symposium on Nonlinear Analysis of Fracture, ed. J.R. Willis, 1997, pp .43-52.

[83] Norme ASTM E813-89, `Standard Test Method for J_{Ic}, A measure of fracture toughness', Avril 1999.

[84] Foster Wheeler, BOC-FW Alliance Delivers the Goods!, article internet, http://www.fwc.com/industries/pdf/BOC%20hydrogen.pdf?SUBMIT=Go\&DIRNAME=about, (2004)

[85] H. Moustabchir, A. El-Hakimi, S. Harriri, M. Hadj-Meliani, Z. Azari (2007). Étude sous pression de tuyaux de transport de gaz, en présence de défauts de type entaille, Congrée Internationale Grenoble, France, 27- 30 août 2007.

[86] M. Hadj Meliani, M. Benarous, A. Ghoul, Z. Azari (2007). Volumetric method to understand the effect of T-stress and Stress Intensity factor in Arc of Pipe. The Africain Physical Reviews, Vol 1, N°1 (2007). Papier présenté au 'The International Conference on Micro and Nanotechnologies', ICMNT06. Tizi-ouzou, Algeria. 19-23 Nov 2006.

[87] A. N'Diaye, S. Hariri, G. Pluvinage, Z. Azari (2006). Stress concentration factor analysis for notched welded tubular T-joints" International Journal of Fatigue.

[88] V. V. Panasyuk. A. Ye. Andreykiv and V. Z. Parton. Bases of fracture mechanics of materials. in Fracture Mechanics and Material Strength (Handbook) (Edited by V. V. Panasyuk). Vol. 1. Naukova Dumka. Kyiv (1988).

[89] A. Elhakimi (2006). Thèse: Etude numérique et expérimentale de la nocivité des défauts dans des coques cylindriques et sphériques sous pression. Ecole des Mines de Doui, France.

[90] Selvarathinam. A.S. and Goree. J.G. (1998). T-stress based fracture model for cracks in isotropic materials. Engineering Fracture Mechanics 60. 543–561.

[91] Y. J. Chao, S. Liu and B. J. Broviak. Brittle Fracture: Variation of Fracture Toughness with Constraint and Crack Curving under Mode I Conditions. Experimental mechanics. VoL 41, No. 3, September 2001.

[92] Leevers, P.S. and Radon, J.C. (1982). Inherent stress biaxiality in various fracture specimen geometries. Int. J. Fract. **19**, 311–325.

[93] Kfouri, A.P. (1986). Some evaluations of the elastic T-term using Eshelby's method. Int. J. Fract. **30**, 301–315.

[94] Sherry, A.H., France, C.C. and Goldthorpe, M.R. (1995). Compendium of T-stress solutions for two and three dimensional cracked geometries. Fatig. Fract. Engng. Mater. Struct. **18**, 141–155.

[95] Fett, T. (2002). T-stress Solutions and Stress Intensity Factors for 1-D Cracks. VDI Verlag, Düsseldorf.

[96] Xiao, Q.Z., Karihaloo, B.L. and Williams, F.W. (1999). Application of penalty-equilibrium hybrid stress element method to crack problems. *Engng. Fract. Mech.* **63**, 1–22.

[97] Xiao, Q.Z., Karihaloo, B.L. (2002). Coefficients of the crack tip asymptotic field for a standard compact tension specimen. International Journal of Fracture **118:** 1–15, 2002.

[98] Finnie I. and Saith A. A note on the angled crack problem and the directional stability of cracks. International Journal of Fracture 9, pp. 484-486. 1973.

[99] Kirk. M.T.. Koppenhoefer. K.C. and Shih. C.F. (1993). Effect of constraint on specimen dimensions needed to obtain structurally relevant toughness measures. Constraint in Fracture. ASTM STP 1171 (Edited by E.M. Hachett. K.-H. Schwalbe and R.H. Dodds). American Society for testing and Materials. Philadelphia. 79-103.

[100] B. Gross and Srawley J. E. Stress Intensity Factors for Single-Edge Notch Specimens Subjected to Splitting Forces. NASA TN D-3295. 1966.

[101] Pettit R.G. Crack turning in integrally stiffened aircraft structures. NASA Langley Research Center. August 2000.

[102] Pettit R. G., Wang J.J. and Toh C. Validated Feasibility Study of integrally Stiffened Metallic Fuselage Panels for Reducing Manufacturing Costs. NASA/CR-2000-209342. 2000.

[103] Fichter, W. B. The stress intensity factor for the double cantlever beam. International Journal of Fracture 22, pp. 133-143. 1983.

[104] Rousserie S. L'amorçage de la fissuration des pipelines en milieu bicarboné à ph neutre. Thèse présentée à l'université de Bordeux. 2000.

[105] Foote R. M. L. and Buchwald V. T. An exact solution for the stress intensity factor for a double cantilever beam. International Journal of Fracture 29, pp. 125-134. 1985.

[106] Kim et Chao (2007) Y. Kim · Y. J. Chao. Effect of loading rate on dynamic fracture initiation toughness of brittle materials. Int J Fract (2007) 145:195–204

[107] Chao . Y.J.. Liu. S.. and Broviak. B.J. (2001). Brittle fracture: variation of fracture toughness with constraint and crack curving under mode I conditions. Experimental Mechanics 41(3). 232–241.

[108] M.J. Maleski, M.S. Kirugulige and H.V. Tippur. A Method for Measuring Mode I Crack Tip Constraint Under Static and Dynamic Loading Conditions. Society for Experimental Mechanics. Vol. 44, No. 5, October 2004.

[109] J. Larsen et P. Gustafsson. Primer on design to avoid failure in steel transmission pipelines", Gas Research Institute, GRI-00/0229, January (2001)

[110] G. Murtaza , R. Akid, Empirical corrosion fatigue life prediction models of a high strength steel, Engineering Fracture Mechanics 67, p. 461-474, 2000.

[111] P.M. Mulvihill and C.J. Beevers, the Behaviour of Short Fatigue Cracks, EGF, Mech. Eng. Pub. London, p. 203, 1986.

[112] K.S. Chan, Y.M. Pan, D. Davidson, R.C. McClung, Fatigue crack growth mechanisms in HSLA-80 steels, Materials Science and Engineering, A222, p. 1-8, 1997.

[113] D.P. Rooke and D.J. Cartwright, Compendium of stress intensity factors, London HMSO, 1975.

[114] Tada et al. The stress Analysis of cracks handbook. Hellertown : Del Research Corporation ; 1073.

Chapitre V



CHAPITRE V

MESURE EXPERIMENTALE DE T_ρ & K_ρ

Nous avons traité, dans le chapitre IV, l'évolution du Facteur d'Intensité de Contrainte d'Entaille pour différentes éprouvettes et sous différents chargements, en faisant appel au paramètre de la géométrie et du chargement T. Ce dernier a été calculé en utilisant une nouvelle méthode basée sur la différence de la distribution des contraintes principales le long du ligament. Une comparaison est faite avec les expressions analytiques trouvées dans la littérature. Rappelons que le débat entre plusieurs auteurs à propos de la pertinence d'une correction de K provient essentiellement de la manière avec laquelle on calcule le paramètre T.

Une série d'essais est menée pour mesurer le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille critique $K_{\rho c}$ et la contrainte effective $T_{eff,c}$ en utilisant des jauges de déformations collées à la pointe de l'entaille et à un certain angle de l'axe de la direction principale. L'interprétation des signaux des jauges de déformations respectivement, par les K-jauges et T-jauges, est exploitée pour déduire les valeurs de $K_{\rho c}$ et de T_{eff}.

Pour valider notre procédure de dépouillement des essais en statique, nous simulons l'évolution de la contrainte T pour des entailles le long du ligament en conditions de rupture, et nous essayerons de montrer, au cours de ce chapitre, que le paramètre T calculé numériquement, à une certaine distance de la pointe de l'entaille, est le même que celui calculé avec les méthodes analytiques exposées au chapitre précédent et mesuré expérimentalement dans ce chapitre.

La simulation de la contrainte T consistera à faire charger des éprouvettes d'une manière progressive jusqu'à la contrainte à la rupture mesurée lors des expériences. En effet, la particularité des essais dont on dispose est que l'évolution de la contrainte T est en fonction de la profondeur de l'entaille et fait partie des données enregistrées au cours de l'expérience. En utilisant la loi de comportement de l'acier, nous simulerons en rupture, les différents essais en statique sur les quatre éprouvettes précédemment étudiées : CT, DCB, SENT et Tuile Romaine (TR).

La suite du travail consiste à construire des Courbes Maîtresses (Master curves) (K-T), à partir des valeurs expérimentales mesurées par des jauges extensométriques et des valeurs numériques. Il s'agira ensuite de comparer, dans le but de la valider, avec l'expression de T analytique.

La fin de ce chapitre sera consacrée à une étude microstructurale. La propagation de la fissure en zigzag, en présence de la contrainte T, est bien expliquée. Une proposition d'un modèle de la rupture en faisant appel à la contrainte T est présentée à la fin de cette section.

Sommaire

V. 1 MESURE EXPERIMENTALE DE LA CONTRAINTE DU CONFINEMENT CRITIQUE ET DU FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTE D'ENTAILLE CRITIQUE 220

V.1. 1 EMPLACEMENT DES JAUGES : CADRE THEORIQUE 220
V.1. 2 MESURE DU FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTES, DALLY-SANFORD METHOD [12] 224

V. 2 ETUDE EN CHARGEMENT STATIQUE 225

V.2. 1 PROTOCOLE D'ESSAIS 225

V.2. 2 RESULTATS ET INTERPRETATIONS 228

V.2.2. 1 RESULTATS DES EPROUVETTES CT 231
V.2.2. 2 RESULTATS DES EPROUVETTES SENT 237
V.2.2. 3 RESULTATS DES EPROUVETTES DCB 239
V.2.2. 4 RESULTATS DES EPROUVETTES TUILE ROMAINE (TR) 240

V.2. 3 RESULTATS EXPERIMENTAUX ET VALIDATION NUMERIQUE 243

V.2.3. 1 INTRODUCTION 243
V.2.3. 2 MODELISATION NUMERIQUE 243
V.2.3. 3 CALCUL DES DIFFERENTS PARAMETRES A LA RUPTURE ET A L'AMORÇAGE A 3MM DE LA POINTE DE L'ENTAILLE 245
V.2.3. 4 CALCUL DES DIFFERENTS PARAMETRES A LA RUPTURE ET A L'AMORÇAGE PAR LA METHODE DE LIGNE 245
V.2.3. 5 RESULTATS SUR LES EPROUVETTES CT EN RUPTURE 252
V.2.3. 6 RESULTATS SUR LES EPROUVETTES TR EN RUPTURE 253
V.2.3. 7 EFFET DE LA GEOMETRIE SUR LA TENACITE A LA RUPTURE 254
V.2.3. 8 EFFET DE LA GEOMETRIE SUR LA TENACITE A L'AMORÇAGE 255
V.2.3. 9 DETERMINATION DES PARAMETRES DE RUPTURES ET D'AMORÇAGES PAR LA METHODE DE LIGNE PROPOSEE 256
V.2.3. 10 DISCUSSION 259
V.2.3. 11 DETERMINATION DE LA COURBE MAITRESSE 260

V. 3 ETUDE MICROSTRUCTURALE 261

V.3. 1 INTRODUCTION 261
V.3. 2 CONCEPTION DES FRACTURES MECANIQUES 261
V.3. 3 RESULTATS ET INTERPRETATIONS 263
V.3. 4 PROPOSITION D'UN MODELE DE RUPTURE 268
V.3. 5 CONCLUSION PARTIELLE 272

V. 4 CONCLUSION DU CHAPITRE 273

V. 1 Mesure Expérimentale de la Contrainte du confinement critique et du Facteur d'Intensité de Contrainte d'Entaille Critique

V.1. 1 Emplacement des jauges : cadre théorique

La description asymptotique, pour la contrainte normale et de cisaillement à la pointe d'une entaille en mode I dans un corps élastique plan, est donnée par [1,2]

$$E\varepsilon_{xx} = A_1 r^{-1/2}\cos\frac{\theta}{2}\left[(1-\nu)-(1+\nu)\sin\frac{\theta}{2}\sin\frac{3\theta}{2}\right] + 2A_2 r^0 + A_3 r^{1/2}\cos\frac{\theta}{2}\left[(1-\nu)+(1+\nu)\sin^2\frac{\theta}{2}\right] + 2A_4 r^1\cos\theta + ..., \quad (1)$$

$$E\varepsilon_{yy} = A_1 r^{-1/2}\cos\frac{\theta}{2}\left[(1-\nu)+(1+\nu)\sin\frac{\theta}{2}\sin\frac{3\theta}{2}\right] - 2\nu A_2 r^0 + A_3 r^{1/2}\cos\frac{\theta}{2}\left[(1-\nu)-(1+\nu)\sin^2\frac{\theta}{2}\right] - 2\nu A_4 r^1\cos\theta + ..., \quad (2)$$

$$E\gamma_{xy} = A_1(1+\nu)r^{-1/2}\sin\theta\sin\frac{3\theta}{2} - A_2(1+\nu)r^{1/2}\sin\theta\sin\frac{\theta}{2} - 2A_4(1+\nu)r^1\sin\theta, \quad (3)$$

où (x, y) et (r, θ) sont les cordonnées Cartésiennes et polaires à la pointe d'entaille, Figure 1, et E et ν sont respectivement le module élastique et le coefficient de Poisson.

Dans les équations (1)-(3), le développement des Equations de Williams [3], le coefficient A_1 est proportionnel au Facteur d'Intensité de Contraintes en mode I, K_I, et A_2 à la contrainte de confinement T.

Dans les équations ci-dessus, pour des composantes de déformation, la série est limitée aux quatre premières termes avec une implication fournissant une précision suffisante pour décrire les champs de déformations proches de la pointe, dans des éprouvettes de dimensions finis portant des entailles latérales.

En employant les équations ci-dessus, la différence des contraintes normales $(\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{yy})$ peut être écrite :

$$E(\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{yy}) = -2A_1 r^{-1/2}(1+\nu)\cos\frac{\theta}{2}\sin\frac{\theta}{2}\sin\frac{3\theta}{2} + 2A_2(1+\nu)r^0 + 2A_3 r^{1/2}(1+\nu)\cos\frac{\theta}{2}\sin^2\frac{\theta}{2} + 2A_4 r^1(1+\nu)\cos\theta. \quad (4)$$

par utilisation des équations de transformations, la différence des contraintes normales peut s'écrire en coordonnées polaires, par une rotation α :

$$
\begin{aligned}
E(\varepsilon_{rr}-\varepsilon_{\theta\theta}) = {} & A_1 r^{-1/2}(1+\nu)\sin\theta\left[\cos\frac{3\theta}{2}\sin 2\alpha-\sin\frac{3\theta}{2}\cos 2\alpha\right] \\
& + 2A_2(1+\nu)r^0\cos 2\alpha \\
& + A_3 r^{1/2}(1+\nu)\sin\theta\left[\sin\frac{\theta}{2}\cos 2\alpha-\cos\frac{\theta}{2}\cos 2\alpha\right] \\
& + 2A_4 r^1(1+\nu)[\cos\theta+\cos 2\alpha-2\sin\theta\sin 2\alpha].
\end{aligned}
\tag{5}
$$

Il est significatif de tracer les équations (4) et (5) en fonction de θ pour examiner les variations de la différence des contraintes normales dans les coordonnées cartésiennes et polaires. Une telle variation est présentée dans la Figure 1 où l'angle α coïncide avec θ. Un coefficient de Poisson de 1/3 est utilisé.

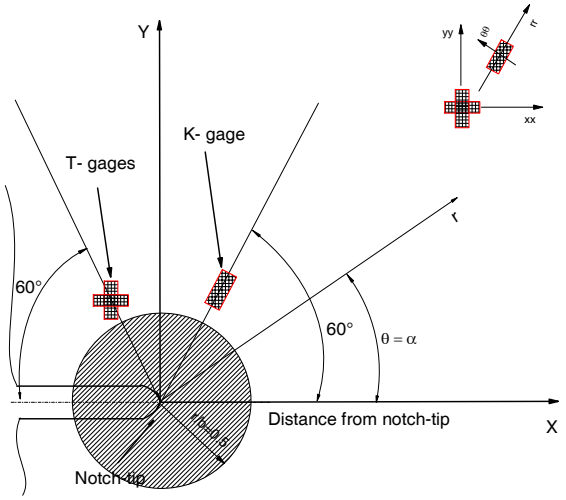


Figure 1 : Diagramme schématique pour localiser les jauges de déformation près de la pointe de l'entaille en mode I, pour déterminer la contrainte T et K_I

Les éprouvettes sont instrumentées de jauges ; rosettes en 2 directions pour mesurer les déformations de T et jauges unidirectionnelles pour mesurer les déformations de K.

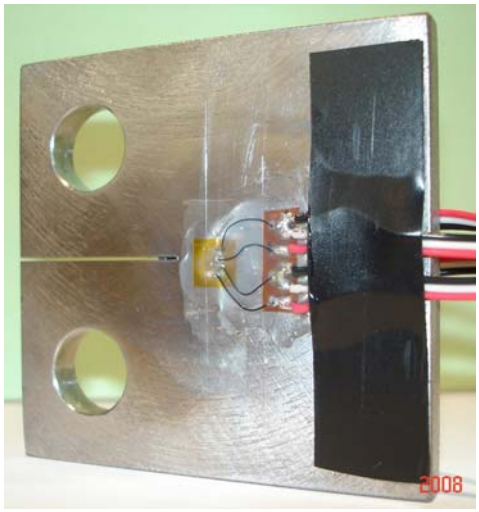


Figure 2 : Vues des jauges au voisinage du défaut, pour une éprouvette CT.

Nous pouvons observer, dans la Figure 3.a, que trois valeurs de θ, ($\theta = 0, \pm\pi, \pm 2\pi/3$) des expressions où il est possible d'éliminer le coefficient dominant A_l de la série, en considérant la différence des déformations normales $(\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{yy})$. Si on devait employer une description de deux termes du champ de déformation à la pointe de l'entaille, l'élimination naturelle du coefficient dominant A_1, le long de ces directions, pourrait être exploitée pour déterminer le deuxième terme de développement, notée la contrainte T. L'angle $\theta = \pm\pi$ n'est pas un choix réalisable dû à la difficulté pratique dans la pose des jauges de déformations.

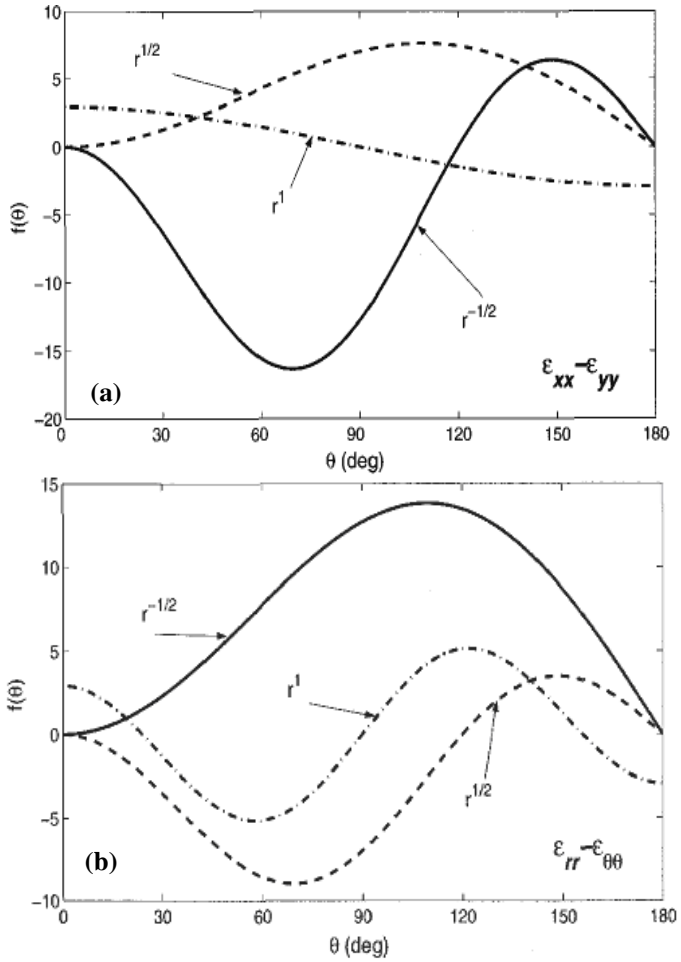


Figure 3 : Différence de déformations normales présentée dans (a) rectangulaire (eq (4)) et (b) coordonnées polaires (eq (5)) pour la faisabilité d'extraire la contrainte T en utilisant les jauges de déformations en rosettes [4].

Les deux autres choix, pour l'angle θ, à savoir 0 et $\pm 2\pi/3$, sont en effet faisables si les mesures sont en dehors de la région où les effets de 3D sont dominants. On souligne que les valeurs de différence de déformations dans les échantillons de dimensions finies, devraient être mesurées aux distances au delà de r = 0.5 B, où B est l'épaisseur de l'éprouvette pour éviter des effets de bord en 3D. Ceci impose un degré additionnel de difficulté pour effectuer des mesures. Plusieurs études [5-10] ont prouvé que les effets de 3D se prolongent en avant de la pointe de l'entaille et dans la région à côté des ailes de l'entaille, Figure 4.

La configuration du contour en coupe, figure 4, représente la déformation plane de confinement $\sigma_{zz} / (\nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}))$ qui assume une valeur de ± 1 pour des conditions en déformations planes et zéro pour les états de contraintes planes. Bien que les termes de la série associées à $r^{-1/2}$, $r^{1/2}$, $r^{3/2}$ … disparaissent pour $\theta = 0$, l'obtention d'une 3D, raisonnable précision de différence de déformation par jauges dans cette direction, sera difficile en raison des effets de bord.

Nous remarquons sur la Figure 4, que la région en 3D se prolonge plus loin le long de θ=0, comparé à $\theta \approx 120°$. En outre, les conditions de contrainte planes dominent aux distances relativement petites dans le zone $\pm 90° < \theta < \pm 135°$ autour de la pointe, avec $\theta \approx 120°$, qui peut être l'angle le plus optimale afin d'éviter les effets de 3D. Ces observations sont employées fréquemment tout en analysant les franges obtenues à la pointe de l'entaille, en utilisant la méthode de sensation logique de gradient (Coherent Gradient Sensing),CGS [11].

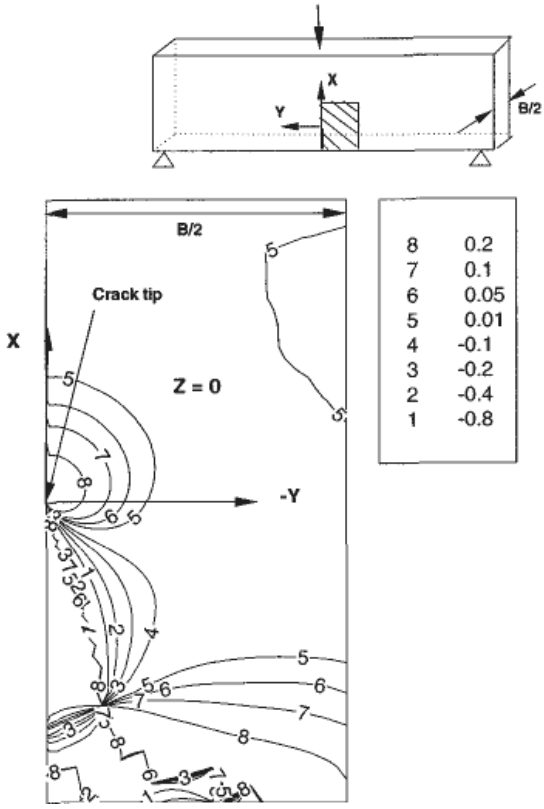


Figure 4 : Triaxialité à la pointe d'entaille en statique sur une éprouvette en flexion trios points, en termes de paramètre de confinement de déformation plane $\sigma_{zz} / (\nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}))$ dans le mi-plan [4].

Une étude semblable est également effectuée sur les déformations dans des coordonnées polaires, Figure 3.b. Il est évident, de cette configuration, que le terme associé à $r^{-1/2}$ reste partout dominant, en exception à $\theta = 0°$ et $\theta = 180°$, qui ne sont pas de bons choix pour les raisons mentionnées ci-dessus. Par conséquent, des mesures basées sur la différence de déformation ($\varepsilon_{rr} - \varepsilon_{\theta\theta}$) ne sont pas nécessaires pendant ce travail.

La substitution $\theta = 120°$ dans l'équation (4) rapporte la relation suivante, pour la différence normale de déformation dans un système de coordonnés cartésiennes :

$$\frac{E}{1+\nu}\left(\varepsilon_{xx}-\varepsilon_{yy}\right)\approx 2A_2+\frac{3A_3 r^{1/2}}{4}-A_4 r. \tag{6}$$

Effectivement, pour évaluer la contrainte T proportionnel à A_2, on peut faire deux niveaux d'approximations : diminuer la série, dans l'équation (11), au delà de terme de r^{0} (approximation de deux termes) où au delà de terme de $r^{1/2}$ (approximation par trois termes). La première approximation mène à :

$$\frac{E}{1+\nu}\left(\varepsilon_{xx}-\varepsilon_{yy}\right)\approx 2A_2, \tag{7}$$

Tandis que la dernière approximation mène à :

$$\frac{E}{1+\nu}\left(\varepsilon_{xx}-\varepsilon_{yy}\right)\approx 2A_2+\frac{3A_3 r^{1/2}}{4}. \tag{8}$$

L'approximation par deux termes exige une mesure de différence de déformation à un seul point à proximité de la pointe de l'entaille. D'autre part, pour l'approximation de trois termes, la mesure de différence de déformation a besoins au moins de deux endroits discrets près de la pointe de l'entaille. De plus, les données mesurées de $(E/(1+\nu))(\varepsilon_{xx}-\varepsilon_{yy})$ ont besoins d'être tracés en fonction de $\sqrt{r}$ et adaptées comme une ligne droite et d'être extrapolées à la pointe de l'entaille (r = 0) afin d'évaluer la contrainte T.

V.1. 2 Mesure du Facteur d'Intensité de Contraintes, Dally-Sanford Method [12]

En utilisant l'équation (4) et les équations de transformation de déformation, la description asymptotique pour la contrainte radiale ε_{rr}, dans la direction angulaire près de la pointe de l'entaille est donnée par [4] :

$$\frac{E}{1+\nu}\varepsilon_{xx}(r,\theta)=C_1 r^{-1/2} g_1(\theta,\alpha,\upsilon)+C_2 r^{0} g_2(\theta,\alpha,\upsilon)+C_3 r^{1/2} g_3(\theta,\alpha,\upsilon)+..., \tag{9}$$

où les fonctions g_1-g_3 sont données par :

$$g_1 = k\cos\frac{\theta}{2}-\frac{1}{2}\sin\theta\left(\sin\frac{3\theta}{2}\cos 2\alpha-\cos\frac{3\theta}{2}\frac{1}{2}\sin 2\alpha\right) \tag{10}$$

$$g_2 = k+\cos 2\alpha \tag{11}$$

$$g_3 = \cos\frac{\theta}{2}\left(k+\sin^2\frac{\theta}{2}\cos 2\alpha-\frac{1}{2}\cos\theta\sin 2\alpha\right) \tag{12}$$

avec $k=\dfrac{1-\upsilon}{1+\upsilon}$

En contrainte plane, en utilisant les trois premiers termes de développement asymptotique, il a été montré, [12], qu'une simple jauge de déformation peut être employée pour déterminer précisément

le FIC en mode I si la jauge est placée au delà de la région où l'effet de la triaxialité est dominant. On montre que, pour des matériaux avec un coefficient de Poisson de 1/3, l'orientation angulaire d'une telle jauge est simplifié à $\alpha = \pm\pi/3$, et est marginalement différente pour d'autres matériaux Industrielle. Une tabulation de α, pour différentes valeurs de υ, peut être trouvée dans Dally et Sanford [12]. Dans ce cas, les signaux des jauges de déformations sont directement proportionnels au FIC en mode I :

$$K_I = E\varepsilon_{rr}\sqrt{(8/3)\pi r} \tag{13}$$

V. 2 ETUDE EN CHARGEMENT MONOTONE OU STATIQUE

L'application d'une contrainte, même inférieure à la limite élastique, sur une éprouvette entaillée, peut plastifier localement le matériau. Cela est du à l'amplification locale de la contrainte qui dépend des paramètres géométriques et du chargements. Globalement, dans le domaine élastique, les calculs basés sur la théorie de l'élasticité ne sont plus exacts et ne traduisent plus ce qui se passe en fond de fissure ou d'entaille.

Ceci est encore vrai lorsqu'on souhaite étudier localement le matériau, juste à la l'instant de la rupture. Dans ce cas, nous disons que les paramètres externes (chargement, environnement, …) ou paramètres internes (contraintes de déformation globale où locale,…) atteignent des valeurs critiques.

Les essais sont réalisés en traction et en flexion trois points sur un acier X52. Les éprouvettes ont des géométries et des dimensions différentes et un rayon d'entaille ρ = 0.25 mm.

Les essais expérimentaux permettent d'obtenir les courbes de la charge appliquée en fonction du déplacement d'ouverture et les courbes de déplacement (dans la même direction de la charge appliquée) en fonction du déplacement d'ouverture.

D'autre part, les signaux des jauges collées à la pointe de l'entaille, permettent de mettre l'accent sur l'influence des paramètres géométriques (taille d'entaille, type de géométrie, mode de chargement) sur le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille, en présence du paramètre de confinement T.

Nous réalisons ensuite des calculs par éléments finis pour obtenir la distribution des contraintes et les courbes de la charge appliquée en fonction du déplacement (dans la même direction de la charge appliquée). La distribution des contraintes nous permettra de déterminer les valeurs des Facteurs d'Intensités de Contraintes d'Entailles et des contraintes effectives T_{eff} pour la distance de l'emplacement des jauges de déformations.

Les courbes charge – déplacement nous permettront de déterminer les valeurs du travail dépensé U, donc la valeur de la ténacité du matériau J_ρ.

V.2. 1 Protocole d'essais

Les essais envisagés ont pour objectifs de quantifier l'amorçage et la propagation de défaut en statique sous un chargement monotone, et de déduire les paramètres de la rupture K en présence du paramètre de confinement T. Ils sont effectuées sur des éprouvettes CT, DCB, SENT et Tuile Romaine avec des entailles en U, prélevés d'un tuyau de pipeline de diamètre de 610mm. Les différentes géométries et les dimensions sont présentées dans la Figure 5. Plus de détails de sens de prélèvement sont donnés dans le chapitre III.

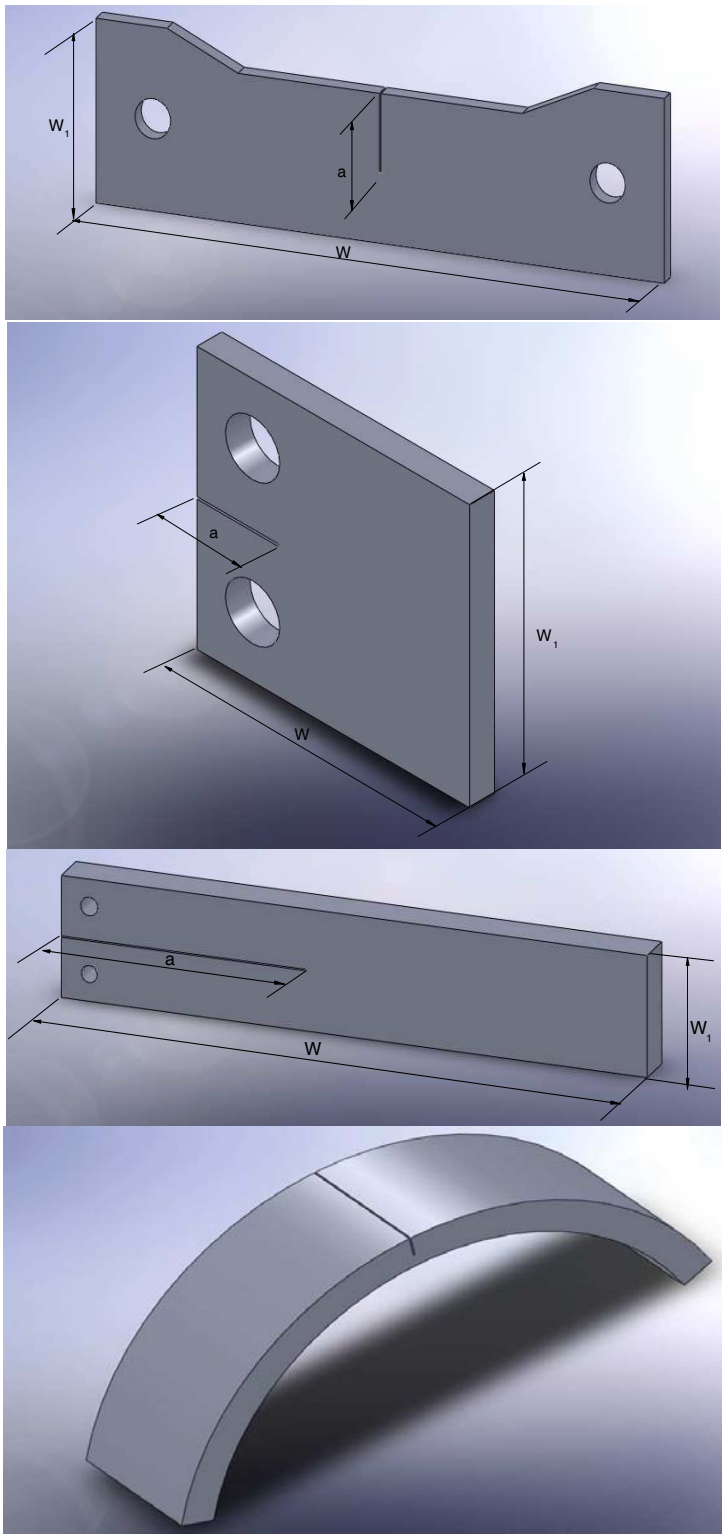


Figure 5 : Les éprouvettes utilisées dans l'étude, détails des dimensions sont donnés en Annexe I.

Le protocole d'essais est divisé en deux tranches : la première est consacrée aux éprouvettes CT, SENT et DCB, sollicitées en traction jusqu'à rupture, à température ambiante et en déplacement imposée à la vitesse de traverse à 0.02 mm/s. La deuxième vise les éprouvettes Tuiles Romaines, sollicitées en flexion trois points.

Le rayon au fond de l'acuité de l'entaille ρ détermine l'état des contraintes dans la section restante. L'usinage par électroérosion ne permet pas d'obtenir une forme géométrique parfaite. La valeur moyenne du rayon est déterminée à partir d'une série de mesures effectuées au projecteur de profil sur chaque éprouvette. Les différentes mesures donnent une valeur moyenne de diamètre variant entre 0.487 à 0.498 mm environ, Figure 6.

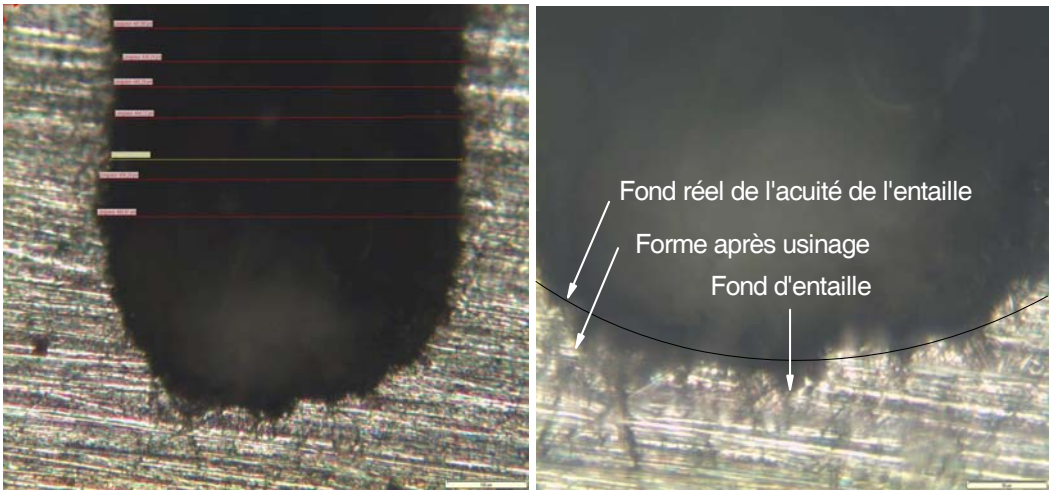


Figure 6 : Rayon, au fond d'entaille, effectué par électroérosion, agrandissement X200.

Le détail de la préparation des éprouvettes avec l'emplacement des jauges et les techniques utilisées est présenté dans le chapitre III : Méthodes expérimentales et modélisation numérique.

Les jauges de déformation en rosettes, $0°-90°$, destinées pour mesurer la contrainte T, sont montées le long de $\theta = 120°$ dans les directions de x-y, Figure 5. Les différentes jauges de déformations en rosettes $0°-90°$ sont reliées au pont standard de Wheatstone.

Une simple jauge de déformation, mesurant K, le long de $\theta = 60°$, est également fixée dans la direction radiale pour mesurer le FIC en mode I. Afin de réduire au minimum l'effet des erreurs de déformations, de plus petites jauges de longueur de 0.8 mm et de facteur de jauges de 2.11) (CEA-13-032WT- 120, Vishay-Micromeasurements Group, Inc.) sont employés.

Pour les expériences statiques, les éprouvettes CT, DCB, SENT et Tuile Romaine sont préparées avec différentes longueurs d'entaille, a/W. Les déformations, illustrées par les jauges, le long du 60° et 120°, sont enregistrées pour chaque incrément de charge. Les résultats expérimentaux sont obtenus en utilisant les mesures de signaux de déformation et les équations (7) et (8).

Le SIF est calculé, également, d'après l'équation (13), et la contrainte T par les équations (7) et (8).

V.2. 2 Résultats et Interprétations

Nous présentons les différents résultats expérimentaux. Les valeurs des Facteurs d'Intensités de Contraintes d'Entailles sont exploitées pour valider la simulation numérique par Eléments Finis.

Le dispositif expérimental utilisé est une machine électrique de traction statique de capacité ± 250 kN. Elle comprend essentiellement des organes de fixation de l'éprouvette, un mécanisme de production d'effort, un dispositif de mesure de l'effort et un autre pour les déformations. L'échantillon est fixé par son extrémité inférieure à un mors fixe. Le mors supérieur est quant à lui solidaire d'une tige infiniment rigide sur laquelle s'applique la charge de traction. L'accroissement de la charge en fonction du temps est détecté par un capteur de charge relié directement à un ordinateur qui permet de tracer l'évolution du signal de charge donnée en fonction du signal de temps.

Le sens de prélèvement des éprouvettes de traction dans le sens transversal et longitudinal, dans la paroi et perpendiculairement à l'axe de symétrie du tuyau, est montré dans la Figure 7. Un essai de caractérisation, dans les deux sens, est présenté respectivement dans la Figure 7.a-b. L'axe de traction de l'éprouvette correspond par conséquent à la direction d'application de la contrainte circonférentielle ou transverse dans le tuyau lorsqu'il est soumis à une pression de service. L'intérêt de l'essai tient en deux points principaux : (*i*) la relative simplicité de son principe et de sa mise en œuvre, (*ii*) l'extrême richesse des informations que l'on peut obtenir.

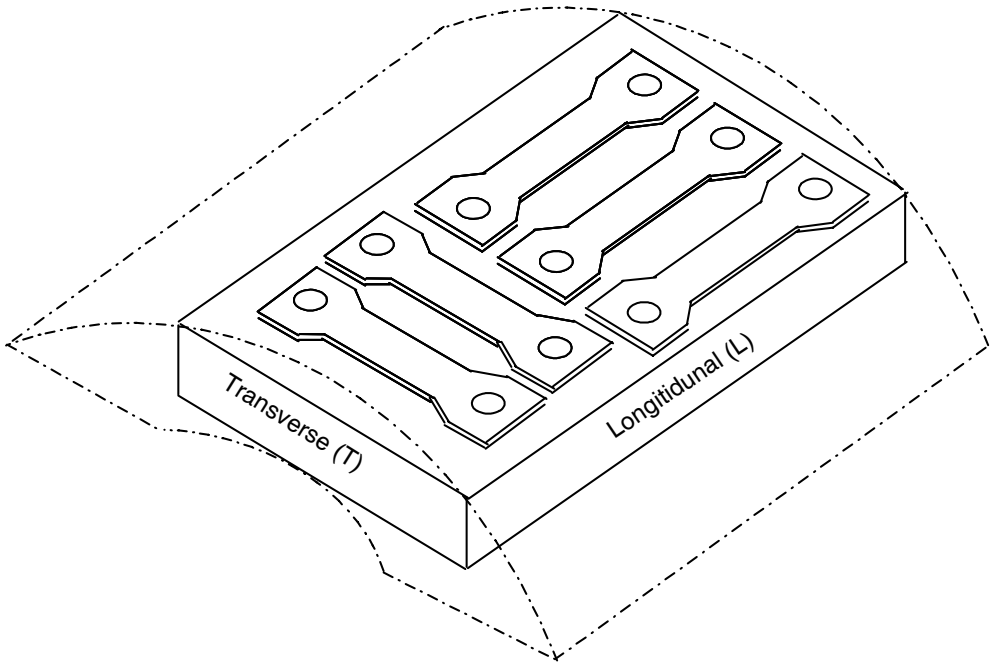


Figure 7 : Sens de prélèvement des éprouvettes de traction.

Les essais de traction ont été menés sur une machine INSTRON 5585H. Nous avons programmé le pilotage de la traverse pour une vitesse d'application de contrainte régulée à 7 MPa/s jusqu'au point d'inflexion correspond à la limite d'écoulement. Puis, dans la seconde partie de l'essai de traction, le pilotage s'est effectué par le contrôle du taux de déformation de 0.05%/s afin de limiter

la vitesse de déplacement de la traverse (étant donnée l'expérience qui a été faite de ruptures survenues trop brutalement).

La contrainte à la charge maximale est donnée par : $\sigma_m = P_{max} / S_0$, où on néglige dans ce cas la variation de section due à l'allongement réparti);

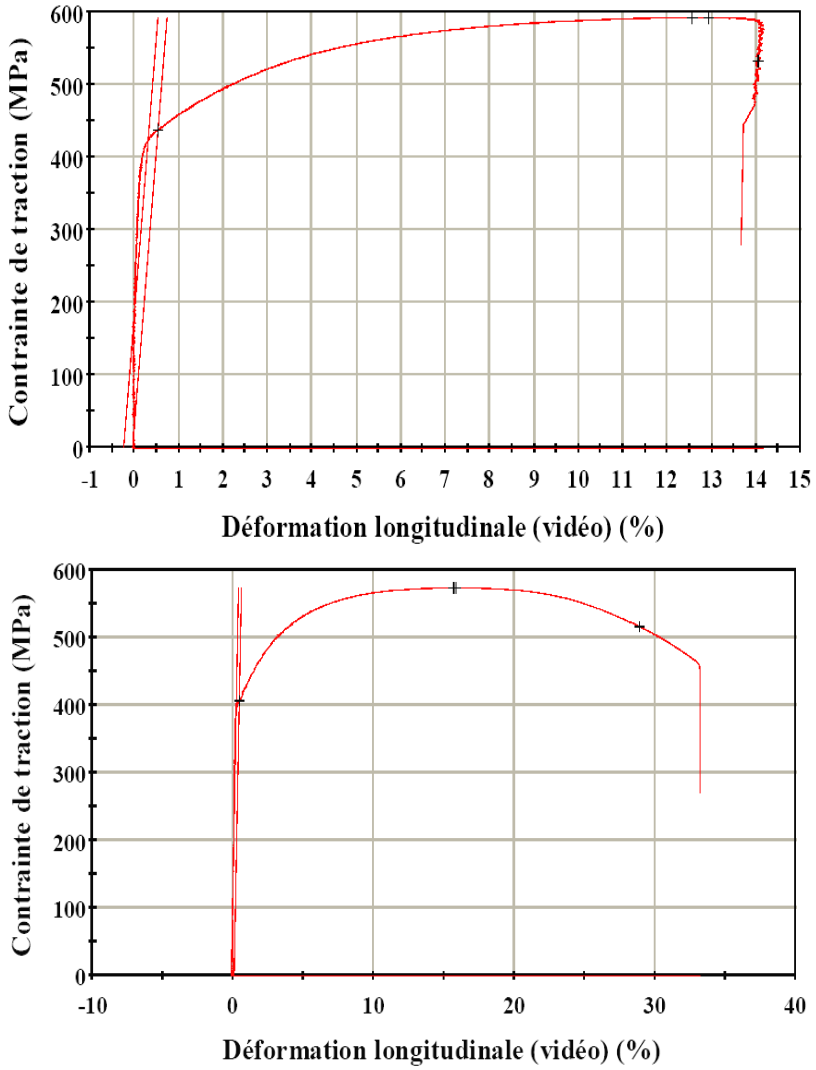


Figure 8 : Exemple d'une Courbe charge – déformation pour deux éprouvettes de traction, (a) sens traverse et (b) sens longitudinal.

Nous constatons, sur la Figure 8, une absence de striction et une croissance rapide de la contrainte de traction puis une décroissance progressive. Les déformations sont favorisées dans le sens longitudinal (sens de laminage principal).

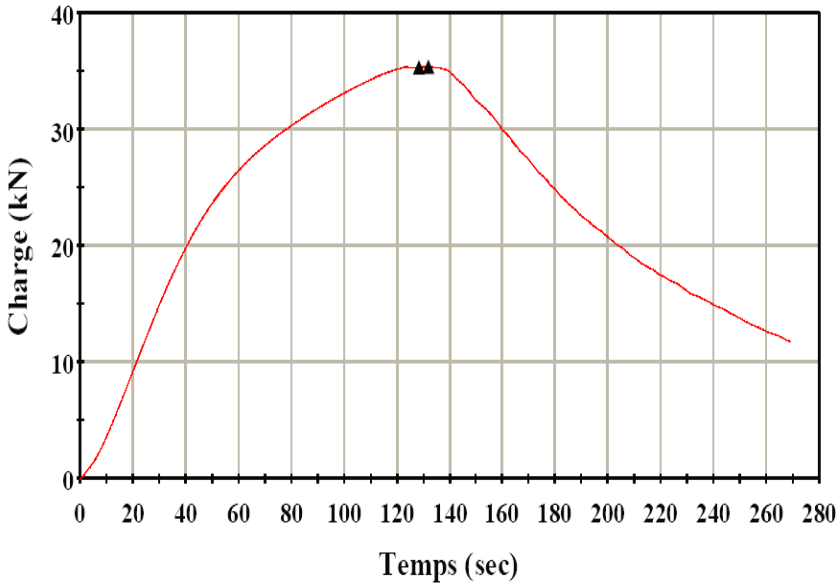


Figure 9 : Un exemple d'une courbe de chargement de l'éprouvette SENT (a/t=0.5) est représenté.

Un exemple de courbe de chargement de l'éprouvette SENT, avec a/t =0.5, est représenté sur la Figure 9 en fonction du temps de rupture. Lors de la mise en charge, la charge maximale atteinte est gouvernée par l'amorçage de la fissure à partir de l'entaille initiale, Figure 10.

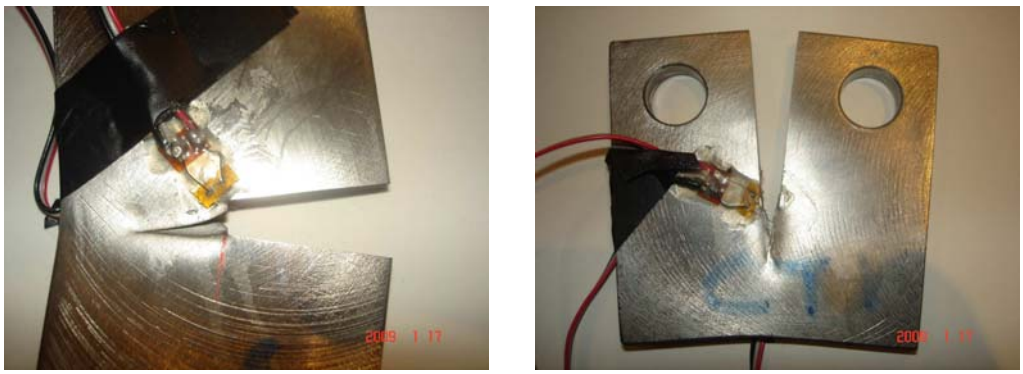


Figure 10 : Amorçage de fissure à partir d'une entaille pour : **(a)** éprouvette SENT et **(b)** CT (a/t =0.5).

La propagation de fissure correspond à la partie décroissante de la courbe de chargement. On notera une stabilisation, voire une augmentation de la charge en toute fin d'essai. Ceci est attribué un fait que dans les derniers stades de la rupture, on passe d'un chargement essentiellement de traction a une composante de flexion importante avec une grande rotation de l'éprouvette : la fissure se propage alors dans une zone qui a été préalablement écrouie en compression.

V.2.2. 1 Résultats des éprouvettes CT

Les différentes courbes, charges – temps et charges – déformations, sont présentées respectivement dans les Figures 12, 13 et 14 et les Figures 15 et 16.

- **Résultats obtenus par la machine**

Chronologiquement un premier essai de rupture en mode I est réalisé avec le matériau X52 sur une éprouvette CT de profondeur a/t =0.5. La géométrie des éprouvettes CT est décrite sur la Figure 11. Le dispositif d'essai de la machine a été modifié. Nous avons usiné des mors spéciaux avec des tiges adaptés aux éprouvettes. Deux types de mors sont utilisés, le premier pour les éprouvettes CT et SENT, et le deuxième pour les éprouvettes DCB.

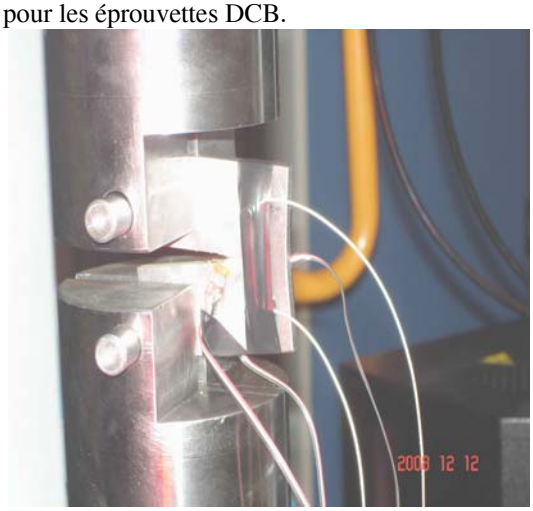


Figure 11 : Montage avec des mors spéciaux pour les éprouvettes CT.

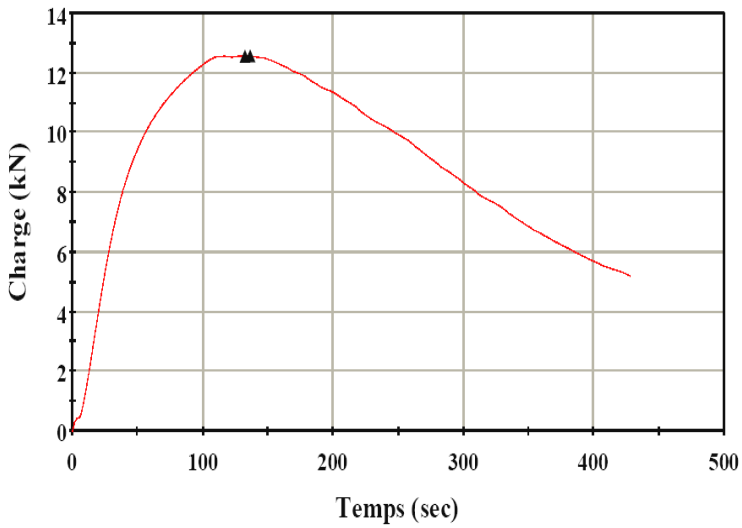


Figure 12: Courbe charge – temps pour les éprouvettes CT1 (a/t =0.5).

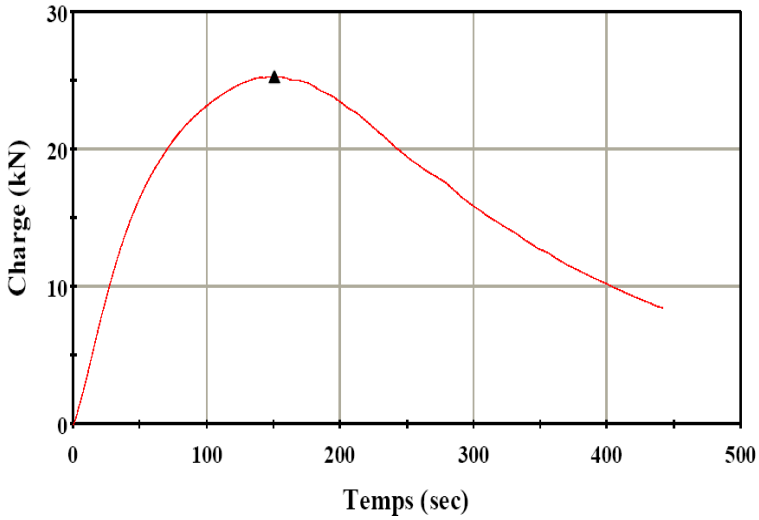


Figure 13 : Courbe charge – temps pour les éprouvettes CT2 (a/t =0.3).

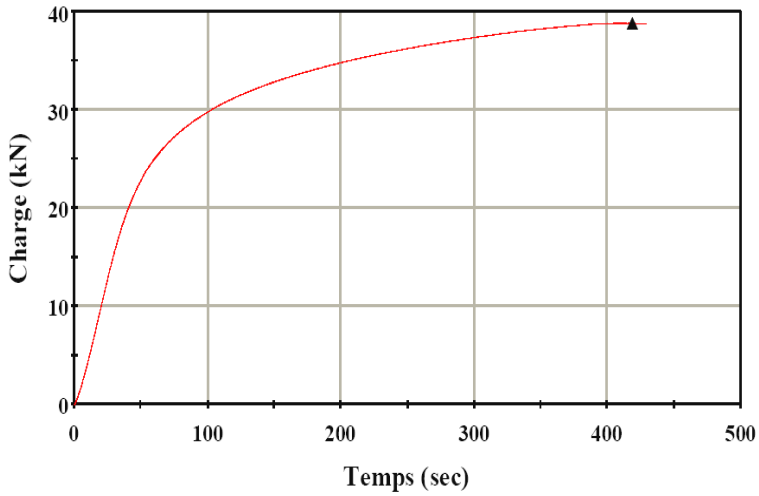


Figure 14 : Courbe charge – temps pour les éprouvettes CT3 (a/t =0.1).

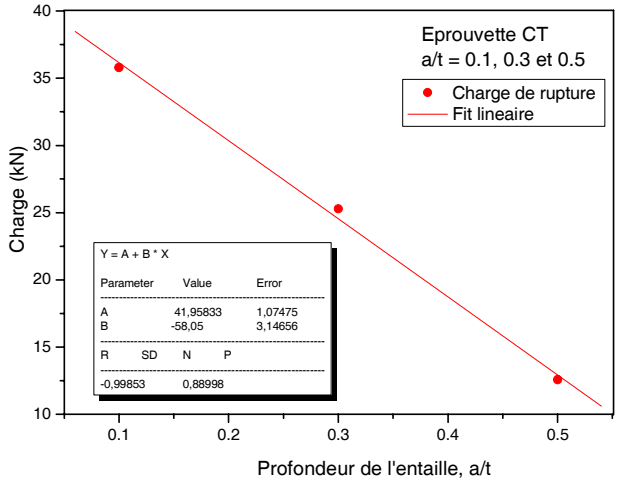


Figure 15 : Courbe charge – profondeur d'entaille pour les éprouvettes CT.

La Figure 16 présente un exemple de la courbe charge-temps, pour une éprouvette Tuile Romaine, et la courbe niveau de bruit –temps. Nous remarquons deux sauts : le premier saut correspond à l'amorçage de la fissure sur l'éprouvette, considéré comme étant le point de la charge critique, puisqu'à partir de ce point la structure du matériau est très affaiblie. Le chargement au niveau de ce point est considéré lors du calcul du Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille d'amorçage $K_{\rho i}$. A partir du point 2, la structure est très affaiblie et perd progressivement de sa cohérence et la résistance mécanique du matériau décroît jusqu'au la ruine de la structure. Ce point est considéré lors du calcul du Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille critique $K_{\rho c}$.

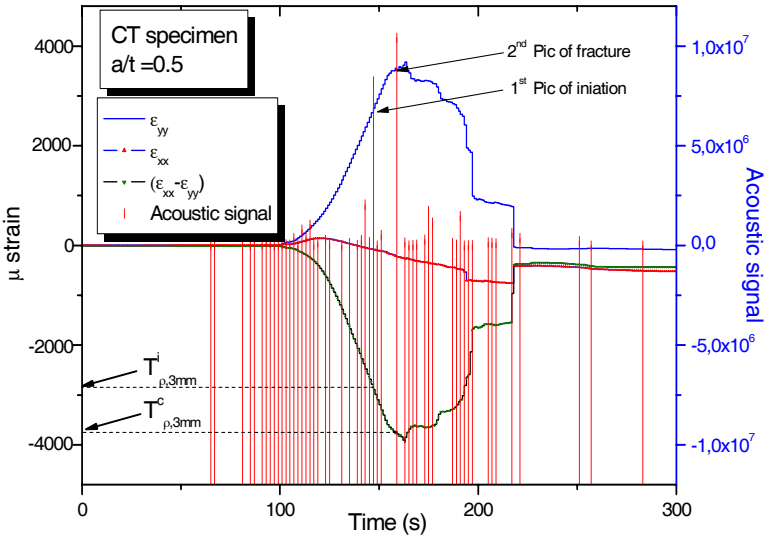


Figure 16 : Détermination des sauts dans la courbe charge temps par émission acoustique.

La courbe, Figure 17, résulte des essais de rupture statique, pour un déplacement contrôlé. Le temps d'amorçage et de rupture est détecté par émission acoustique, pour les trois éprouvettes.

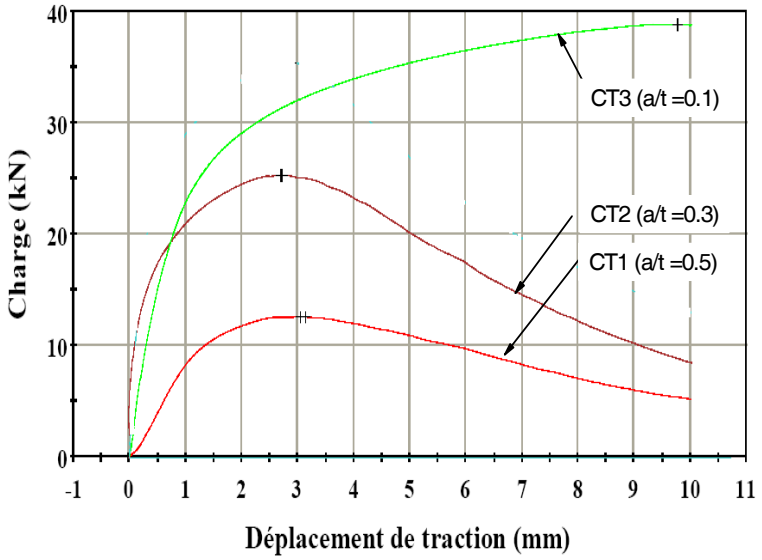


Figure 17 : Courbe de déformation en fonction du déplacement du vérin, pour une éprouvette CT avec a/t = 0.1, 0.3 et 0.5.

L'ensemble, des essais réalisés sur les éprouvettes CT, est consigné dans le Tableau 1. La charge critique augmente en diminuant la profondeur de l'entaille. Elle varie entre 12.57 et 38.79 kN avec une profondeur d'entaille a/t entre 0.1 et 0.5, avec un déplacement du vérin de 10 mm.

La Figure 18, résulte d'un essai réalisé pour rendre compte de la différence de mesure entre les données fournies par la caméra et celles provenant de la machine de traction. Les pentes des deux droites ne sont pas identiques. La différence entre les résultats accroît en fonction de la charge. Mais la connaissance de ces deux lois, permet de passer de l'une à l'autre assez facilement.

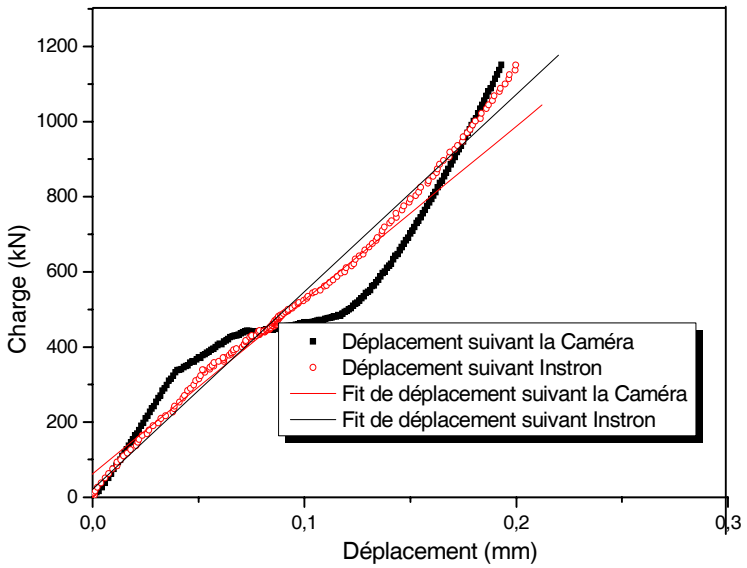


Figure 18 : Courbe représentant la différence de mesure entre la caméra et la cellule de la machine.

- **Résultats données par les jauges de déformations.**

Avant de discuter les résultats des essais de chargement statique et des simulations élément finis correspondants, il est important d'établir une base de temps. La base de temps a été déterminée pour commencer (t = 0) au logiciel au niveau du l'ordinateur. Cependant, il est à noter que l'historique de déformations sont enregistrées et dépendent du déclenchement de la vitesse de chargement. Les enregistrements de déformation sont basés sur le déclenchement des jauges réglées dans le logiciel d'acquisition de données. L'historique des enregistrements des déformations des jauges ont été décalées en fonction du temps par rapport au déclenchement de la force de charge.

L'historique, des déformations enregistrées par les T-jauges, est montré dans le Figues 19, pour a/t = 0.5 et V = 0.02 mm/s. nous pouvons voir, dans cette figure, que le signal de la pointe de l'entaille commence à monter avec un délai approximative de 100 secondes après l'application de la charge. Le signal de déformation augmente jusqu'à environ 160 secondes suivis d'une baisse soudaine indiquant le déclenchement de la rupture.

L'évolution de la déformation radiale ε_{rr} est donnée par K-jauge, pour une distance de 3mm de la pointe de l'entaille, faisant un angle de 60° de la direction principale de la propagation. Un retard de déclenchement d'enregistrement, bien expliqué avant, est présenté. Un pic correspond au début de la rupture de la fissure coïncide très parfaitement avec le signal de la Jauges et les résultats d'émissions acoustiques, Figure 20.

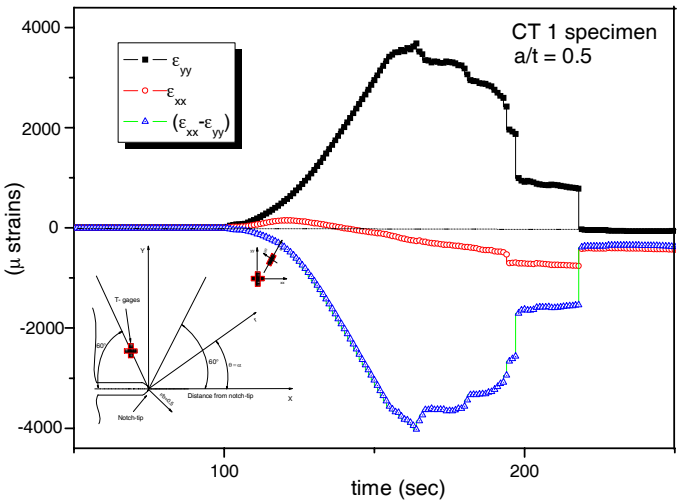


Figure 19 : Signaux de Jauge, pour éprouvette CT avec a/t = 0.5.

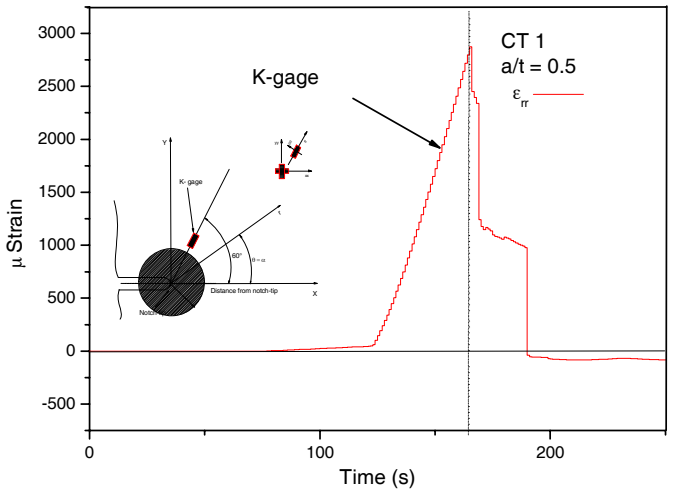


Figure 20: Signal de K-jauge, pour éprouvette CT avec a/t = 0.5.

Le même phénomène est remarqué pour tous les essais sur les différentes éprouvettes SENT, TR et DCB et pour différentes profondeurs.

• Résultats obtenus en acoustique

L'émission acoustique résulte d'une libération d'énergie sous forme d'ondes élastiques transitoires au sein d'un matériau comportant une dégradation active ou se propageant sous l'effet d'une sollicitation externe judicieusement choisie.

Le principe de mesure de l'émission acoustique réside dans la détection des ondes ultrasonores générées par l'activité de la structure. La détection est réalisée par des capteurs de type piézo-électrique placés au contact de celle-ci. Le signal est ensuite traité par le matériel d'acquisition, Figure 21.

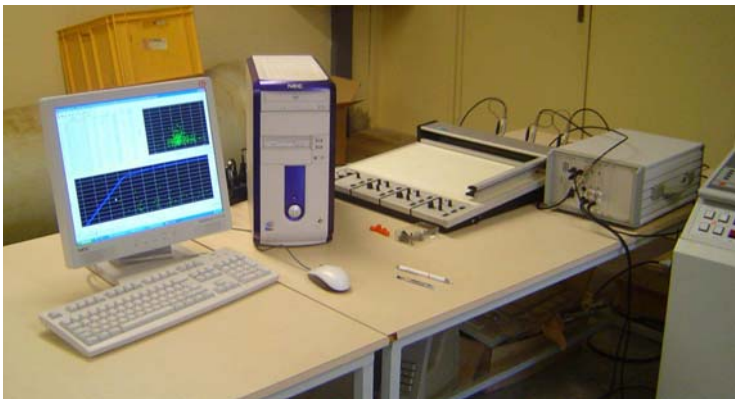


Figure 21 : Appareillage d'Emissions Acoustiques.

Le dépouillement des enregistrements nous conforte dans nos conclusions quant à l'interprétation des deux points obtenus sur la courbe charge – déplacement. En effet, on peut constater sur les graphiques suivant que :

- L'énergie libérée au niveau de ces deux points n'est pas très importante, premières amorces de fissure.
- La durée d'émission et la quantité de salves obtenus augmentent au niveau de ces deux points.
- Les points obtenus à ces instants sont situés à proximité où sur l'entaille.

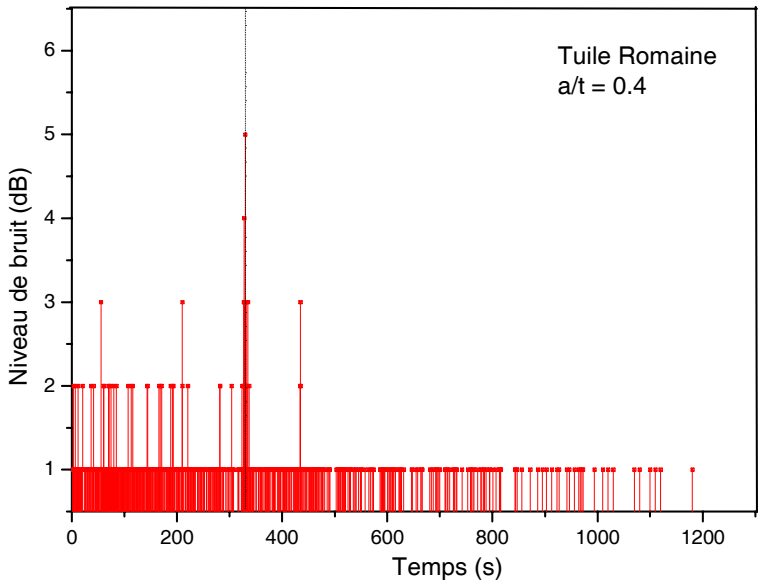


Figure 22 : Courbe de localisation des activités acoustiques sur l'éprouvette.

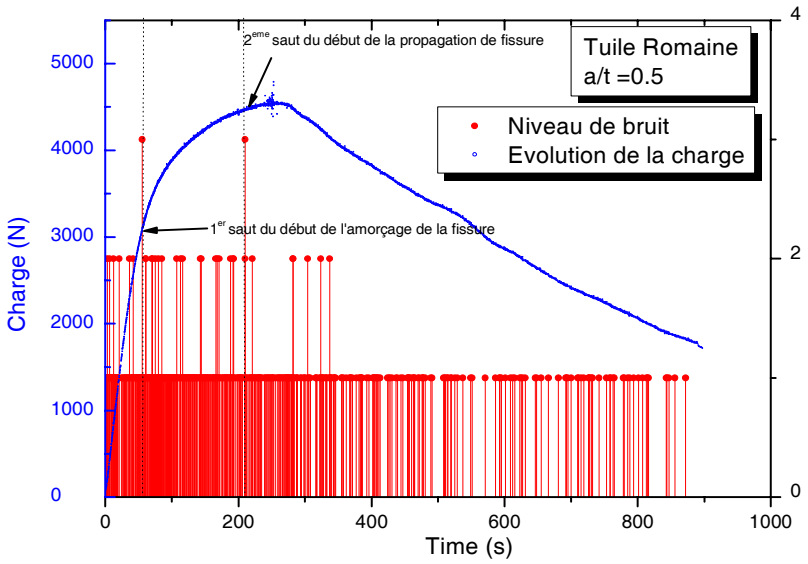


Figure 23 : Courbe Charge-énergie en fonction du temps.

La Figure 23 montre bien que les deux points auxquels nous nous intéressons, ne dégagent pas une énergie importante lors de leurs apparitions. Cela pourrait venir du fait que les fissures émanant d'entailles s'amorcent en plusieurs endroits différents, et ce sur une faible distance. Les grands pics d'énergie correspondent à l'apparition de la fissure au fond de l'entaille. Cet effet est visible à l'œil nu.

V.2.2. 2 Résultats des éprouvettes SENT

Pour étudier le comportement des entailles, une éprouvette normalisée de type SENT est utilisée. Tous les essais sont réalisés à température ambiante avec une vitesse de chargement de 0.02 mm/s. le montage des éprouvettes ainsi que les différentes jauges collées sont présentés dans la Figure 24.

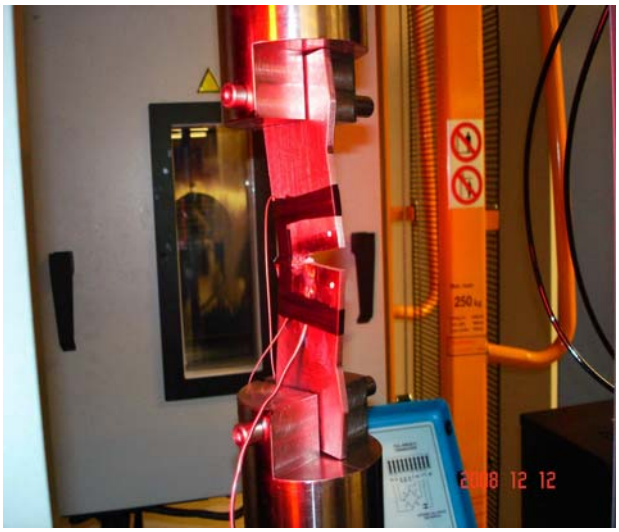


Figure 24 : Montage avec des mors spéciaux, pour les éprouvettes SENT.

On note que les K- jauges sont collées dans la première face de l'éprouvette et les T-jauges dans l'autre coté à cause du manque d'espace et pour éviter tous frottement lors de l'application de la charge. Leurs emplacements sont déjà présentés dans la Figure 1.

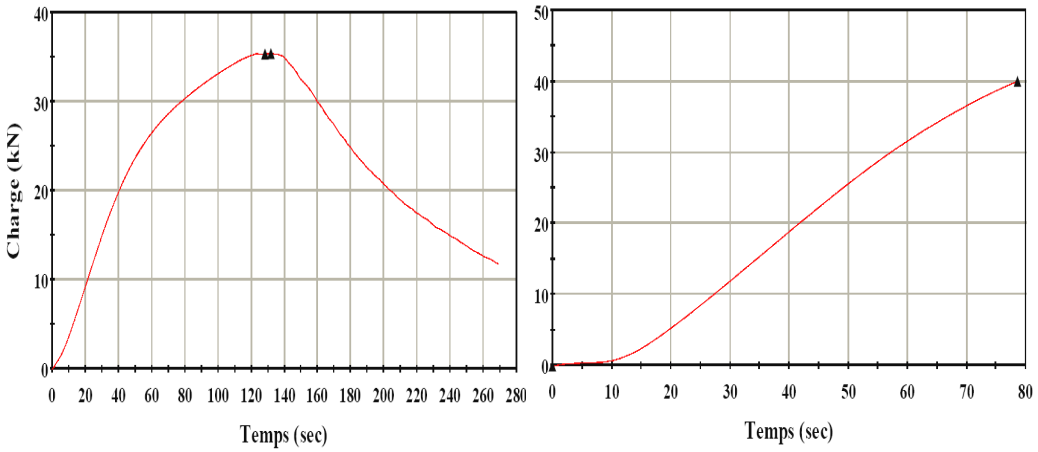


Figure 25 : Courbe de déformation en fonction du temps pour une éprouvette SENT avec **(a)** a/t = 0.5 et **(b)** a/t =0.3.

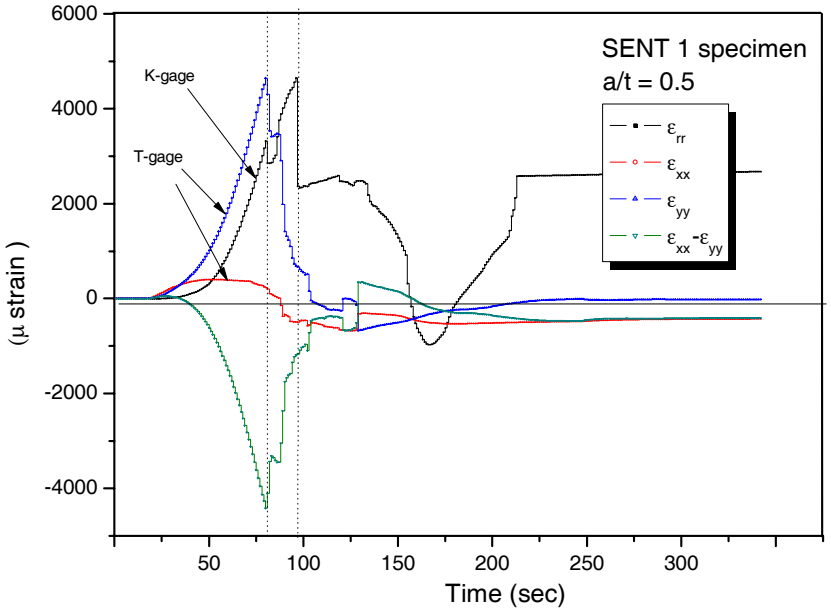


Figure 26 : Historique des signaux captés pour les K- jauge et Jauges.

Trois éprouvettes SENT sont utilisées pour l'essai de traction avec les profondeurs a/t =0.1, 0.3 et 0.5. Pour l'essai a/t =0.5, Figure 25.a, la charge maximale est de 35.35kN. Les deux autres éprouvettes avec a/t =0.1 et 0.2, les essais sont arrêtés à cause de la cellule de charge qui ne doit pas dépasser les 40kN, Figure 25.b.

Les signaux donnés par les T-jauges et les K-jauges sont présentés dans le Figure 26. Cette dernière montre l'évolution des déformations des jauges (pour K et T) en fonction du temps. La différence des déformations dans les directions principales $(\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{yy})$ illustre l'évolution de la contrainte T au

point de l'emplacement de la Jauges. L'évolution du Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entailles est calculée dans la direction de la déformation (ε_{rr}) par la K-jauge.

Il est à noter que les pics des courbes de déformations, illustrées dans la Figure 26, représentent le temps d'amorçage de la fissure. Ces derniers sont approuvés par les signaux d'émissions acoustiques. Les deux pics de Jauges et de K-jauge coïncident parfaitement. Un deuxième pic est remarqué sur la K-jauge, non pris en considération, et de signification physique non justifiée.

Les différents résultats des Facteurs d'Intensités de Contraintes d'Entailles et la contrainte effective, à l'amorçage et à la rupture, sont récapitulatifs dans le tableau 1.

V.2.2. 3 Résultats des éprouvettes DCB

Les essais expérimentaux déterminent le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille et la contrainte effective de confinement sur des éprouvettes DCB, dont la géométrie et les dimensions sont données dans la Figure 5 et l'annexe I. Trois profondeurs d'entailles sont choisies : a/t =0.1, 0.3 et 0.5 et un montage spécial est conçu pour déterminer les différentes paramètres de la rupture, Figure 27. Les jauges sont collées de la même manière que pour les éprouvettes CT et SENT.

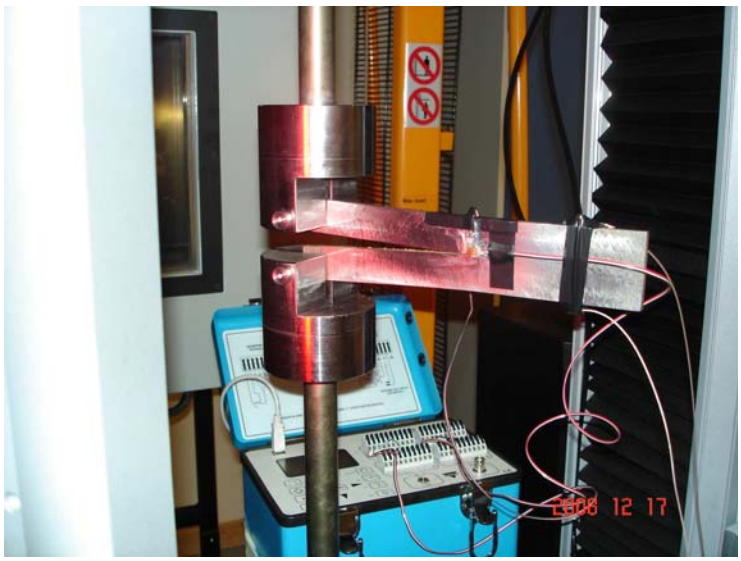


Figure 27 : Montage avec des mors spéciaux, pour les éprouvettes DCB.

Pour cela, nous mesurons la courbe charge - déplacement sur plusieurs éprouvettes possédant des entailles de longueurs différentes. Nous déterminons la variation de la contrainte effective et de Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entailles en fonction de cette longueur d'entaille suivant les équations (12) et (18), respectivement.

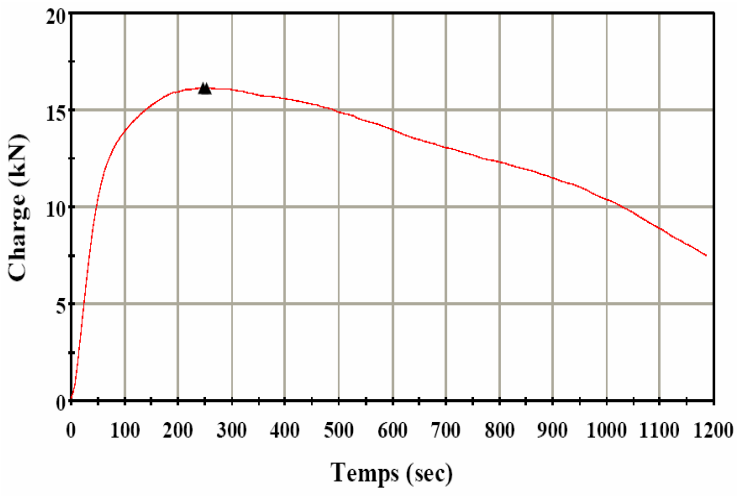


Figure 28 : Courbe de déformation en fonction du temps pour une éprouvette DCB avec a/t = 0.1.

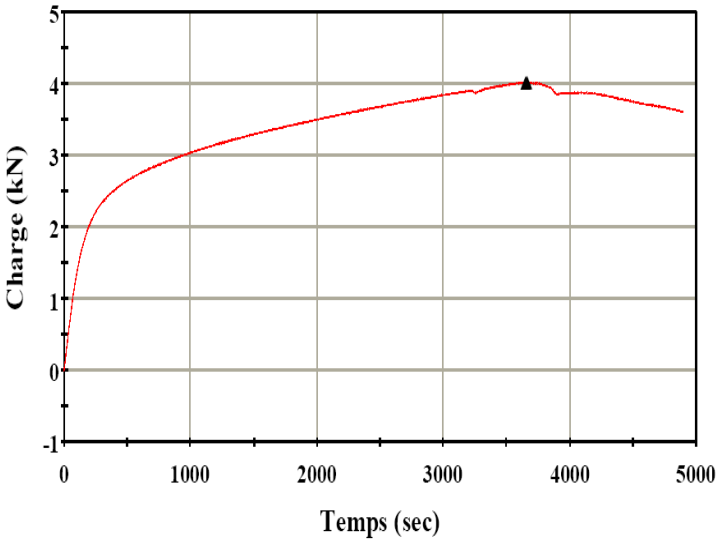


Figure 29 : Courbe de déformation en fonction du temps pour une éprouvette DCB avec a/t = 0.5.

Les Figures 28 et 29 illustres les courbes force - déplacement en mode I pour les éprouvettes DCB avec les profondeurs a/t =0.3 et 0.5. Sur ces graphiques, nous observons trois parties distinctes. Une zone linéaire due à la partie élastique du chargement. Une seconde partie, caractérisée par un ensemble de pics de forces critiques F_C, initie une propagation nette de la fissure. Les pics croissants valident la zone de stabilité de la fissuration. Enfin, une dernière partie où la rupture du matériau survient suite à l'application d'une force de rupture F_r (F_r = 4000N en mode I, a/t = 0.5) traduisant l'instabilité finale de la fissure.

V.2.2. 4 Résultats des éprouvettes Tuile Romaine (TR)

Trois éprouvettes Tuiles Romaines sont utilisées pour déduire l'évolution du Facteur d'Intensité de Contrainte d'Entaille K_ρ et la contrainte effective T_{eff} pour différentes valeurs du profondeurs

d'entailles, a/t de 40%, 50% et 60 %. Notons que le Tuile Romaine a une épaisseur t =11mm et une acuité d'entaille ρ =0.25mm.

La Figure 30 montre un montage spécial conçu pour les éprouvettes TR en flexion trois points. Les différentes étapes du choix du montage et les difficultés rencontrées sont présentées au Chapitre III : Méthodes expérimentales et modélisation numérique. La distance entre les deux appuis est fixé a 200mm et la vitesse de charge de 7 MPa/s.

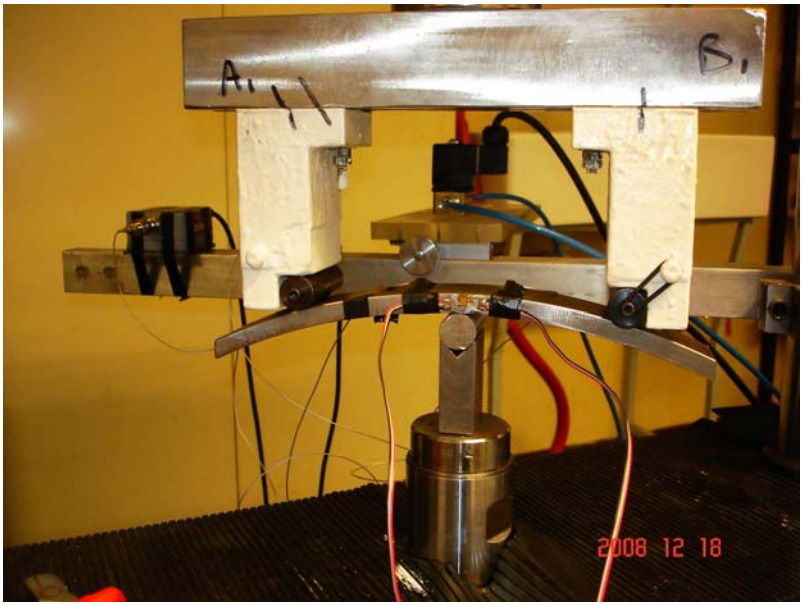


Figure 30 : Montage avec des mors spéciaux pour les éprouvettes TR.

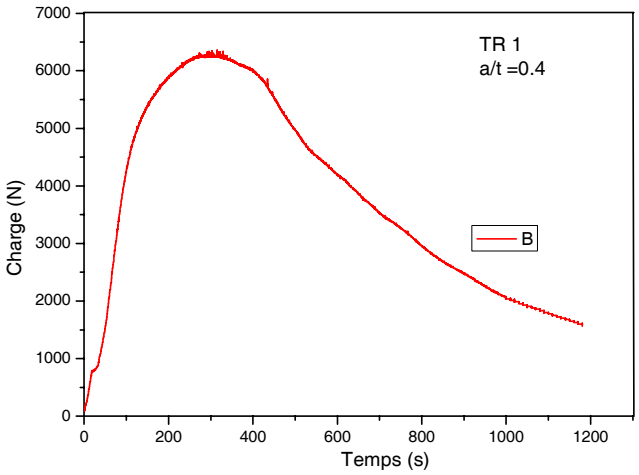


Figure 31 : Courbe de déformation en fonction du temps, pour une éprouvette TR avec a/t = 0.4.

L'évolution de la charge en fonction du temps est présenté dans la Figure 31. La charge maximale, d'environ, 6200N est le début de rupture, et est détecté par émissions acoustiques, Figure 32. Le déplacement du vérin de la machine en fonction du temps est représenté dans la Figure 33, donnant la linéarité du système.

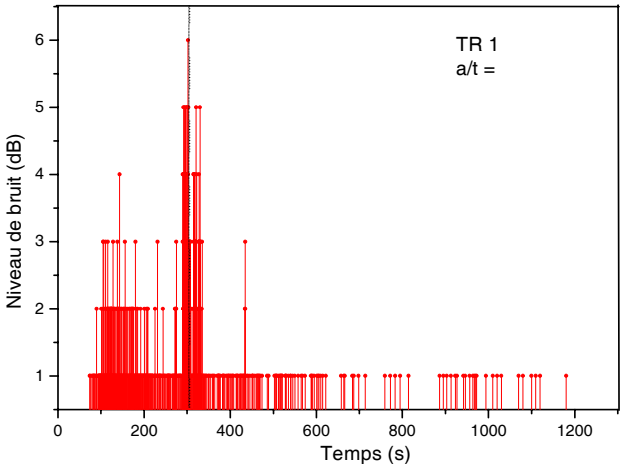


Figure 32 : Détection de point d'amorçage par émission acoustique (TR, a/t de 40%).

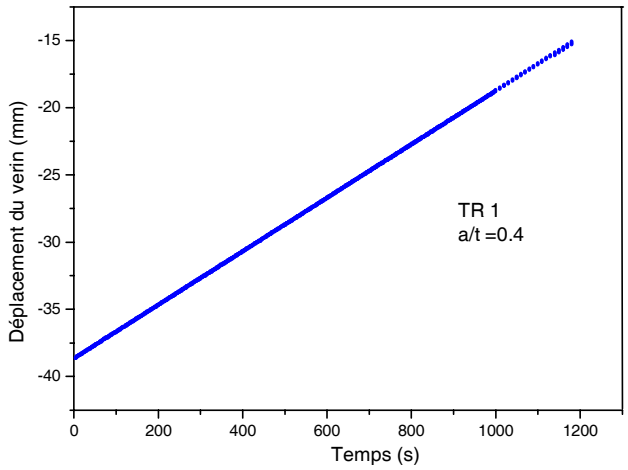


Figure 33: Courbe de déplacement du vérin en fonction du temps pour une éprouvette TR avec a/t de 40%.

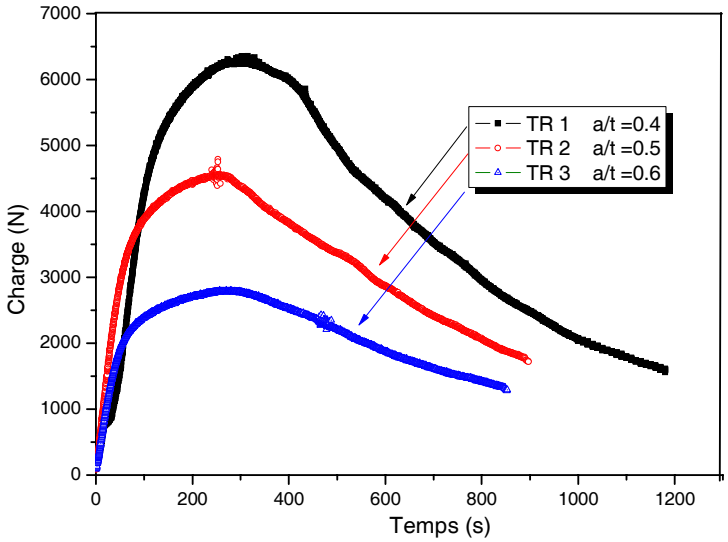


Figure 34 : Courbe de déformation en fonction du temps pour une trois éprouvette TR avec a/t = 0.4, 0.5 et 0.6.

Les différentes courbes de charge en fonction du temps sont regroupées dans la Figure 34. Cette dernière présente les trois éprouvettes TR sous un chargement constant monotone en flexion trois points pour les différentes profondeurs d'entailles a/t = 0.4, 0.5 et 0.6. Le temps d'amorçage pour les différentes éprouvettes est détecté par l'émission acoustique. Un regroupement des résultats interprété des différentes courbes est illustré dans le Tableau 1.

V.2. 3 RESULTATS EXPERIMENTAUX ET VALIDATION NUMERIQUE

V.2.3. 1 Introduction

Les essais expérimentaux ont permis d'obtenir différentes courbes de la charge appliquée en fonction du déplacement et du temps. Les graphiques donnent les valeurs de la charge maximale critique, du déplacement maximal d'ouverture, la contrainte à rupture, et le temps d'amorçage, pour différentes éprouvettes et profondeurs.

Les calculs par éléments finis sont réalisés en comportement élastique, pour les différents cas. Les résultats numériques et expérimentaux sont comparés et discutés.

V.2.3. 2 Modélisation numérique

L'exploitation des résultats expérimentaux nous permet de construire une modélisation pour différentes éprouvettes et profondeurs d'entailles. Les contraintes principales sont calculées suivant une ligne faisant un angle 60° avec l'axe de la direction principale, Figure 35.

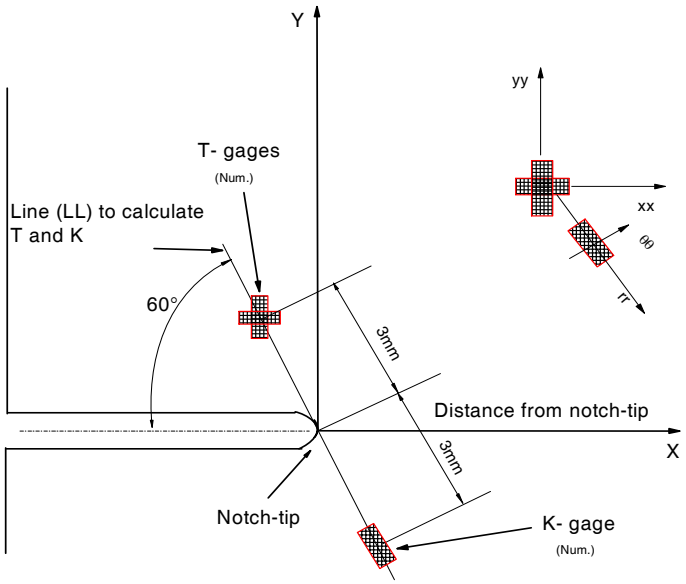


Figure 35 : Ligne de calcul des contraintes, pour la modélisation numérique.

La modélisation de la moitié des éprouvettes, nous permet de reconstruire une deuxième ligne pour déduire la distribution de contrainte afin de calculer la contrainte de confinement, Figure 36. La Figure schématise la déformation de l'éprouvette CT après chargement, pour un défaut d'une profondeur a/t=0.5.

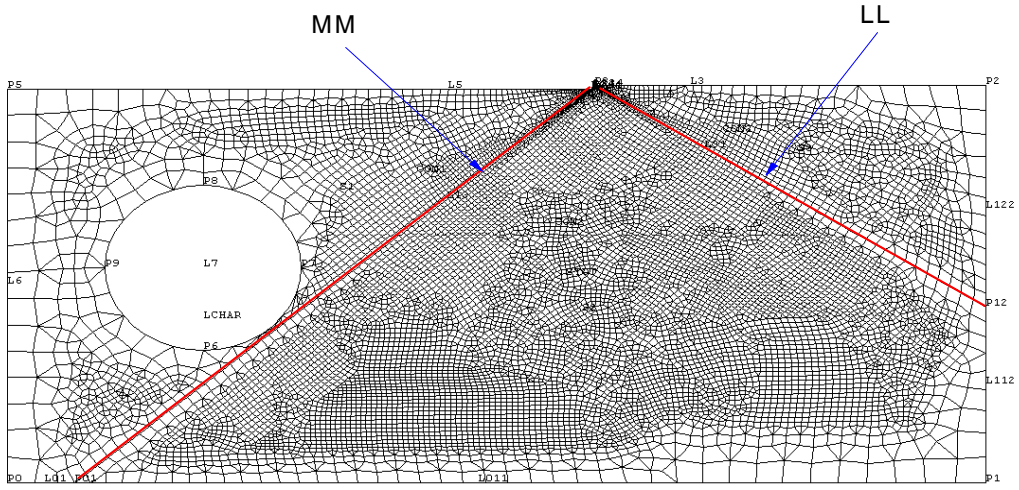


Figure 36 : Maillage d'une éprouvette CT, a/t =0.5, avec l'intégration des deux lignes d'évolution.

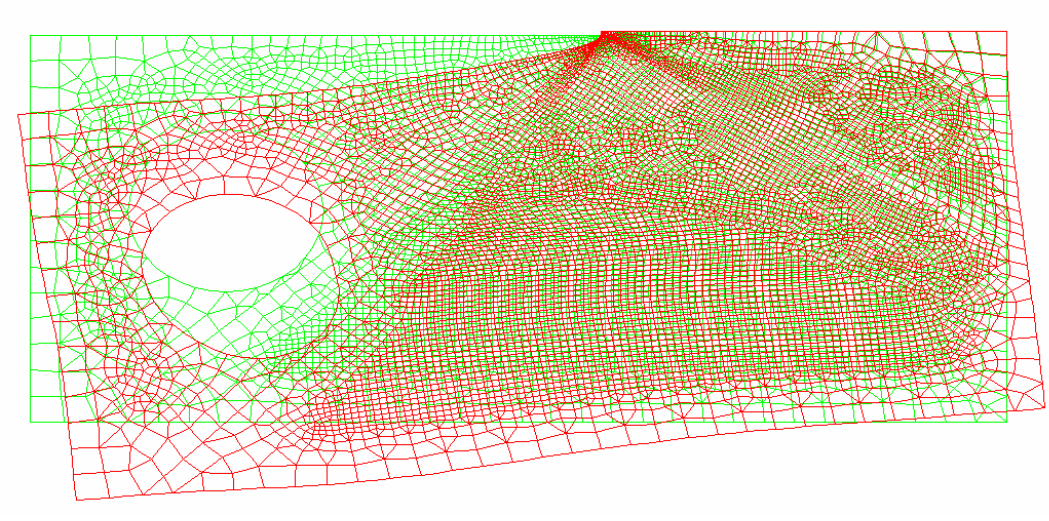


Figure 37 : Maillage d'une éprouvette CT, a/t =0.5, avec l'intégration des deux lignes d'évolution.

La distribution des contraintes le long de la ligne (LL) conduit à la détermination du Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille pour n'importe quelle distance de la pointe, pour un angle de 60° de la direction principale. La distribution des contraintes principales, calculant la contrainte de confinement, est interprété par la ligne (MM).

La distribution de la contrainte du confinement est calculée par la méthode de différence de contraintes principales dans l'axe (r,θ), le long de la direction (MM), Figure 36. Après les transformations angulaires dans la directions (x,y), elle peut s'écrire sous la forme :

$$T_{LL} = \left(\sigma_{xx} - \sigma_{yy}\right)_{\theta=-60°} \tag{19}$$

Le Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille est donné par distribution de la contrainte σ_{rr} calculée, le long de la direction (LL), par :

$$K_\rho = \sigma_{rr}\sqrt{2.\pi.r} \tag{20}$$

ou r : la distance le long de la direction (LL).

V.2.3. 3 Calcul des différents paramètres à la rupture et à l'amorçage à 3mm de la pointe de l'entaille

Pour une charge critique, la valeur critique de la contrainte effective du confinement, notée $T^c_{eff,3mm}$ est donnée à une certaine distance de la pointe de l'entaille, 3mm (le choix a été évoqué). L'équation (19) prend les valeurs critiques à la rupture :

$$T^c_{\rho,3mm} = \left(\sigma_{xx} - \sigma_{yy}\right)_{r=3mm,\theta=-60°} \tag{21}$$

Le facteur d'Intensité de Contraintes critiques à la rupture, correspond a la charge critique, est donné par :

$$K^c_{\rho,3mm} = \sigma^{eff}_{rr}\sqrt{2.\pi.r_{=3mm}} \tag{22}$$

Les différentes charges a l'amorçage sont prises en compte dans le calcul par éléments finis par le CASTEM2000. Les paramètres de l'amorçage, contraintes effectives de confinements et Facteurs d'Intensités de Contraintes, sont donnés respectivement dans les équations (23) et (24) :

$$T^i_{\rho,3mm} = \left(\sigma_{xx} - \sigma_{yy}\right)_{r=3mm,\theta=-60°} \tag{23}$$

$$K^i_{\rho,3mm} = \sigma^{eff}_{rr}\sqrt{2.\pi.r_{=3mm}} \tag{24}$$

V.2.3. 4 Calcul des différents paramètres à la rupture et à l'amorçage par la méthode de ligne

Les étapes de calcul des différents paramètres de ruptures et d'amorçages, Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille Critique et d'amorçage et contrainte effective critique et d'amorçage, sont présentées au Chapitre IV, par la méthode de ligne et calculés respectivement par :

$$T^{c}_{eff,LM} = \left(\sigma_{xx} - \sigma_{yy}\right)_{r=Xeff,\theta=-60°} \quad (25)$$

$$K^{c}_{eff,LM} = \sigma^{eff}_{rr}\sqrt{2.\pi.r_{=Xeff}} \quad (26)$$

$$T^{i}_{eff,LM} = \left(\sigma_{xx} - \sigma_{yy}\right)_{r=Xeff,\theta=-60°} \quad (27)$$

$$K^{i}_{eff,LM} = \sigma^{eff}_{rr}\sqrt{2.\pi.r_{=Xeff}} \quad (28)$$

Un exemple, pour une charge critique, de l'évolution de la contrainte d'ouverture principale, dans la direction (LL) (voir Figure 35), et la contrainte du confinement sont présentés pour une éprouvettes CT avec a/t =0.5, Figure 38.

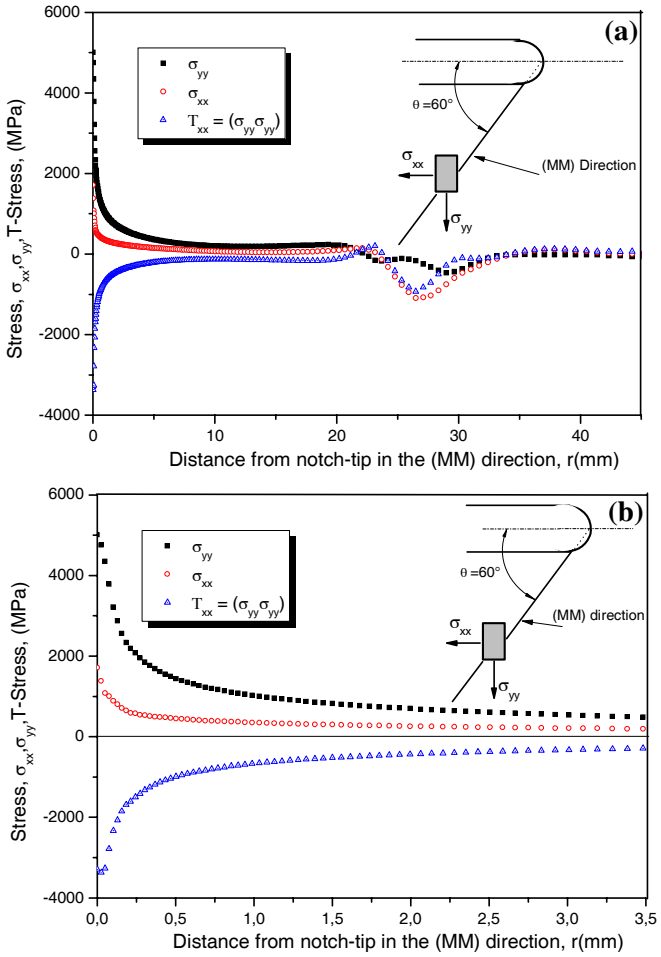


Figure 38 : (a) Evolution des contraintes principales et la contrainte T le long de la direction (MM), pour une éprouvette CT avec a/t =0.5. **(b)** détail de (a) à la pointe de l'entaille.

Le Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille est calculé par la distribution de la contrainte principale dans la direction (MM) pour une distance de 3mm de la pointe de l'entaille. La Figure 39 illustre les distribution des contraintes principales et la contrainte de confinement, pour une éprouvette CT avec un défaut a/t =0.5 et pour une charge critique de 12.57 kN.

Dans une échelle semi-logarithmique, nous avons représentés la distribution de la contrainte σ_{rr} le long de la direction (MM). Les résultats expérimentaux sont illustrés dans la même direction.

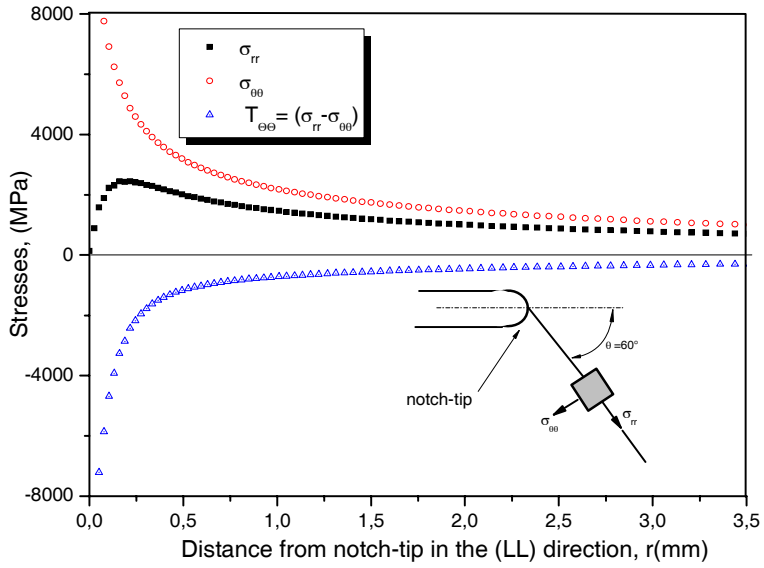


Figure 39 : Evolution des contraintes principales et la contrainte T le long de la direction (LL), pour une éprouvette CT avec a/t =0.5.

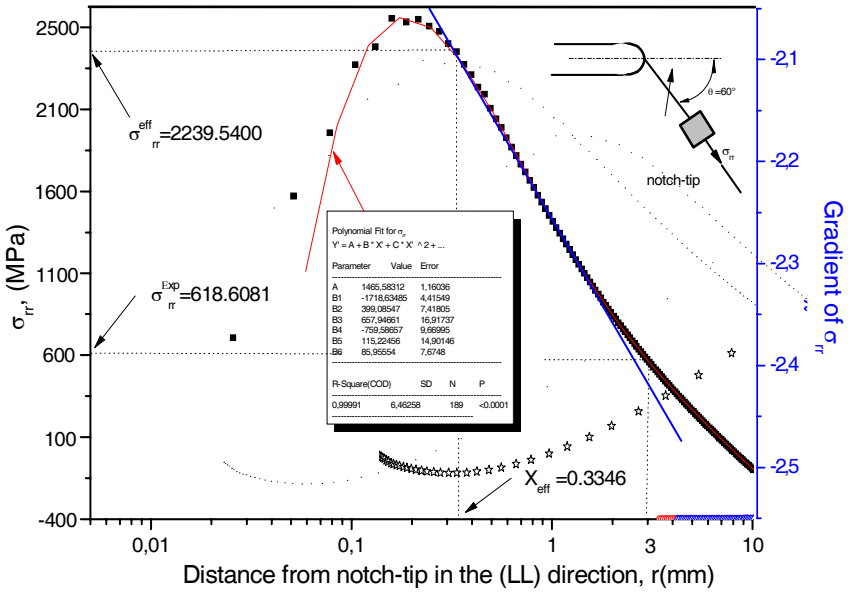


Figure 40 : Détermination de la contrainte effective et la distance effective par la méthode proposée, pour une éprouvette CT avec a/t =0.5.

Rappelons que la contrainte effective du confinement à la rupture $T^{c}_{eff,LM}$, ou à l'amorçage $T^{i}_{eff,LM}$, est déterminée par la méthode de ligne, proposée pour une certaine distance de la pointe de l'entaille, X_{eff}. Plus de détails sont présentés au Chapitre IV.

Pour ne pas se perde dans les indices, nous résumons les paramètres essentiels :

Pour les contraintes de confinements :

- La contrainte de confinement critique, notée $T_{\rho,3mm}^{c(*)}$ correspondant à la charge critique déduite des courbes expérimentales à 3mm de la pointe de l'entaille. L'indique $^{(*)}$ indique les résultats expérimentaux.
- La contrainte de confinement d'amorçage, notée $T_{\rho,3mm}^{i(*)}$ correspondant à la charge d'amorçage déduite des courbes expérimentales à 3mm de la pointe de l'entaille.
- La contrainte de confinement effective critique, calculé par éléments finis, correspond à 3mm de la pointe de l'entaille, notée $T_{\rho,3mm}^{c}$.
- La contrainte de confinement effective d'amorçage, calculé par éléments finis, correspond à 3mm de la pointe de l'entaille, notée $T_{\rho,3mm}^{i}$.
- La contrainte de confinement effective critique, calculée par éléments finis, correspond à une distance effective de la pointe de l'entaille, calculée par la méthode de ligne, notée $T_{eff,LM}^{c}$.
- La contrainte de confinement effective d'amorçage, calculée par éléments finis, correspond à une distance effective de la pointe de l'entaille, calculée par la méthode de ligne, notée $T_{eff,LM}^{i}$.

Pour les Facteurs d'Intensité de Contraintes d'entailles :

- Le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille critique, noté $K_{\rho,3mm}^{c(*)}$ correspond à la charge critique déduit des courbes expérimentales, et est calculé par la méthode de ligne proposée à 3mm de la pointe de l'entaille. L'indique $^{(*)}$ indique les résultats expérimentaux.
- Le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille d'amorçage, noté $K_{\rho,3mm}^{i(*)}$ correspond à la charge d'amorçage déduit, à 3mm de la pointe de l'entaille, des courbes expérimentales.
- Le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entailles critique, noté $K_{\rho,3mm}^{c}$, calculé par la méthode de ligne proposée, correspond à 3mm de la pointe de l'entaille.
- Le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entailles d'amorçage, noté $K_{\rho,3mm}^{i}$, calculé par la méthode de ligne proposée, correspond à 3mm de la pointe de l'entaille.
- Le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entailles critique, noté $K_{eff,LM}^{c}$, calculé par la méthode de ligne proposée, correspond à une distance effective de la pointe de l'entaille.
- Le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entailles d'amorçage, noté $K_{eff,LM}^{i}$, calculé par la méthode de ligne proposée, correspond à une distance effective de la pointe de l'entaille.

Les valeurs du Facteurs d'Intensité de Contraintes d'Entaille critiques $K_{\rho,3mm}^{c(*)}$ et de la contrainte effective critique $T_{\rho,3mm}^{c(*)}$ sont enregistrées par les jauges de déformations au point de rupture, déterminée par la charge critique maximale. L'émission acoustique donne un deuxième pic par loin de la contrainte maximale, l'écart type ne dépasse pas les 5%. Le premier pic, donné par l'émission acoustique, est exploité pour déduire les valeurs du Facteur d'Intensités de Contraintes d'Entailles

et la contrainte effective de confinement à l'amorçage, notés respectivement $K^{i(*)}_{\rho,3mm}$ et $T^{i(*)}_{\rho,3mm}$. La Figure 41 montre une représentation schématique de la détermination des différents paramètres de ruptures et d'amorçages pour une éprouvette SENT.

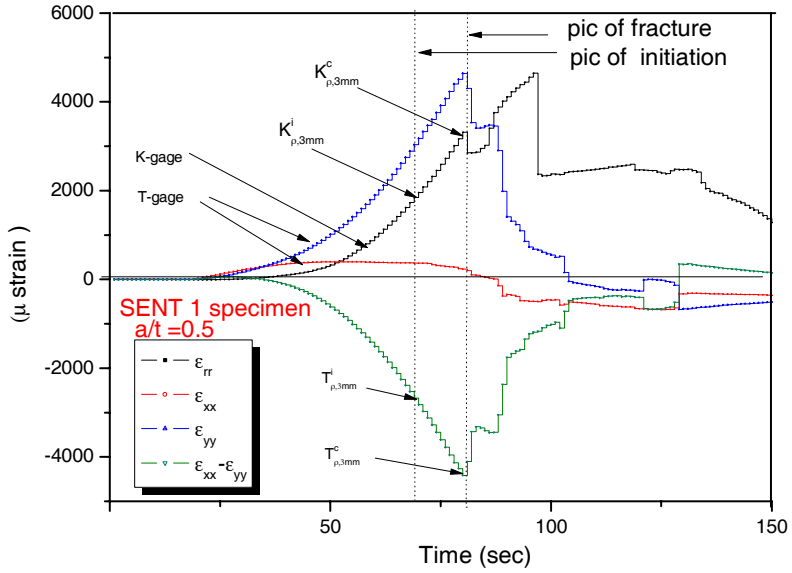


Figure 41 : Représentation schématique de la détermination des paramètres d'amorçage et de rupture par la base de l'émission acoustique.

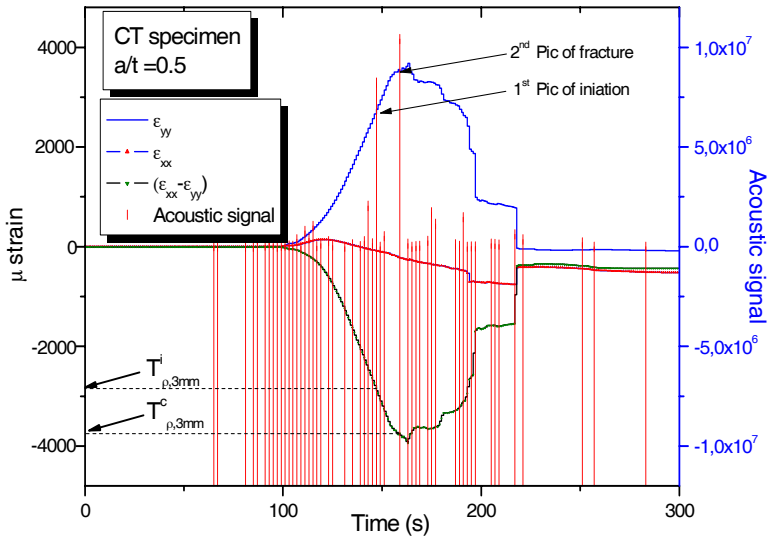


Figure 42 : Exemple de détermination des paramètres d'amorçage et de rupture par la base de l'émission acoustique, pour une éprouvette CT (a/t =0.5)

Un détail de la détermination des différents paramètres est présenté dans les Figures 42 et 43, pour une éprouvette CT avec une entaille d'une profondeur a/t =0.5. La Figure 42 représente la détermination des deux pics, respectivement de l'amorçage et de la rupture, par l'émission acoustique en présence de la distribution des déformations, mesurés par les jauges.

Le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille est déterminé par la distribution des déformations pour une distance de 3mm de la pointe de l'entaille. Les deux pics sont déterminés par émission

acoustique, Figure 43. La Figure 44 montre clairement la détermination la contrainte de confinement sur une éprouvette Tuile Romaine avec un défaut a/t =0.6.

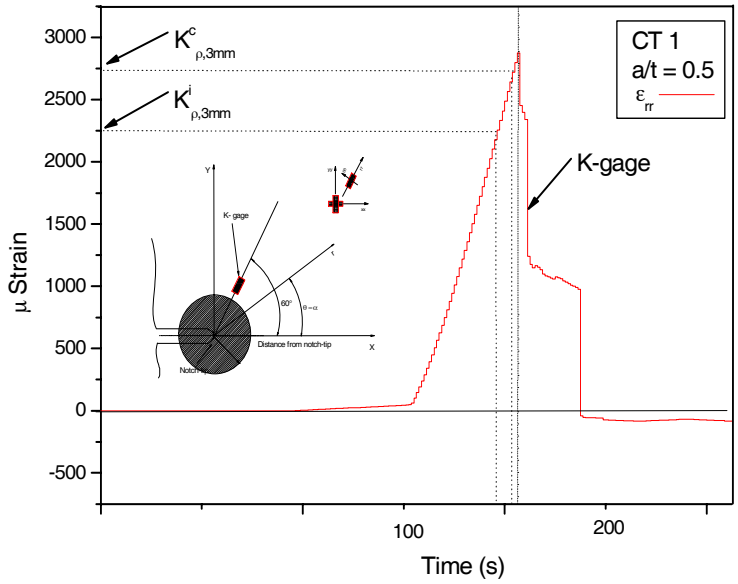


Figure 43 : Détermination du Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille à l'amorçage et à la rupture par émission acoustique, pour une éprouvette CT (a/t =0.5).

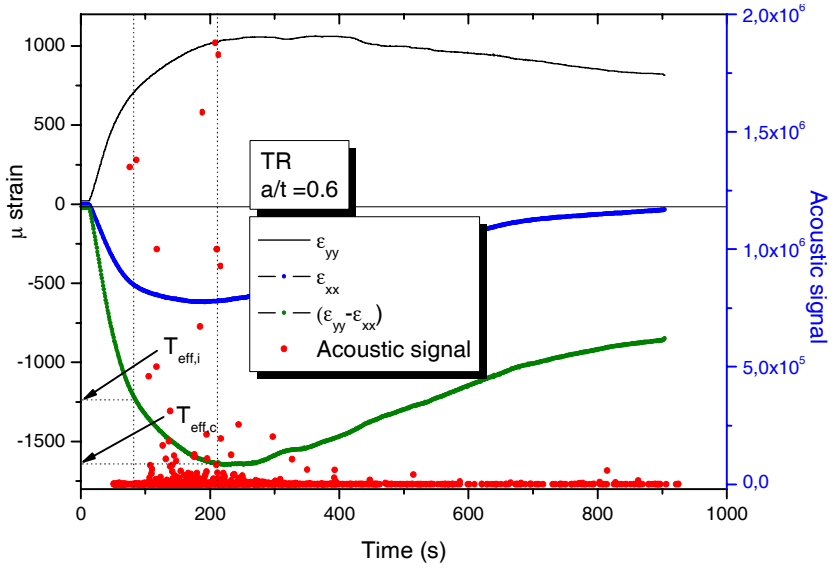


Figure 44 : Exemple de détermination des paramètres d'amorçage et de rupture par la base de l'émission acoustique, pour une éprouvette TR (a/t =0.6).

Les étapes présentées, pour calculer numériquement les différents paramètres de ruptures pour l'éprouvette CT sont généralisés pour les éprouvettes SENT, DCB et Tuile Romaine, pour les différents profondeurs. Les mesures expérimentales et les calculs des modélisations numériques sont donnés dans le tableau 1.

Tableau 1 : Récapitulation des résultats d'essais et les différents paramètres calculés.

						A partir de 3 mm de la pointe de l'entaille.							
Type Epr.	Prof. d'entaille	Temps d'amor. (s)	Charge maxi. (kN)	T_c (Fissure)	K_c (Fissure)	$K^{c(*)}_{\rho,3mm}$	$T^{c(*)}_{\rho,3mm}$	$K^{c}_{\rho,3mm}$	$T^{c}_{\rho,3mm}$	$K^{i(*)}_{\rho,3mm}$	$T^{i(*)}_{\rho,3mm}$	$K^{i}_{\rho,3mm}$	$T^{i}_{\rho,3mm}$
CT	a/t = 0.1		38.79	-625,8523	89,22034	—	—	75,549	-302,223	54.678	-199.562	58.789	-212.556
	a/t = 0.3		25.27	-749,4659	107,90839	85,846	-323,445	81,556	-328,562	61.534	-218,690	76.253	-232,562
	a/t = 0.5		12.57	-928,750	111,29691	93,198	-327,632	98,045	-333,876	74.887	-229,184	81.547	-241,967
SENT	a/t = 0.1		—	-655,8523	93,22034	—	—	90.342	-328.890	—	—	85.557	-297.185
	a/t = 0.3		—	-769,4659	109,90839	—	—	97.678	-337.672	—	—	92.433	-305.095
	a/t = 0.5		35.35	-948,7402	115,35659	110.534	-355.263	105.365	-343.564	94.192	-301.579	98.446	-312.446
DCB	a/t = 0.1		16.15	—	—	—	—	53.4589	67.9891	—	—	50.9876	75.0485
	a/t = 0.3		7.40	—	—	—	—	64.5648	76.0243	—	—	61.4550	80.5560
	a/t = 0.5		4.01	—	—	—	—	67.2182	82.3245	—	—	64.4432	89.0895
TR	a/t = 0.4		6.34	—	—	80,022	-64.737	83.659	-71.980	78.875	-62.980	82.334	-69.559
	a/t = 0.5		4.61	—	—	84,768	-76.500	89.985	-79.343	83.452	-73.453	87.545	-75.883
	a/t = 0.6		2.79	—	—	93,354	-130.184	98.496	-135.984	89.563	-98.684	93.568	-105.324

Epr.	Prof. d'entaille	Temps d'amor. (s)	Charge maxi. (kN)	T_c (Fissure)	K_c (Fissure)	$K^{c}_{eff,LM}$	$T^{c}_{eff,LM}$	$K^{i}_{eff,LM}$	$T^{i}_{eff,LM}$
CT	a/t = 0.1		38.79	-625,8523	89,22034	79.786	-315,250	64.665	-221.439
	a/t = 0.3		25.27	-749,4659	107,90839	86,438	-340,123	79.583	-248,509
	a/t = 0.5		12.57	-928,750	111,29691	102.568	-345,083	86.334	-275,213
SENT	a/t = 0.1		—	-655,85	93,22034	93.326	-336.980	87.869	-307.555
	a/t = 0.3		—	-769,4659	109,90839	98.558	- 350.902	93.880	-321.342
	a/t = 0.5		35.35	-948,7402	115,35659	107.922	-358.445	101.335	-328.055
DCB	a/t = 0.1		16.15	—	—	—	—	—	—
	a/t = 0.3		7.40	—	—	—	—	—	—
	a/t = 0.5		4.01	—	—	—	—	—	—
TR	a/t = 0.4					89.980	-110,224	80.445	-104.549
	a/t = 0.5		6.34	—	—	93,401	-122,333	84.553	-111.446
	a/t = 0.6		4.61	—	—	103.445	-157,112	97.991	-127.324
			2.79	—	—				

V.2.3. 5 Résultats sur les éprouvettes CT en rupture

Depuis 2004, le Laboratoire de Fiabilité Mécanique a entamé une série d'essais sur des tuyaux de transport de gaz, X52, pour deux diamètres et différentes géométries : CT, Tuile Romaine de différents angle, afin de déterminer la ténacité réelle du matériau. Tous les résultats [2,11] sont présentés sans prendre en considération l'effet du confinement.

Nous présentons dans la Figure 45 une comparaison de nos résultats avec celles des auteurs [2] et de [11] sur des éprouvettes CT, en rupture. Les représentations schématiques des conditions d'ASTM sont présentées pour localiser la validé des résultats.

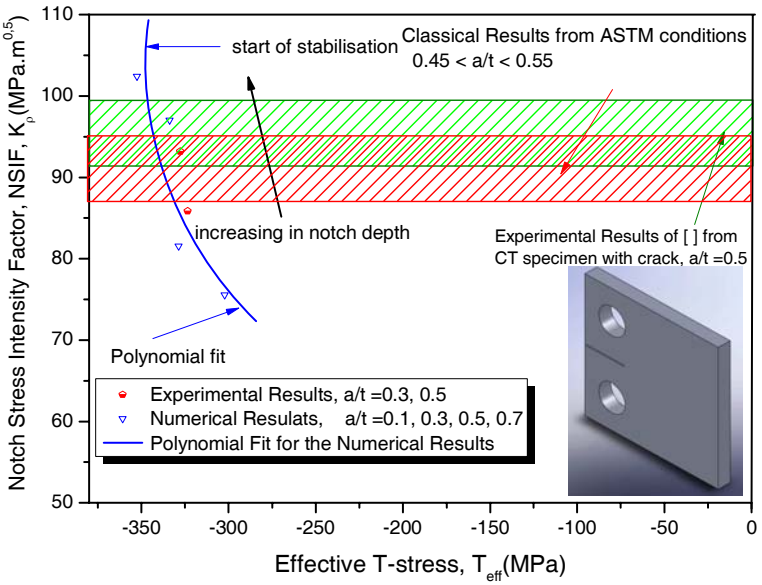


Figure 45 : Récapitulatif des résultats expérimentaux et les calculs numériques. Comparaison avec d'autres résultats de la littérature.

Les mesures expérimentales, des valeurs des Facteurs d'Intensité de Contraintes d'entaille $K_{\rho c}$ et de la contrainte effective $T_{eff,c}$, sont présentées dans la figure 45, pour une éprouvette CT, pour une profondeur d'entaille a/t =0.3 et 0.5. Les calculs aux éléments finis, des différents paramètres de rupture, extraient de la distribution des contraintes pour un angle de 60° et une distance de 3 mm, sont illustrés.

Les premières remarques indiquent que, plus en augmente la profondeur de l'entaille plus les deux paramètres de rupture (K, T) croient, jusqu'à une valeur de stabilisation. Cette dernière, désigne un passage de la plasticité confinée à la plasticité étendue, ou d'une autre façon du (SSY) au (LSY).

Les résultats numériques, présentées conformément aux points de mesures des paramètres de la rupture, donnent une bonne concordance avec un écart type dépassant pas le 4.56 %. Notons les erreurs commises de la mesure expérimentale, surtout au niveau de la distance de la pointe de l'entaille.

V.2.3. 6 Résultats sur les éprouvettes TR en rupture

La Figure 46 représente les résultats expérimentales sur des éprouvettes Tuiles Romaines, pour des profondeurs d'entailles a/t =0.4, 0.5 et 0.6. L'évolution de la courbe $K^{c(*)}_{\rho,3mm}$ - $T^{c(*)}_{\rho,3mm}$, en fonction de la profondeur d'entaille, est approximée par une fonction croissante. Notons que les éprouvettes TR sont prises d'un tuyau de transport de gaz de diamètre 610mm et d'épaisseur 11mm. Les résultats de [4], pour la même nuance et avec les deux diamètres : 610mm et 219mm, sont implantés dans le Figure 46 pour localiser nos résultats, en présence de paramètre de confinement. Une augmentation progressive du paramètre de confinement T de 10 MPa fait augmenter la ténacité, au minimum de 5%.

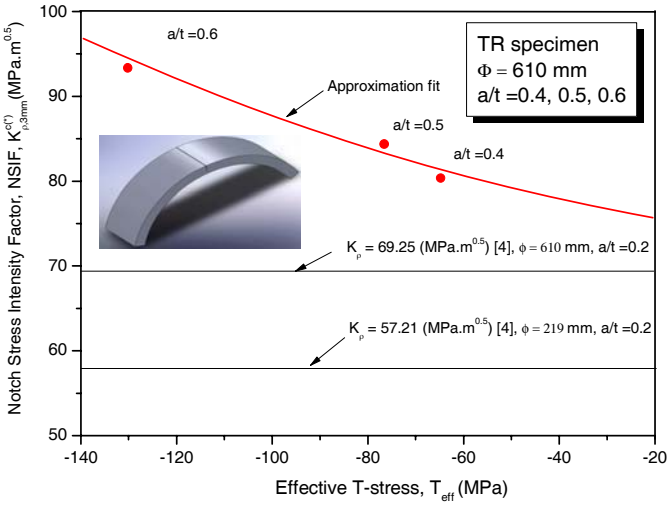


Figure 46 : Récapitulatif des résultats expérimentaux sur les éprouvettes Tuiles Romaines et comparaison avec les résultats de la littérature.

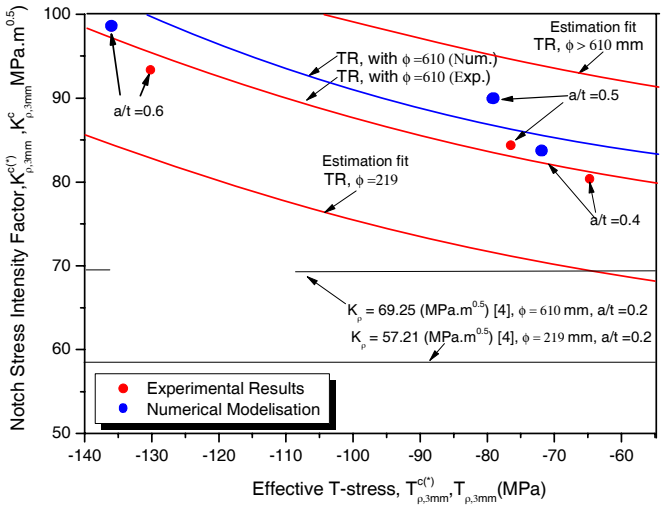


Figure 47 : Evolution de la courbe ($K^{c(*)}_{\rho,3mm}$ - $T^{c(*)}_{\rho,3mm}$) en fonction de la géométrie des tuyaux.

La Figure 47 présente une comparaison des résultats expérimentaux avec ceux de la modélisation numérique. Une bonne concordance est donnée avec un écart type maximum de 5.22 %. Une estimation de la position des courbes de ténacité, pour différents diamètres de tuyaux, est illustrée, en présence du paramètre de confinement.

V.2.3. 7 Effet de la géométrie sur la ténacité à la rupture

L'effet de la géométrie sur le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille critique (ténacité) est discuté pour les éprouvettes CT, SENT et TR, pour un défaut de profondeur a/t =0.5, Figure 48.

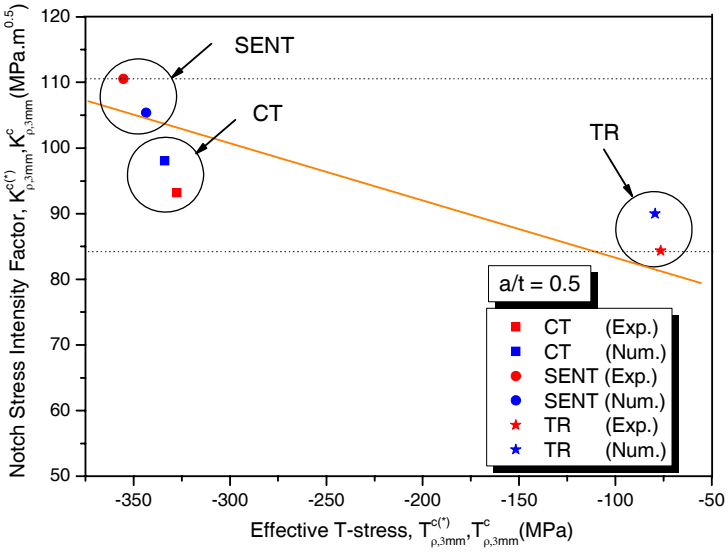


Figure 48 : Evolution de la courbe $K_{\rho c}$-$T_{eff,c}$ pour différentes éprouvettes CT, SENT et TR (a/t =0.5). Résultats expérimentaux et modélisation numérique.

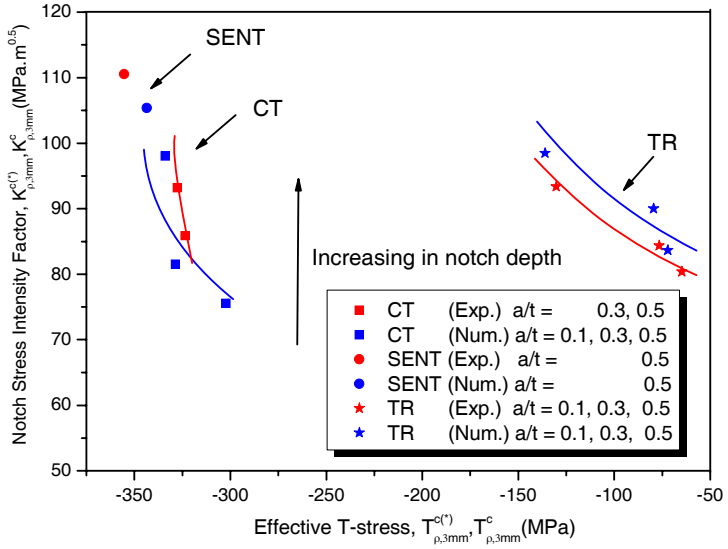


Figure 49 : Récapitulatif des différentes résultats, expérimentaux et numériques, pour les éprouvettes CT, SENT et TR, pour différentes profondeurs.

Les résultats expérimentaux données par les jauges de déformations, au niveau de la pointe de l'entaille, sont comparés à ceux de la modélisation numérique par éléments finis, avec les mêmes conditions de chargement. La ténacité change avec la géométrie et prend des valeurs maximales pour les éprouvettes en traction, les éprouvettes SENT dans notre cas. Par contre, les éprouvettes en flexion donnent des valeurs plus faibles, cas des éprouvettes Tuiles Romaines. Les valeurs du Facteurs d'Intensité de Contraintes d'Entailles critiques, des éprouvettes CT, sont intermédiaires entre les deux cas.

Les résultats expérimentaux, en rupture, sont présentés en présence des valeurs de la modélisation numérique. La Figure 48 illustre clairement l'effet du confinement sur le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille. Il est plus significatif sur les éprouvettes en traction. La Figure 49 regroupe les différentes résultats, des éprouvettes CT, SENT et TR, pour différentes profondeurs. En augmentant progressivement la profondeur du défaut, une croissance du paramètre de confinement tend à croître les valeurs du Facteurs d'Intensités de Contraintes.

Les valeurs numériques, calculés à 3mm de la pointe de l'entaille, coïncident avec les résultats des déformations mesurées par les jauges à la même place. Pour les éprouvettes SENT, les résultats numériques sont au dessus des valeurs mesurées, et ne suivent pas les mêmes évolutions des autres éprouvettes, probablement à cause de l'emplacement.

V.2.3. 8 Effet de la géométrie sur la ténacité à l'amorçage

La ténacité à l'amorçage $K^{i(*)}_{\rho,3mm}$ est définie à partir des différentes profondeurs d'entailles des éprouvettes Tuiles Romaines, Figure 50, dans une gamme profondeurs a/t de [0.4 – 0.6]. Cette grandeur, assimilée à une propagation réelle lors des essais de caractérisation par les systèmes de mesures, est tout simplement obtenue sur la courbe charge – déplacement et/ou charge - temps, par le premier pic de la courbe d'émission acoustique.

La transférabilité d'éprouvettes à structures de ce critère est validée dans le cas d'essais sur éprouvettes entaillés CT, SENT et TR, Figure 51. La modélisation numérique d'un essai sur les différentes éprouvettes, a de plus, permis de mettre en évidence l'influence de la triaxialité des contraintes sur la ténacité du matériau.

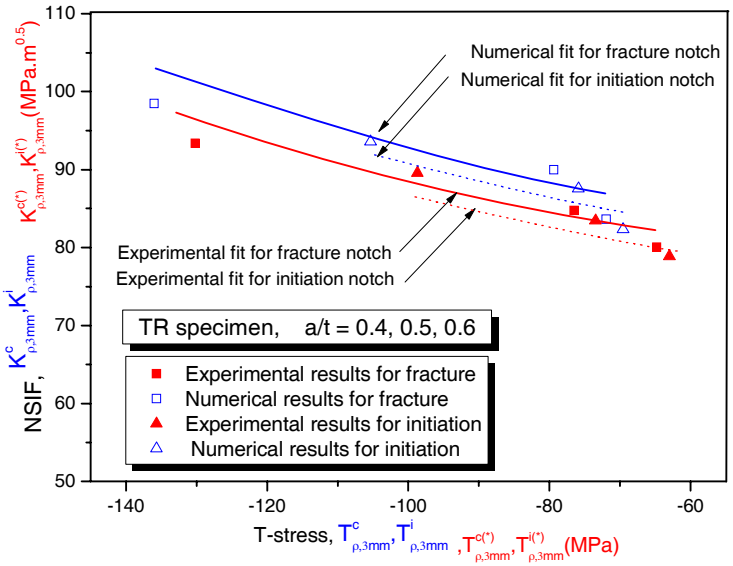


Figure 50 : Présentation les paramètres d'amorçage et de la rupture, pour une éprouvette Tuile Romaine avec les profondeurs a/t =0.4, 0.5 et 0.6.

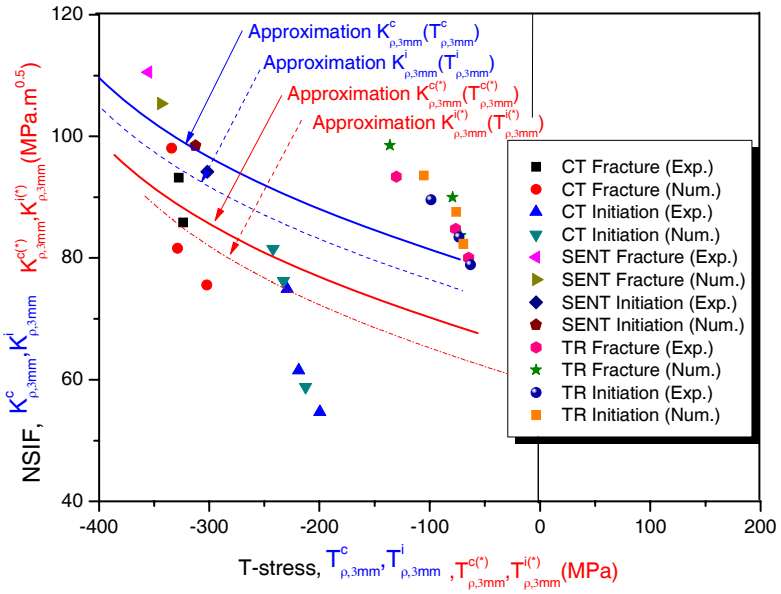


Figure 51 : Paramètres de rupture et d'amorçage, pour les éprouvettes TR, SENT et CT avec différentes profondeurs

A partir d'une interprétation géométrique, une relation entre le paramètre de confinement et la variation de la composante élastique de K_ρ est obtenue. Cette relation permet de mettre en oeuvre l'approche n'utilisant que des calculs stationnaires. Grâce à cette relation, il devient possible de prendre en compte les effets de triaxialité et de modéliser l'amorçage et la propagation de défauts dans des différentes éprouvettes.

V.2.3. 9 Détermination des paramètres de ruptures et d'amorçages par la méthode de ligne proposée

La méthode de ligne consiste à déterminer les paramètres de la rupture et d'amorçage pour une certaine distance de la pointe de l'entaille. Elle est basée sur le principe de la contrainte moyenne donnée par la méthode volumétrique, Chapitre IV.

Une présentation schématique est donnée, Figure 52, dans le cas de rupture, pour déterminer le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entailles critiques et la contrainte de confinement critique. Le même principe est appliqué pour déterminer ces paramètres en amorçage, correspondant au déplacement d'amorçage dans les courbes – déplacements.

Un exemple d'évolution des différents paramètres est illustré sur la Figure 53. Notons que, dans la modélisation numérique, nous avons pris en considération les déplacements d'amorçages et critiques (courbes charges- déplacements).

La Figure 54 représente, en rupture, les résultats expérimentaux des paramètres de rupture, pour une éprouvette CT de profondeurs a/t =0.3 et 0.5. Les résultats sont comparés à ceux de la modélisation numérique, pour une charge critique à 3 mm de la pointe de l'entaille, et les résultats extraient par la méthode de ligne.

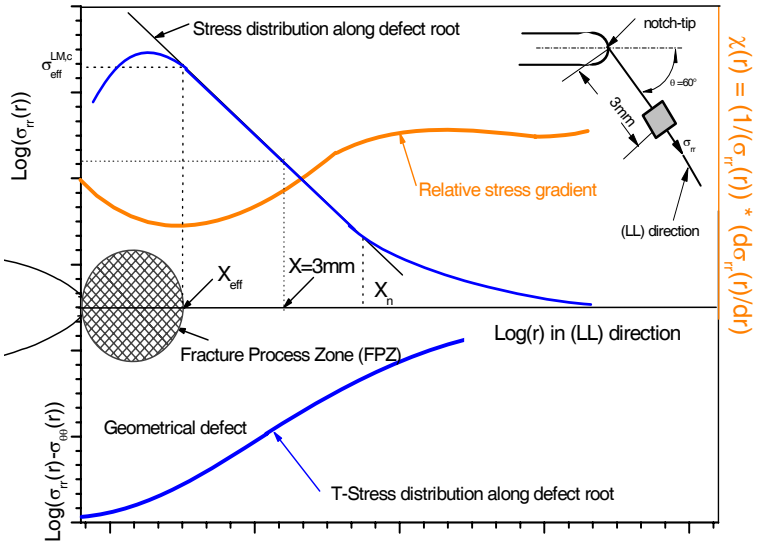


Figure 52 : Représentation schématique de la méthode de détermination du Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille dans la direction (LL).

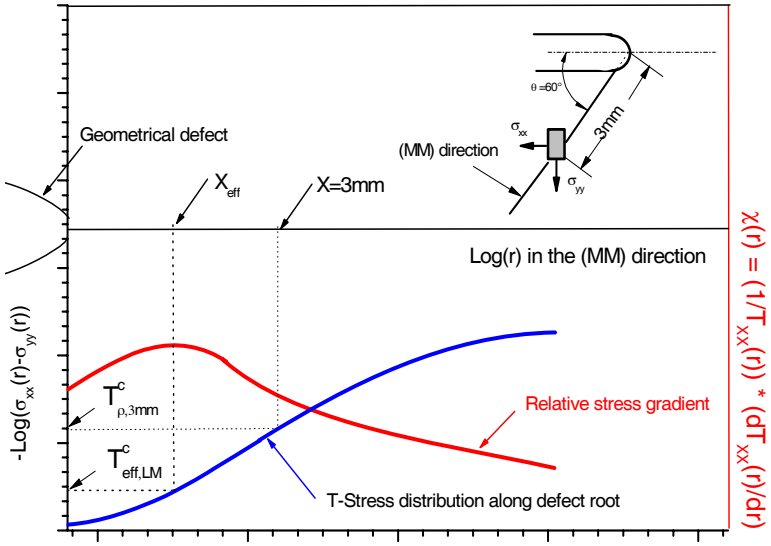


Figure 53 : Représentation schématique de la méthode de détermination de la contrainte de confinement dans la direction (LL).

Une augmentation progressive de la profondeur de défaut, croit en même temps le Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille et le paramètre de confinement. La courbe de la méthode de ligne donne des valeurs de la limite supérieure.

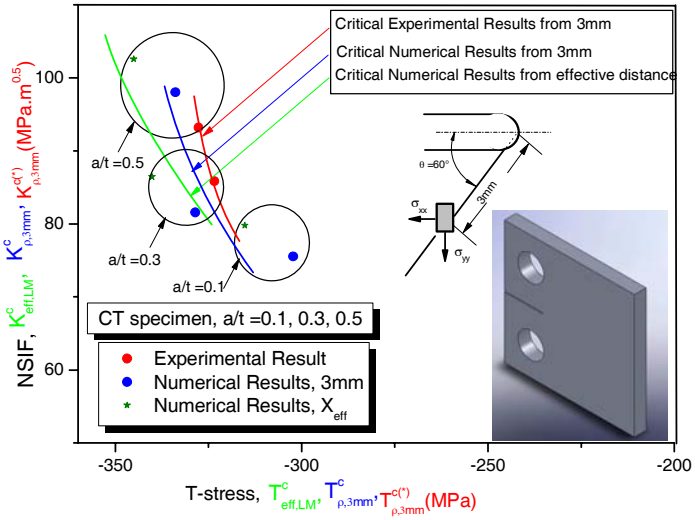


Figure 54 : Récapitulatif des résultats expérimentaux et les calculs numériques en rupture en présence des résultats de la méthode de ligne.

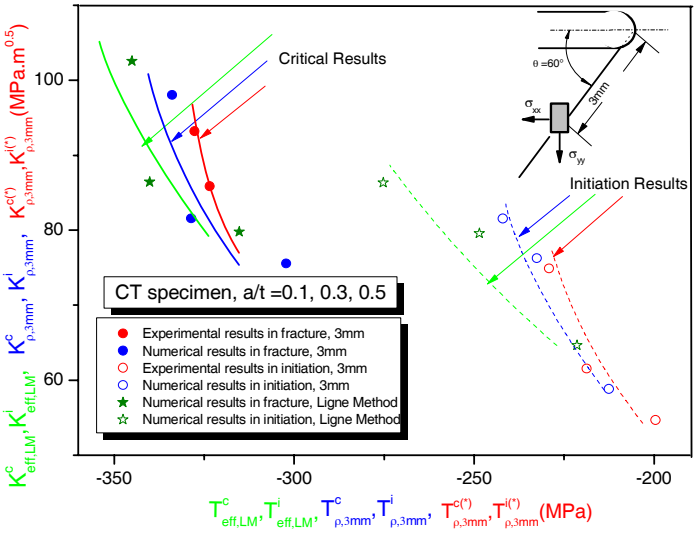


Figure 55 : Récapitulatif des différents résultats, expérimentaux et numériques, pour une éprouvette CT, pour différents profondeurs de défaut a/t =0.1, 0.3 et 0.5.

Les résultats de la rupture et d'amorçage des différents paramètres de rupture sont représentés dans la figure 55, pour une éprouvette CT avec différentes profondeurs de défaut. Un décalage est bien illustré entre les résultats de l'amorçage et de la rupture. Les courbes à rupture donnent les plus grandes valeurs des paramètres de confinements.

Un regroupement des résultats des paramètres de la rupture, Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille et contrainte de confinement, pour les éprouvettes CT, SENT et TR et pour les différentes profondeurs, est donné dans la Figure 56.

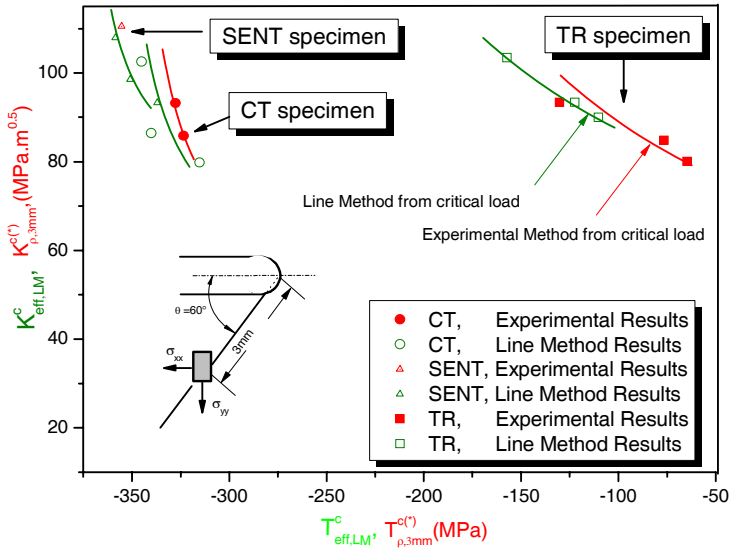


Figure 56 : Récapitulatif des différents résultats, expérimentaux et numériques en rupture, pour les différentes éprouvettes CT avec différents profondeurs de défaut a/t =0.1, 0.3 et 0.5.

Les éprouvettes SENT donnent les plus grandes valeurs de la ténacité à la rupture avec un confinement très élevé. Sur les éprouvettes TR, le confinement est moins remarqué. Une relation entre le Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille et la contrainte de confinement est illustrée. Un détail de cette relation est présenté dans la suite de travail.

V.2.3. 10 Discussion

Pour analyser l'influence de la géométrie sur la ténacité, nous avons présenté une étude de la stabilité de la propagation pour les éprouvettes TR, SENT et CT, c'est-à-dire une éprouvette de flexion et deux éprouvettes de traction. Entre ces deux géométries, le confinement de la déformation n'est pas identique.

Si on schématise les lignes de glissement dans les différentes éprouvettes (détail de la distribution des zones de déformations à la pointe de l'entaille est donné au Chapitre IV), nous remarquons que pour une éprouvette TR, toute la déformation est concentrée presque exclusivement dans le ligament en pointe de l'entaille. Cela aura pour conséquence d'induire une grande instabilité de cette structure, c à d, la contrainte T est moins négative. En revanche, pour l'éprouvette SENT et CT, la position de l'entaille induit des lignes de glissement élargies, d'autant plus que l'entaille est petite. La conséquence sera une plus grande énergie dissipée et moins d'énergie confinée, donc moins d'énergie apportée à la pointe de l'entaille pour la faire propager. Avec ce type de géométrie, une plus grande stabilité est induite. De même pour la géométrie en flexion trois points, on s'aperçoit que les lignes de glissement permettent une zone plastique moins large.

V.2.3. 11 Détermination de la courbe maîtresse

L'amorçage et la propagation des fissures émanant d'entailles en chargement statique sont largement étudiés, à travers les paramètres globaux de la mécanique de la rupture en élasticité, en présence des courbes d'émissions acoustiques. Les résultats ont montré que le temps à l'amorçage et/ou à la rupture, et même de la vitesse de propagation, était lié au paramètre T déterminé à partir de la mesure expérimentale à la pointe de l'entaille.

A travers nos résultats et les discussions d'autres auteurs qui travaillent dans le domaine[1], nous avons pu mettre au point une nouvelle méthodologie pour dépouiller les essais statiques des éprouvettes entaillées. Cette technique nécessite la connaissance des évolutions des déformations à la pointe de l'entaille, au cours du temps.

Le temps d'amorçage et de rupture d'un défaut est significatif pour les trois types de géométrie (CT, SENT et TR) et pour différents rapports (0.1< a/w < 0.6). La dépendance du paramètre de confinement par rapport à la géométrie testée permet d'assurer la transférabilité de la ténacité à l'amorçage et/ou à la rupture des entailles pour un chargement statique d'une éprouvette de laboratoire à une autre, Figure 57.

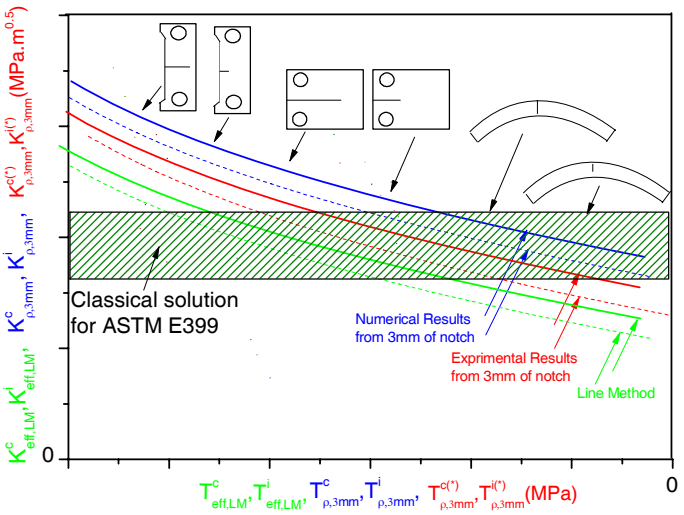


Figure 57 : Représentation Schématique de la courbe (K – T) de rupture et d'amorçage pour les éprouvettes CT, SENT et TR.

Du point de vue de l'exploitation, nous tenons à signaler que la courbe maîtresse permet de classer les matériaux suivant leurs résistances. En effet, en examinant les différentes courbes, nous constatons que cette courbe reste sécurisante, pour les applications sur des structures réelles, dans la mesure où le deuxième paramètre T reste négatif. Afin de montrer la robustesse de la corrélation "expérimentale" K - T, nous avons simulé numériquement le comportement des différentes éprouvettes sous sollicitations statique afin de valider les résultats expérimentaux de calcul de T. Les résultats sont très encourageantes.

[1] - J'ai organisé une première discussion (workshop) lors d'un Congrès de Fracture organisé à Alger, Algérie du 1 – 6 Juin 2008, permis les invités, Professeur Y. Matvienko de la Russie, Professeur Ayatollahi de la République Iranienne et Professeur Abdel de Scoltland, ainsi que le Professeur G. Pluvinage de l'université de Metz. La discussion sur mon sujet a été très bénéfique.
- Plusieurs correspondances ont été faite par mails avec le Professeur Chao de l'université de Chicago, USA, et la Professeur Sylvie Pommier, de l'université Cachan en France, sur le sujet. Des propositions de l'extension du notre travail pour le comportement en élastoplastique, a été évoquée.

V. 3 ETUDE MICROSTRUCTURALE

V.3. 1 Introduction

Il est admis généralement que l'amorçage et la croissance d'une fissure dépend essentiellement de l'état de contrainte et de déformation locale en fond d'entaille. La rupture brutale ou différée se produit lorsque l'état local atteint un état critique défini par le critère de rupture. Lorsque le matériau est élastique, nous savons que l'état local peut être décrit par des grandeurs caractéristiques qui sont les Facteurs d'Intensité de Contraintes et les termes supérieurs de l'équation de Williams [3]. La répartition locale des contraintes ou de déformations reste la même au cours de l'amorçage et la propagation. En particulier, si l'élasticité est linéaire, les méthodes d'analyse théoriques ou numériques de l'élasticité linéaire peuvent être utilisées pour obtenir l'état local. De nombreuses études leur ont été consacrées [20-22]. Lorsque les effets de plasticité ne sont pas négligeables, la description de l'amorçage et de la propagation doivent tenir compte du comportement réel du matériau. Malgré le nombre important d'études consacrées aux problèmes de fissure [23-27] et d'entaille [13], plusieurs points fondamentaux restent à éclaircir.

Nous cherchons, dans cette étude microstructurale, à caractériser l'influence des termes de l'ordre supérieur de l'équation de Williams, et en particulier la contrainte dite de cisaillement T sur une série d'éprouvette, en conservant des formes simples donnant une surface de rupture facile à observer et à interpréter. Nous nous sommes particulièrement attachés au cas des éprouvettes de types CT, DCB, SENT et Tuiles Romaines. Ainsi, il nous a été possible d'analyser parallèlement l'évolution des grandeurs mécaniques caractéristiques, et celle des faciès de rupture.

V.3. 2 Conception des Fractures Mécaniques

La mécanique élastique linéaire de la rupture (MLER) est utilisée pour étudier le comportement quasi-fragile des matériaux. Les mesures trouvées de la ténacité à la rupture dépendent essentiellement de dimensions et de géométries des éprouvettes d'essais. Cette variation de la ténacité est attribuée à la zone de développement de la fissure. Cette dernière peut se composer de micro-fractures à l'avant de l'entaille principale et des forces de tractions/compression dernières le front de la fissure. La contrainte T dépend du type d'éprouvette et du mode de chargement. Ces forces de tractions/ compressions transmisent à travers la fissure influent sur les concentrations de contraintes au voisinage de la pointe de la fissure. Notons que cette influence a était examinée par Barenblatt [28] où les forces de tractions sont modélisées comme une zone de contraintes cohésives retardant ou d'accélérer la propagation de la fissure.

D'importants essais sur la ténacité à la rupture pour différents types d'aciers ont été reportés par Pluvinage[29], Leblond [30], Ghoul [31], etc. Toutefois, quelques applications de la mécanique de la rupture, dans la prévision du comportement des aciers, impliquent des situations où l'entaille est soumise à une combinaison de contraintes de tractions ou de compressions et de cisaillements. Cette situation est nommée chargement en mode mixte local et implique les deux modes : I (traction où compression) et mode II local (cisaillement) du Facteur d'Intensité de Contraintes (FIC) et de la contrainte T successivement, pour prédire la propagation de fissure à partir d'une entaille.

Quelques expériences ont touché le domaine de ruptures quasi-fragiles, en particulier les aciers de construction [32-38]. Des publications récentes en mode d'ouverture et mixte de la rupture sont

récapitulées par M'cidi et al.[23], Tvergaard et al.[39], Clevaringa et al.[40]. En premier, la rupture au mode mixte local est une interaction entre les concentrations de contrainte au mode I et au mode II local crée par les contraintes du confinement T et/ou A_3 à la pointe de l'entaille. Les contraintes transférées à travers la fissure à la surface sont aussi très complexes, impliquent un frottement de cisaillement entre les fissures de surfaces séparées. Quelques modèles couramment utilisés tendent à négliger les effets de la dilatation (l'ouverture des fissures à cause de glissement des ligaments), par contre d'autres recherches exposées prennent en considération son effet. Le cisaillement et la dilatation sont interdépendants, où couplés. Donc la propagation de la fissure est influencée par la traction des fissures latérales, de plus elle ne complique aucune tentative d'utiliser le modèle de base de (LEFM) de la propagation d'une seule fissure.

Plusieurs auteurs pensent que le mode I est le plus dangereux et le plus défavorable. Car c'est le cas le plus répandu en pratique. Certains autres [21, 32, 33, 56-61] ont confirmé expérimentalement que la croissance de la ténacité statique, quasi-statique et/ou dynamique en fonction de l'orientation de la fissure n'est pas monotone. Elle se fait plutôt en ondulation. Les observations obtenues par Laqueche [60] lors des essais de flexion en trois points en quasi-statique montrent que la fissure se propage sous un angle de $\theta = 12.5°$ suivant la direction d'énergie maximum. Une étude similaire de Maji et al.[57] sur des éprouvettes CT en mode mixte met en évidence que la propagation des fissures est favorisée dans une direction de 27° par rapport a la direction d'un chargement uniaxial. Chang et al.[56], Belalia et al.[41] ont en effet trouvé que pour $\theta = 20°$, les courbes de ténacité de différents matériaux testées à différentes températures, donnent des valeurs plus basses. M'Cirdi et al.[10] pour un matériau proche, dans une étude expérimentale sur différentes orientations cristallographiques et un chargement uniaxial, confirment que la rupture de clivage plan est plus favorisée lorsque l'orientation du cristal fait un angle de 30° avec l'axe de chargement. Une étude récente de Leblond et Mouro [30], avec l'application du principe de symétrie locale de Goldstein et Salganik, conduit à prédire l'angle de l'orientation des fissures préexistantes, ainsi que le fait que l'entaille est toujours chargée de manière prédominante en mode d'ouverture. Cet angle n'est généralement pas suffisamment grand pour que la pointe de la fissure se rapproche de la bissectrice de l'entaille, ce qui est expérimentalement noté dans nos éprouvettes, Figure 38. Une approche de Niu et al.[27] par la méthode des éléments finis confirme qu'une augmentation de l'angle de chargement dans le plan de l'éprouvette implique une diminution progressive de la zone plastique dans la même direction. A un angle 31.5°, cette zone devient de plus en plus fine et il apparaît une autre zone plastique de l'autre cote de l'entaille. Ce phénomène est aussi présenté dans la Réf.[42] et c'est un état de cisaillement pur à l'acuité de l'entaille. Pluvinage [29] aperçoit que le mode mixte (I+II) pour un certain angle d'inclinaison de la fissure par rapport à l'axe de chargement est le plus dangereux. Il confirme cette constatation où il trouve que pour $\theta = 30°$, l'énergie de propagation de la fissure est maximale et elle est supérieure à celle correspondant à $\theta = 0°$ (mode I uniquement), ce qui est en accord avec les résultats expérimentaux de Kotoul [43] et confirme nos résultats.

Afin de pouvoir observer l'amorçage d'une fissure à partir d'une entaille, les chercheurs ont tenté de déterminer les mécanismes fondamentaux qui le contrôlent. Ces mécanismes sont sujets à de nombreux facteurs reliés à la métallurgie, à l'état de surface, à la méthode de production, à l'environnement, aux contraintes appliquées et les contraintes résiduelles, aux formes des éléments. etc. Les études présentées dans la littérature [41-44] révèlent la complexité et la multiplicité des mécanismes d'amorçage. Les expériences montrent qu'il est très difficile de quantifier l'effet des défauts sur la durée de vie des éprouvettes. Puisque les résultats d'essais de traction sur les matériaux les plus divers présentent toujours une dispersion notable, il doit donc exister, à cette dispersion, des causes autres que celles dues à l'influence des défauts et dont l'importance serait loin d'être négligeable.

V.3. 3 Résultats et interprétations

• Mécanismes de Rupture

Le microscope électronique à balayage (MEB) permet l'observation directe d'objets de forme quelconque et de taille importante avec une résolution correcte. Grâce au faible angle d'ouverture du faisceau d'électrons, il présente une très grande profondeur de champ qui permet d'observer des surfaces irrégulières (plus le grossissement est faible plus la profondeur de champs est meilleure) [13].

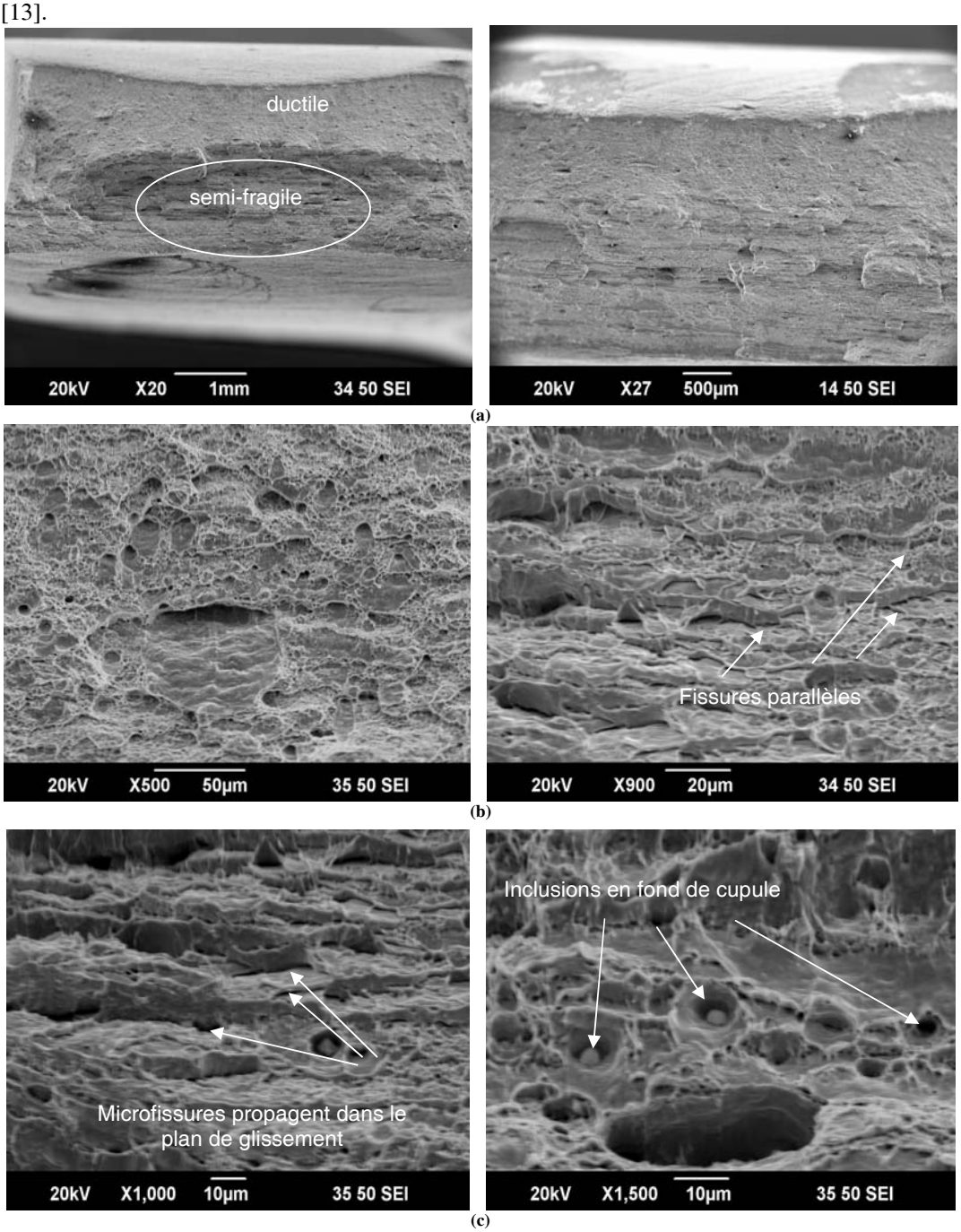


Figure 58 : Faciès de rupture examinés pour le X52.

La Figure 58.a présente le faciès de rupture de X52. on remarque une vise en évidence d'une zone de rupture ou s'est produit un fort écoulement plastique, et une zone centrale très accidentée, parsemée de microfissures. Pour la Figure 58.b, un réseau de fissures parallèles espacées de quelques dizaines de microns est très remarqué. En partie centrale, une structure en cascade est caractéristique d'une rupture quasi-clivage. Les microfissures se propagent dans des plans de glissement, en reliant les cavités étirées lors de la déformation et une présence d'inclusions en fond de cupule est lisible, Figure 58.c. Nombreuses cupules sont orientés en direction de la déformation ; la taille des cupules semble être plus fine et les faciès caractéristique d'une rupture ductile ; les vue sont près du bord de l'éprouvette pour une plastification maximum.

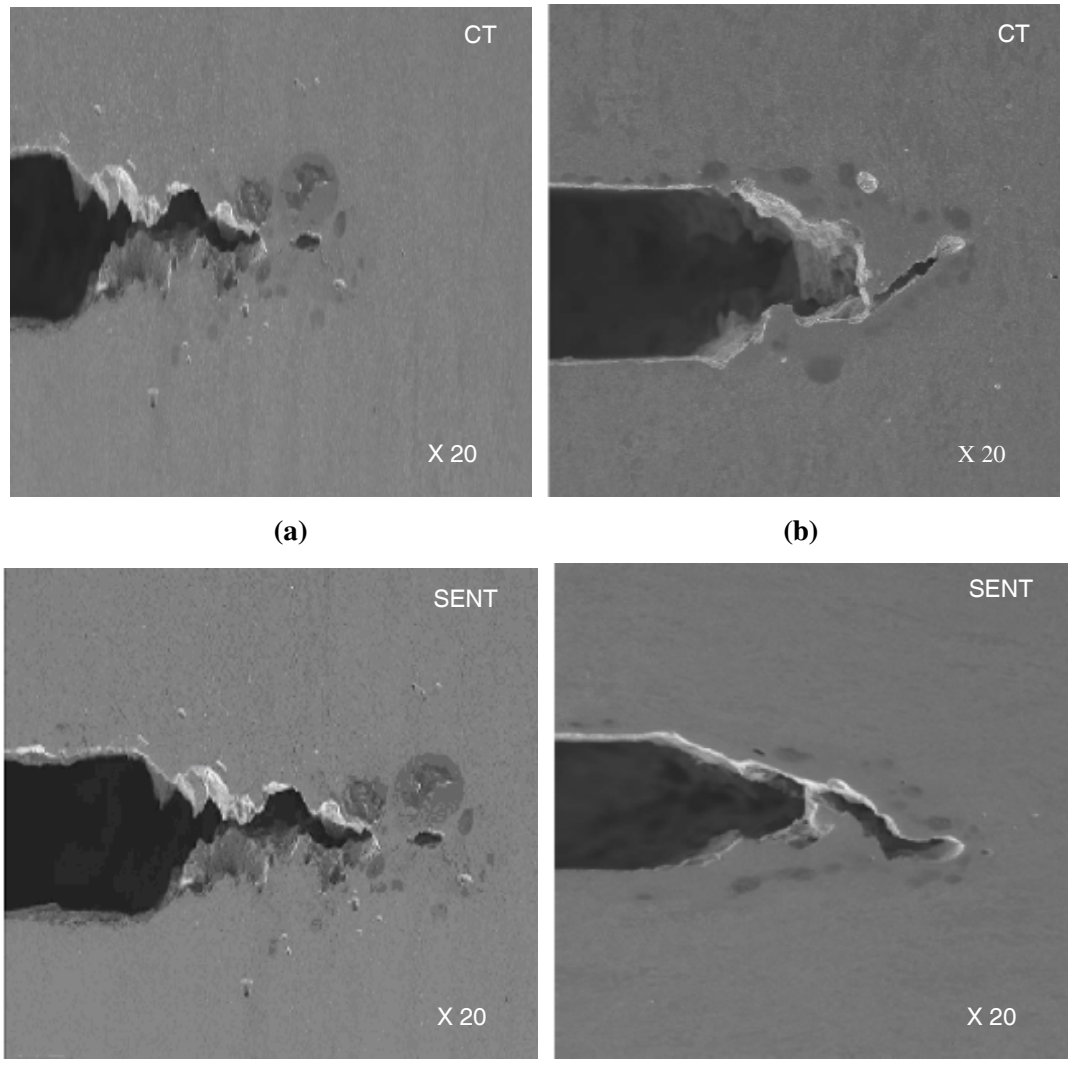


Figure 59 : Microscopie électronique sur surface polie. Coupe longitudinale des éprouvettes CT et SENT issues des essais interrompus**. (a)** coupe longitudinale à environ 1 mm de la surface, **(b)** coupe longitudinal à environ 2.5 mm.

Pour les chargements quasi-statiques des mécanismes d'écoulement peuvent intervenir. Par ailleurs, on pourrait penser que l'amorçage de la fissure sera plus aisé car la viscosité de la phase intergranulaire sera plus faible [37]. Mais parallèlement cette viscosité plus faible permet un confinement plus important en avant du font de fissure qui conduit localement à un glissement des

grains et à une modification du champ de contraintes. Ces hypothèses correspondent aux observations sur les essais des éprouvettes CT en traction. Parallèlement, ce phénomène est aussi lié à d'autres éprouvettes. La fissure peut devenir discontinue et on ne constate plus alors la propagation d'une fissure, mais un nouvel endommagement induit par la modification du champ de contrainte, et l'apparition d'une nouvelle fissure au niveau d'un défaut existant dans le matériau. Une description de la cinétique de ce mécanisme à la pointe de l'entaille est donnée par une forte composante hydrostatique : les 'grosses' cavités grandissent avec la déformation plastique. Localement, la concentration de contraintes issue de ces cavités agit sur les micro-cavités avoisinantes et participe ainsi à l'augmentation de la contrainte hydrostatique locale. Dans ce mode de déformation instable, l'énergie élastique, relâchée par la matrice, dirige l'extension plastique des micro-cavités. Très localement, la taille des grains, la présence de défauts naturels et l'orientation des joints de grains par rapport au champ de contrainte deviennent les caractéristiques prépondérantes pour la propagation. Cet aspect discontinu des fissures semble une caractéristique assez générale observée sur les différentes profondeurs.

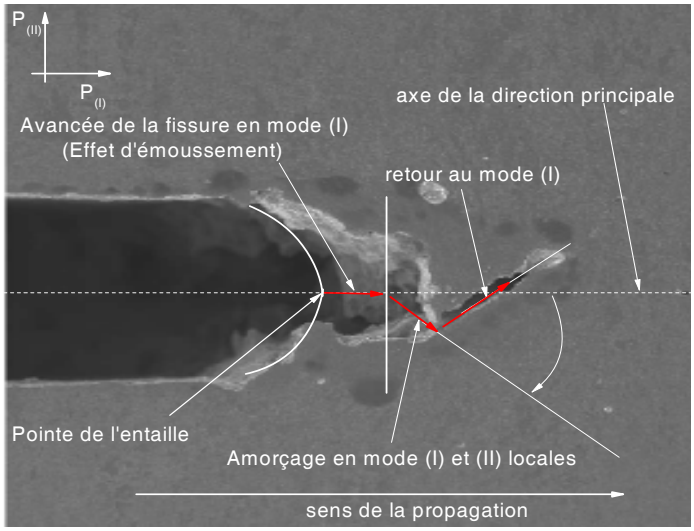


Figure 60 : Description de l'orientation de fissure en mode I.

Différentes observations permettent de mieux comprendre les mécanismes accompagnant l'amorçage et l'avancée de la fissure. La Figure 60 présente une description du mécanisme de rupture sur les différentes éprouvettes testées, pour une acuité d'entaille de 0.25 mm. La fissure émanant d'entaille change de direction et l'on observe que, sous l'effet du chargement, une amplification du champ de contraintes au voisinage de l'acuité de l'entaille (émoussement) qui amorce la fissure principale à partir de la périphérie de l'acuité, dans la zone où la contrainte de traction est maximale. La fissure ainsi créée s'amorce, en premier, en mode d'ouverture en quelques millimètres, puis se propage en zigzags, dans les différentes cas, jusqu'au bord de l'éprouvette. Les fissures, appeler secondaires, créées, ne se propagent pas horizontalement comme le décrit le modèle de Rundick et al.[54]. Elles sont, au cours de leur propagation, déviées dans un premier temps par l'action des fissures principales qui tendent à écarter l'échantillon. La fissure principale dérive à nouveau pour se diriger vers le point de triaxialité des contraintes maximales. Le nouveau plan de rupture provoque un second paramètre de rupture de l'éprouvette, mais cette fois en cisaillement (mode II de rupture locale).

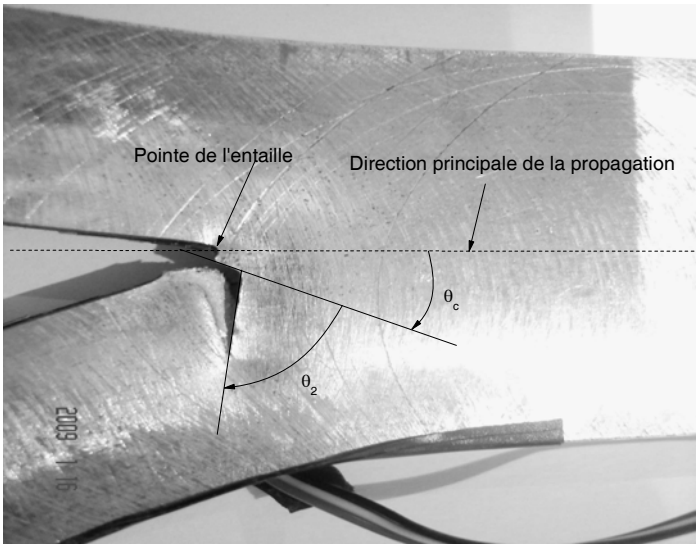


Figure 61 : Amorçage et propagation d'une fissure à partir d'entaille, pour les éprouvettes DCB et pour différentes profondeurs.

Par contres les observations sur les éprouvettes DCB sont un peu différentes. Les fissures s'amorcent en premier sous l'effet d'émoussement en mode I, ensuite elles se propagent en mode mixte de rupture locale (I) et (II) pour un certain angle, notée θ_c. Au dernier stade, les fissures continuent de s'orienter vers le mode II local pour un certain angle θ_2, et traduit l'effet du confinement qui génère la propagation de la fissure instable, Figure 61. Ce phénomène est remarqué pour toutes les éprouvettes DCB et pour différentes profondeurs.

La prise en compte des effets de plasticité en pointe de l'entaille permet également de rendre compte de l'augmentation du nombre de fissures arrêtées, phénomène expérimentalement observé sur les éprouvettes CT, SENT et Tuile Romaine. Le processus de rupture qui découle des observations est différent de ceux constatés par Rundick et al.[54] et Buckley [55], pour des matériaux fragiles ou semi-fragiles. Les mécanismes de rupture des éprouvettes munies d'une acuité sont présentés par la Figure 62. Il paraît, en toutes circonstances, la fissure cherche une direction où l'ouverture est favorisée, afin que le mode (I) soit dominant.

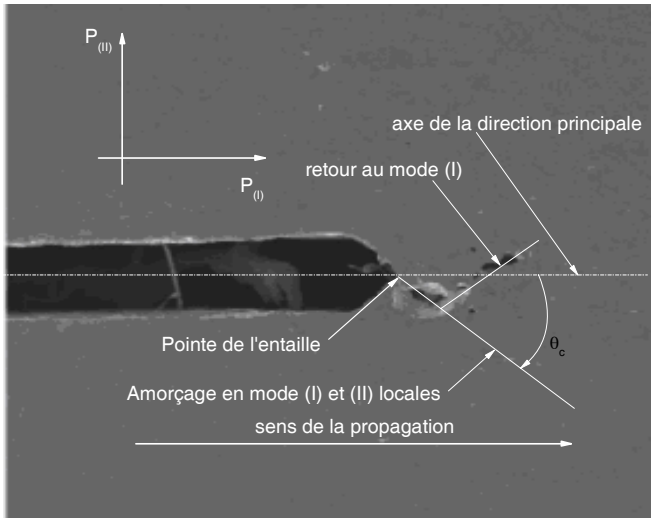


Figure 62 : Amorçage de la fissure à partir d'une entaille en présence du mode II local de rupture.

5.3.3 Observations microstructurales

Nous pouvons en déduire que les mécanismes qui sont intervenus en fond de fissure partant de l'entaille sont localisés dans une zone très petite. Les observations macroscopiques, nous permettent de dire qu'au début de la déchirure, la fissure s'est provoquée antérieurement, en premier, sous forme d'un " ongle de pouce " fissuré ou un " tunnel percer'', Figure 63. Ce sont des mouvements de la fissure à l'amorçage. S'il y a plasticité, elle est très localisée. Nous pouvons donc penser à une modification du champ de contrainte en fond de fissure due à des mouvements de grains (présence de la contrainte de cisaillement T), ce qui conduit à l'amorçage d'une fissure secondaire, Figure 63. La rupture par cisaillement se propage alors entre les carbures, par décohésion de l'interface matrice-carbure. Avec la déformation plastique, l'empilement des dislocations augmente les contraintes à cette interface. A une valeur critique de la déformation, l'interface ou est située la particule rompt et la rupture par cisaillement se propage jusqu'à s'arrêter sur une cavité formée autour d'une grosse inclusion ou s'orienter vers un autre plan de glissement.

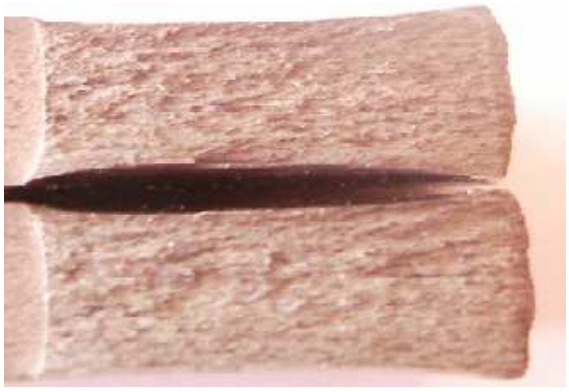


Figure 63 : Mouvement de la fissure à la pointe de l'entaille

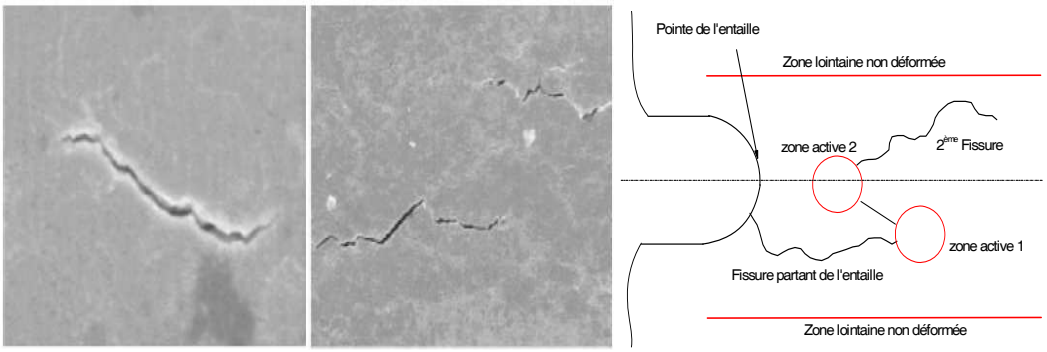


Figure 64 : **(a)** Discontinuité des fissures remarquée sur les éprouvettes CT **(b)** Localisation schématique des mouvements de grains.

D'autres part, la Figure 64.b montre que les fissures deviennent très fréquentes au cours de leur propagation, sans doute sur les joints de faible désorientation, ceci rend les fissures peu rectilignes à certains endroits. Les résultats montrent qu'une microfissure de clivage est déviée où arrêtée lorsqu'elle traverse un joint présentant une forte désorientation. Ce résultat qualitatif tend à confirmer les résultats obtenus sur d'autres structures proches [69-71]. Cependant, il est aussi possible que ce phénomène ne soit qu'apparent et que la fissure secondaire correspond à une propagation de la fissure principale sous la surface. Nous estimons que la fissuration dans une épaisseur finie n'est jamais restreinte au mode I, mais qu'il y a lieu un mélange locale de deux

modes simultanément (I) et (II). Cela fait référence à envisager une présence des ruptures produisant aux surfaces de l'éprouvette, Figure 65.

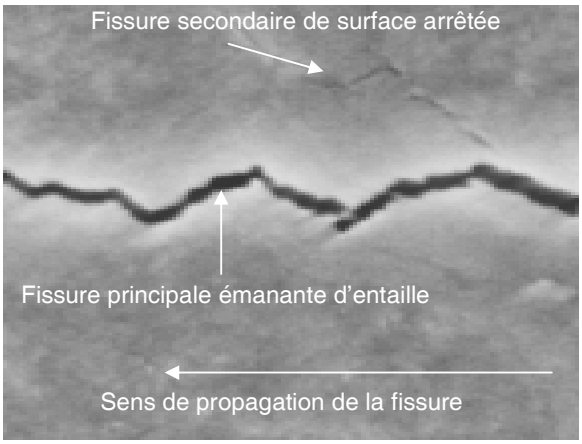


Figure 65 : Propagation de la fissure principale et fissures secondaires de surface émanante d'entaille. Eprouvette CT, polie à environ 1mm de surface et issue des essais interrompus.

Les effets du mode mixte (cisaillement) I+II peuvent pénétrer dans une éprouvette très mince, mais elles apparaissent aussi dans les éprouvettes plus épaisses sous forme des lèvres du ciseau aux surfaces. Ces résultats ont été confirmés par Carbonneau [37] pour des matériaux fragiles. Caron et al.[38] pour un superalliage ont distingué que les vitesses de propagation de la fissure sur des monocristaux dans la direction <111> sont extrêmement élevées et la rupture intervient très rapidement. Les durées de vie de l'alliage sont en effet 20 à 30 fois plus faibles que celles obtenues pour des orientations proches de <001>. L'observation des faciès d'éprouvettes rompues en traction sur les différents cas étudié met clairement en évidence deux zones bien distinctes à faible grandissement. Une zone avec un relief important qui correspond à l'amorçage (croissance simultanée des nombreuses microfissures) qui se créent sur la face en traction, et une zone plane liée à la propagation d'une fissure principale (la plus dominante) orientée d'environ 30° par rapport à l'axe de chargement, et qui résulte de la jonction des fissures précédentes conduisant à la rupture. Dans la zone plane, nous notons cependant le clivage des grains les plus gros. Les arêtes des grains peuvent aussi être moins bien marquées.

V.3. 4 Proposition d'un modèle de rupture

Il est beaucoup plus difficile de proposer un critère de rupture lorsque deux ou trois modes de sollicitation existent simultanément. Plusieurs auteurs simplifient le comportement et montrent que la rupture des matériaux fragiles intervient en mode I. Le mode de rupture est souvent un mélange local de mode I et de mode II. Dans de tels modes, les contraintes normales et de cisaillements, agissant simultanément à l'avant du front de fissure, induisent des déplacements, à la fois en ouverture et en cisaillement des lèvres de la fissure.

La relation proposée dans la littérature [64-68] suppose que le mouvement initial, dans la direction de l'entaille, localement tangent à la pointe de la fissure originale, n'est pas applicable, surtout en présence de la contrainte T. Mais cette relation peut servir comme un point de départ pour

améliorer la condition critique de la rupture. La plupart des modèles rencontrés dans la littérature sont empiriques. Ils consistent à ajouter à la loi ordinaire un préfacteur dépendant du niveau de biaxialité du chargement. Cette fonction est identifiée de manière empirique à partir des résultats d'essais réalisés à différents niveaux de confinement. Il existe également des modèles plus élaborés, Ahmed et al.(1986) [74], une extension de la méthode des 'Strip Yield' aux chargements biaxiés, ou celui de Tomkins (1968) [75] liant la vitesse de propagation à la taille de la zone plastique, qui à son tour dépend de T.

Le Facteur d'Intensité des Contraintes d'entaille critique dépend du Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille réel appliqué et d'une fonction *f* dépendant de la taille de la zone plastique et la charge appliquée à la pointe d'une entaille.

$$K_{\rho c} = f.K_\rho \tag{29}$$

La fonction *f* décrit l'évolution de la taille de la zone plastique en fonction de la contrainte T, de la limite d'élasticité σ_e du matériau et de la charge appliquée. L'expression de *f* est une fonction monotone décroissante avec un rapport T/σ_e croissant, déterminé numériquement afin de reproduire aux mieux les résultats d'une compagne d'essais.

$$f = a_1 + a_2\left(\frac{T}{\sigma_e}\right) + a_3\left(\frac{T}{\sigma_e}\right)^2 + a_4\left(\frac{T}{\sigma_e}\right)^3 \tag{30}$$

où les coefficient a_1, a_2, a_3 et a_4 sont liés à la charge appliquée et à la géométrie de l'éprouvette.

Afin d'observer la validité de notre méthode, une comparaison avec les résultats expérimentaux est effectuée. Cette comparaison est réalisée en terme d'approche globale à deux paramètres. Les modèles empiriques d'ASTM et les résultats expérimentaux de [4] et [11], pour les éprouvettes fissurées sont présentés par une ligne droite, Figure 66, dont les axes sont égaux respectivement à la contrainte de confinement et au Facteur d'intensité de contraintes d'entaille.

Les comparaisons, des modèles de ruptures basées sur la contrainte d'ouverture avec les résultats expérimentaux sont présentées. Nous constatons que le modèle d'ASTM est très conservatif.

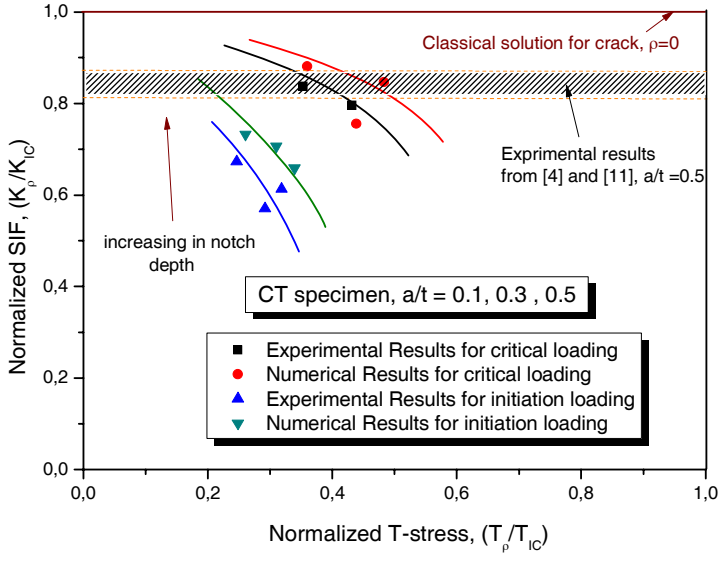


Figure 66 : Représentation des différents résultats dans une courbe (K,T).

Dans la Figure 66, les combinaisons entre le Facteur d'Intensité de contraintes d'Entaille normalisé et la contrainte de confinement normalisée, pour la rupture et l'amorçage, sont tracés. Nous constatons que, indépendamment du type de charge ou d'éprouvette, les couples $((K_\rho/K_{IC}),(T_\rho/T_{IC}))$, suivent pour chaque chargement donné, une courbe elliptique. L'évolution des axes de ces courbes est présentée dans les Figures 67 et 68. Nous constatons que cette évolution correspond, avec une très bonne corrélation, à une loi puissance. Ce fait est évident pour les axes verticaux, qui correspondent aux valeurs de la courbe de référence en approche globale à un seul paramètre. Les courbes expérimentales, des résultats à 3 mm de la pointe de l'entaille, sont comparées à celles des calculs numériques, par la méthode proposée à une distance effective.

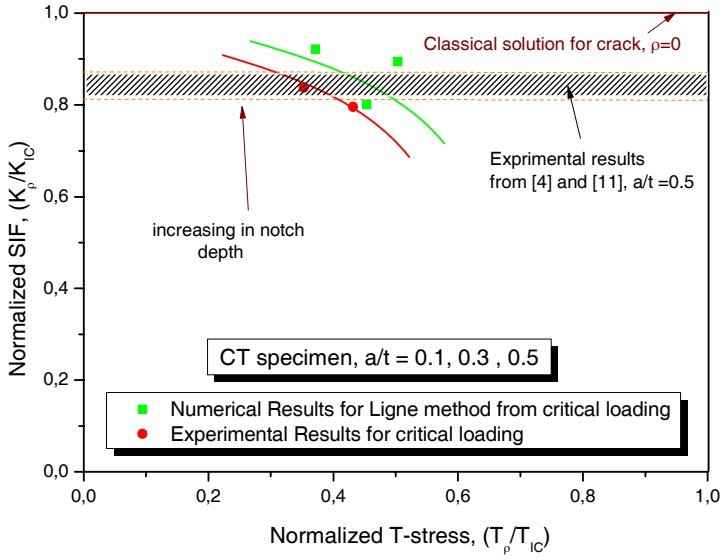


Figure 67 : Comparaison des résultats expérimentaux et des résultats numériques de la méthode proposée, pour une éprouvette CT.

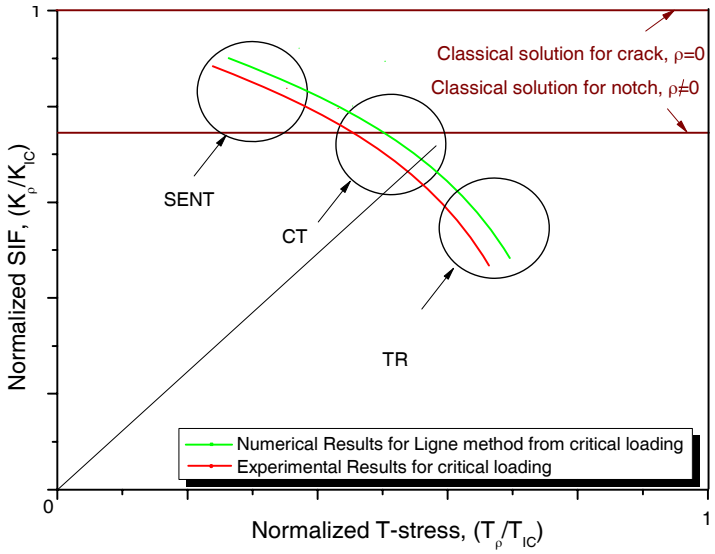


Figure 68 : Comparaison schématique des résultats expérimentaux, à 3mm de la pointe de l'entaille, et les résultats numériques de la méthode proposée, pour les éprouvettes CT, SENT et TR.

Bien entendu, les valeurs de Facteurs d'Intensité de Contraintes d'entaille s'obtiennent à partir de la courbe de référence en approche globale à un seul paramètre. Pour cette raison, une autre courbe de référence serait nécessaire pour tracer les courbes elliptiques équi – contrainte. La démarche à suivre est la suivante :

(a) Déterminer la distribution de contraintes et la zone effective à partir des calculs numériques par la méthode proposée.
(b) Calculer le Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille et la contrainte de confinement dans la zone effective.

Reporter les valeurs calculées dans un diagramme (K, T) pour différents chargements. En tenant compte du fait que les valeurs de la courbe de la référence en approche globale avec un seul paramètre sont les valeurs des axes verticaux des ellipses. Nous disposons, ainsi, de deux points, pour chaque chargement, suffisants pour déterminer l'équation de l'ellipse correspondante.

Après avoir déterminer la famille des courbes elliptiques correspondant aux différents chargements en présence de paramètre de confinement, nous déterminons le Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille effectif d'une pièce quelconque. A partir des calculs numériques, nous déterminons le Facteur d'Intensité de Contrainte d'entaille effectif et la contrainte de confinement effective dans la zone effective en les reportant dans le diagramme (K-T). Nous déterminons, ainsi, le point de fonction.

Le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille critique et/ou d'amorçage, pour n'importe quelle position de la pointe de l'entaille, en présence de la contrainte T, s'écrit :

$$\left(\frac{K_{I\rho}}{K_{IC}}\right)^2 + \alpha\left(\frac{T_\rho}{T_{IC}}\right)^2 = 1 \qquad (31)$$

où α est une constante empirique qui dépend du matériau et des conditions de chargement. T_{IC} est la valeur critique de T. les valeurs de K_{IC} et T_{IC}, pour les différentes géométries d'éprouvettes, sont données au Tableau 1.

V.3. 5 Conclusion partielle

Au terme de cette partie, le bilan des résultats est le suivant :

- Les résultats expérimentaux sur les éprouvettes CT, SENT, DCB et TR sont présentés. Ils consistent à étudier la distribution des déformations mesurées par jauges collées à la pointe de l'entaille, pour différentes éprouvettes, pour déduire le Facteur d'Intensité de Contrainte d'Entaille Critique et la contraintes de confinement critique.

- Les courbes obtenues, par l'émission acoustique et les jauges de déformations, sont exploitées pour une confrontation avec une étude numérique. Cette dernière confirme que les résultats expérimentaux, mesurées par les jauges et l'émission acoustique, sont en concordances avec ceux calculés avec la méthode des éléments finis, code de Castem2000.

- La contribution liée à la fissuration est difficilement quantifiable. En effet, les observations microstructurales ont révélé une multi-fissuration sur la face en traction des éprouvettes se produisant pour les contraintes étudiées. Un endommagement, en premier temps généralisé, conduit à l'apparition de fissures dont une fraction seulement conduit à la rupture. D'un point de vue structural, cette multi-fissuration peut se rapprocher du caractère discontinu des fissures observées sous chargement. On se trouve dans un blocage au niveau des joints de grains. La fissure est obligée de changer sa direction.

- L'amorçage et l'endommagement conduisant à la rupture peuvent se faire par une propagation continue et rapide de la fissure introduite par un amorçage ductile et une propagation en zigzag. Nous trouvons alors le caractère discontinu observé pour les différents essais. Ceci se traduit par un relief plus marqué du faciès de rupture. Il serait intéressant de vérifier qu'une telle transition peut se retrouver pour d'autres profondeurs et pour d'autres matériaux. Elle définit en effet un domaine dans lequel l'utilisation du matériau n'est pas envisageable.

- Plusieurs constatations peuvent être faites et il semble que l'ensemble des mécanismes généralement évoqués soit présent. La plasticité localisée en fond de fissure conduit à une relaxation locale de contrainte. Une nouvelle fissure pouvant alors apparaître sur un défaut mieux orienté dans le nouveau champ de contrainte. Ceci pourrait expliquer les discontinuités observées sur les fissures. D'autre part, la relaxation de contrainte modifie le K_I appliqué. Les vitesses de fissure observées ne sont plus représentatives du K_I appliqué, mais d'un Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entailles, K_{1eq} résultant du mode mixte de rupture (I+II). Nos résultats sont compatibles avec ceux de plusieurs auteurs qui notent que le mode (I) n'est pas le mode de rupture le plus dangereux. Nous citons à titre d'exemple : Pluvinage [29] qui conclut que la contrainte critique associés au mode (I) pour (θ= 0°) est de 97.6 % de celle associée à la direction (θ=30°), et ce contrairement à l'idée généralement répondue.

- La prise en compte des effets de plasticité en pointe de fissure permet également de rendre compte de l'augmentation du nombre de fissures secondaires arrêtées, ce qui est expérimentalement observé pour les différentes éprouvettes.

Les valeurs expérimentales sont en bon accord avec les résultats théoriques de plusieurs chercheurs. Le raisonnement peut être étendu pour formuler un modèle qui tient compte des effets de la présence du mode de cisaillement et introduire des entailles dans d'autres matériaux (différentes nuances. bi-matériau…). Les comparaisons sont en cours et semblent donner des résultats encourageants.

V. 4 CONCLUSION DU CHAPITRE

L'étude de comportement et de rupture des entailles en élasticité dans l'acier X52 a été abordée dans le cadre de l'approche globale de la mécanique de la rupture. Dans ce type d'approche, nous développons une méthodologie de calcul qui, à partir de l'utilisation de paramètres de chargement tels que K, J, permet de décrire l'amorçage et la propagation de défauts dans des éprouvettes de type CT (Compact Tension), SENT (Simple Edge Notch Tension), DCB et Tuile Romaine contenant des entailles.

Le paramètre de chargement et de géométrie T est défini en élasticité, par analogie au paramètre K en plasticité confinée. Les deux paramètres sont mesurés par des jauges de déformations, collés à la pointe de l'entaille à un certain angle, et calculés analytiquement par plusieurs méthodes dites "simplifiées" qui donnent les mêmes résultats.

L'étude de rupture dans l'acier ferrito-perlitique, pour des fissures émanant d'entaille, nous a permis de mettre en évidence une compétition entre les stades d'amorçage et de propagation lors de la rupture finale de l'éprouvette. Le stade d'amorçage est plus important que celui de la propagation. En effet, plus de 70% de la durée de vie des éprouvettes sont contrôlés par l'amorçage de la fissure émanant d'entaille. Une détermination des deux points de pics (point d'amorçage et point de rupture) détectés par émission acoustique, est bien définie.

Durant ce chapitre, une base de données a été rassemblée. Elle comporte les éprouvettes CT, SENT, DCB et TR de la nuance d'aciers X52 utilisé dans les transports de gaz naturel dans les années 1950. Cette base de données, ainsi constituée, regroupe en effet, les essais de rupture des quatre géométries dans un domaine de température ambiante. Une modélisation par éléments finis vérifie la pertinence du paramètre T pour décrire les champs de contraintes et de déformations au voisinage de la pointe de l'entaille. Les résultats de la modélisation sont en bon accord avec les données expérimentales.

Lorsque l'éprouvette est dans un état de contraintes planes, le paramètre K n'est pas suffisant pour décrire la distribution des contraintes au voisinage de la pointe de l'entaille. Un deuxième paramètre est alors introduit pour mesurer l'écart entre les champs HRR / RR et les résultats numériques. Ce deuxième paramètre est négatif, pour les géométries CT, SENT et TR, utilisées et est dépendant de la taille des entailles. Pour les éprouvettes DCB, il est positif et croît lorsque la l'entaille devient profonde.

Pour les applications industrielles, un second paramètre négatif signifie que les contraintes locales sont inférieures à celles estimées par les champs HRR ou RR, donc les résultats issus de cette analyse, comme les lois de comportement en rupture, seront sécurisants.

Une proposition d'une corrélation K-T a été bien détaillée. Avant cette phase, une nouvelle procédure a été mise en place pour calculer le paramètre T en proposons deux nouvelles méthodes. L'intervalle de validité de cette corrélation a été revu, de nouvelles bornes inférieure et supérieure ont été définies pour prendre en considération tous les paramètres de géométries.

En respectant cette procédure, nous montrons qu'une seule courbe maîtresse est capable de décrire le comportement et la rupture des différentes éprouvettes. Cette corrélation est établie dans une température ambiante, pour quatre types de géométries et pour différents rapports de tailles d'entailles.

Bibliographie

[1] Westergaard, H.M., "Bearing Pressure and Cracks," ASME Journal of Applied Mechanics, 6 (1939).

[2] Williams, M.L., "On the Stress Distribution at the Base of a Stationary Crack," Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 24, 109-114 (1957).

[3] Williams JG, Ewing PD (1972). Fracture under complex stress—the angled crack problem. Int J Fract; 8(4): 416–41.

[4] Cappel J. Etude de la nocivite d'un défaut de type éraflure sur une conduite destinée au trasnport de gaz naturel soumise à une pression d'hydrogène. Thèse de Doctorat, Novembre 2008. Laboratoire de Fiabilité Mécanique, Université de Metz

[5] Wang, Y. Y., 1991, "A Two-Parameter Characterization of Elastic-Plastic Crack Tip Fields and Application to Cleavage Fracture," Ph.D. thesis, Department of Mechanical Engineering, MIT, Cambridge, MA.

[6] Chao, Y. J., and Zhang, X., 1996, "Constraint Effect in Brittle Fracture," *Fatigue and Fracture Mechanics: 27th Volume,* ASTM STP 1296, eds., R. S. Piasik, J. C. Newman, Jr., and N. E. Dowling, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA.

[7] Yang, S., Chao, Y. J., and Sutton, M. A,, 1993b, "Complete Theoretical Analysis for Higher Order Asymptotic Terms and the HRR Zone at a Crack Tip for Mode I and Mode II Loading of a Hardening Material," Acta Mechanica, Vol. 98, pp. 79-98.

[8] Chao, Y. J,, Yang, S,, and Sutton, M. A,, 1994, "On the Fracture of Solids Characterized by One or Two Parameters: Theory and Practice," Journal of Mechanics and Physics of Solids, Vol. 42(4), pp. 629-647.

[8] Yang, S., Chao, Y. J., and Sutton, M. A., 1993a, "Higher Order Asymptotic Crack Tip Fields in a Power-Law Hardening Material," Engineering Fracture Mechanics, Vol. 45(1), pp. 1-20.

[9] Nikishkov, G. P., BrUckner-Foit and Munz, D., 1995a, "Calculation of the Second Fracture Parameter for Finite Cracked Bodies with the Use of the Three term Elastic-plastic Asymptotic Expansion," Engineering Fracture Mechanics,Vol. 52(4), pp. 685-701.

[10] Chao, Y. J,, and Ji, W., 1995. Cleavage Fracture Quantified by J and A_2, Constraint Effects in Fracture: Theory and Applications—Second Volume, ASTM STP 1244, eds., M. Kirk and A. Bakker, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA, pp. 3-20.

[11] Rousseau, C.E. and Tippur, H. V., "Dynamic Failure of Compositionally Graded Materials with Cracks Along the Elastic Gradient: Experiments and Analysis," Mechanics of Materials, 33, 403-421 (2001).

[12] Dally, J.W. and Sanford, R.J., "Strain Gage Methods for Measuring the Opening-mode Stress Intensity Factor, K I," Experimental Mechanics, 49, 381-388 (1987).

[13] Manguin M. Rapport Interne, Laboratoire de Fiabilité Mécanique, 2007, Metz, France.

[14] A.A.Griffith (1925). The Theory of rupture. in:Biezero. Burgers (ED). Proceedings of the first international congress on pllication. 14th 1924. Waltman. Delft. 55-63

[15] J. Lemaître. J.L Chaboche(1978). Aspects phénoménologiques de la rupture par endommagement..J. Mech. Appl.

[16] H.D.Bui (1978). Mécanique de la rupture fragile. Masson. Paris.

[17] G. Pluvinage. G. Neviere et N. Abdelaziz (1988). Influence de la granulometrie sur la ténacité dynamique d'un propergol. J.Phy. Colloque C3 .sup.9.tome 49.

[18] Q.S. Nguyen (1981). Méthodes énergétiques en mécanique de la rupture. J. Mécan. Vol 19.p 363. et : A thermodynamic Description of the Running Crack Problem in Three Dimentional Constitutive Relations and Ductile Fracture. North Holland Publishing Company. 315-330.

[19 V. Garnier (1984). Etude de la ténacité du comportement de quatre aciers sous différentes conditions de température et de vitesse de déformation. thèse de Doctorat. Metz.

[20] J.D. Achenbach (1974). Dynamic effects in brittle fracture. Mechanics Today.vol. 1.Pergamon Press.

[21] T.Vinht. et T. Khalili (1984). « Adiabatic and visoplastic properties of some polymers at high strain rate ». conf. Serie N°70 Inst. Phy. Bristol and Lonlon.

[22] H.D. Bui (1977). An integral equation method for solving the problem of a plane crack of arbitrary shape. J.Mech. Phy. Solids. vol 25. 29-40.

[23] L. M'Cirdi. J.L.Lebrun. K. Inal. G. Barbier (2001). Experimental approch of a crystallographic cleavage criterion in a cast aged duples strainless steel. J. Acta. Mater. 49. 3879-3887. 2001

[24] M. Hadj Meliani. M. Benarous. A. Bouabdallah. M. Lounis (2004). Description de l'orientation de fissure au mode (I) de rupture à la présence des traitements thermiques de revenu. Communication poster acceptée au JET2004 : 3eme Journée d'Etudes Techniques. 14-16 Avril 2004. Marrakech. Maroc.

[25 D. Leguillon (2001). A criterion for crack nucleation at a notch in homogeneous materials. C.R. Acad. Sc. Paris. t.329.série II b. p97-102. 2001.

[26] M. Hadj Meliani. M.Benarous.A.Bouabdallah. M.Lounis (2004). A Crack initiation in opening mode with the presence of defaults. communication écrite et orale au METAL 2004. 13th International Metallurgical & Materials Conference. 18-20 May 2004 .Czeck Republic.

[27] L.S. Niu. H-J. Shi. C.Robin. G.Pluvinage (2001). Elastic and elastic-plastic fiels on circular rings containing a V-notch under inclined loads. Engeneering Fracture Mechanics 68. 949-962.

[28] G.I. Barenblatt (1962). Mathematical theory of equilibrium cracks in brittle fracture. Adv. Appl. Mech..7.55-129.

[29] G. Pluvinage (1989) . Mécanique élasto-plastique de la rupture (critères d'amorçage) .Metz. France.

[30] J.B. Leblond. P. Mouro (1999). Crack propagation from a preexisting flaw at a notch root. C.R .Acad. Sci. Paris.t.327. Série II b. p.581-587.

[31] A. Ghoul (1990). Evolution du comportement et de la ténacité de matériaux élastiques et viscoplastiques sous l'influence de la température et de la vitesse de sollicitation .Thèse de Doctorat. 1990.Metz, France.

[32] M. Hadj Meliani. S. Ahmed Zaid. A. Ghoul (2003). Effet des paramètres essentiels sur la propagation des fissures dans les aciers de constructions. Communication privée au First International Conference on Materials Science and Engineering . (ICMSE'1). 5-7 Mai 2003. Université de M'sila. Algérie.

[33] B. Tanguy (2001) . Modélisation de l'essai Charpy par l'approche locale de la rupture. Application au cas de l'acier 16MND5 dans le domaine de transition.. PhD. thesis. Ecole des Mines de Paris..2001.

[34] Shoji (1976) . Crack-tip blunting and crack-opening diplacement under large-scale yielding. Metal Sc.. 165-169.

[35] J. Lautridou (2001). Etude de la déchirure ductile d'aciers à faible résistance. Influence de la teneur inclusionnaire. PhD thesis. Ecole des Mines de Paris.

[36] M. Mendas (1998). Influence de l'intégrité de surface sur le comportement en fatigue des pièces usinées en acier XC38 . Thèse de Magistère. Centre Universitaire de Chlef. Algérie.

[37] X. Carbonneaux. G.Thollet. C.Olagnon. F.Fantozzi (1997). Development of high temperature extensometric microgrids. J.Mat.Sci.lette.. Vol 16. N° 16. P1101-1103.

[38] P. Caron. T.Khan et Y.G. Nakagawa (1986). Effet de l'orientation cristalline sur les propriétés de fluage des superalliages monocristallins. Scripta Metallurgica. vol 20. N°4.

[39] V.Tvergaard. JW. Hutchinson (1993). The influence of plasticity on mixed mode interface toughness. J. Mech Phy Solids. (41) 1119-1135.

[40] H.H.M. Cleveringa. E. Van der GIESSEN.A. Needleman (2000). A Discrete diclocation analysis of mode I crack growth. J.Mech. Phy.Solids. 48. p 1133-1157.

[41] A. Belalia (1997). Analyse statistique de la rupture dynamique en mode mixte d'un acier XC. Communication privée. 3eme Journées de Mécanique.C.U.Chlef .

[42] M. Hadj Meliani. S. Ahmed Zaid. A.Ghoul. E.Omar. M. Lounis (2003). La sensibilité a l'entaille : une étude expérimentale sur les aciers de constructions. Communication orale au : Journées d'études sur les matériaux. JEM2003. 19-20 Octobre 2003. Université de Sidi Bel Abbes.

[43] M. Kotoul (1997). On the shielding effect of a multiligament zone of a crack in WC-Co. Acta. Mater. Vol 45. N°8.PP 3363-3376.

[44] A.P. Kfouri. H.D. Wong. K.J. Miller (1992). Elastic-plastic finite element analysis of cracked notches in plates under mixed mode loading. Fatigue Fract Engng Mater Struct.;15:743-62.

[45] M. Hadj Meliani (1996). Description des fissures dans les aciers XC sous chargement dynamique en mode mixte. Thèse d'ingéniorat (**A.Ghoul**. directeur de thèse). C.U. de Chlef .Juin.

[46] M. Hadj Meliani (2003). Effet des paramètres essentiels sur la propagation des fissures dans les aciers sous chargement quasi-statique en mode d'ouverture. Thèse de Magister. Janvier 2003. (Dr : S.Ahmed Zaid. Directeur de thèse). Université de Chlef. Algérie.

[47] B. Barthemely (1980). Notions pratiques de mécanique de la rupture. Eyrolles. Paris.

[48] ASTM (1999). Standard test methods for determination of reference temperature. American Society for Testing and Materials. Philadelphia. USA.

[49] A.A.Benzerga (1991). Rupture ductile des tôles anisotropes: simulation de la propagation longitudinale dans un tube pressurisé. .. PhD. thesis. Mechanics held in Milwaukee. WI on june 9-13.

[50] I. Lakhtine (1982). Métallographie et traitements thermiques des métaux. Ed. Moscou. 3eme Ed.

[51] M. Hadj Meliani. S. Ahmed Zaid. A. Ghoul. M. Lounis (2002). Effet d'épaisseur sur le facteur d'intensité de contraintes dans les aciers XC sous chargement quasi-statique en mode d'ouverture. Communication orale et écrite présentée au 1ère journées Pluridisciplinaires sur les Sciences de l'Ingénieur. JPSI'1-2002 du 15-17 Décembre 2002. Univ. Chlef Algérie.

[52] E.Omar . A.Ghoul (1994). Influence des traitements thermiques sur la ténacité dynamique des matériaux. 1ère Journées d'études nationales de la mécanique (JENM-94). Mostaganem, Algérie.

[53] M. Hadj Meliani. M. Benarous. A. Bouabdallah. M. Lounis (2004). Analyse de l'amorçage de fissures en présence de défauts en mode d'ouverture. 15th Technical Meeting DYMAT (Crashworthiness and constitutive relationships for engineering materials) Metz. France. June 1-2.

[54]A. Rundik. A.R. Hunter. et F.C. Holden (1963). Materials research and standards.9.pp283-289.

[55 K.J.Buckley. D.J. Hannant. et J.Croft (1973). Matériaux et constructions 6.pp. 15-21.

[56] Soo-Ho Chang. Chung-In Lee . Seokwon Jeon (2002). Measurement of rock fracture toughness under modes I and II and mixed-mode conditions by using disc-type specimens. Eng. Geol. 2052. in press.

[57] A.K. Maji and J.Wang (1991). Fracture mechanics of a tension-shear macrocrack in rocks. Paper presented at the 1991 SEM spring conference on experimental mechanics held in Milwaukee. WI on june 9-13.

[58] M.Hadj Meliani. M. Benarous, A. Bouabdallah, M. Lounis (2004). La fiabilité des structures en acier. Partie I: Orientation de fissure en mode I de rupture. communication orale et écrite. 3rd Congres on Materials Science & Engineering. (CISGM'3). Université de Jijel. Algérie. May 25-27.

[59] M. Hadj Meliani, M. Benarous, A. Bouabdallah, M. Lounis (2004). Analyse de l'amorçage de fissures en présence de défauts en mode d'ouverture. papier présenté comme un poster au IXème Journées Maghrébines des Sciences des Matériaux. Oran (Algérie). 8-10 Mai.

[60] H. Laqueche (1985). Détermination de l'énergie de fracturation des roches anisotropes et sismogénèse. Thèse de Doctorat. Université de Bordeaux I. France.

[61] M. Xie, W.H.Gestle, P. Rahulkumar (1995). Energy-based automatic mixed-mode crack-propagation modeling. Journal of Engineering Mechanics. **8**.vol.121.p 914-923.

[62] H. Awaji. S.Sato (1978). combined mode fracture toughness measurement by the disk test. J. Eng. Mater. Technol.100. 175-182.

[63] E. J. Hearn (1982). Mechanics of materials. International series on Materials science technology. Volume 19. Edition 1982. England.

[64] F.Rivalin. P.Borgiani et J.P. Bertrand (1996). Rupture dynamique des tubes: première compagne d'essais D3. 2 ème partie: résultats obtenus sur un acier X65 ferrito-perlitique. Note interne IRSID MPM 96-505.

[65] D. Broek (1986). Elementary Engineering Fracture Mechanics. 4th Ed. Martinus Nijhoff Publ. .374-380.

[66] F. Erdogan. and G.C.Sih (1963). On the crack extension in plates under plane loading and tranverse shear. J. Basic Eng .85. 519-527.

[67 G. C.Sih. (1974). Strain-energy density factor applied to mixed mode crack problems. Inter.. J.. of fracture. Vol.10. 3.

[68] Palaniswamy.K. and W.G. Knauss (1978) . Mechanics Today. S.Nemat-Nsser (ed.). Pergamon. New York. 4. pp 87-148.

[69] Brozzo.P.. Buzzichelli.G.. Mascanzoni.A.. and Mirabile.M. (1977). Microstructure and cleavage resistance of low-carbon baninitic steels. Metal Science. 11.123-129.

[70] A. Lambert-Perlade. (2001). Rupture par clivage de microstructure d'aciers bainitiques obtenues en condition de soudage. PhD. Thesis. Ecole des Mines de Paris.

[71] Bouyne.E.. Joly.P..Houssin.B..Wiesner.C.. and Pineau.A. (2001). Mechanical and microstructural investigations into the crack arrest behaviour of a modern 21/4 Cr-1 Mo pressure vessel steel. Fat. Frac. of Engng Materials and structures.

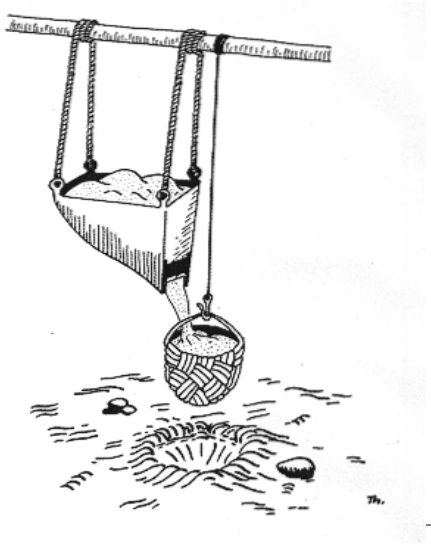
[72] A.Green. and B.Hundy (1956). Initial plastic yielding in notch bend tests. J. of the Mech. And Physics of solids. 4: 128-144.

[73] B.N.Whittaker. R.N.Singh.and G.Sun (1992). Rock fracture mechanics-principales. design and applications. Elsevier. Amsterdam.

[74] J. Ahmad, B. N. Leis et M. F. Kanninen. Analysis of fatigue crack propagation under bixial loading using an inclined strip yield zone model of crack tip plasticity. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, vol. 9, pp. 291-304, 1986.

[75] Tomkins (1968) . Rupture dynamique des tubes: première compagne d'essais D3. 2 ème partie: résultats obtenus sur un acier X65 ferrito-perlitique. Note interne IRSID MPM 96-505.

Conclusion & Perspectives



Conclusions Générales & Perspectives

Conclusion générale

L'étude du comportement et de rupture en élasticité, de l'acier APL 5L X52, a été abordée dans le cadre de l'approche globale de la mécanique de la rupture. Dans ce type d'approche, nous développons une méthodologie de calcul qui, à partir de l'utilisation de paramètres de chargement tels que K, J, permet de décrire l'amorçage et la propagation de défauts dans différentes éprouvettes contenant des entailles de différentes longueurs.

Nous avons évoqué les problèmes de pipelines installés, depuis les années 60, pour accéder aux nouvelles sources, et transporter des volumes croissants de produit pétroliers. Les causes des défaillances des gazoducs sont de diverses natures et peuvent se manifester par une rupture ou par une fuite. Nous avons cités que les sources de contraintes, les plus importantes, sont dues à la pression de service, aux efforts secondaires induits par les mouvements des sols et aux intensificateurs locaux de contraintes à la surface de la conduite. L'industrie et les chercheurs ont encore cette méconnaissance des effets d'autres paramètres influant brusquement sur les gazoducs. Plus de 50% des ruptures sont causées par des "agressions extérieures".

Différentes approches relatives à la détermination du champ des contraintes, au voisinage d'une entaille, par le Facteur de Concentration de Contraintes, sont présentées. L'analyse du champ de contraintes, au voisinage du fond d'entaille, a été largement abordée pour le mode I. Nous constatons que, pour un défaut, le tenseur des contraintes, s'exprimant en fonction du Facteur d'Intensité de Contraintes est très conservatif. La majorité des modèles, permettant de déterminer la distribution des contraintes, au voisinage du fond d'entaille, sont basées sur les travaux de Williams. Le concept du Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille permet d'analyser les caractéristiques associées à une structure entaillée. La distribution des contraintes au voisinage d'une entaille peut être approximativement formulée par des caractéristiques tels que la distance effective, l'exposant de singularité, l'acuité d'entaille et le Facteur d'Intensité de Contraintes. Nous avons présenté les travaux récents basés sur le Facteur d'Intensité de Contrainte d'entaille en mode I. En effet, des dizaines de travaux au sein du Laboratoire de Fiabilité Mécanique (LFM) ont été concentrés sur le cas des entailles en mode I. Ces auteurs ont traités la zone proche du fond de fissure où règne une «pseudo singularité» de contraintes caractérisées par le Facteur d'Intensité de Contraintes d'entaille. Ils ont montrés que l'approche volumétrique est la plus appropriée pour décrire l'amorçage et la propagation.

Nous avons expliqué ensuite la nécessité d'enrichir le Facteur d'Intensité de Contrainte d'entaille en introduisant un second paramètre caractéristique des champs à l'extrémité d'une entaille, pour une géométrie donnée. Ce terme, noté contrainte élastique T, est censé de représenter l'influence du confinement à la pointe de l'entaille. Une extension du développement de l'équation de williams fait apparaître un deuxième paramètre non singulier A_3. Un solide entaillé est subdivisé en plusieurs zones de dominance ; (*i*) En élasticité linéaire, nous déterminons la rupture à l'aide de K et la contrainte T. Le paramètre J peut également être utilisé, et s'avère très précis lorsqu'il est calculé par des méthodes d'intégrales surfaciques, (*ii*) En plasticité confinée, l'entaille subit un léger émoussement, il apparaît une zone de plasticité dominée par le paramètre J (et le terme Q). Nous continuons à utiliser K à l'aide des Facteurs d'Intensité des Contraintes équivalents, et des méthodes élastiques équivalentes, (*iii*) En plasticité étendue, l'entaille s'émousse encore, une zone de dominance de K (et de K-T) disparaît. Les méthodes élastiques équivalentes ne sont plus valables, et la méthode élastoplastique incrémentale est nécessaire pour calculer les paramètres G ou J. Lorsque la plasticité s'étend encore, la rupture ne peut plus être caractérisée par un seul paramètre, et nous nous trouvons dans la zone de dominance de J-Q.

Afin de mettre en évidence la sensibilité de l'entaille au confinement à la pointe d'une entaille, une base de données a été rassemblée. Elle comporte la nuance d'acier APL 5L X52, et possède une microstructure ferrito-perlitique. Les changements microstructuraux entre la peau et le cœur sont remarquables. Nous avons expliqué cette différence par la dureté suivant l'épaisseur. L'étude sur surfaces polies permet de mettre en évidence la nature, la taille, la forme et la densité des particules présentes dans le matériau.

Les outils numériques sont nécessaires à une modélisation précise d'une entaille dans un maillage. Nous avons montré les singularités que pouvait engendrer une telle entaille. La bonne maîtrise de la structure du maillage est indispensable, si nous désirons obtenir un calcul précis des champs mécaniques. Pour cela, nous avons montré l'intérêt des éléments singuliers à la pointe de l'entaille.

Les grandeurs caractéristiques, décrivant l'amorçage et la propagation, basées sur le concept d'un seul paramètre (K ou J), sont apparues sensibles aux effets de taille et d'échelle (dont les tendances restent assez variables) et aux effets de géométrie (les résultats obtenus lors des modélisations). Ces phénomènes posent le problème de transférabilité de ces grandeurs aux structures.

Ces observations expliquées par l'influence de la géométrie sur le confinement de la zone plastique et sur le taux de triaxialité des contraintes, devant la pointe de l'entaille : plus la zone plastique est étendue, plus l'intensité des champs de contraintes diminue devant la pointe de l'entaille, impliquant une augmentation des valeurs de $K_{I\rho}$ pour un le même endommagement qu'une géométrie restant en plasticité confinée. Un bilan des connaissances et des approches proposées, pour répondre au problème du comportement et de la rupture, permet de mettre en évidence quelques axes de recherche possibles au niveau de la démarche et du type d'approches utilisées dans cette thèse. Rappelons que l'objectif du travail est de proposer une solution efficace, relativement simple (peu de paramètres) et peu coûteuse (surtout numériquement), pour modéliser le comportement et la rupture dans un contexte industriel.

Un cahier des charges conduit à privilégier les approches globales à deux paramètres, beaucoup moins coûteuses mais complexes, que les modèles d'approche locale. Nous avons proposé de conduire des recherches de comportement et de rupture sur des structures en présence d'entaille.

Nous avons proposé deux méthodes essentielles pour calculer le paramètre de confinement T, représentant une valeur moyenne de la distribution des contraintes le long du ligament. Nous avons aussi présenté des solutions polynomiales approximatives de l'évolution de la contrainte élastique effective T_{eff} et du Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entailles $K_{I\rho}$, pour un défaut de surface longitudinal, dans un pipeline soumis à une pression interne. La méthode de différence de contraintes (SDM) ne produit pas de valeurs constantes après une certaine distance de la pointe de l'entaille, résultat signalé par plusieurs auteurs pour les fissures. Deux méthodes simples sont signalées : méthodes, de ligne et de points, basées sur les interprétation de la méthode volumétrique. Ces deux méthodes donnent de bons résultats. Une comparaison a été réalisée pour confronter nos résultats à ceux de la littérature.

Bien que la contrainte T, en général faible devant σ_{xx} en pointe de l'entaille, nous montrons son rôle non négligeable sur le comportement de l'entaille, en particulier sur le développement de la zone plastique. Cette dernière est en traction et/ou en compression suivant les cas étudiés. En se

basant sur le détail de l'analyse par éléments finis à deux dimensions, nous pensons que les solutions données sont de grandes précisions. L'analyse fournit plus d'informations une fois combinées la contrainte effective T et le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille $K_{I\rho}$, lorsqu'on prend en considération l'intégrité des structures comportant des triaxialités à la pointe de l'entaille.

Les observations présentées sont confortées aux résultats expérimentaux sur les éprouvettes CT, SENT, DCB et TR. Ils consistent à étudier la distribution des déformations mesurées par jauges collées à la pointe de l'entaille pour déduire le Facteur d'Intensité de Contraintes d'Entaille Critique et la contrainte de confinement critique. Les courbes données par la machine, l'émission acoustique et les jauges de déformations sont exploitées pour une confrontation avec l'étude numérique. Cette dernière confirme que les résultats expérimentaux donnés par les jauges et l'émission acoustique sont en bonnes concordances à ceux calculés avec la méthode des éléments finis (Castem2000).

La contribution liée à la fissuration est difficilement quantifiable. En effet, les observations microstructurales ont révélé de multi-fissurations sur la face en traction et/ou en flexion des éprouvettes. Un endommagement, dans un premier temps généralisé, a conduit à l'apparition de fissures dont une fraction seulement responsable de la rupture. D'un point de vue structural, ces multi-fissurations peuvent se rapprocher du caractère discontinu des fissures observées sous chargement, d'où un blocage au niveau des joints de grains. La fissure est obligée de changer de direction. L'amorçage et l'endommagement, conduisant à la rupture, se fait par une propagation continue et rapide de la fissure introduite par un amorçage ductile et une propagation en zigzag. Nous retrouvons alors le caractère discontinu observé avec les différents essais traduisant a un relief plus marqué du faciès de rupture.

Plusieurs constatations sont réalisées. Il semble que l'ensemble des mécanismes généralement évoqués soient présents : la plasticité, localisée en fond de fissure, conduit à une relaxation locale de contrainte, une nouvelle fissure apparaît sur un défaut mieux orienté dans le nouveau champ de contrainte. Ceci pourrait expliquer les discontinuités observées sur les fissures. Nos résultats sont compatibles avec ceux de plusieurs auteurs qui notent que le mode I n'est pas le plus dangereux. La prise en compte des effets de plasticité en pointe de fissure permet également de rendre compte de l'augmentation du nombre de fissures secondaires arrêtées, résultat expérimentalement observé pour les différentes éprouvettes.

Les résultats de simulation ont montré, tout d'abord, la dépendance des valeurs de T à la distance choisie le long du ligament. La méthode de différence de contraintes n'est pas conservative pour le cas des éprouvettes en traction et/ou en flexion trois points et en présence d'entaille. Notons que, pour les fissures, cette méthode donne une stabilisation à une certaine distance de la pointe, ce qui n'est pas le cas pour les entailles.

Nous avons constaté que la technique proposée reconstruit numériquement la courbe K-T. Après validation des expressions analytiques de T, nous montrons la robustesse de la courbe maîtresse de propagation de fissures à partir d'entaille dans l'acier X52, ainsi que sa transférabilité d'une éprouvette de laboratoire à une autre.

Perspectives et Travail en future

Ce travail ouvre des horizons pour vérifier la transférabilité des courbes maîtresses aux composants industriels. Des essais sur tuyaux ou structure réelles en fatigue sont indispensables dans la construction d'une bonne base de données.

Nos travaux ont permis de connaître les déformations réelles au voisinage de la pointe de l'entaille. Ces paramètres locaux sont pris en considération par l'approche globale à deux paramètres (K, T). Une caméra CCD a été utilisée pour observer l'ouverture de l'entaille, mais les résultats ne sont pas interprétés, à cause de la limitation dans les objectifs de la thèse. Dans une perspective d'utilisation du paramètre α, qui traduit l'ouverture d'entaille jusqu'à sa valeur critique α_c. Ce dernier paramètre sera introduit dans une base de données pour une extension de la mécanique de la rupture à deux paramètres.

L'étude est extensible pour les singularités de contraintes en élasto-viscoplastiques au voisinage de la pointe d'entaille. Elle révèle une pertinence des différents paramètres de la rupture pour une description des champs de contraintes et de déformations élasto-plastiques et viscoplastiques des éprouvettes entaillées.

Les valeurs expérimentales sont relativement en bon accord avec les résultats numériques et les quelques équations théoriques de la littérature. Le raisonnement peut être étendu pour formuler un modèle qui tient compte des effets du mode de cisaillement en présence d'entailles dans différents matériaux.

Annexe

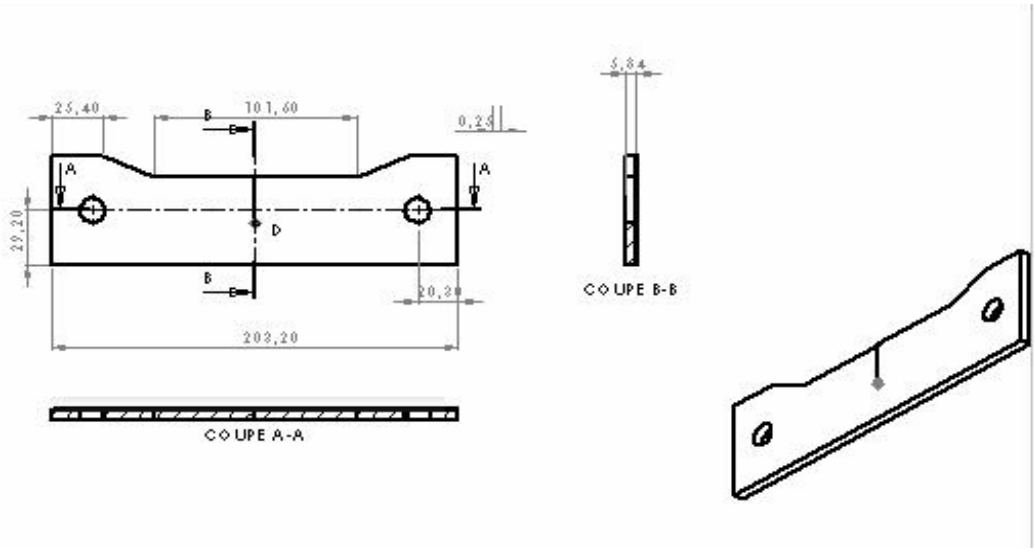


Figure 1 : Dimensions de l'éprouvette SENT.

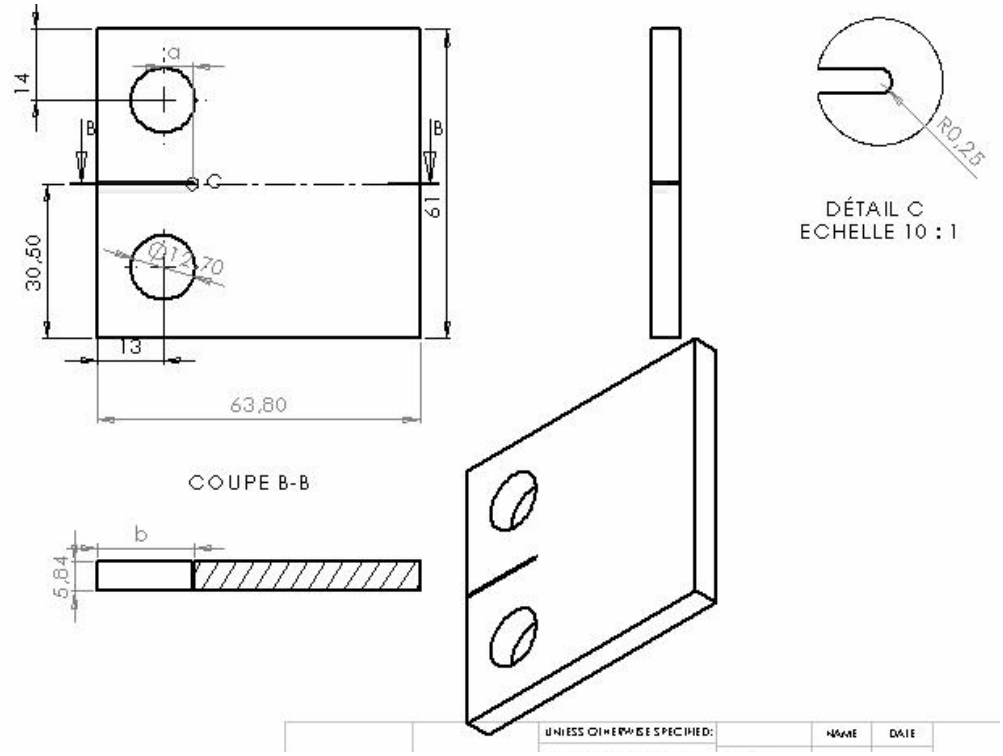


Figure 2 : Dimensions de l'éprouvette CT.

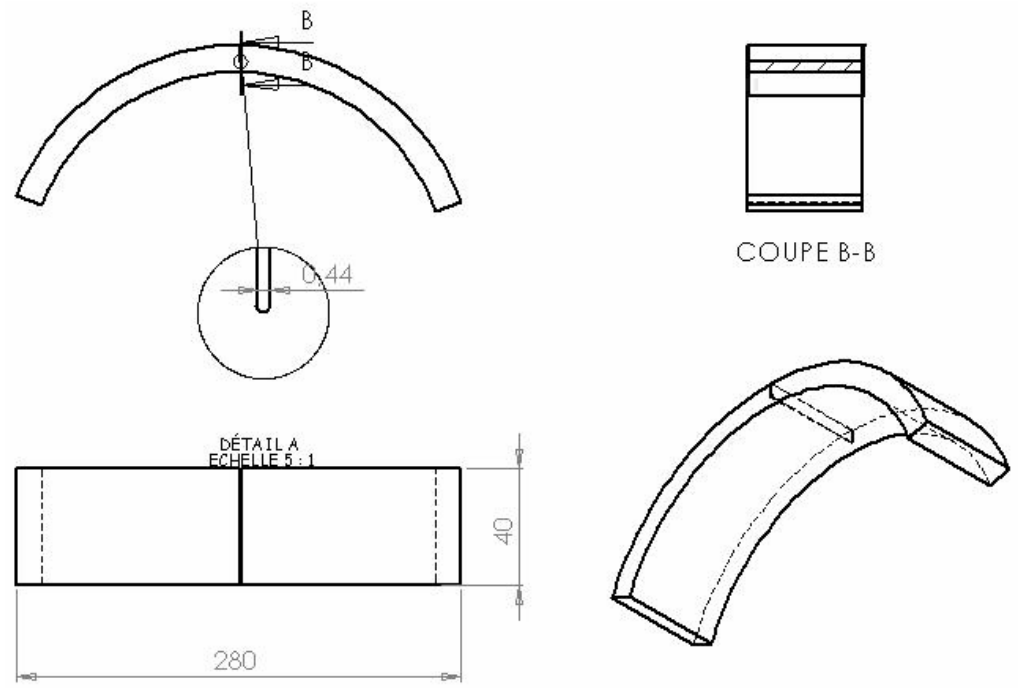


Figure 3 : Dimensions de l'éprouvette TR.

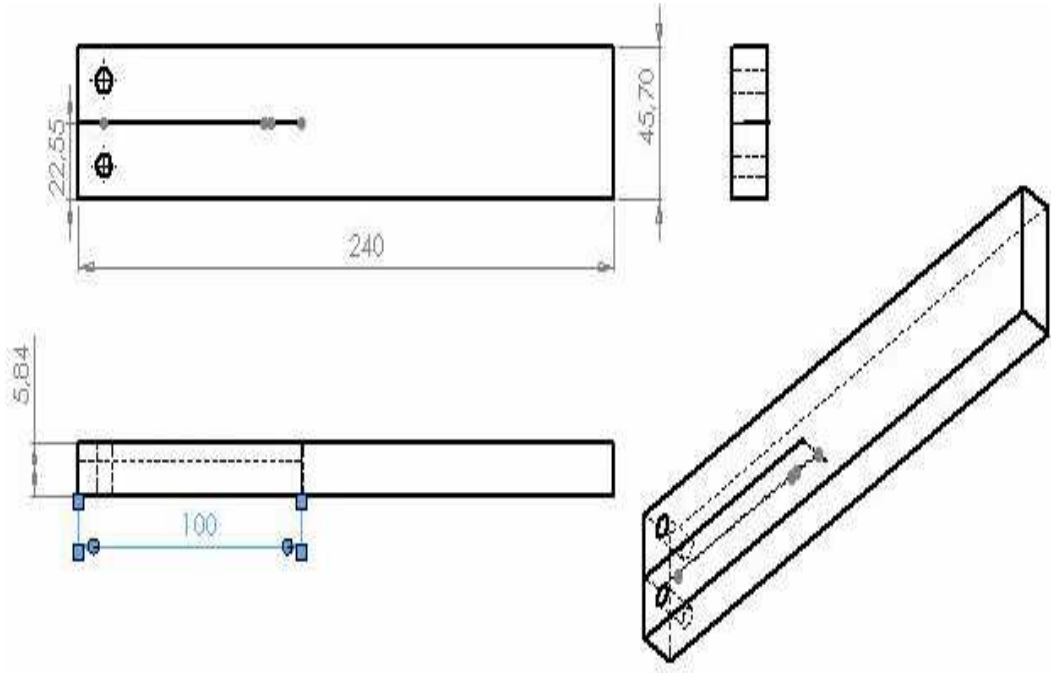


Figure 4 : Dimensions de l'éprouvette TR.

T-Stress by stress difference method (SDM)

Numerical analysis on mode (I) loading

Mohammed HADJ MELIANI* — Hassane MOUSTABCHIR — Zitouni AZARI****

* J 0201/03/01/05, Department of Mechanics, University hassiba BENBOUALI Es-salem city, P.O.Box 151 Chlef, 02000. Algeria.

hadjmeliani@yahoo.fr

** Laboratory of Mechanical Friability, LFM-ENIM, University of Metz, France Ilea of Saulcy 57045, Metz, France..

moustabc@univ-metz.fr

azari@univ-metz.fr

RÉSUMÉ. *Ce papier exploite l'utilisation directe de l'analyse des éléments finis par CASTEM 2000 pour déterminer l'évolution de la contrainte T pour un arc de Pipeline avec un défaut externe de surface. Une méthode simple, appelée méthode de différence des contraintes (SDM) proposée par Yang et al.(1999), est employée pour calculer la contrainte transversale T en mode d'ouverture à la pointe de l'entaille. Elle détermine les différents aspects sur la direction de stabilité de la fissure. On montre que la méthode de SDM peut être un outil précis et robuste pour évaluer la contrainte T dans des éprouvettes d'un Arc de Pipeline.*

ABSTRACT. *Singular Stress occur at crack tips, corners and material interfaces. A Finite Element Analysis (FEM) by CASTEM 2000 have been undertaken in order to determine the evolution of T-stress terms in mode I for arc of Pipeline specimens with external surface crack. A Stress difference Method (SDM) proposed by Yang et al.(1999) is used to compute the T-stress near the crack tip. The different crack geometries and length-to-thickness ratio are examined. The revisited stress difference method is shown to be an accurate and robust scheme for evaluating T -stress in arc of Pipeline.*

MOTS-CLÉS : *La contrainte T, Facteur d'intensité de contrainte (FIC), méthode des éléments finis, méthode de différence de contraintes (SDM)..*

KEYWORDS: T-stress, Stress intensity factor (SIF), Finite Element Method (FEM), Stress Difference Method (SDM).

1. Introduction

Fracture behavior is generally characterized by a single parameter such as the Stress Intensity Factors (SIF). Traditionally, the SIF has been used in the determination of initiation and propagation of cracks in brittle materials. However, a second fracture parameter, the T-stress, is used in order to understand the effect of structural and loading configuration at the crack tip, even if the physical significance of the parameter is unknown. In order to correlate the higher term effects to an appropriate physical parameter, some works simplified the higher terms to define the T-stress term. It is defined as constant stress acting parallel to the crack and its magnitude is proportional to the nominal stress in the vicinity of the crack. Various studies have shown that T-stress has significant influence on crack growth direction, crack growth stability, crack tip constraint and fracture toughness. In addition, crack path direction has received an attention which began with homogeneous materials. Larsson et al.(1973) and Rice (1974) showed that the sign and magnitude of the T-stress substantially change the size and shape of the plane strain crack tip plastic zone at finite load levels. Cotterell et al.(1980) showed that a curved or kink crack will continue to diverge from the main crack direction when T>0. Sorem et al.(1991) and Kirk et al.(1993) in their experimental studies have also shows that the fracture toughness of a given material can be considerably dependent on the size and geometry of the crack body. Recently, Ganti and Parks (1997) and Zhang et al.(1997) investigated the effect of the T-stress on the constraint of elastic and elastic-plastic interface crack. Jayadevan et al.(2005) studied the role of T-stress on fracture process under dynamic loading. Very recently, Li and Xu (2005) extensively discussed the T-stresses across static crack kinking.

Regarding on-dimensional cracks, Leevers and Radom (1982) made a numerical analysis based on a variational method. Kfouri (1986) applied the Erhelby technique. Sharma (1991) developed a second-order function based on a work-conjugate integral and evaluated it for the SEN specimen using the Finite Element Method (FEM). In a study of Sham (1991) a Green's function method for T-stress evaluation to two-dimensional surface cracks using the line-spring method. Despite the significance of T in describing the near crack tip stresses, quite few methods are avaible for calculating T. Those methods are either restricted to simple geometries or need complex numerical analysis. In this paper, we revised the method proposed by Yang et al (1999) using directly a single finite element (FE) analysis by CASTEM program (2000). This method, namely the stress difference method (SDM), for computing the elastic T-stress efficiently and accurately by evaluating ($\sigma_{..}$ - $\sigma_{..}$) at a point ahead of a crack tip. The underlying idea is that the errors in the numerically obtained values of $\sigma_{..}$ and $\sigma_{..}$ near a crack tip evolve with r, in the same way and their difference must eliminate the errors effectively. For homogeneous material, They calculated the T-stress using the difference of the normal stresses along θ=0, i.e. ($\sigma_{..}$ - $\sigma_{..}$), which is a method that can lead to significant numerical errors due to the recovery of stresses very close to the crack tip.

2. Finite Element Analysis

In an isotopic linear elastic body containing a three-dimensional crack subject to symmetric loading, the stresses for each of the fields can be written as a series expansion (1957). Near the tip of the crack, where the higher order terms of the series expansion are negligible, stresses for mode I write

$$\sigma_{xx} = \frac{K_I}{\sqrt{\pi r}} \cos\frac{\theta}{2}\left(1 - \sin\frac{\theta}{2}\sin\frac{3\theta}{2}\right) + T, \quad \sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{\pi r}} \cos\frac{\theta}{2}\left(1 + \sin\frac{\theta}{2}\sin\frac{3\theta}{2}\right)$$

$$\sigma_{zz} = \frac{K_I}{\sqrt{\pi r}} 2\upsilon\cos\frac{\theta}{2} + E\varepsilon_{zz} + \upsilon T, \qquad \sigma_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{\pi r}} \sin\frac{\theta}{2}\cos\frac{\theta}{2}\cos\frac{3\theta}{2} \qquad [1]$$

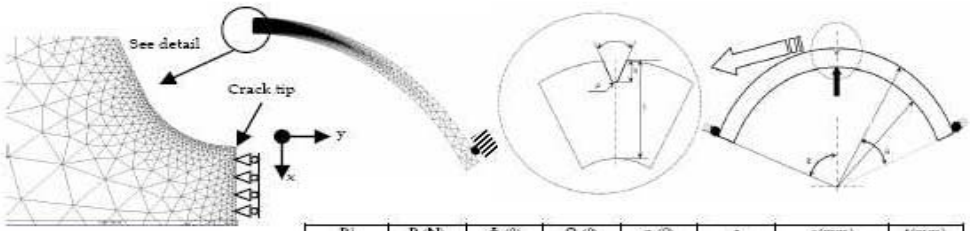
The subscripts x, y and z suggest a local Cartesian co-ordinate system formed by the plane normal to the crack front and the plane tangential to the crack front point; r and θ are the local polar co-ordinates, K_I is the mode I local stress intensity factor, E is the Young's modulus and ε is the Poisson's ratio. In the mode (I) loading, equation [1] shows that σ_{xx} comprises of the singular term and T. This implies that T can be determined along any direction where the singular term of σ_{zz} vanishes or can be set to zero by superposing with a fraction of σ_{yy}. This corresponds to mode I positions around the crack tip.

$$T = \left(\sigma_{xx} - \sigma_{yy}\right)_{r=0,\theta=0} \qquad [2]$$

The T-stress varies with different crack geometries and loading. It plays a dominant role on the shape and size of the plastic zone, the degree of local crack tip yielding, and also in quantifying fracture toughness.

The finite element method was used to determine the crack-tip parameters T for the arc of pipeline specimens. The structures were modeled by CASTEM 2000 code in two dimensions under plane strain conditions using free-meshed isoperimetric trianlateral elements. Only one half of the test apparatus was modelled due to symmetry in the geometry and loading conditions. The mesh shown for the elastic analyses comprises 31485 elements and 63526 nodes. A fan-like mesh focused at the crack tip was employed, because this yields more accurate T-stress estimates. Further, more a detailed mesh sensitivity study have show that further refinement of the mesh leads to only small changes (<1%)(see Fig.1a). The arc of pipeline fracture specimen geometry is illustrated in Fig 1.b. The wall thickness is 6.1mm, the length is 40 mm. The specimen is loaded by a concentration force (P=150N) on the top of the Three Point Bending (TPB) specimen in the symmetric plane. The support and symmetric boundary conditions are used in this model. The material used was API X52, the stress/strain curve is represented by the Ramberg-Osgood curve hardening expression:

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_o} = \frac{\sigma}{\sigma_o} + \alpha\left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^n \qquad [3$$



Ri (mm)	P (N)	Φ (°)	Θ (°)	φ (°)	ρ (mm)	a(mm)	t(mm)
163.5	150	60	60	45	0.15	1.22- 4.88	8

Figure 1. *(a) Typical 2D finite-element mesh used to model the cracked an arc of pipe for elastic analysis. (b) Geometry boundary conditions and loading.*

C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	S	Cu	Ti	Nb	Al
0.22	1.22	0.24	0.16	0.14	0.06	0.036	0.19	0.04	< 0.05	0.032

Table 1: *Chemical composition of specimens material (weight %).*

In Eq.(3), ε_0, σ_e, α and n are constants, with $E\varepsilon_0 = \sigma_0$. The deformation plasticity option with a small geometry change continuum model was invoked. We take α=1 and σ_0= 410 MPa. Two values of the strain hardening exponent n were selected, n =1 and n = 0.0446. A series of finite element analyses was performed for different crack length ratios (a/t). The chemical composition of specimen material can be found in Table 1.

3. Results and Discussions

The results near the crack tip only are presented in this section because T-stress vary relatively little along the crack front. The Stress Difference Method (SDM) is used to determine T-stress for a distances r behind the crack. These results show the variation of T-stress with external longitudinal surface crack at the deep for typical crack ratios (a/t), t represent the thickness specimen. An example of the effects of crack deep on the presence of T-stress is examined in Fig.2 for a/t = 0.2. The results are influenced by numerical errors normally expected from FE results in highly stresses zones. The effects of the higher order terms in William's series expansion are significant along the crack length. .

The T-stress evolution along the ligament is presented in Figure 3 for different ratios (a/t). Near the crack tip (r < 0.1 mm), the T-stress increase with the increasing in the crack ratios (a/t) as a maximum value in 0.8, then decrease for that Noted that, the first singular terms is more sensitive for all cases and the results from Arc of Pipeline specimens shows essentially three zones: In the first, that the SDM provide

a constant value for T-stress (zone I) . The second zone, the evolution of T-stress is proportional at $r^{-0.5}$. The third parts, T-stress have a linear evolution with the distance r.

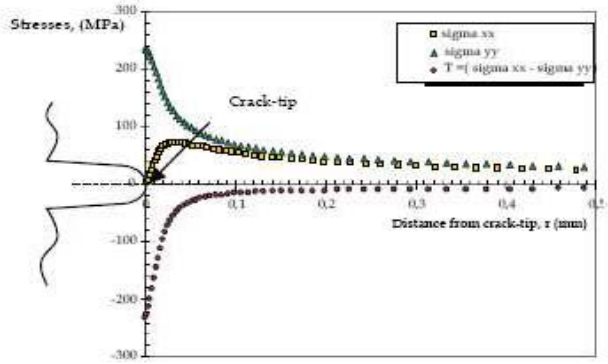


Figure 2. *An example for evaluation of different stresses for a/t = 0.2.*

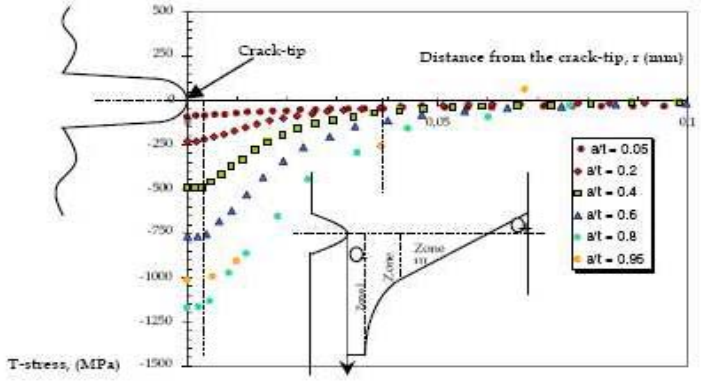


Figure 3. *T-stress near the crack tip*

For the short cracks (a/t < 0.1) and near the crack-tip, in the first stage of the crack growth (r < 0.0035mm), the values of normalized T-stress (T-stress/elastic stress) are constants for the arc of pipe specimens: $T/\sigma_0 = -0.097$. Noted that, by extrapolation, the T-stress tend to give a stabilized value at the crack-tip. In the case a/t > 0.1, very near the crack-tip, T-stress is more negative and in far T-stress

stabilized. For a distance of r = 0.1mm, T-stress normalized is independent to the ratios (a/t) (see Figure 4).

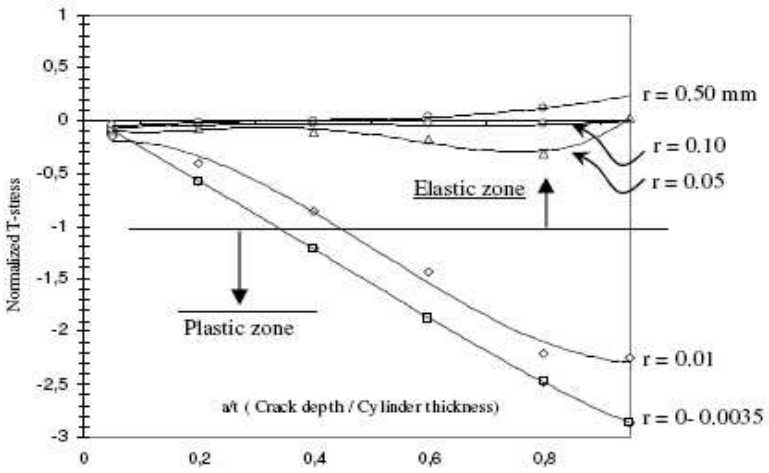


Figure 4. *Normalized T-stress along the ligament of the Arc of Pipe.*

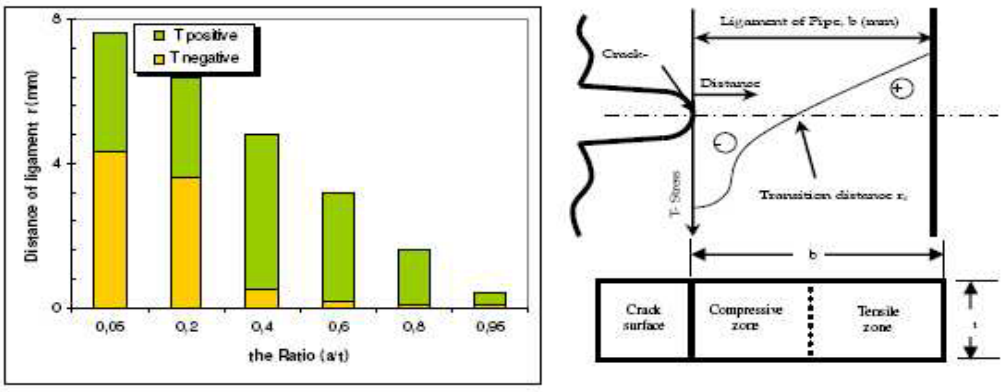


Figure 5. The change of sign of T-stress along of ligament for different (a/t).

For small crack growth ($a/t \leq 0.2$), under predominate mode I loading, the T-stress is more negative (compressive) and the crack will propagate on the original direction, which is characterized as directional stable crack trajectory. Thus, for a long crack ($a/t > 0.2$), the transition from the negative to the positive zone (tension) is quickly, and that's why the crack will rapidly deviate away from the original path and the resultant crack path will be directionally unstable. The change of the sign of

T-stress for negative to positive values may be due to the fact that the magnitude of local moment closing the crack increases with increase in crack depth (figure 5). The negative values for the Arc of Pipe specimens indicate low crack front constraint and extended plastic deformation around the crack front. The T-stress becomes more positive when the free surface is approached due to the loss of crack-front constraint. It is worth noting that the T-stress variations with crack depth for bending loading correlate with the results reported by Jayadevan et al. (2005) for pipes in bending conditions. Thus, with the increase in crack depth, while the T-stress in pipes under bending decreases slowly and remains positive, it increases strongly for the plate from a negative to a high positive value (Wang et al.(2004)). This results confirmed the experimental observations and indicated that the characteristics of crack propagation depend on the controlled loading condition but are essential influenced by the geometrical configuration of the specimen. Consequently the phenomenon of the directional stability is influenced from the global stress situation, which prevails onto the specimen.

4. Concluding remarks and extensions

In mode I, T-stress can be obtained by direct use of stress difference method (SDM) along the crack-tip. The SDM, applied to evaluate T-stress, provides an accurate and robust scheme for calculating the fracture parameters. The numerical results obtained by CASTEM 2000 are in good agreement with known results for single cracks. In general, the T-stress computations are more time-consuming than those for SIF's. This observation is in agreement with analogous studies in the FEM fields. The results for T are strongly influenced near the crack tip and far away from the crack tip, and will depend on the geometrical parameters. In general, the T-stress has larger domain dependence or contour dependence than the stress intensity factors. The data for T as well as the mode I stress intensity factor K_I will be represented by simple fit relations. The ratio obtained from the numerical results by several researchers showed some difference from predicted the stress intensity factor in mode I with and without presence of T-stress. It can be reasonably predicted from the regression result. $\left(\frac{K_{I\,eff}}{K_{IC}}\right)^2 + \alpha.\left(\frac{T_{eff}}{T_{crit}}\right)^2 = 1$, where α is an empirical constant, T_{crit} is the critical T-stress.

5. Bibliographie

Larsson, S.G and Carlsson, A.J. *Influence of non-singular stress terms and specimen geometry on small-scale yielding at crack tips in elastic-plastic materials. J. Mech. Phys. Solids* 21, 1973, 263-278.

Rice JR. *Limitations to the-scale yielding approximation for crack-tip plasticity. J. Mech. Solids,* 1974, 22, 17-26.

Cotterell, B. and Rice, J.R. *slightly curved or kinked cracks. International Journal of Fracture,* 1980, 16, 155–169.

Kirk, M.T., Koppenhoefer, K.C. and Shih, C.F. *Effect of constraint on specimen dimensions needed to obtain structurally relevant toughness measures. Constraint in Fracture*, ASTM STP 1171 (Edited by E.M. Hachett, K.-H. Schwalbe and R.H. Dodds), American Society for testing and Materials, 1993, Philadelphia, 79-103.

Sorem, W.A., Dodds, R.H. and Rolfe, S.T. *Effects of crack depth on elastic plastic fracture toughness. Int. J. of Fracture.*1991, 47, 105-126.

Ganti and Parks DM. Elastic. *Plastic fracture mechanics of strength-mismatch interface cracks.* In: Mahudhara RK et al., editors. Recent advances in fracture. London: The Minerals, Metals and Material Society. 1997, p.13 .25.

Zhang ZL, Hauge M, Taulow C. *The effect of T -stress on the near tip stress field of an elastic-plastic interface crack.* In: Karihaloo BL et al., editors. Proceedings of the Ninth International Conference on Fracture, 1997, vol.4.Amsterdam:Pergamon.p.2643.50.

Jayadevan, K.R, Thaulow, C, Østby, E, Berg, B, Skallerud, B, Holthe, K, and Nyhus, B. *Structural integrity of pipelines: T-stress by line-spring.* Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct 28, 2005, 467-488.

Li XF, Xu LR. *T-stresses across static crack kinking. J Appl Mec*h, in press.

Leevers PS, Radon JC. *Inherent stress biaxiality in various fracture specimen geometries. Int. J. Fract.* 1982, 19, 311-25.

Kfouri, AP. *Some evaluations of the elastic T-stress using Eshelby's method. Int. J. Fracture,* 1986, 30, 301-15.

Sharma, S.M and Aravas, N. *Determination of higher-order terms in asymptotic elasto-plastic crack tip solutions. J. Mech. Phy. of Solids.* 1991, 39, 1043-1072.

Sham T-L. *The determination of the elastic T-term using higher order weight functions. International Journal of Fracture.* 1991, 48:81-102.

Yang, B. Ravi-Chandar, K. Evaluation of elastic T-stress by the stress difference method. *Engng Fract Mech.* 1999, 64:589-605.

CASTEM 2000. http://www-cast3m.cea.fr/cast3m/index.jsp

Williams ML. *On the stress distribution at the base of a stationary crack. J Appl Mech,Trans* ASME.1957, 24 (1):109 .14.

Wang, X, Bell, R. *Elastic T-stress solutions for semi-elliptical surface cracks infinite thickness plates subject to non-uniform stress distributions. Engng Fract Mech.* 2004, 71, 1477.1496.

Key Engineering Materials Vol. 399 (2009) pp 3-11
online at http://www.scientific.net
© (2009) Trans Tech Publications, Switzerland

click for feedback
consult - comment - contact

Constraint Parameter for a Longitudinal Surface Notch in a Pipe Submitted to Internal Pressure

M. Hadj Meliani[1,a], M. Benarous[2,b], Z. Azari[3,c] G. Pluvinage[3,d]

[1]J0201/03/01/05, Département de Mécanique. BP 151, Hay Salem, Université de Chlef, Algérie.

[2] Laboratoire de Physique théorique et Physique des Matériaux. Université de Chlef, Algérie.

[3] Laboratoire de Fiabilité Mécanique, LFM-ENIM, île de saulcy 57045, Université de Metz, France

[a]hadjmeliani@univ-metz.fr, [b]m_benarous@yahoo.fr, [c]azari@univ-metz.fr, [d]pluvina@univ-metz.fr

Keywords: Constraint, T-stress, Finite Element Analysis, Castem2000.

Abstract. The use of two parameters fracture mechanics criterion as a tool for structural design and analysis has increased significantly in recent years. First, we discuse the elastic solution for the stress distribution at crack tip for two dimensional geometries and particularly constraint as T-stress under various loading conditions. Secondly, using notch fracture mechanics and particularly the Volumetric Method approach, we study the stress distribution at the tip of a notch in pipes submitted to internal pressure. The Notch Stress Intensity Factor K_ρ and the effective T-stress are combined into a two-parameter fracture criterion ($K_{I\rho}$-T_{ef}). This approach is then used to quantify the constraint of notch-tip fields for various pipe geometry and loading conditions.

Introduction

Recent numerical and experimental studies have attempted to describe fracture in terms of two parameters [1] characterising the crack tip stress distribution. One of candidate parameters is the elastic T stress [2]. The T-stress is not singular as r⟶0 but it can alter the elastic crack-tip stress distribution described by the stress intensity factor K_I. T is a function of geometry, loading conditions and is proportional to the applied gross stress [3-4]. For brittle mode I fracture in mainly elastic regime, current fracture assessment methodology uses plane strain fracture toughness K_{IC}, which is assumed to be a material property. Recent studies [5-10] have shown that fracture toughness can be strongly affected by specimen size, crack depth and loading configuration. This dependency is often referred to the effect of crack-tip constraint.

At first, we use the elastic solution for two dimensional stress analysis of different cracked specimen's geometries, including stress intensity factor and constraint parameter under various loading conditions. This work has started by the development of an FEA data base containing the values of the second higher order stress term coefficients. This paper exploited the K-T crack approach which was derived from a rigorous asymptotic solution and has been developed for a two-parameters fracture criterion. For the particular problem of a longitudinal crack in a pipe submitted to internal pressure, it has been seen that the T stress is closed to those of a central crack in a panel in tension. In this paper, the notch tip stress distribution is described using Notch Fracture Mechanics and particularly the Volumetric Method approach in the aim to study constraint in pipes submitted to internal pressure and exhibiting gouges as external defects. With the notch stress intensity factor K_ρ as the driving force and an effective T stress T_{ef} as constraint parameter, this approach has been successfully used to quantify the notch-tip fields for various proposed geometry and loading configurations. .

The K-T approach used for crack tip distribution

In some works [5-8] the T-stress is a stress acting parallel to the crack with its magnitude proportional to the gross stress applies to the crack.

All rights reserved. No part of contents of this paper may be reproduced or transmitted in any form or by any means without the written permission of the publisher: Trans Tech Publications Ltd, Switzerland, www.ttp.net. (ID: 41.201.115.16-18/09/08,11:35:26)

click for feedback
consult · comment · contact

T stress is non-singular term represents a tension or compression stress. Positive T-stress strengthens the level of crack tip stress triaxiality and leads to high crack-tip constraint while negative T-stress produces the inverse effect. It was noted that T-stress characterizes the local crack tip stress field for linear elastic material. Various studies have shown that T-stress has significant influence on crack growth direction, crack growth stability, crack tip constraint and fracture toughness. Near the tip of the crack, where the higher order terms of the series expansion are negligible, stresses for mode I are written as :

$$\sigma_{xx} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}\cos\frac{\theta}{2}\left(1-\sin\frac{\theta}{2}\sin\frac{3\theta}{2}\right)+T \qquad \sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}\cos\frac{\theta}{2}\left(1+\sin\frac{\theta}{2}\sin\frac{3\theta}{2}\right)$$

$$\sigma_{zz} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}2\upsilon\cos\frac{\theta}{2}+E\varepsilon_{zz}+\upsilon T \qquad \sigma_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}\sin\frac{\theta}{2}\cos\frac{\theta}{2}\cos\frac{3\theta}{2} \tag{1}$$

In this paper, the *T*-stress is evaluated by the Difference Method proposed by Yang et al [9] and coupling with finite element (FE) analysis.

$$T = \left(\sigma_{xx} - \sigma_{yy}\right)_{r=0,\theta=0} \qquad \text{as} \quad r \longrightarrow \infty, \tag{2}$$

Then the Stress Intensity Factor takes the following form :

$$K \approx \sigma_{ij}\sqrt{2\pi r}.f_{ij}(\theta)+T\sqrt{2\pi r}\delta_{1i}\delta_{1j} \qquad \text{as} \quad r \longrightarrow \infty, \tag{3}$$

Levers and Radon [10] state that T must be proportional to the gross stress, σ_g and therefore can be normalized by the stress intensity factor to give the stress biaxiality ratio

$$\beta = \frac{T\sqrt{\pi a}}{K_I} \tag{4}$$

a is the crack length for edge cracks. The parameter β is an elastic stress parameter depending of geometry and has been tabulated by [10] for several specimen geometries.

Volumetric method for a two parameters notch fracture concept.

Notch Fracture Mechanics (NFM) principles are here applied to describe stress distribution at notch tip of a a longitudinal gouge in a pipe submitted to internal pressure. Volumetric Method, presented by Pluvinage [11] is a meso-mechanical approach belonging to this NFM. It is assumed, according to the mesofracture principle that the fracture process requires a physical volume. This assumption is supported by the fact that fracture resistance is affected by loading mode, structural geometry, and scale effect. By using the value of the "hot spot stress" i.e. the maximum stress value, it is not possible to explain the influence of theses parameters on fracture resistance. It is necessary to take into account the stress value and the stress gradient in all neighbouring points within the fracture process volume, this volume is assumed to be quasi-cylindrical by with a notch plastic zone of similar shape. The diameter of this cylinder is called the "effective distance ". By computing the average stress value within this zone, the fracture stress can be estimated. This leads to a local fracture stress criterion based on two parameters, the effective distance X_{ef} and the effective stress $\sigma_{ef.}$A graphical representation of this local fracture stress criterion is given in Figure 1.a, where the stress normal to the notch plane is plotted against the distance ahead of notch. For X_{ef} determination, a graphical procedure is used. It has been observed that the effective distance is related to the minimum value of the relative stress gradient χ and corresponds to the beginning of the pseudo stress singularity as indicated in Figure 1.b. In a bi-logarithmic graph, we plot the opening stress $\sigma_{yy}(r)$, the relative stress gradient χ and the T-stress versus distance to notch tip. The effective distance X_{ef} is easily determined using the graphical procedure associated with the minimum of χ.

$$\chi(r) = \frac{1}{\sigma_{yy}(r)}\frac{\partial\sigma_{yy}(r)}{\partial r} \tag{5}$$

consult comment contact
click for feedback

click for feedback
consult · comment · contact

where $\chi(r)$ and $\sigma_{yy}(r)$ are the relative stress gradient and maximum principal stress or crack opening stress, respectively. The relative stress gradient characterised the influence of loading mode and at a less level, the influence of specimen geometry on fracture. The effective stress is defined as the average of the weighted stress inside the fracture process zone:

$$\sigma_{ef} = \frac{1}{X_{ef}} \int_0^{X_{ef}} \sigma_{yy}(r).\Phi(r)dr \tag{6}$$

where σ_{ef}, X_{ef}, $\sigma_{yy}(r)$ and $\Phi(r)$ are effective stress, effective distance, opening stress and weight function, respectively. Therefore, the, noted, Notch Stress Intensity Factor, NSIF described an important part of the notch tip stress distribution and is defined as a function of effective distance and effective stress by the following relationship

$$K_{I\rho} = \sigma_{ef}\sqrt{2\pi X_{ef}} \tag{7}$$

Critical NSIF in mode I, $K_{I\rho,c}$, can be considered as a fracture toughness value with units $MPa\sqrt{m}$ if notch opening angle are equal to zero. Like for the crack tip stress distribution, T-stress is function of geometry, loading conditions and is proportional to the applied gross stress. T stress, as we can see further, is only constant at some distance of the notch tip Based on these observations, we propose a formulation of the effective elastic T-stress, noted T_{ef} as the value of T at effective distance of the notch-tip, noted X_{ef} where is practically constant. T_{ef} can be written as :

$$T_{xx} = (\sigma_{xx} - \sigma_{yy}) \quad \text{for x} = X_{ef}. \tag{8}$$

The effective Notch Stress Intensity Factor $K_{I\rho}$, take the form of :

$$K_{I\rho} = K^*_{I\rho} + T_{ef}\sqrt{2\pi X_{ef}} = \sigma_{ef}\sqrt{2\pi X_{ef}}, \tag{9}$$

and the stress biaxiality ratio at effective distance can by rewritten as :

$$\beta_{ef} = \frac{T_{ef}\sqrt{2\pi X_{ef}}}{K_{I\rho}} \tag{10}$$

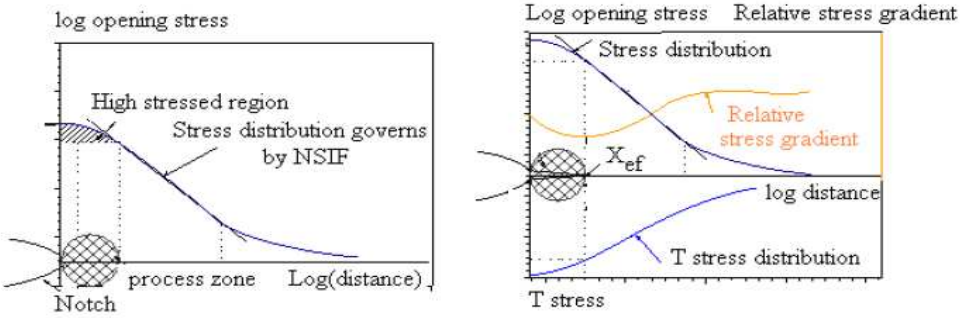


Fig. 1 (a) Schematic presentation of a local stress criterion for fracture emanating from notches and (b) Notch stress intensity factor and the effective T-stress at notch root together with the relative stress gradient versus distance from the notch tip.

The Notch Stress Intensity Factor $K_{I\rho}$, the effective T-stress, T_{ef}, near the notch rot and the relative distance are shown in Figure 1.b. Effective T-stress has been then used as constraint parameter. This addition to the classical plastic notch tip parameter $K_{I\rho}$ provides an effective two-parameters

consult comment contact
click for feedback

click for feedback
consult - comment - contact

characterization of elastic notch-tip fields in a variety of notch configurations and loading conditions.

Material properties and Finite Element Modelling

The material used in this study is an X52 steels meeting requirements of API 5L standard. API X52, was the most common gas pipeline material for transmission of oil and gas during 1950-1960. Chemical composition of the studied steels is given in Table 1.

Table 1: Chemical composition of specimens material (weight %)

	C	Mn	P	Si	Cr	Ni	Mo	S	Cu	Ti	Nb	Al
	0.22	1.220	-	0.240	0.16	0.14	0.06	0.036	0.19	0.04	<0.05	0.032
Ref[12]	0.15	1.250	0.025	0.350	-	-	-	-	-	-	-	-

In Table 2, mechanical properties of API X52 are presented. $E, \sigma_y, \sigma_u, A\%, n, k$ and K are the Young's modulus, yield stress, ultimate stress, relative elongation, hardening exponent and fracture toughness, respectively.

Table 2: Mechanical properties of API X52

	E (GPA)	σ_y (MPa)	σ_u (MPa)	A%	n	k	K	Charpy Energy (J/mm^2)
	210	410	528	32	0.164	876	116.6	-
Ref[12] in longitudinal sense	210	493	623	30	-	-	-	~ 75
Ref[12] in circumferential sense	210	410	638	19	-	-	-	22

The pipe geometry of this study is a cylinder with a V-shaped longitudinal surface notch subject to different internal pressure P as shown in Table 2. The effects of the following three parameters: ratio of inner radius of the cylinder to thickness (R_i/t), ratio of notch depth to cylinder thickness (a/t), and pressure P on effective T-stress (T_{ef}) and NSIF (K_{Ip}) are systematically considered.

Table 3: List of analysis cases for the FE analysis

P	***R_i/t***	***a/t***	***P***	***R_i/t***	***a/t***	***P***	***R_i/t***	***a/t***	***P***	***R_i/t***	***a/t***
20	5	0.1	20	10	0.1	20	20	0.1	20	40	0.1
		0.3			0.3			0.3			0.3
		0.5			0.5			0.5			0.5
		0.75			0.75			0.75			0.75
30	5	0.1	30	10	0.1	30	20	0.1	30	40	0.1
		0.3			0.3			0.3			0.3
		0.5			0.5			0.5			0.5
		0.75			0.75			0.75			0.75
40	5	0.1	40	10	0.1	40	20	0.1	40	40	0.1
		0.3			0.3			0.3			0.3
		0.5			0.5			0.5			0.5
		0.75			0.75			0.75			0.75
50	5	0.1	50	10	0.1	50	20	0.1	50	40	0.1
		0.3			0.3			0.3			0.3
		0.5			0.5			0.5			0.5
		0.75			0.75			0.75			0.75

To cover practical and interesting ranges of these three variables, four different values of R_i/t i.e 5, 10, 20 and 40, were selected. In terms of notch depth, four different values of a/t were selected,

consult comment contact click for feedback

click for feedback
consult - comment - contact

ranging from a/t = 0.1 to 0.75. In terms of pressure, four different values of P were selected, ranging from pressure of 2 MPa to 5 MPa . Thus, a total of 84 different experimental setups are considered in this investigation, the details of which are listed in table 3.
The finite element method was used to determine the stress field parameters T_{ef} and K_{Ip} for the pipe specimens. The structure were modelled by CASTEM 2000 code in two dimensions under plane strain conditions, using free meshed isoperimetric triangular elements and only on half of the specimen. The elastic analysis comprises 31485 elements and 63526 nodes.
A fan-like mesh focused at the notch-tip was employed, because this yields more accurate non-singular terms estimates. Further, more a detailed mesh sensitivity study have show that refinement mesh leads to only a small changes (<1%). Pipe specimen geometry is illustrated in Figure 2. The wall thickness is 10 mm the pipe length is 40 mm, dimensions of the notch are 5 mm depth and 50 mm length, notch radius 0.15mm. Support and symmetric boundary conditions are used in this model.

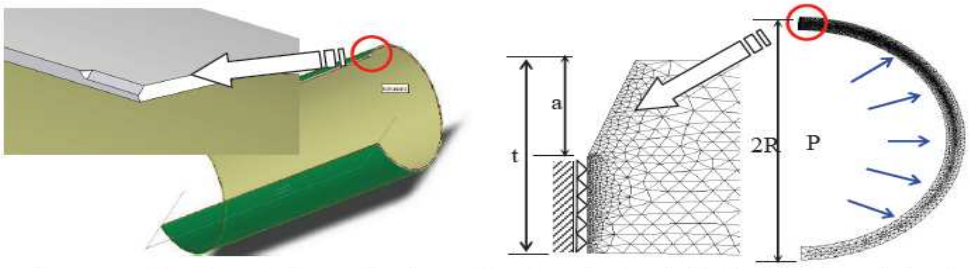


Fig. 2 (a) Geometry boundary conditions and loading configuration using in the half of the pipe. (b) Typical 2D finite element mesh used to model the cracked on the half pipeline for elastic analysis.

Results and discussion

A detailed stress analysis was carried out in the vicinity of the notch tip, in order to emphasize the characteristics of the two dimensional stress field . Due the fact in Mode I, the crack propagation is determined by the stress perpendicular to the notch namely σ_{yy} .

T-stress evolution along of ligament

T stress can be determined along any direction where the singular term of σ_{xx} vanishes or can be set to zero by superposing with a fraction of σ_{yy} .The Stress Difference Method (SDM) is used to determine the T-stress versus distance behind the notch. This method was proposed by Yang et al [9] using directly a single finite element (FE). The underlying idea is that errors in the numerically obtained values of σ_{xx} and σ_{yy} near the notch tip evolve with distance and their difference must eliminate the errors effectively. They calculated the T-stress using the difference of the normal stresses along θ = 0, i.e.(σ_{xx} - σ_{yy}).This corresponds to mode I positions around the notch tip.

$$T = \left(\sigma_{xx} - \sigma_{yy}\right)_{r=0,\theta=0} \tag{11}$$

The results show the variation of the T-stress near the notch tip for different pipe diameters and (a/t) ratios. An example of the effects of notch length on T-stress is depicted for small (a/t =0.1) (Figure.3.a) and long notches (a/t =0.75) (Figure.3.b). Results are influenced by numerical errors normally expected form FE results in highly stresses zones. The effects of higher terms in William's series expansion are significant along the ligament. The T-stress values are normalized with respect to gross stress σ_g (the definition of σ_g for a pipe subject to internal pressure is given by $\sigma_g = PR_i/t$).

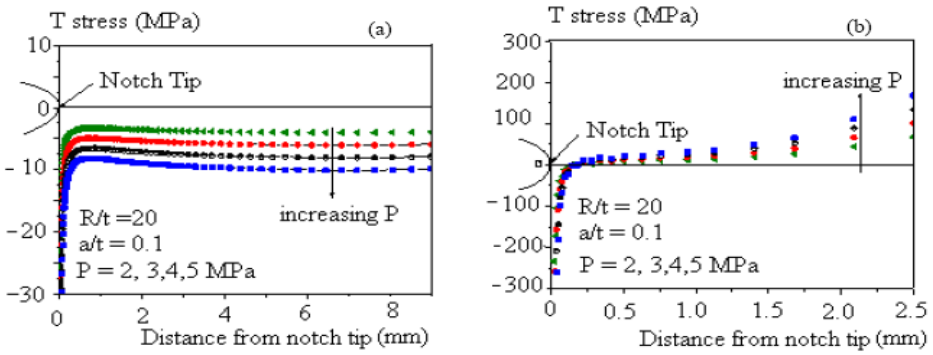


Fig. 3 Evolution of the T-stress values for a longitudinal surface notch under different internal pressure (P = 20, 30, 40 and 50 bars) for (a) small and (b) length notches (R/t=20).

For any pressure values and pipe diameter, the T-stress values are negative along the ligament when the crack length ratio is less than a/t < 0.5. The ligament is then submitted to compression. On the other hand, when the ratios a/t exceeds 0.75; the T-stress values become positives (tension case). In the first case and under predominant mode I loading, the T-stress is negative (compressive) and the initiating crack will propagate along original notch direction which is the directional stable crack trajectory. Thus, for a given notch length, a rapid transition from negative to positive zone (tension) is its (see Figure 3). The initiating crack will rapidly deviate away from the original path and the resultant crack path will be directionally unstable. Eventually, near the notch-tip, it is shown that the effect of R/t, a/t and P on the T-stress distribution is significant. The change of the T-stress sign for negative to positive values may be due to the fact that the magnitude of local moment closing the notch increases with increasing in notch depth. Negative values indicate low crack front constraint and extended plastic deformation around the notch front. The T-stress becomes more positive when the free surface is approached due to the loss of notch–front constraint. The elastic T-stress seems to be convenient for this constraint analysis.

Determination of effective T-stress and Notch Stress Intensity factor (NSIF)

T-stress is function of geometry, loading conditions and is proportional to the gross applied stress. Based on the observation than T stress of the notch tip stress distribution becomes constant when a given distance from the notch tip is reached, we propose an effective elastic *T*-stress, noted T_{ef} determined at the effective distance from the notch-tip noted X_{ef}. This effective distance is defined as the minimum of the relative stress gradient as previously. T_{ef} can be rewritten as:

$$T_{ef} = (\sigma_{xx} - \sigma_{yy})_{r=X_{ef},\theta=0} \qquad \text{as } r = X_{ef} \tag{12}$$

The distribution of the T-stress along of the ligament (r) is shown in Figure 3.
The effective Notch Stress Intensity Factor $K_{I\rho}$, is given by :

$$K_{I\rho} = K^*_{I\rho} + T_{ef}\sqrt{2\pi X_{ef}} = \sigma_{ef}\sqrt{2\pi X_{ef}} \tag{13}$$

Figures 4.a-b show variations of the effective T-stress and Notch Stress Intensity Factor, $K_{I\rho}$ value at the deepest points of an external surface notch in a pipe submitted to internal pressure and for different relative notch depths, 'a/t' (notch depth /cylinder thickness). It can be seen that T_{ef} and $K_{I\rho}$ values increase with an increase of the relative notch size, a/t. When a/t tends towards 0.1, $K_{I\rho}$ and

T_{ef} values for both notch types become small and similar. When both K_{Ip} and T_{ef} tend to reach value of a/t =1, they become very sensitive to pipe geometry. We note that for all study cases,

From the Figure 5.a, it can be seen that the effective T-stress and the Notch Stress Intensity Factor for the four pipe diameter are proportional to the internal pressure P. They can be very well expressed by linear relationship versus internal pressure. Figure 5.b shows a comparison between short and long notches according to pressure for a pipe diameter (R/t) which varies in the range of 5-40. An increase of the pipe diameter to thickness ratio from 5 to 40 (for a /t = 0.5) induces a similar variation of the Notch Stress Intensity Factor and a variation of effective T-stress by a factor of 8. For long notches, the NSIF and T_{ef} increases more rapidly with internal pressure (Figure 5.b).

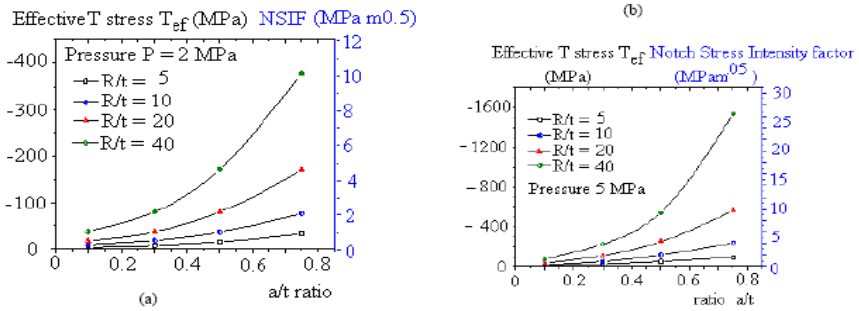


Fig. 4 Notch tip constraint represented by the effective *T*-stress for various situations of pressure and diameters of pipes and presence of K_{Io}.

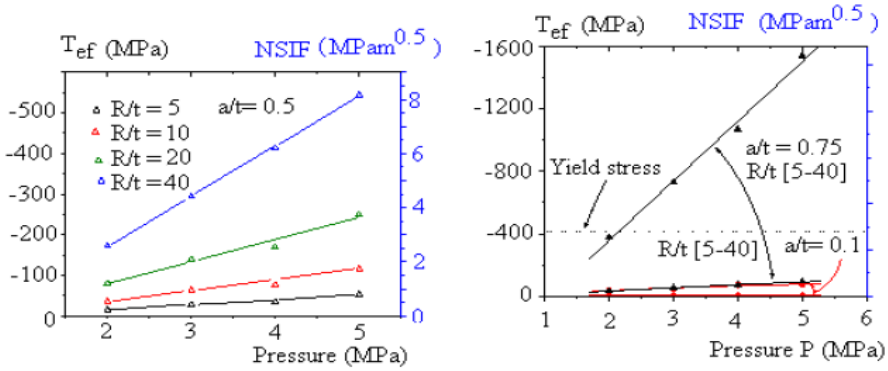


Fig. 5 (a) Evolution of the effective T-stress and the Notch Stress Intensity Factor with internal pressure P for a/t=0.5 and (b) transition of T_{eff} and NSIF for a/t=0.1 to 0.75 for the diameter pipe R/t =5 to 40.

Proposed fracture assessment procedure

It has been seen previously that there is good correlation between the effective T stress and the Notch stress Intensity factor. Within these investigations for a wide range of specimens and with different constraint, a master curve reference ($K_{\rho c} - T_{ef,c}$) can be determined in order to quantified in terms of a two parameters fracture resistance criterion. The application of the master curve concept enables testing on small specimens for determination of the material fracture toughness to be used for assessment of components. However, small specimens could have a larger plastic deformation preceding failure and therefore possibly different constraint situation than larger specimens or components, the use of the master curve allows a correction in the fracture toughness value. For a wide range of specimens with different constraint, a master curve reference ($K_{\rho c} - T_{ef,c}$) is determined

for any material. In this context, 2-dimensional finite element (FE) analyses on several standard and non standard specimens (at least five) are performed to quantify relationship between variations of constraint parameters and notch fracture toughness. The K_{Ip}-T_{ef} space is fitted generally by a parabolic line and the data points as shown in Figure 6. From the obtained relationship, prediction the fracture of a specimen of another geometry or size, is then possible. In Figure 6 a, an example of NSIF versus T_{ef} relation ship is given (for a pipe with R/t = 20 and for an internal pressure, P =2-5MPa). Figure 6.b indicates that the window of possible toughness values increases with pressure.

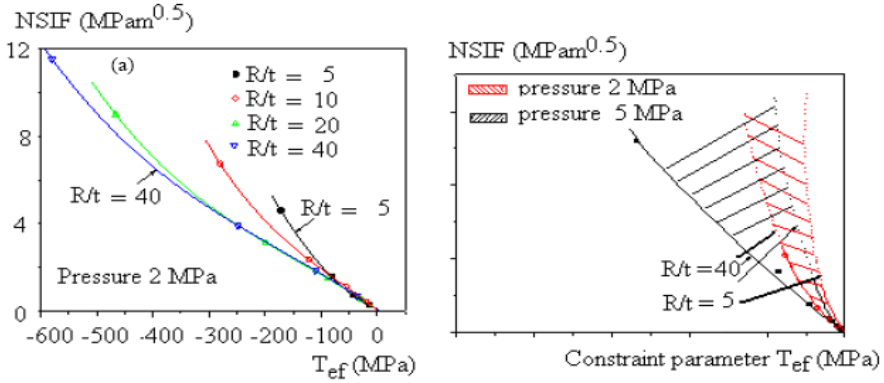


Fig. 6a NSIF versus T_{ef} relation ship (R/t = 20 ; internal pressure, P =2-5MPa)
Fig. 6b Evolution of different NSIF-T_{eff} windows with pressure.

Conclusions

We have extended the first non-vanishing terms from the series solutions of Williams' to notch tip stress distribution. The crack (K-T) methodology has been modifying to create the ($K_\rho - T_{eff}$) two parameters fracture resistance criterion. A parabolic relation ship has been found between these two parameters and allows to build a window including data from a large range of pressure and geometry. Application of this method has been made for pipe submitted too internal pressure with a longitudinal notch but can be extended to any kind of components and defect types.

References

[1] Williams ML : On the stress distribution at the base of stationary crack. ASME J Appl Mech; 24 , 109-14 (1957).

[2] Rice JR. : Limitations to the-scale yielding approximation for crack-tip plasticity. J. Mech. Solids, 22, 17-26 (1974).

[3] Larsson, S.G and Carlsson, A.J.: Influence of non-singular stress terms and specimen geometry on small-scale yielding at crack tips in elastic-plastic materials. J. Mech. Phys. Solids 21, 263-278 (1973).

[4] Leevers PS, Radon JC : Inherent stress biaxiality in various fracture specimen geometries. Int. J. Fract. 19, 311-25 (1982).

[5] Chao, Y.J. and Zhang, X.: Constraint effect in brittle fracture. 27th National Symposium on Fatigue and fracture, ASTM STP 1296, R.S. Piascik, J.C. Newman, Jr. and D.E. Dowling, Eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, pp. 41–60 (1997).

click for feedback
consult - comment - contact

[6] Chao, Y.J., Liu, S., and Broviak, B.J. : Variation of fracture toughness with constraint of PMMA specimens. Proceedings of ASME-PVP conference 393, 113–120 (1999).

[7] Chao , Y.J., Liu, S., and Broviak, B.J.: Brittle fracture: variation of fracture toughness with constraint and crack curving under mode I conditions. Experimental Mechanics 41(3), 232–241 (2001).

[8] Du ZZ, Hancock JW : The effect of non-singular stresses on crack tip constraint. J Mech Phys Solids. 39; 555-67 (1991).

[9] Yang, B. Ravi-Chandar, K.: Evaluation of elastic T-stress by the stress difference method. Engng Fract Mech. 64; 589-605 (1999).

[10] Leevers PS, Radon JC : Inherent stress biaxiality in various fracture specimen geometries. Int. J. Fract. 19, 311-25 (1982).

[11] Pluvinage G. : Fracture and Fatigue Emanating from Stress Concentrators, Kluwer Publisher (2003).

[12] Rousserie S : L'amorçage de la fissuration des pipelines en milieu bicarboné à ph neutre. Thèse présentée à l'université de Bordeaux I (2000).