

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

AVALIAÇÃO DO FENÔMENO DE UNIÃO DE TRINCAS INDUZIDAS PELO
HIDROGÊNIO E SUA INFLUÊNCIA NA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE UM VASO
DE PRESSÃO

por

André Schwarz Franceschini

Dissertação para obtenção do Título de
Mestre em Engenharia

Porto Alegre, Janeiro de 2011.

AVALIAÇÃO DO FENÔMENO DE UNIÃO DE TRINCAS INDUZIDAS PELO
HIDROGÊNIO E SUA INFLUÊNCIA NA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE UM VASO
DE PRESSÃO

por

André Schwarz Franceschini
Engenheiro Mecânico

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, da
Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos
requisitos necessários para a obtenção do Título de

Mestre em Engenharia

Área de Concentração: Mecânica dos Sólidos

Orientador: Prof. Dr. Ignácio Iturrioz

Comissão de avaliação:

Prof. Doutor Afonso Reguly	(DEMET / UFRGS)
Prof. Doutor Antônio Fernando Burkert Bueno	(IFRS)
Prof. Doutor Rodrigo Rossi	(PROMEC / UFRGS)

Prof. Dr. Francis Henrique Ramos França
Coordenador do PROMEC

Porto Alegre, 14 de Janeiro de 2011.

RESUMO

Componentes e equipamentos utilizados na indústria petroquímica estão suscetíveis a presença de descontinuidades e, por esta razão, diversas pesquisas são desenvolvidas com o intuito de aprimorar e criar novos métodos para evitar, remediar ou controlar estas, de forma a não causarem um dano à integridade estrutural. Neste trabalho é avaliado um conjunto de trincas induzidas pelo hidrogênio (TIH), através do método de elementos finitos, com a finalidade de verificar o fenômeno de união das suas extremidades formando uma trinca contínua do tipo SWC (*Stepwise Cracking*). Também se verifica a influência do conjunto de trincas à integridade da estrutura com base na metodologia *Fitness for Service* (FFS) através do uso dos diagramas de avaliação de falhas (FAD – *Failure Assessment Diagram*) indicados pelas normas API-579 / ASME FFS-1 e BS 7910 além do procedimento CEGB-R6. Os resultados mostram que o efeito de interação entre as extremidades é intenso quando estas se encontram próximas umas das outras, confirmando assim a tendência de união das fissuras. Também se constata que o fenômeno é fortemente influenciado pela pressão interna presente nas TIH, esta causada pela presença de hidrogênio. Em relação à aceitabilidade das descontinuidades, é observado que os resultados da avaliação são influenciados pela maneira como a descontinuidade é caracterizada.

Palavras-Chave: Trincas Induzidas pelo hidrogênio, *Stepwise cracking*, *Fitness for Service*.

ABSTRACT

Components and equipments of the petrochemical industry are susceptible to the presence of flaws and, for this reason, several studies are developed aiming to improve and create new methods to avoid, remedy and control these flaws in order they will not cause any integrity damage. In this work a cluster of Hydrogen Induced Crack (HIC) is assessed, using the finite element method, with the goal to verify the union phenomena in their tips forming a Stepwise Cracking (SWC) flaw. Also is verified the influence of the cluster to the integrity of the structure based on the Fitness for Service methodology, using the Failure Assessment Diagrams indicated by the Standards API-579 / ASME FFS-1 and BS 7910, also the CEGB-R6 procedure. The results show that the interaction effect among the tip of the cracks is considerably intense when they are near to each other, confirming the tendency of union among them. Also this phenomenon is strongly influenced by the internal pressure in the HIC, caused by the presence of atomic Hydrogen diffused in the structure. In relation to the flaw assessment, it is observed that results are strongly influenced on how the flaw is characterized.

Key Words: Hydrogen Induced Cracks, Stepwise cracking, Fitness for Service.

ÍNDICE

1	INTRODUÇÃO.....	1
1.1	Justificativa para o Trabalho	2
1.2	Estrutura do Trabalho	2
2	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....	4
2.1	Dano Causado pelo Hidrogênio.....	4
2.1.1	Trincas induzidas pelo hidrogênio (TIH).....	5
2.1.2	Fragilização pela ação do hidrogênio	6
2.2	Mecânica da fratura	6
2.2.1	Mecânica da fratura linear elástica MFLE	7
2.2.2	Mecânica da fratura elasto-plástica	13
2.2.3	Mecânica da fratura bi-paramétrica	17
2.3	Mecanismos de falha.....	22
2.4	Projeto de vasos de pressão.....	23
2.5	Metodologia Fitness for Service	26
3	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	30
3.1	Fenômeno de união de TIH.....	30
3.2	Deformação plástica de larga escala na extremidade de trincas em vasos de pressão	36
3.3	Aplicação da metodologia FFS	37
3.4	Caracterização das propriedades mecânicas do aço ASTM-A285	39
4	MATERIAIS E MÉTODOS	42
4.1	API-579 / ASME FFS-1.....	42
4.1.1	Avaliação da perda local de espessura (Seção 5).....	43
4.1.2	Avaliação de blister e dano causado pelo hidrogênio (Seção 7)	43
4.1.3	Verificações de defeitos na forma de trinca (Seção 9)	44
4.1.4	Determinação da tensão de referência e fator de intensidade de tensão	49

4.2	Norma BS 7910	53
4.3	Procedimento CEGB – R6	55
4.4	Modelamento numérico através do Método de Elementos Finitos	56
4.5	Verificação da Tensão-T	59
5	PROPOSTA DE TRABALHO.....	61
5.1	Apresentação do problema	61
5.1.1	Casos analisados	64
6	RESULTADOS	66
6.1	Efeito isolado de uma TIH na estrutura	66
6.2	Caracterização das trincas de forma independente.....	72
6.3	Efeito de interação entre as trincas	75
6.4	Caracterização da Tensão-T	87
6.5	Avaliação da descontinuidade de acordo com a Metodologia FFS.....	94
6.5.1	Simplificação da geometria da descontinuidade e hipóteses	94
6.5.2	Caracterização da descontinuidade através da metodologia FFS.....	95
6.5.3	Verificação da descontinuidade quanto a sua aceitabilidade	97
7	CONCLUSÕES	104
7.1	Sugestões para trabalhos futuros	105
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	106
	ANEXO A – Tabelas Utilizadas para determinação do fator de intensidade de tensão.	111
	ANEXO B – Fator de intensidade de tensão para geometria do tipo SENT.	114
	APÊNDICE A – Figuras do campo de distribuição de tensões na região interlaminar.	115

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1: Exemplo de Trinca Induzida pelo Hidrogênio do tipo blister (a) e SWC (b).....	5
Figura 2.2: Placa utilizada por Griffith.	8
Figura 2.3: Modos de fratura.	10
Figura 2.4: Tensões atuando na extremidade de uma trinca.....	10
Figura 2.5: Distribuição de tensões na ponta da trinca.	12
Figura 2.6: Variação da tenacidade em função da espessura do corpo de prova.....	12
Figura 2.7: Afastamento das faces da fissura (δ) antes que ocorra sua propagação.....	14
Figura 2.8: Modelo na ponta da trinca utilizado para cálculo do δ	14
Figura 2.9: Contorno da integral J em corpo que contém uma trinca.....	16
Figura 2.10: Caracterização da Integral J ao longo da propagação da trinca.....	17
Figura 2.11: Comportamento esquemático da curva J-R mostrando a relação da tenacidade com a relação geométrica a/W	18
Figura 2.12: Geometria de alguns corpos de prova utilizados na determinação da tenacidade do material.	18
Figura 2.13: Gráfico de razão biaxial para diferentes Corpos de prova sob diferentes relações a/W	20
Figura 2.14: Tenacidade verificada para diferentes formas geométricas.....	20
Figura 2.15: Diferença entre a distribuição de tensão teórica na extremidade da fissura e a diferença verificada em estruturas e corpos de prova sob SSY.....	21
Figura 2.16: Mecanismos de falha normalmente verificados em metais.	22
Figura 2.17: Tensões geradas em vasos de pressão de corpo cilíndrico devido ao efeito da pressão interna.	24
Figura 2.18: Exemplo típico de geração de tensão de flexão devido desalinhamento de união soldada.....	25
Figura 2.19: Avaliação das tensões atuando na seção transversal do componente.	25
Figura 2.20: Gráfico de avaliação de falhas.	28
Figura 2.21: Diagrama de Avaliação de Falhas.....	29
Figura 3.1: Tipos de danos causados pelo hidrogênio.	30
Figura 3.2: União de trincas em um mesmo plano.	33
Figura 3.3: União de trincas em planos diferentes formando uma SWC.....	33

Figura 3.4: Tipos de defeitos decorrentes do processo de união de TIH.	34
Figura 3.5: Modos de falha em trincas escalonadas: (a) propagação ortogonal do defeito e (b) colapso plástico da seção transversal.	35
Figura 3.6: Evolução de trincas induzidas pelo hidrogênio.....	36
Figura 3.7: Efeito de tensão de escoamento máxima e mínima durante deformação.....	41
Figura 3.8: Curva Tensão x Deformação(a) e Curva de J-R (b) do Material ASTM A285. Fonte: Lam, e Sindelar, 2000.....	41
Figura 4.1: Classes de degradação abordadas pela Norma API-579 / ASME FFS-1.	42
Figura 4.2: Recategorização de delaminação do tipo superficial.	45
Figura 4.3: Simplificações indicadas pela norma para o caso de SWC.	45
Figura 4.4: Determinação do valor de W.	46
Figura 4.5: Verificação do aumento da tenacidade do material no FAD.....	49
Figura 4.6: Trinca superficial em geometria cilíndrica.	50
Figura 4.7: Descontinuidade de superfície de forma semi-elíptica em cilindro.	50
Figura 4.8: Caracterização do elemento finito PLANE 82.....	57
Figura 4.9: Elementos do tipo roseta <i>quarter-point</i> na ponta da trinca.....	57
Figura 4.10: Caminho criado na extremidade da fissura.....	58
Figura 4.11: Caminho compreendendo a extremidade da fissura para cálculo da Integral-J...	59
Figura 5.1: Região onde se localiza o conjunto de TIH analisado.....	61
Figura 5.2: Identificação do conjunto de trincas induzidas pelo hidrogênio.	62
Figura 5.3: Curva Tensão x Deformação do Aço ASTM A-285.....	63
Figura 5.4: Curva J-R do Aço ASTM A 285 Grau C.....	64
Figura 6.1: Esquema de aplicação das condições de contorno para avaliação do efeito do tamanho da fissura e sua pressão interna no fator de intensidade de tensões.....	66
Figura 6.2: Comportamento do Fator de Intensidade de Tensões para diferentes tamanhos de TIH sob diferentes condições de carregamento interno.	67
Figura 6.3: Esquema da aplicação das condições de contorno para avaliação da distância à superfície da parede do vaso de pressão.....	67
Figura 6.4: Variação do fator de intensidade de tensão com a aproximação da fissura à superfície da chapa do vaso de pressão.	68
Figura 6.5: Incremento do fator de intensidade de tensões a medida que se afasta a trinca do centro da chapa (K_I normalizado em função de K_I no centro da espessura).....	68

Figura 6.6: Variação do fator de intensidade de tensões (Modo II) com a aproximação da fissura à superfície da parede do vaso de pressão.....	69
Figura 6.7: Relação entre K_{II} e K_I em função da relação d/t	70
Figura 6.8: Comportamento do K_I e K_{II} para mesma condição de contorno.	70
Figura 6.9: Esquema para verificação da influência da tensão de membrana no fator de intensidade de tensão.....	71
Figura 6.10: Efeito da tensão de membrana no fator de intensidade de tensão.....	71
Figura 6.11: Modelos utilizados para determinar a pressão crítica para cada uma das TIH individualmente.....	73
Figura 6.12: Comportamento do K_I normalizado em relação ao K_{mat} ($126 \text{ MPa.m}^{0.5}$) para as diferentes trincas contidas na estrutura.	73
Figura 6.13: Tensão de Equivalente Von Mises na extremidade da trinca em função da pressão interna.	74
Figura 6.14: Modelo numérico utilizado para obtenção dos resultados.....	76
Figura 6.15: Esquema de aplicação das condições de contorno para análise do efeito de interação entre as TIH.	77
Figura 6.16: Tensão Equivalente de Von Mises para os seis casos analisados.	81
Figura 6.17: Tensão na direção X para os seis casos analisados.	82
Figura 6.18: Tensão na direção Y para os seis casos analisados.	83
Figura 6.19: Tensão de cisalhamento XY para os seis casos analisados.	84
Figura 6.20: Vetores de deformação plástica na região interlaminar entre as trincas TIH-3, TIH-4 e TIH-5.....	85
Figura 6.21: Vetores de deformação plástica entre as trincas TIH-4 e TIH-5.....	86
Figura 6.22: Modelo Numérico do CP do tipo SE(T) utilizado para validação da metodologia de cálculo.....	87
Figura 6.23: Razão de biaxialidade a medida que se afasta da ponta da trinca.....	88
Figura 6.24: Razão de biaxialidade para CP do tipo SE(T).....	89
Figura 6.25: Esquema de aplicação das condições de contorno.....	90
Figura 6.26: Razão de biaxialidade para os 6 primeiros casos analisados.....	91
Figura 6.27: Razão de biaxialidade para os casos 7 ao 12.....	92
Figura 6.28: Razão de biaxialidade em função da relação de pressão para os 6 primeiros casos analisados.....	92
Figura 6.29: Razão de biaxialidade para os casos 7 ao 12 analisados.	93

Figura 6.30: Simplificação da geometria da trinca do tipo SWC.	94
Figura 6.31: Modelo numérico utilizado para determinar fator de intensidade de tensão.	96
Figura 6.32: FAD segundo o procedimento CEGB-R6.	97
Figura 6.33: Diagrama de avaliação para o Nível 1 da Norma BS-7910.	98
Figura 6.34: Nível-2A para norma BS7910 e Nível-2 para norma API-579 / ASME FFS-1. .	99
Figura 6.35: Diagrama representando o nível 2B da norma BS7910.	99
Figura 6.36: Nível 3A da BS-7910.	100
Figura 6.37:Nível 3B da BS-7910 3 Nível 3 da API-579 / ASME FFS-1.	101
Figura 6.38: Nível 3C da análise da Norma BS 7910.	101
Figura AN. 1: Tabela para determinação dos termos de influência para cálculo do fator de intensidade de tensões de trinca superficial.	111
Figura AN. 2: Tabela para determinação dos termos de influência para cálculo do fator de intensidade de tensões de trinca superficial do tipo semi-elíptica.	112
Figura AN. 3: Tabela para determinação dos termos de influência para cálculo do fator de intensidade de tensões de trinca superficial do tipo semi-elíptica.	113
Figura AN. 4: Geometria do corpo de prova do tipo SE(T).	114
Figura AP. 1: Detalhe da tensão equivalente de Von Mises para os seis casos analisados. .	115
Figura AP. 2: Detalhe da tensão na direção X para os seis casos analisados.	116
Figura AP. 3: Detalhe da tensão na direção Y para os seis casos analisados.	117
Figura AP. 4: Detalhe da tensão de cisalhamento (XY) para os seis casos analisados.	118

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1: Composição Química do Aço ASTM A-285 Graus B e C	40
Tabela 5.1: Dimensões e posição das TIH encontradas na estrutura.	61
Tabela 5.2: Dimensões do vaso de Pressão e condição de operação.	63
Tabela 5.3: Propriedades Mecânicas Nominais do Aço ASTM A-285.	64
Tabela 6.1: Valores de pressão interna crítica para início da propagação das cinco TIH.	74
Tabela 6.2: Valor de pressão interna crítica para início de plastificação na ponta das TIH. ...	75
Tabela 6.3: Descrição das Condições de contorno dos casos analisados.	76
Tabela 6.4: Valor do fator de concentração de tensão obtido numericamente para diferentes relações geométricas.	87
Tabela 6.5: Valores de condição de contorno assumidos nos casos analisados.	91
Tabela 6.6: Dimensões da descontinuidade do tipo SWC.	95
Tabela 6.7: Dimensões da descontinuidade do tipo superficial (semi-elíptica).	95
Tabela 6.8: Parâmetros para definição de aceitabilidade de descontinuidades (defeito do tipo trinca superficial).	96
Tabela 6.9: Parâmetros para definição da aceitabilidade de descontinuidades (defeito superficial).	97
Tabela 6.10: Coeficiente de segurança para o caso (a) analisado – defeito do tipo trinca.	102
Tabela 6.11: Coeficientes de segurança para o caso (b) analisado.	102
Tabela 6.12: Relação entre os coeficientes de segurança para os casos (a) e (b).	103

LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

API	American Petroleum Istitut
ASME	American Society of Mechanical Engineers
ASTM	American Society for Testing and Materials
BS	British Standard
C(T)	Corpo de prova com entalhe central para tração (CCT)
CEGB	Central Eletric Generating Board (UK)
CP	Corpo de Prova
CTOD	Crack Tip Opening Displacement
DE(T)	Corpo de prova com duplo entalhe para tração (DENT)
EPD	Estado Plano de Deformações
EPT	Estado Plano de Tensões
FAD	Failure Assessment Diagram
FFS	Fitness for Service
KCALC	Comando do Ansys para cálculo do fator se intensidade de tensão
LSY	Large Scale Yelding (Escoamento em larga escala)
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elastica.
MEF	Método dos Elementos Finitos
PTH	Pressão de Teste Hidrostático
PTMA	Pressão de trabalho máxima admissível
SDM	Stress difference method
SE(B)	Corpo de prova retangular com entalhe simples para flexão (SENB)
SE(T)	Corpo de prova retangular com entalhe simples para tração (SENT)
SOHIC	Stress Oriented Induces Cracking
SSC	Sulphide Stress Cracking
SSY	Small Scale Yelding (Escoamento em pequena escala)
SWC	Stepwise Cracking.
TIH	Trinca Induzida pelo Hidrogênio.
VM	Von Mises.

LISTA DE SÍMBOLOS

A	Área transversal da falha [m ²]
a	Comprimento da trinca [m]
AR	Área Sobre a curva Carga x Deslocamento
a_r	Comprimento da trinca corrigido pelo raio plástico de Irwin [m]
$a(T)$	Comprimento de trinca que define o valor da Tensão T.
B	Espessura do corpo de prova [m]
d	Distância da trinca à superfície do vaso de pressão. [m]
dF/dt	Velocidade de aplicação do carregamento [N/s]
E	Módulo de Elasticidade [GPa]
F	Condição de Contorno Aplicada
Fa	Força Axial agindo no cilindro, [N]
F_j	Eficiência de junta
G	Taxa de liberação de Energia [kJ/m ²]
G_c	Taxa de liberação de Energia crítica [kJ/m ²]
J	Integral J [kJ/m ²]
J_e	Integral J no regime elástico, [kJ/m ²]
J_{mat}	Tenacidade à iniciação ao crescimento de trinca dúctil [kJ/m ²]
J_p	Integral J no regime plástico, [kJ/m ²]
J_R	Valores de J apresentados na curva de resistência de Material [kJ/m ²]
K_c	Fator de intensidade de tensão crítico [MPa.m ^{0,5}]
K_{eff}	Fator de intensidade de tensão efetico – descontada a zona plástica [MPam ^{0,5}]
K_g	Tenacidade obtida para determinado comprimento de trinca através da curva de resistência do material [MPa.m ^{0,5}]
K_I	Fator de Intensidade de Tensão (Modo I) [MPa.m ^{0,5}]
K_{II}	Fator de Intensidade de Tensão (Modo II) [MPa.m ^{0,5}]
K_{III}	Fator de Intensidade de Tensão (Modo III) [MPa.m ^{0,5}]
K_I^P	Fator de Intensidade de tensões devido às tensões primárias, [MPam ^{0,5}]
K_I^{SR}	Fator de Intensidade de tensões devido às tensões secundária e residuais, [MPam ^{0,5}]
K_{mat}	Tenacidade à fratura característica do material, [MPa.m ^{0,5}]
K_r	Razão de Tenacidade

L_r	Razão de Carregamento
$L_{r(Max)}$	Razão de Carregamento máxima
M_s	Fator de correção superficial para fissuras superficiais.
n	Expoente de encruamento do material
n_j	Componente do vetor normal ao contorno da integral J.
P	Carga aplicada [N]
P_i	Pressão Interna na trinca induzida pelo hidrogênio [MPa]
p_i	Pressão Interna do vazão de Pressão [MPa]
P_b	Parâmetro de tensão primária de flexão, [MPa]
P_m	Parâmetro de tensão primária de membrana, [MPa]
Q	Parâmetro para do fator de intensidade de tensões.
R_c	Raio médio do Vaso de Pressão [m]
R_i	Raio Interno do cilindro [m]
R_o	Raio externo do cilindro [m]
r_y	Raio de correção da zona plástica de Irwin [m]
S	Tensão de membrana admissível do material [MPa]
S_r	Razão de Carregamento
t	Espessura do Vaso de Pressão [m]
$Temp$	Temperatura
T	Tensão-T – quantifica o nível de restrição plástica na ponta da trinca [MPa]
\bar{T}	Vetor de tração normal ao contorno da Integral J
T_R	Coeficiente adimensional que representa o valor de J na curva de resistência do material.
u	Deslocamento [m]
U	Energia potencial liberada pela presença de uma fissura [J.m]
V	Afastamento entre as faces da trinca medida em ensaios de CTOD [m]
V_p	Parcela plástica do afastamento medido em ensaio de CTOD [m]
w	Densidade de energia de deformação
W	Energia necessária para criação de uma fissura de comprimento a [J.m]
X_{CALC}	Característica do material em relação a um fator frato-mecânico
X_{NOM}	Fator frato-macânico de referencia do material
y	Energia de tensão superficial associada à criação de uma nova unidade de superfície [J/m ²]

Y	Função adimensional da geometria e distribuição de carga para caracterização do fator de intensidade de tensões em diferentes condições de contorno
y_p	Energia de tensão superficial referente a deformação plástica associada ao processo de fratura [J/m^2]
Z	Parâmetro para cálculo da tensão de referência.
α	Parâmetro para cálculo da tensão de referência.
β	Razão de biaxialidade
δ	Caracterização de CTOD – abertura da trinca em sua extremidade [m]
δ_c	Caracterização de CTOD – abertura da trinca crítica em sua extremidade [m]
δ_s	Caracterização de CTOD de Schwalbe [m]
Δ_{ij}	Delta de Kronecker
ε_{REF}	Deformação respectiva a uma determinada tensão de acordo com a razão de carregamento L_r
ν	Coefficiente de Poisson
σ	Tensão Nominal aplicada [MPa]
σ_1	Tensão Longitudinal atuando no vaso de pressão [MPa]
σ_2	Tensão transversal atuando no vaso de pressão [MPa]
σ_3	Tensão radial atuando no vaso de pressão [MPa]
σ_{CALC}	Tensão Equivalente Calculada [MPa]
σ_f	Tensão de fluência do material
σ_{NOM}	Tensão admissível nominal do material [MPa]
σ_r	Tensão limite de resistência do material [MPa]
σ_{REF}	Tensão de Referência [MPa]
σ_y	Tensão de escoamento do material [MPa]
τ	Parâmetro para cálculo da tensão de referência.
φ	Ângulo de Elipse
χ	Parâmetro para cálculo da tensão de referência.
ψ	Parâmetro para cálculo da tensão de referência.
Φ	Fator de correção de plasticidade
I	Contorno da Integral J

1 INTRODUÇÃO

Estruturas, maquinários e componentes mecânicos estão constantemente sujeitos a descontinuidades que podem diminuir sua vida útil ou até mesmo causar algum tipo de acidente, caso estas se propaguem de forma catastrófica antes que tenha sido realizada sua identificação. Estes acidentes podem ocorrer mesmo com a estrutura estando submetida a condições de carregamento nominais estipuladas durante o projeto e o dimensionamento da estrutura. Por esta razão, o estudo da mecânica da fratura, a identificação de descontinuidades e determinação da vida útil das estruturas nas quais estas estão contidas são de suma importância no meio industrial e acadêmico. Na indústria petroquímica – por envolver processos contínuos, nos quais são inviáveis paradas frequentes para manutenção - esta necessidade se torna ainda mais relevante. Soma-se ainda o fato de que qualquer tipo de acidente neste local pode trazer um grande risco ambiental e as estruturas e pessoas que se encontram nas proximidades, uma vez que temos uma série de produtos inflamáveis e tóxicos e também equipamentos de alto risco como tanques de armazenamento e vasos de pressão.

Para avaliar os efeitos de descontinuidades à integridade de estruturas existem hoje diversas normas guias e procedimento que definem metodologias de avaliação para determinação de sua aceitabilidade. Devido à grande relevância deste tipo de análise na indústria petroquímica a norma API-579 / ASME FFS-1, 2007, (*American Petroleum Institut / American Society of Mechanical Engineering*) foi desenvolvida especialmente para este setor.

Muitas normas e procedimentos são baseados na metodologia *Fitness for Service* (FFS), que avalia a aceitabilidade ou não de uma descontinuidade. Em muitos casos, esta decisão é tomada através da utilização de Diagramas de Avaliação de Falhas (*Failure Assessment Diagram- FAD*). Estes diagramas levam em consideração não só a avaliação segundo a mecânica da fratura como também a avaliação através da teoria de resistência dos materiais.

Um tipo de descontinuidade bastante comum na indústria petroquímica são as TIH (Trinca Induzida pelo Hidrogênio). Estas podem se manifestar de várias formas, contudo, na presente pesquisa, é dada ênfase aos tipos: blister, delaminação e *Stepwise Cracking* (SWC). As TIH normalmente são causadas pela reação de corrosão entre aços ferríticos e gases ácidos (mais comumente o Sulfeto de Hidrogênio, H_2S) que gera Hidrogênio na forma atômica (H_2) que acaba sendo absorvido pelo aço. Este, por sua vez, acumula em trincas pré-existentes no material e inclusões formando blisters ou delaminações. Pelo fato das descontinuidades

estarem constantemente sujeitas a migração do hidrogênio (que é o agente causador da propagação da falha) seu comportamento tem forte tendência de crescimento durante a vida útil da estrutura.

Assim, o entendimento do fenômeno de crescimento da descontinuidade e do possível fenômeno de propagação instável é necessário para avaliar a influência que esta causa à integridade da estrutura, possibilitando decidir se deverá ser reparada, removida ou monitorada. No entanto, seu entendimento não é simples, uma vez que o comportamento deste tipo de descontinuidade depende de uma série de fatores. Alguns são de difícil caracterização, como, por exemplo, o efeito do hidrogênio nas propriedades mecânicas do material. Outro aspecto que deve ser levado em consideração é a diferenciação do fenômeno de propagação das TIH quando estas se encontram isoladas e quando várias estão próximas umas das outras e, conseqüentemente, verifica-se o efeito de interação entre elas. Além disso, outros parâmetros influenciam diretamente o comportamento das TIH, como as condições de contorno da estrutura, o fluxo de hidrogênio atômico que se difunde no material e a pressão do hidrogênio em seu interior.

1.1 Justificativa para o Trabalho

O objetivo do presente trabalho é estudar diferentes aspectos da interação de trincas tipo TIH utilizando metodologias de diferentes níveis de complexidade. Isto implicará em realizar modelos de elementos finitos e utilizar critérios propostos pelas normas de adequação ao uso (*Fitness for Service*) a fim de avaliar o conservadorismo das mesmas

1.2 Estrutura do Trabalho

Após a presente introdução, o capítulo de número 2 do trabalho apresenta os fundamentos teóricos dos tipos de danos causados pelo hidrogênio e suas conseqüências mais frequentes na indústria petroquímica. É abordada a teoria básica da mecânica da fratura linear elástica, assim como, a mecânica da Fratura Elasto-plástica e bi-paramétrica Finalmente, é apresentado o conceito básico da metodologia FFS (*Fitness for Service*) e algumas normas utilizadas nesse tipo de verificação.

A revisão bibliográfica dos temas relacionados com a presente dissertação é apresentada no capítulo de número 3. No capítulo 4, são apresentados os capítulos das normas de *Fitness for Service* relacionados com a metodologia seguida para desenvolver o trabalho, descrevendo de forma resumida os passos que devem ser seguidos para a avaliação de

aceitabilidade do tipo de patologia estudada através das normas API 579 / ASME FFS 1 e BS 7910. Ainda neste capítulo se apresenta o tipo de modelamento numérico utilizado para o estudo de interação das trincas e formas de calcular os parâmetros fratomecânicos.

O capítulo de número 5 apresenta uma descrição detalhada da descontinuidade em estudo e as condições de operação da estrutura na qual ela se encontra. Assim, têm-se todas as informações necessárias para realizar a análise do fenômeno de união entre as extremidades das TIH, métodos de simplificação da sua geometria e a análise de aceitabilidade. Os resultados destas análises são apresentados na seção de resultados, no capítulo 6.

Finalmente, no capítulo 7, se apresenta as conclusões obtidas com base na seção de resultados. Ainda são indicadas propostas de trabalho para continuidade da pesquisa.

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

2.1 Dano Causado pelo Hidrogênio

Os danos causados pelo hidrogênio são uma causa freqüente de reparos, manutenção e reposição em equipamentos e estruturas na indústria petroquímica, a qual opera em fluxo constante e qualquer tipo não programado de parada acarreta em prejuízos relevantes. Por esse motivo, é de extrema importância o conhecimento da causa destas descontinuidades, das maneiras de remediá-las e também dos métodos para avaliar a sua severidade a fim de caracterizá-las quanto a sua influência a integridade estrutural.

Conforme Stroe, 2006, os danos causados pelo hidrogênio podem ser classificados da seguinte forma:

- Trincas induzidas pelo hidrogênio (TIH) e trincas escalonadas induzidas pelo hidrogênio (*stepwise cracking* SWC): Nesse caso de defeito o hidrogênio atômico (H_2) difuso no material se concentra em inclusões ou delaminações contidas na estrutura e, através do fluxo constante do hidrogênio para o interior destes defeitos, atinge valores de pressão que acabam por gerar propagação e deformação destes. Esse tipo de dano é bastante frequente em aços carbono efervescendo em ambientes com potencial corrosivo, principalmente com a presença de Sulfeto de Hidrogênio (H_2S). A Figura 2.1 apresenta o fenômeno de TIH e também SWC contidas em estruturas.

- TIH orientadas pelo campo de distribuição de tensões (*Stress Oriented Hydrogen Induced Crack* – SOHIC): Combinação de TIH e trincas de tensão de sulfeto (SSC – *Sulphide Stress Cracking*) ou fragilização pela ação do hidrogênio. Ocorrem na presença de tensão residual e as trincas se desenvolvem de forma perpendicular a direção de aplicação de tensão.

- Reação do hidrogênio com a Matriz do material: Formação de hidratos frágeis pela reação com diferentes materiais. Ocorre na presença de concentração excessiva de hidrogênio no material.

- Reação do Hidrogênio com Fases não Metálicas: Reações ocorrem a altas temperaturas, de 200° a 300°C. Esta reação reduz o teor de carbono do material e aumenta pressão interna pela ação do metano, fenômeno que pode levar a geração de trincas

- Fragilização pela ação do hidrogênio: Ocorre na presença de hidrogênio atômico (H_2) combinada com a ação de tensão residual ou aplicada. A resistência do material pode ser reduzida a níveis mais baixos que a tensão de escoamento nominal. O fenômeno ainda não é de inteiro conhecimento e, portanto, de difícil caracterização.

As TIH e principalmente o fenômeno de escalonamento de trincas (SWC) são abordados neste trabalho. Estas discontinuidades são bastante comuns em tubulações, vasos de pressão e tanques de armazenamento fabricados com aço de baixo teor carbono, que são frequentemente utilizados na indústria petroquímica.

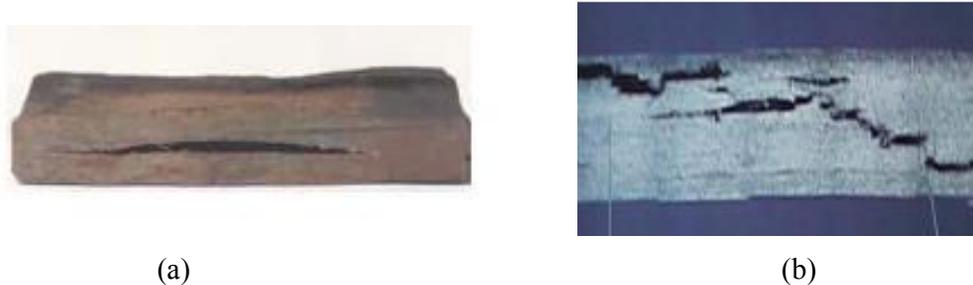
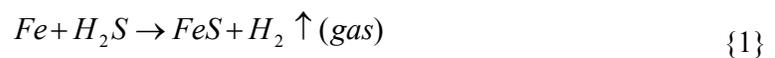


Figura 2.1: Exemplo de Trinca Induzida pelo Hidrogênio do tipo blister (a) e SWC (b).

2.1.1 Trincas induzidas pelo hidrogênio (TIH)

As TIH ocorrem principalmente em estruturas susceptíveis a presença de Sulfeto de Hidrogênio (H_2S), também em alguns casos na presença de Dióxido de Carbono (CO_2) e água (H_2O). O mecanismo de corrosão neste tipo de ambiente acaba por gerar hidrogênio atômico (H_2) que se difundiu no material, como é representado pela reação abaixo:



Neste processo o hidrogênio pode chegar à superfície externa do componente e entrar em contato com a atmosfera ou pode acabar ficando retido em alguma discontinuidade presente na estrutura. Estas geralmente são delaminações internas provenientes do processo de fabricação ou inclusões não metálicas decorrentes de impurezas. Além de participar da reação de corrosão que libera o hidrogênio atômico, o sulfeto de hidrogênio também aumenta a difusividade e absorção do hidrogênio no aço.

O hidrogênio presente na estrutura do material se acumula nas delaminações e inclusões até que a pressão interna nestas, gerada pela sua presença nos defeitos, atinja um valor crítico capaz de propagá-las ou gerar deformações plásticas em suas extremidades. Nos casos em que existem TIH próximas umas das outras o efeito de interferência entre os campos

de tensões nas extremidades leva a formação de defeitos do tipo SWC, nos quais as extremidades das trincas se deformam no sentido de uni-las.

2.1.2 Fragilização pela ação do hidrogênio

Outra conseqüência bastante comum em aços carbono na presença do hidrogênio é o fenômeno de fragilização do material, ou seja, redução de propriedades mecânicas como ductilidade e resistência à fratura. O fenômeno ocorre através do efeito de absorção do hidrogênio na forma atômica proveniente da reação entre o aço e gases ácidos [Stroe, 2006]. Conforme Reyes, 2004, descreve em sua tese, diversas teorias tentam explicar o mecanismo de fragilização pela ação do hidrogênio, as mais importantes são:

- O hidrogênio absorvido baixa a energia superficial necessária para propagação de trinca do material, conseqüentemente, diminui a tensão crítica do material à fratura;
- O Hidrogênio diminui a energia de coesão entre átomos do reticulado nos contornos ou interfaces, alterando assim suas propriedades mecânicas;
- Dissolvido no reticulado cristalino na ponta da trinca, o hidrogênio aumenta a deformação localizada, fragilizando a estrutura;

Os efeitos de fragilização do material pela ação do hidrogênio e sua influência nas propriedades mecânicas do material, embora de importância relevante, não tem seu mecanismo inteiramente conhecido e nenhuma das teorias consegue individualmente descrever todo o fenômeno de interação entre o hidrogênio e o aço [Shehata, 2008].

2.2 Mecânica da fratura

O estudo da mecânica da fratura teve início a partir da observação de que em certas estruturas a falha ocorria quando o componente estava submetido a tensões inferiores as suas tensões nominais de resistência mecânica. Anteriormente a esta constatação, os projetos de engenharia eram desenvolvidos de maneira que as solicitações máximas, às quais um componente estivesse sujeito, fossem limitadas as tensões nominais de resistência do material que a compõem, considerando ainda um fator de segurança. [Branco, 1999 e Anderson, 1995].

Para realizar a verificação de integridade de uma estrutura através da resistência dos materiais clássica, é definida a magnitude do tensor de tensões na região de interesse e, posteriormente, aplicado um critério de equivalência (como, por exemplo, a Tensão

equivalente de Von Mises). Assim, a magnitude equivalente encontrada pode ser comparada com uma tensão nominal que caracteriza a resistência do material que compõe a estrutura.

A tensão equivalente calculada (σ_{CALC}) é função da geometria e do carregamento imposto a estrutura (F). A Tensão nominal (σ_{NOM}) é função das propriedades do material e das condições de ensaio como Temperatura ($Temp$) e velocidade de aplicação da carga (dF/dt). Assim, se verifica uma condição satisfatória no projeto estrutural quando a relação abaixo é satisfeita.

$$\sigma_{CALC}(geometria, F) < \sigma_{NOM}(prop.material, Temp, dF / dt) \quad (2.1)$$

Para o caso da mecânica da fratura é utilizado um parâmetro fratomecânico para realizar a avaliação da integridade estrutural. Neste caso, o parâmetro fratomecânico calculado para determinada estrutura (X_{CALC}) é função do tamanho do defeito, da geometria da estrutura e das condições de contorno aplicadas (F). Por outro lado, o parâmetro fratomecânico que caracteriza o material da estrutura (X_{NOM}) é função da temperatura ($Temp$), velocidade de aplicação da carga (dF/dt) e da espessura da estrutura analisada (B). [Kaninnen e Popelar, 1985]. Uma situação favorável é verificada quando a relação indicada abaixo é satisfeita:

$$X_{calc}(tamanho_trinca, geometria, F) < X_{NOM}(Temp, dF / dt, B, prop.material) \quad (2.2)$$

2.2.1 Mecânica da fratura linear elástica MFLE

A partir das análises de Griffith, 1920, que deu início aos estudos de mecânica da fratura, pode-se perceber que o projeto de máquinas e equipamentos não poderia mais usar como referência somente a tensão de escoamento ou tensão limite de resistência do material. De acordo com Griffith, a introdução de uma trinca em um componente libera certa quantidade de energia, ao mesmo tempo, esta trinca necessita certa quantidade de energia para se propagar. Logo, a propagação da trinca existirá no momento em que a energia que o sistema pode fornecer ao defeito for superior a energia necessária para a sua propagação.

A energia liberada pela presença de uma trinca numa placa retangular sob estado plano de tensão (EPT) onde a trinca é central, de comprimento $2a$, com tensão uniforme σ aplicada

na direção perpendicular à direção na qual a fissura se desenvolve é dada pela equação (2.3). Nesta condição o tamanho da fissura é muito menor que o tamanho da placa, conforme a Figura 2.2.

$$U = \frac{\pi\sigma^2 a^2}{E} \quad (2.3)$$

onde E é o módulo de elasticidade do material.

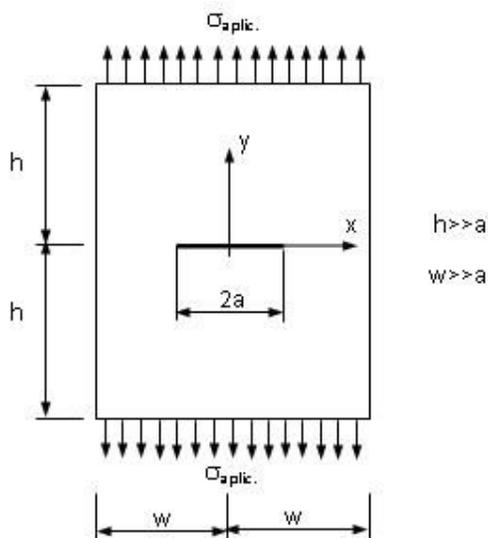


Figura 2.2: Placa utilizada por Griffith.

A energia necessária para propagação da fissura é dada pela equação:

$$W = 2ya \quad (2.4)$$

onde y é a energia de tensão superficial associada a criação de uma nova unidade de superfície.

Logo, a propagação da trinca ocorrerá no instante em que a seguinte condição for satisfeita:

$$\frac{\partial U}{\partial a} > \frac{\partial W}{\partial a} \quad (2.5)$$

É possível determinar um valor crítico de a para uma determinada tensão aplicada ou um valor crítico de tensão para uma determinada dimensão da trinca, basta igualar as equações (2.3) e (2.4).

Posteriormente, a partir das pesquisas de Orwan e Irwin, 1957, foi constatado que nem toda energia liberada pelo sistema era consumida pela energia de tensão superficial necessária para abrir uma nova superfície, e sim que outras formas de dissipação de energia aconteciam no processo de fratura nas proximidades da ponta da fissura. Desta forma, além do fator y foi também considerado um valor y_p , que inclui a energia gasta por estes outros mecanismos de dissipação. A proposta de Griffith determinou que, considerando o material como elástico linear para modelos com pouca deformação plástica, a equação que caracteriza o comportamento de uma fissura é dada pela expressão:

$$G = \partial U / \partial a > 2y + y_p = G_c \quad (2.6)$$

onde,

$$G_c = 2y + y_p \quad (2.7)$$

G_c é a taxa de liberação de energia crítica. Orwan e Irwin estabeleceram que a resistência à fratura do material é obtida através deste parâmetro, que pode ser calculado ou medido experimentalmente através da equação:

$$G = \frac{dW}{da} - \frac{dU}{da} = \frac{d(W - U)}{da} \quad (2.8)$$

O estado de tensão nas proximidades da ponta de uma fissura foi estudado por Irwin e Westergaard, os quais desenvolveram o parâmetro fratomecânico chamado Fator de Intensidade de Tensão. Por se tratar de um parâmetro que caracteriza a intensidade de tensões na ponta da trinca, o fator é definido como um parâmetro local e não global, como taxa de liberação de energia G . Os autores estabelecerem três modos de fratura (Modo I, abertura; Modo II, cisalhamento plano e Modo III, cisalhamento fora do plano), conforme a Figura 2.3.

Os componentes de tensão σ_{xx} , σ_{yy} e τ_{xy} (Figura 2.4) são dados pelas equações abaixo (para o Modo I de falha). Neste caso K_I é o fator de intensidade de tensão para o respectivo modo.

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \left(1 - \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cdot \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \quad (2.9)$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \left(1 + \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cdot \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \quad (2.10)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \left(\cos \frac{\theta}{2} \cdot \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cdot \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \quad (2.11)$$

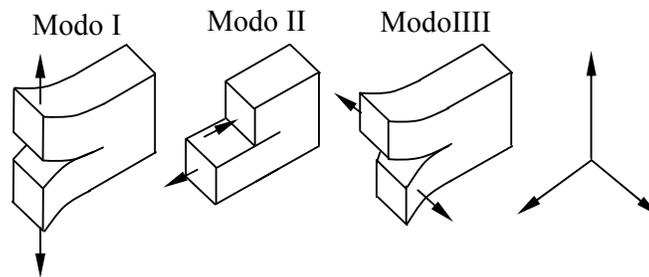


Figura 2.3: Modos de fratura.

Fonte: Adaptada, Branco (1986)

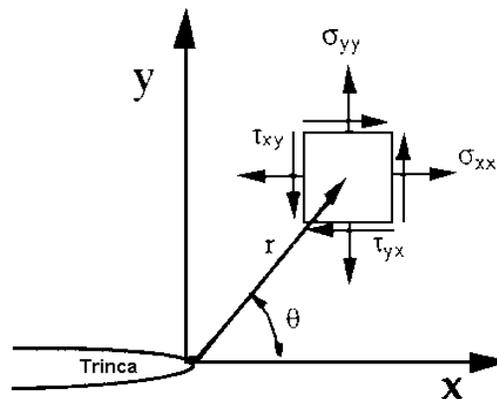


Figura 2.4: Tensões atuando na extremidade de uma trinca.

Fonte: Adaptada, Branco (1986)

O fator de intensidade de tensões é dado pela equação:

$$K = Y\sigma\sqrt{\pi a} \quad (2.12)$$

onde Y é um fator adimensional que leva em conta a geometria da estrutura, da fissura e as condições de contorno, σ é a tensão na direção da abertura da trinca sem considerar os efeitos da trincas no campo de tensões (tensão no local se a trinca não estivesse presente) e a é o comprimento da fissura.

Esta metodologia não leva em conta a zona plástica de deformação que está presente na ponta da trinca. É considerado como se a extremidade da trinca estivesse sujeita a tensão infinita. Então surge a hipótese de que na ponta da trinca existe uma região plástica de raio r_y (correção da zona plástica de Irwin), onde este valor varia com a tensão de escoamento do material e com o K como pode ser visto na equação:

$$r_y = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K}{\sigma_y} \right)^2 \quad (2.13)$$

Defini-se, então, a dimensão da fissura como sendo a soma deste fator de correção com a sua dimensão original, conforme mostra a equação seguinte. Desta forma a distribuição de tensões na ponta da trinca assume a forma apresentada na Figura 2.5.

$$a_r = a + r_y \quad (2.14)$$

O estado de deformações e tensões nas proximidades da ponta de uma fissura é função do grau de triaxialidade que se tem em cada caso, que pode ser caracterizado por um estado plano de deformações (EPD) ou um estado plano de tensões (EPT).

No caso de EPD a região plástica de deformação é significativamente inferior quando comparada ao caso de EPT, isto pelo fato que no primeiro caso ocorre um estado de triaxialidade de tensões na ponta da trinca e desta forma a tensão máxima pode atingir níveis de até três vezes a magnitude da tensão de escoamento do material. Como a deformação plástica afeta a distribuição de tensão também fora desta região, o campo de distribuição de tensões se apresenta de forma diferenciada para os dois casos.

Quando se realiza ensaios para determinar a tenacidade do material em termos do fator de intensidade de tensões é desejado que o parâmetro seja uma propriedade independentemente da espessura da geometria do material, então é necessário que a espessura do corpo de prova, B , esteja de acordo com a relação (2.15). Caso contrário, o valor da tenacidade irá variar em função das dimensões do corpo de prova, conforme se verifica na Figura 2.6.

$$B > 2,5 \left(\frac{K_{mat}}{\sigma_y} \right)^2 \quad (2.15)$$

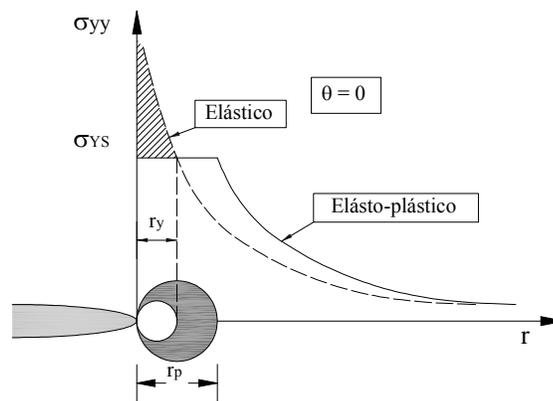


Figura 2.5: Distribuição de tensões na ponta da trinca.

Fonte: Adaptada, Branco (1986)

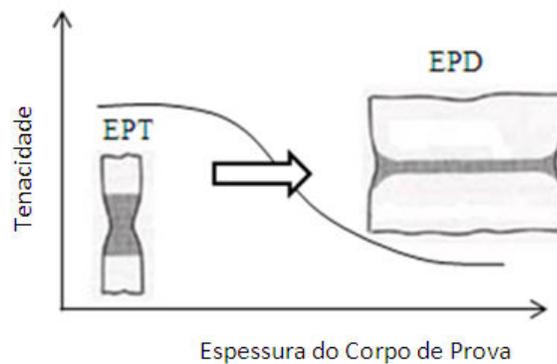


Figura 2.6: Variação da tenacidade em função da espessura do corpo de prova.

Fonte: Adaptada, Anderson (1995)

O fator de intensidade de tensão caracteriza não só a distribuição de tensões na extremidade de uma fissura, mas também define um parâmetro de ocorrência ou não da propagação. Para isto, a magnitude do fator de intensidade de tensão obtida para uma determinada condição geométrica e de contorno (obtida analiticamente ou através de métodos numéricos) deve ser comparada com a magnitude de referência do material K_{mat} , conhecido como a tenacidade à fratura do material. Esta propriedade é caracterizada através de ensaios mecânicos específicos para esta finalidade. Isso é possível nos casos em que a distribuição de tensões nas proximidades da ponta da trinca independe das condições de contorno e da geometria da estrutura. Com isso, é possível comparar estados tensionais nas proximidades de uma trinca em estruturas com geometria e sob condições de contorno diferentes e assim comparar valores obtidos em laboratórios com valores verificados em estruturas reais.

Através da relação entre K e G é possível evidenciar a relação entre aspectos de carregamento e geométricos determinados pelo fator de intensidade K com aspectos referentes à propriedade do material, determinados pela taxa de liberação de energia G . A equação abaixo mostra como a relação se comporta para o Modo I de fratura:

$$K_I = \sqrt{G.E'} \quad (2.16)$$

Onde:

$$\begin{aligned} E' &= E \\ E' &= E(1-\nu^2) \end{aligned} \quad (2.17)$$

Para EPT e EPD respectivamente.

2.2.2 Mecânica da fratura elasto-plástica

No momento em que a zona de deformação plástica se torna significativa, o modelo de mecânica da fratura linear elástica MFLE perde sua aplicação; então é necessária a utilização de novos modelos que caracterizam a interação entre fratura e plasticidade. Os parâmetros fratomecânicos mais utilizados com esta finalidade são *Crack Tip Opening Displacement* (CTOD) e o método da Integral J. Ambos sugerem parâmetros que caracterizam a condição

elasto-plástica na ponta da trinca e podem ser usados como critério de estimativa de aceitabilidade de defeitos.

Proposto por Wells em 1961 (*apud* Moura Branco et al., 1986), o critério de CTOD caracteriza a capacidade do material deformar-se plasticamente antes que ocorra propagação da falha. Esta capacidade é avaliada através do afastamento entre as faces da trinca durante a deformação plástica de sua extremidade antes que ocorra sua propagação.

A teoria foi desenvolvida através da constatação que para alguns materiais (materiais dúcteis) ocorria grande afastamento das faces da trinca antes que ocorresse a sua propagação, como mostra a Figura 2.7. O afastamento define o δ_c para um dado material (abertura crítica - máxima anterior a propagação instável). Quanto mais tenaz for o material maior será a sua capacidade de deslocar uma face da outra sem que ocorra a propagação da trinca.



Figura 2.7: Afastamento das faces da fissura (δ) antes que ocorra sua propagação.

Wells estabeleceu a equivalência entre uma fissura de comprimento $2a$ com a região plástica em sua extremidade corrigida pela equação (2.13) e o deslocamento entre as faces, ou seja, o próprio CTOD. Desta forma, conhecendo-se o r_y para determinada trinca, é possível a obtenção do valor de δ , como mostra a Figura 2.8 e a equação abaixo:

$$CTOD = \delta = \frac{2K}{E/(2+2\nu)} \cdot \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cdot \text{sen} \frac{\theta}{2} \left(\frac{2}{1+\nu} - \cos^2 \frac{\theta}{2} \right) \quad (2.18)$$

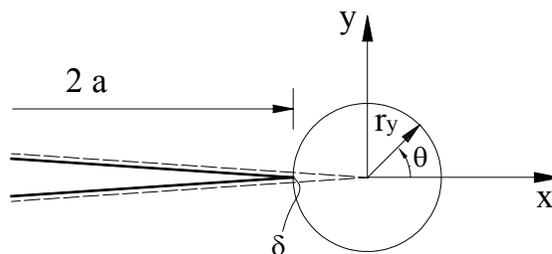


Figura 2.8: Modelo na ponta da trinca utilizado para cálculo do δ .

Fonte: Adaptada, Anderson (1995)

Atualmente existe uma variação do ensaio tradicional de CTOD proposto por Weels, cujos resultados são obtidos através da Norma ASTM E1820. Esta variação, chamada de CTOD de Schwalbe (δ_5) utiliza corpos de prova com pequenas modificações que solucionam o problema de flambagem, indentações e desvio de trinca que eventualmente podem aparecer no teste tradicional de CTOD.

O método da integral J foi desenvolvido por Rice, 1968 (*apud* Moura Branco et al., 1986). Este método é um critério de fratura para aplicação em casos que não são contemplados pela mecânica da fratura linear elástica, assim como o CTOD. O autor mostrou em seu trabalho que a taxa de liberação de energia devido ao crescimento da fissura poderia ser descrita como uma integral de linha independente do caminho percorrido. A integral J também caracteriza a intensidade das tensões e deformações nas proximidades da ponta da trinca para o caso de material com comportamento elástico não linear ou material com comportamento plástico sem que ocorra descarga. Desta forma a integral J torna-se não só um critério energético (taxa de liberação de energia) de caracterização de fratura, mas também um critério de determinação do campo de tensões na ponta da trinca.

A integral J é uma integral de contorno pressupondo comportamento elástico não linear, seu valor é independente do contorno Γ e pode ser expresso como:

$$J = \int_{\Gamma} w dy - \bar{T} \frac{\partial \bar{u}}{\partial x} ds \quad (2.19)$$

onde w é a densidade de energia de deformação em pontos do contorno, conforme equação (2.20), \bar{T} é o vetor de tração normal ao contorno, u é o deslocamento e ds um diferencial do caminho de integração especificado.

$$w = \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij} . d\varepsilon_{ij} \quad (2.20)$$

Na Equação (2.20), σ_{ij} e ε_{ij} são tensores de tensão e deformação respectivamente. As componentes de tração são dados pela equação:

$$T_i = \sigma_{ij} n_j \quad (2.21)$$

onde n_j são os componentes do vetor unitário normal ao contorno. A Figura 2.9 apresenta de forma esquemática os componentes da Integral J.

Para o caso de materiais com comportamento linear elástico, a Integral J assume o valor apresentado na equação (2.22).

$$J = -\frac{dU}{da} \cdot \frac{1}{B} = G \quad (2.22)$$

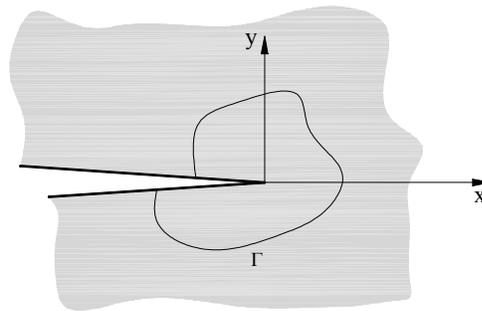


Figura 2.9: Contorno da integral J em corpo que contém uma trinca

A taxa de liberação de energia é definida como a energia potencial liberada quando ocorre a propagação de uma trinca na estrutura, porém para o caso de materiais elasto-plásticos a energia de deformação liberada não é totalmente recuperada quando ocorre o descarregamento, pois há energia de deformação plástica absorvida pelo material. Então, neste caso, deve-se fazer uma aproximação para identificar o comportamento plástico como um comportamento elástico não-linear, o que é correto desde que não exista descarregamento.

Materiais com alta tenacidade apresentam um aumento do valor característico de J e CTOD à medida que a fissura se propaga, como se verifica na Figura 2.10. Este incremento ocorre pelo crescimento e coalescência de pequenos vazios contidos na estrutura. Observando o comportamento da curva J-R, verifica-se um primeiro crescimento abrupto do valor da integral J, que acaba por caracterizar o valor crítico do material J_{mat} para um posterior crescimento suavizado, o qual indica o aumento da tenacidade com o aumento do comprimento da trinca. O exato momento que a propagação estável da ponta da trinca dá início é de difícil definição e usualmente determinado de forma arbitrária. A curva J-R do material é importante para análise da mecânica da fratura elasto-plástica, pois não só caracteriza o material no início como na propagação estável dos defeitos.

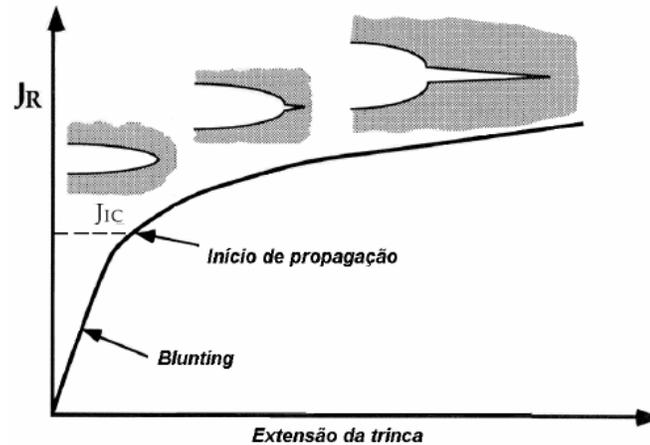


Figura 2.10: Caracterização da Integral J ao longo da propagação da trinca

Fonte: Adaptada Anderson 1995.

2.2.3 Mecânica da fratura bi-paramétrica

Os critérios fratomecânicos apresentados anteriormente (K , CTOD e Integral J) são válidos para os casos de plastificação de pequena escala na ponta da fissura (SSY – *small scale yielding*). Nos casos de plastificação de grande escala (LSY – *Large scale yielding*) estes critérios não são mais válidos, pois a resistência do material à fratura, ou seja, sua tenacidade, passa a depender também da geometria e dimensões da estrutura analisada. A mecânica da fratura monoparamétrica não tem a capacidade de considerar a reserva estrutural que o componente analisado possui, isto é, o incremento de sua tenacidade devido à condição geométrica e de carregamento. A Figura 2.11 mostra esquematicamente como se comporta a curva J-R de um material para diferentes relações de tamanho de trinca e altura do corpo de prova. Nota-se que à medida que a trinca se torna mais profunda a tenacidade do material (neste caso representado por J) diminui.

Nos casos em que a extremidade da fissura está submetida a um alto grau de restrição esta acaba por desenvolver um alto nível de triaxialidade no campo de tensões e, neste caso, apresenta um comportamento similar ao caso de plastificação de pequena escala. Assim, a análise poderia ser realizada através da mecânica da fratura monoparamétrica, pois este tipo de comportamento é verificado nos corpos de prova que normalmente são utilizados para caracterizar estes parâmetros (Figura 2.12). Porém nos casos em que a extremidade da fissura não está submetida a este grau de restrição elevado e não desenvolve um alto grau de triaxialidade, a caracterização do parâmetro fratomecânico se torna dependente da geometria e condição de carregamento. Neste caso se verifica um maior valor da tenacidade do material e

é importante considerar esta diferença, evitando assim que se realizem análises demasiadamente conservadoras [Cravero e Ruggiere, 2005].

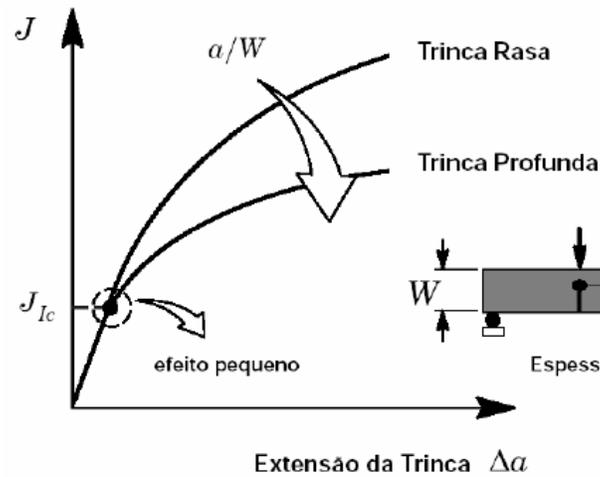


Figura 2.11: Comportamento esquemático da curva J-R mostrando a relação da tenacidade com a relação geométrica a/W .

Fonte: Adaptada Hippert 2004.

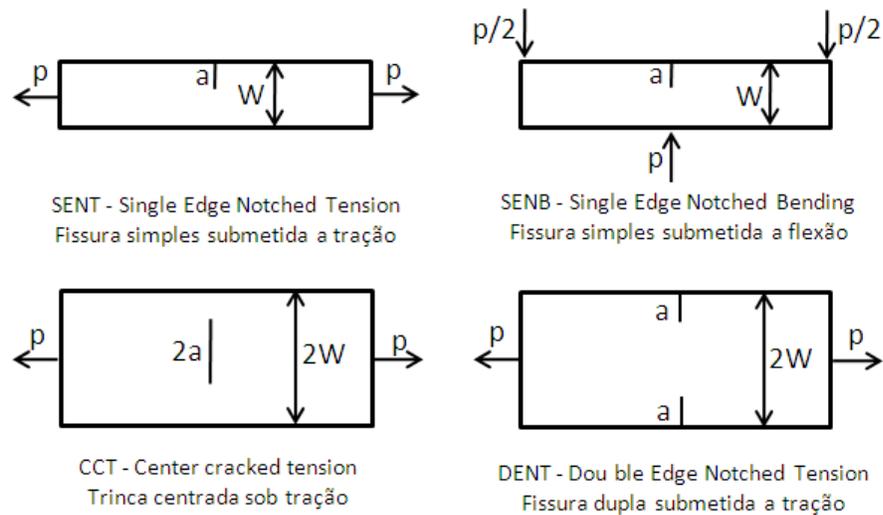


Figura 2.12: Geometria de alguns corpos de prova utilizados na determinação da tenacidade do material.

Fonte: Adaptada Anderson 1995.

Para poder medir a influencia da geometria no valor da tenacidade tem-se proposto novos parâmetros, um deles é a tensão- T , descrita a seguir.

Sabe-se que a distribuição de tensão na extremidade de uma fissura de acordo com a mecânica da fratura clássica considera apenas o primeiro termo (termo de singularidade que varia de acordo com a relação $1/\sqrt{r}$) da série de potência infinita que caracteriza o campo de tensão. No caso da tensão- T assume-se além do primeiro termo o segundo, que é constante em r (distância à extremidade da fissura conforme Figura 2.3). Este segundo termo é um parâmetro elástico não-singular que atua de forma paralela em frente à trinca para pequenas deformações e material com comportamento linear elástico. Desta forma a distribuição de tensão assume a seguinte forma:

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) + \begin{bmatrix} T & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \nu T \end{bmatrix} \quad (2.23)$$

onde T é o componente de tensão uniforme na direção X e acaba um induzir o componente νT na direção Z para o estado plano de deformação (EPD).

Nos casos em que T é nulo temos então o comportamento do campo de tensões na extremidade da fissura de acordo com o fenômeno de deformação plástica de pequena escala e se pode utilizar apenas um parâmetro para avaliar o campo de tensões nesta localidade. Com valores positivos de T se tem uma condição de aumento de restrições na extremidade da fissura e, assim, a presença ainda mais forte de um campo triaxial de tensões. Na medida em que T assume valores negativos, têm-se uma relaxação na restrição na extremidade da fissura diminuindo a triaxialidade do campo de tensões e tornando necessária a caracterização bi-paramétrica [Meliani, et. al 2005].

A relação entre a tensão- T e o fator de intensidade de tensões é dada pelo termo de razão biaxial β conforme a equação abaixo:

$$\beta = \frac{T\sqrt{\pi a}}{K_I} \quad (2.24)$$

Valores negativos da tensão- T acarretam em valores negativos de β . Para corpos de prova utilizados na obtenção de parâmetros fratomecânicos o valor da tensão- T pode ser

adquirido por meio da equação (2.25), que utiliza como base a Figura 2.13 para aquisição da razão biaxial β . Na Figura 2.14 verifica-se o comportamento da tenacidade do material obtida para diferentes corpos de prova e também em uma estrutura real. Nota-se que em alguns casos a avaliação pode se tornar demasiada conservadora se o corpo de prova não representa a estrutura real analisada. [Berg et al. 2007]

$$T = \frac{\beta P}{B\sqrt{\pi a}} \cdot f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (2.25)$$

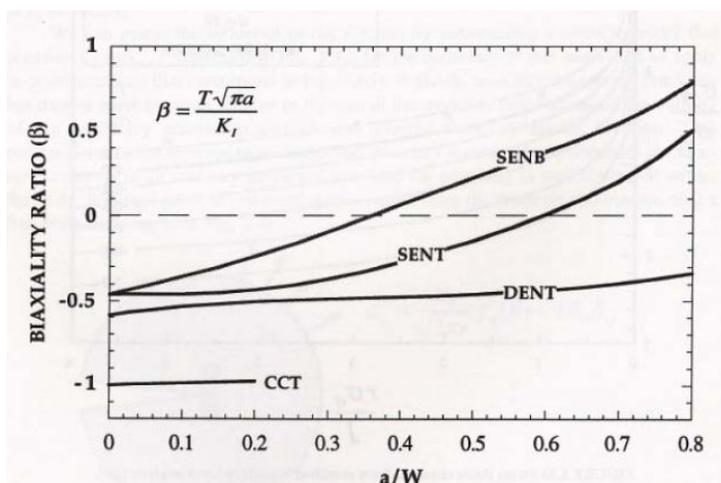


Figura 2.13: Gráfico de razão biaxial para diferentes Corpos de prova sob diferentes relações a/W .

Fonte: Anderson, 1995.

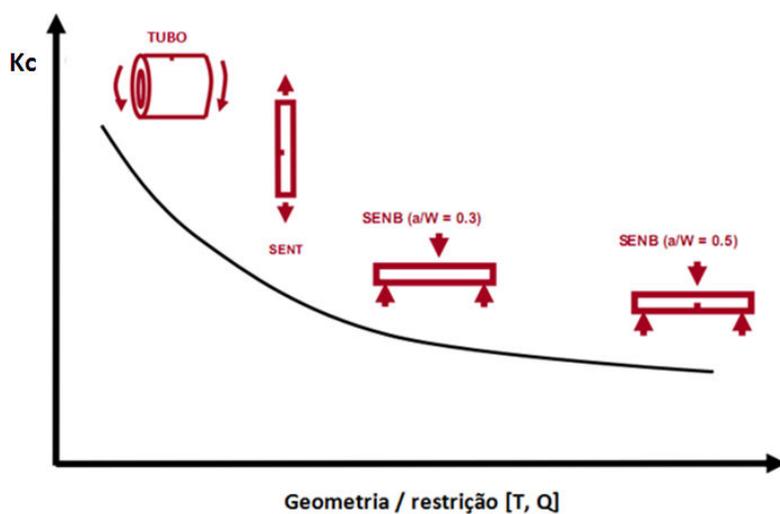


Figura 2.14: Tenacidade verificada para diferentes formas geométricas.

Fonte: Adaptada Berg et. Al., 2007.

Outro método bi-paramétrico disponível é o $J-Q$, no qual um segundo parâmetro Q é introduzido na equação que define a distribuição de tensão na extremidade da fissura e representa o quanto a distribuição de tensão difere do caso em que se tem deformação plástica de pequena escala, ou seja, quando a tensão- T é nula. Desta forma a equação que define a distribuição de tensão assume a seguinte forma:

$$\sigma_{ij} = (\sigma_{ij})_{T=0} + Q\sigma_0\delta_{ij} \quad (2.26)$$

$$Q = \frac{\sigma_{yy} - (\sigma_{yy})_{T=0}}{\sigma_0} \quad (2.27)$$

Tanto a tensão- T como o parâmetro Q medem diretamente a triaxialidade na ponta da trinca. Estes parâmetros não são constantes à medida que se afasta da extremidade da trinca, a variação é função da geometria e tipo de carregamento e o ponto de verificação é indicado de pela Figura 2.15.

Para casos de grandes deformações plásticas o valor de Q e T na estrutura deve ser similar ao valor de Q e T no corpo de prova testado em laboratório para determinar as propriedades do material, desta forma haverá uma avaliação correta sem que ocorra excesso de conservadorismo.

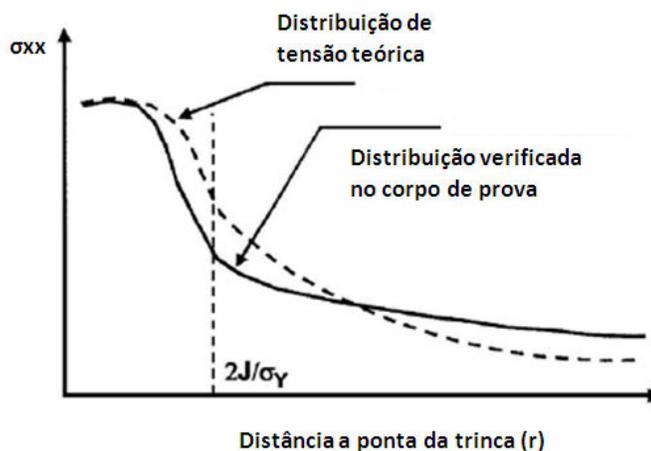


Figura 2.15: Diferença entre a distribuição de tensão teórica na extremidade da fissura e a diferença verificada em estruturas e corpos de prova sob SSY.

2.3 Mecanismos de falha

Scott e Anderson, 1998, definem três mecanismos de falha que ocorrem em aços estruturais: clivagem, fratura dúctil e propagação intergranular.

O mecanismo de clivagem se refere a uma propagação rápida de um trinca através da estrutura cristalina do material, é uma propagação transgranular. Os planos de propagação preferencialmente são os de menor densidade de empacotamento, uma vez que estes requerem menos ligações a serem quebradas. Mesmo sendo um fenômeno de propagação frágil, este pode ser precedido por propagação dúctil.

A fratura dúctil ocorre normalmente nos materiais através da coalescência de vazios, estes normalmente são inclusões ou impurezas presentes na estrutura do material. A medida que ocorre sollicitação mecânica na estrutura, estes vazios acabam por incrementar sua dimensão e coalescem com outros que se encontram nas proximidades.

Outro mecanismo é a propagação de falha através da fronteira entre grãos, fenômeno que não é comum e pode ocorrer em situações específicas como corrosão intergranular, fragilização pela ação do hidrogênio entre outras. No caso da ação do hidrogênio, que é a ênfase deste trabalho, os átomos de hidrogênio reagem com os átomos do metal e acabam por baixar a coesão entre as fronteiras de grãos. A Figura 2.16 apresenta esquematicamente os três mecanismos descritos anteriormente.

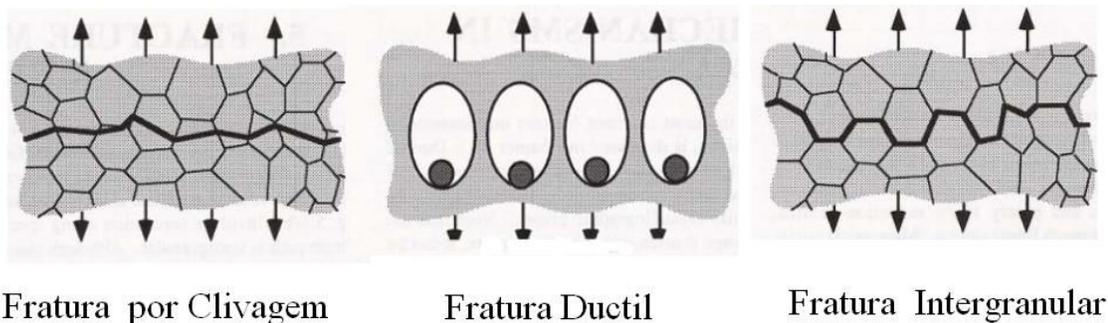


Figura 2.16: Mecanismos de falha normalmente verificados em metais.

Fonte: Adaptada Anderson, T. L.; Osage, A.D., 2000

2.4 Projeto de vasos de pressão

Neste trabalho é avaliada uma descontinuidade contida em um vaso de pressão de parede fina e formato cilíndrico. Os vasos de pressão são submetidos à pressão interna e devido a este carregamento geram tensões circunferenciais (σ_1), longitudinais (σ_2) e radiais (σ_3) em sua estrutura, de acordo com a Figura 2.17. Todas são função da pressão interna a qual o equipamento está submetido (p_i), do raio da circunferência (R_c) e da espessura da parede (t). Para vasos de parede fina, quando a relação $R_c/t \geq 20$, o componente σ_3 é desprezado e os outros dois componentes são dados pelas equações:

$$\sigma_1 = p_i \cdot R_c / t \quad (2.28)$$

$$\sigma_2 = p_i \cdot R_c / 2t \quad (2.29)$$

A pressão limite de operação de um vaso de pressão é definida com base nas características geométricas deste e também das propriedades mecânicas do material que o constitui. Um dado importante de projeto de vasos de pressão é a pressão de trabalho máxima admissível, que é dada para um casco cilíndrico de acordo com a equação:

$$PTMA = \frac{S \cdot F_j \cdot t}{R_c + 0,6 \cdot t} \quad (2.30)$$

onde S é a tensão de membrana admissível do material e F_j é a eficiência da junta.

Segundo a norma ASME VIII Div. 2, a tensão geral de membrana admissível do material é o valor mínimo entre 1/3 da tensão de ruptura do material ou 2/3 da tensão de escoamento. A pressão de teste hidrostático (PTH), que é a pressão utilizada para realização de testes periódicos em vasos de pressão é de 1,43 vezes a pressão de trabalho máxima admissível (PTMA) do vaso.

O projeto de vasos de pressão através da ASME VIII Div. 2 classifica as tensões que atuam na estrutura em três tipos:

- Tensões Primárias: Desenvolvidas para satisfazer as condições de equilíbrio, podem ser tensões de membrana ou de flexão.

- Tensões Secundárias: Resultam de restrições impostas a estruturas que impedem de se deformar e surgem em transições geométricas. Este tipo de tensão é aliviada em

conseqüência de deformações plásticas localizadas se tornando assim auto-limitantes. Seu valor máximo é o limite elástico do material.

-Tensões de pico: Ocorrem em regiões com concentração de tensão devida transição geométrica ou defeitos na estrutura. Devem ser tratadas com cuidado, pois podem induzir trincas.

Uma vez que o relaxamento de tensões é obtido através de deformações plásticas, usualmente se utilizam materiais com boa ductilidade para o projeto de vasos de pressão. As tensões primárias não são aliviadas através de deformações plásticas localizadas, pois são relacionadas ao carregamento externo e este permanece o mesmo independentemente das deformações. Já as tensões secundárias, por serem auto-limitantes, acabam não sendo desconsideradas em algumas normas de projeto, uma vez que sofrem relaxação devido à ocorrência de deformações plásticas.

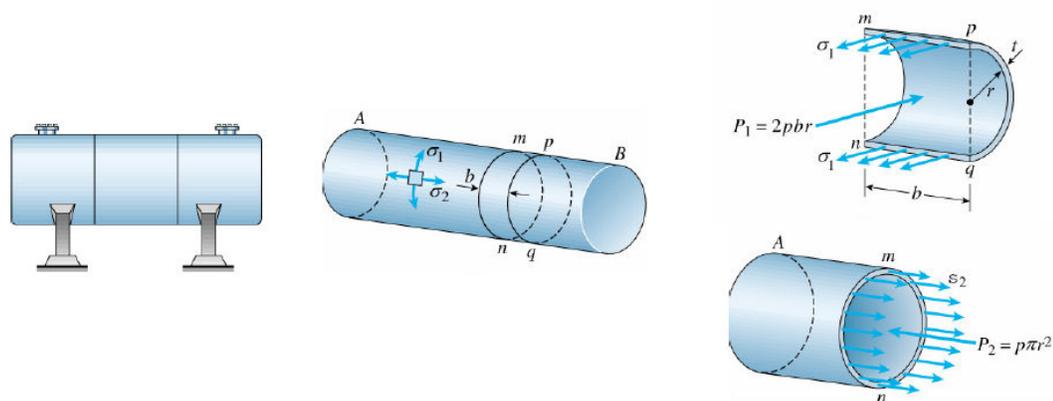


Figura 2.17: Tensões geradas em vasos de pressão de corpo cilíndrico devido ao efeito da pressão interna.

A Figura 2.18 apresenta a geração de tensão de flexão em estruturas devido a desalinhamentos provenientes do processo de união por solda. A Figura 2.19 dá um exemplo das tensões que atuam na seção transversal de uma estrutura e o somatório das tensões para que se tenha a tensão total atuando ao longo da espessura.

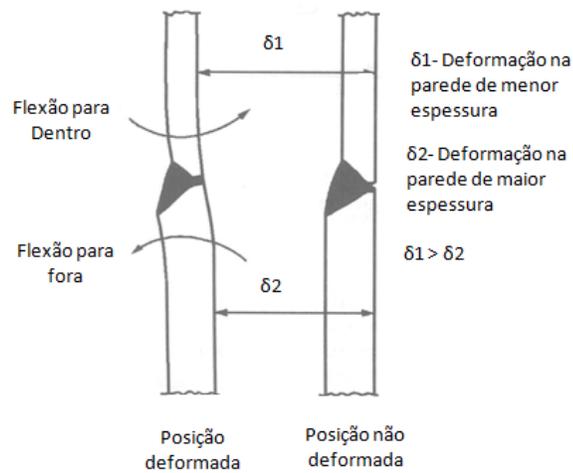


Figura 2.18: Exemplo típico de geração de tensão de flexão devido desalinhamento de união soldada.

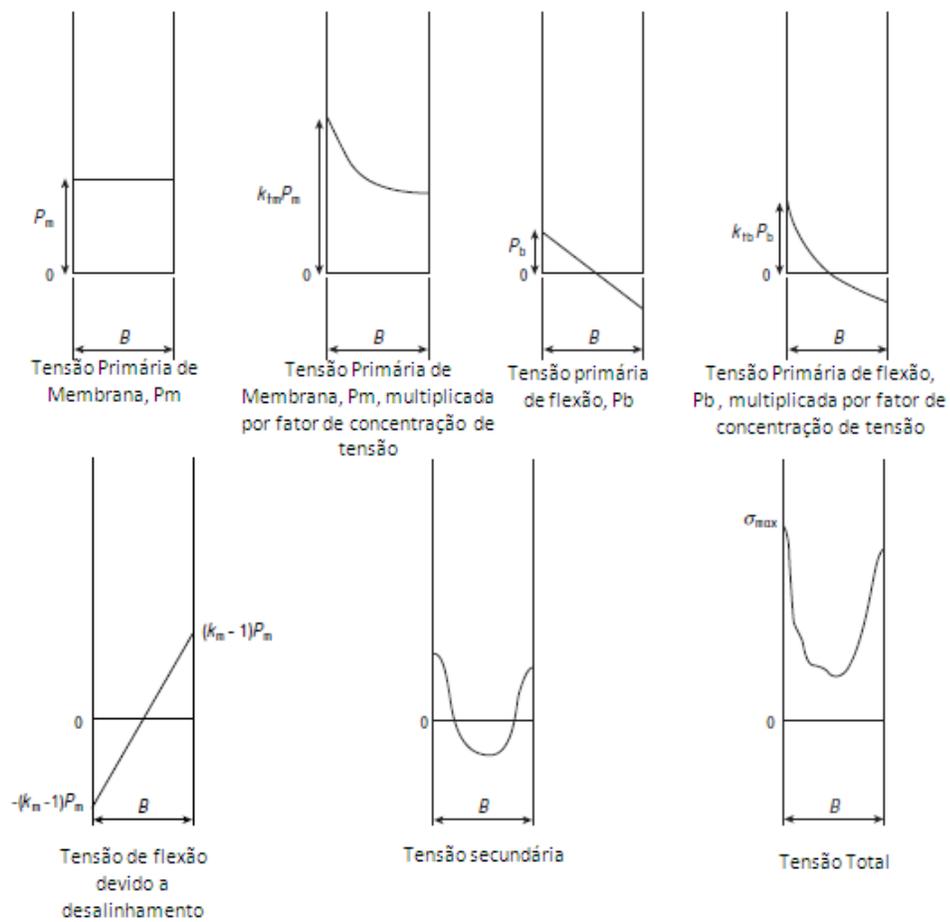


Figura 2.19: Avaliação das tensões atuando na seção transversal do componente.

Fonte: Adaptada BS 7910, 2007.

2.5 Metodologia Fitness for Service

A metodologia *Fitness for Service* ou *Fitness for Purpose* é aplicada amplamente na indústria petroquímica, química, nuclear, de energia fóssil, aeroespacial, marinha e de construção de tubulações como forma de determinar a severidade de descontinuidades contidas em estruturas e avaliar a necessidade de troca, reparo, monitoramento ou então estimar vida útil de forma a assegurar a operação íntegra do componente.

Existem diversas normas, procedimentos e guias de aplicação que utilizam a metodologia FFS como a API 579 do Instituto Americano de Petróleo (*American Petroleum Insntitut*), a BS7910 (*British Standard*), além de procedimentos como o CEGB (*Central Eletric Generating Board*) estes são discutidos neste trabalho. Há ainda o procedimento SINTAP (*Structural Integrity Assessment Procedure*) utilizado na Europa para avaliação de descontinuidades entre outros.

A metodologia FFS busca classificar a severidade da descontinuidade a partir de uma análise que leva em consideração a geometria da estrutura analisada, as solicitações as quais a estrutura está submetida, e o tipo e características do defeito nela encontro. Em diferentes níveis de análises, iniciando por níveis mais simples até análises refinadas e de aplicação sofisticada, o usuário pode determinar se o defeito contido na estrutura se apresenta de forma a causar riscos à sua integridade. Com base na análise é tomada a decisão se este deve ser reparado, retirado ou monitorado.

Uma forma bastante usual aplicada em várias metodologias de FFS é a utilização dos diagramas de avaliação de falhas (FAD). A introdução dos FAD se deu início com a utilização do modelo proposto por Dugdale – *Strip Yield Model* (*apud* Anderson, 1995). Este modelo considera uma placa infinita sob EPT com uma trinca centralizada de comprimento $2a$ e assume que o comprimento efetivo da trinca é $2a + 2p$, onde p é a região plástica na extremidade da trinca. Considera-se que esta região está solicitada com uma tensão no sentido de fechar a sua extremidade de magnitude igual à tensão de escoamento do material.

Uma vez que se tem um comprimento corrigido tem-se também um fator de intensidade de tensão efetivo que é dado de acordo com a equação:

$$K_{eff} = \sigma_y \sqrt{\pi a} \left[\frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left(\frac{\pi \sigma}{2 \sigma_y} \right) \right]^{1/2} \quad (2.31)$$

Substituindo a tensão de escoamento σ_Y pela tensão de colapso plástica da estrutura em função do tamanho da fenda, σ_{REF} , dividindo pelo fator de intensidade de tensões (K_I) na extremidade da fissura e relaxando a hipótese de placa infinita com trinca centralizada simplificam-se os termos que estavam na raiz e se obtém:

$$\frac{K_{eff}}{K_I} = \frac{\sigma_{REF}}{\sigma} \left[\frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left(\frac{\pi \sigma}{2 \sigma_{REF}} \right) \right]^{1/2} \quad (2.32)$$

A razão de tenacidade é definida como:

$$K_r = \frac{K_I}{K_{eff}} \quad (2.33)$$

E a razão de carregamento é definida conforme a equação:

$$S_r = \frac{\sigma_{REF}}{\sigma_f} \quad (2.34)$$

onde σ_{REF} é a tensão de referencia e σ_f a tensão de fluência do material.

Finalmente utilizando os termos das equações (2.33) e (2.34) na equação (2.32) se obtém a curva de aceitabilidade de falhas conforme a equação:

$$K_r = \left[\frac{8}{\pi^2 S_r^2} \ln \sec \left(\frac{\pi}{2} S_r \right) \right]^{1/2} \quad (2.35)$$

Esta se apresenta conforme a Figura 2.20.

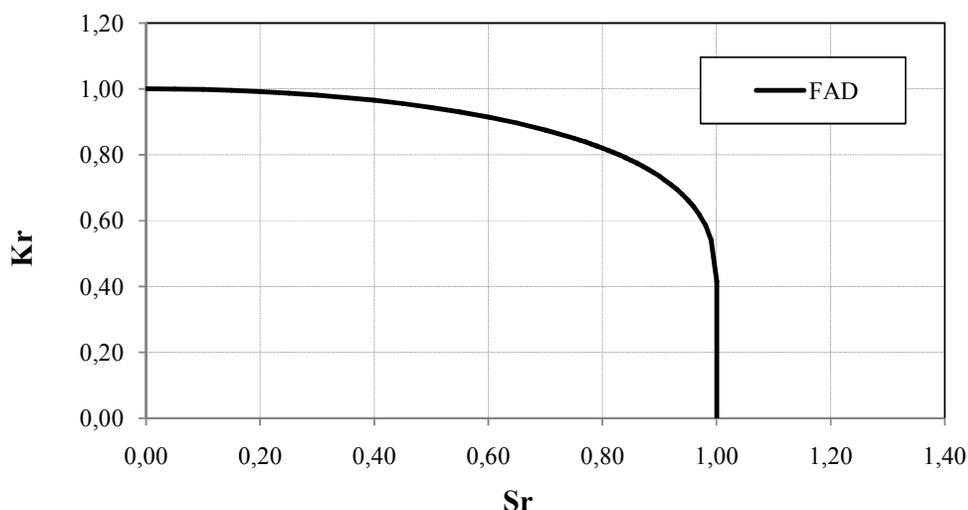


Figura 2.20: Gráfico de avaliação de falhas.

Nestes diagramas é possível verificar se a descontinuidade pode ser aceita ou não para uma determinada condição de contorno. O eixo das abscissas do diagrama caracteriza o comportamento do material pelo método de resistência dos materiais, este é conhecido como razão de carregamento. No eixo das ordenadas o diagrama caracteriza o comportamento do material através de uma análise de mecânica da fratura e é conhecido como razão de fratura.

O diagrama apresenta diferentes formas para os diferentes níveis de análise das normas e procedimentos, porém a caracterização da análise se dá sempre de maneira similar. A área no interior da curva do diagrama é dita como região aceitável, ou seja, se a caracterização da descontinuidade estiver nesta região significa que esta não causa risco à integridade da estrutura. Caso contrário, se o ponto que caracteriza o comportamento da descontinuidade estiver fora da curva do diagrama, significa que esta apresenta um risco à integridade da estrutura, sendo assim caracterizada como uma falha.

O tipo de descontinuidade também pode ser verificado através do local onde a sua caracterização se encontra no diagrama. Quando a caracterização estiver na parte superior, próxima do eixo das ordenadas significa que a falha ocorre de forma frágil. Se esta estiver na região central (fora da zona aceitável) significa que é uma falha mista, uma mistura de fratura frágil com colapso plástico. Se o ponto no diagrama se encontra na extremidade direita, próxima ao eixo das abscissas, significa que ocorre falha por colapso plástico da estrutura. A Figura 2.21 apresenta a caracterização do FAD.

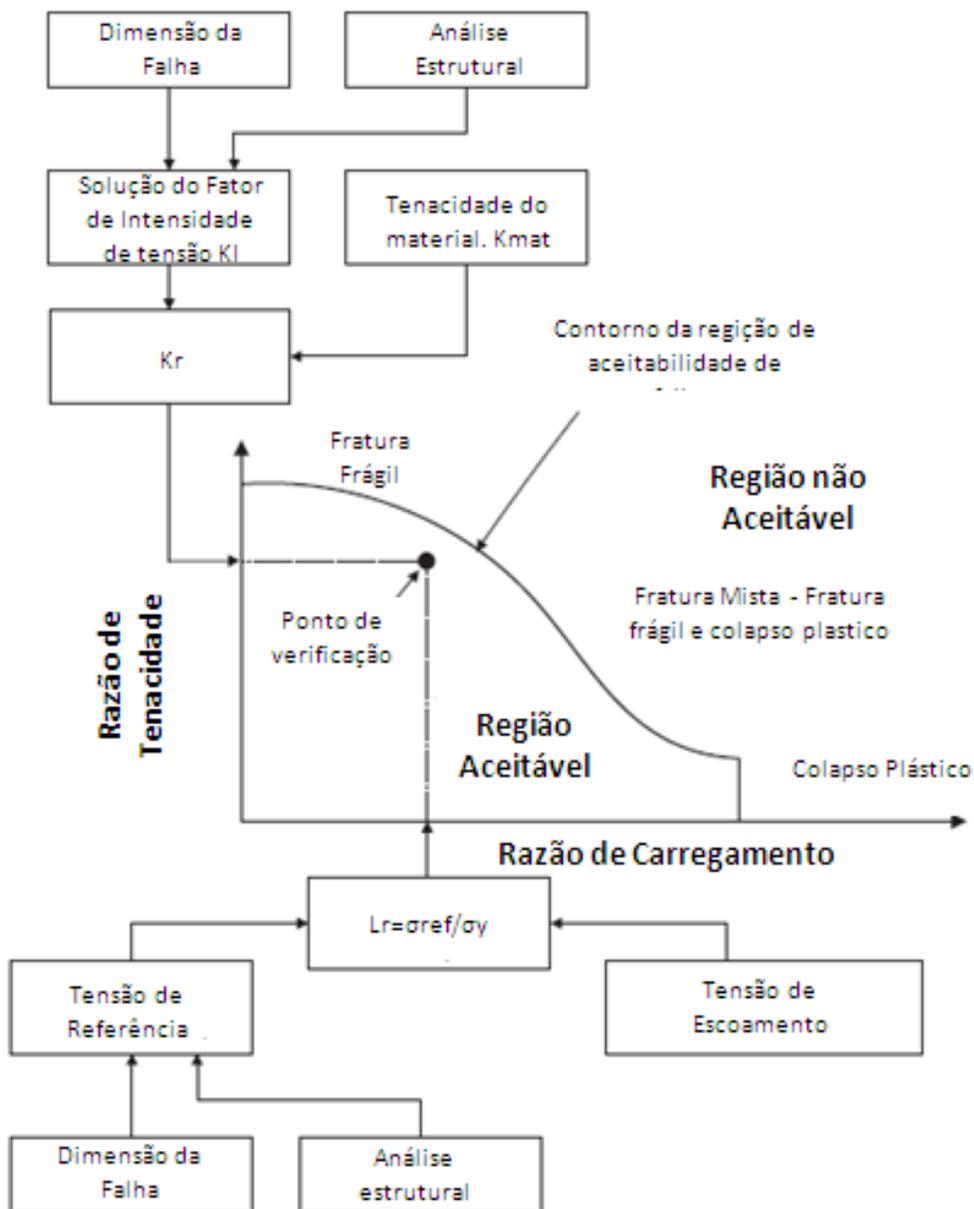


Figura 2.21: Diagrama de Avaliação de Falhas.

Fonte: adaptada API 579 / ASME FFS-1, 2007

3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 Fenômeno de união de TIH

As TIH podem ser classificadas de diferentes formas de acordo como estão localizadas e os efeitos que elas causam nas estruturas. Gonzalez e Ramirez,1997, apresentam três diferentes classificações; no caso das TIH se localizarem nas proximidades da superfície da chapa da estrutura (interna ou externa) ocorre deformação plástica e formação de uma bolha na superfície do material, que é denominada blister. Caso a descontinuidade esteja situada na região central da espessura da chapa, esta se apresenta na forma de uma trinca e o componente não apresenta deformação em sua superfície, então é chamada de delaminação. Quando ocorre a união de TIH do tipo blister ou delaminação surge um defeito do tipo SWC (*Stepwise Cracking*).

A norma API-579 / ASME FFS-1, 2007, também é bastante categórica quanto à classificação do tipo de TIH. Quando esta causa deformação plástica na superfície da estrutura é classificada como blister, se não houver deformação plástica é classificada como uma trinca (delaminação). No caso da descontinuidade apresentar uma geometria perpendicular à espessura da chapa pelo efeito do campo de tensão esta é então classificada como SOHIC (*Stress Oriented Hydrogen Cracking*). Assim, fica bastante claro que uma TIH do tipo blister é não só caracterizada pela presença de pressão interna devido ao acúmulo do hidrogênio, mas também deformação plástica na superfície da estrutura. A Figura 3.1 apresenta os tipos de TIH normalmente verificados em componentes.

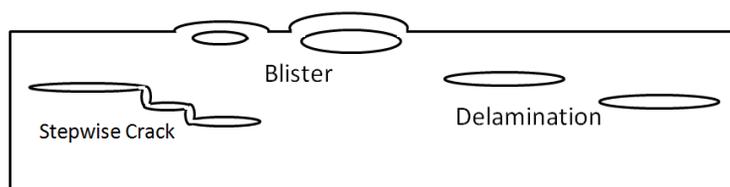


Figura 3.1: Tipos de dados causados pelo hidrogênio.

As TIH se localizam de forma paralela ao sentido de laminação da chapa, isto ocorre pelo fato que neste sentido se encontram os defeitos gerados pelo próprio processo de transformação do material, neste caso a laminação da chapa. A formação das TIH independe

das solicitações as quais a estrutura está submetida e dos esforços causados para manter a condição de equilíbrio, depende apenas do processo de difusão do hidrogênio na estrutura. De qualquer forma, a presença destas descontinuidades no material combinada com carregamentos externos pode levar ao colapso da estrutura, uma vez que ela fica mais suscetível a propagação e também a combinação com outros modos de falha [Al-Anezi, 1999].

Conforme descrito por Krom e Bakker, 1997 e Zacarias e Davies, 1993, o processo de corrosão libera o hidrogênio atômico, que por sua vez difunde-se continuamente na estrutura do equipamento. Com o passar do tempo a quantidade de hidrogênio aumenta ficando retida no interior das inclusões e delaminações e, assim, a pressão interna nestas descontinuidades também aumenta. A pressão sobe até o ponto em que a concentração de tensões na ponta da trinca se torna suficientemente grande a ponto propagá-la. Neste momento, a descontinuidade aumenta o seu volume devido à propagação e com isso diminui a sua pressão interna, o que gera um alívio de tensões em sua extremidade. Porém este é um fenômeno cíclico, uma vez que mais átomos de hidrogênio atômico continuarão migrando e fazendo com que todo o processo ocorra novamente.

A norma API-579 / ASME FFS-1, 2007, na seção G.3.5, cita que em alguns casos o fenômeno de migração de hidrogênio atômico que se difunde na estrutura ocorre apenas em casos de início e término de operação e, sendo assim, a estrutura não estaria sujeita a migração constante do componente causador das TIH. Outro aspecto é que devido à maior concentração de hidrogênio este tipo de defeito é mais freqüente na superfície interna do equipamento ou tubulação (pois a carga de hidrogênio que migra para estrutura ocorre na porção interna do equipamento) e, desta forma, a superfície externa, por ter uma menor concentração de hidrogênio difuso, fica menos sujeita a este tipo de defeito.

A velocidade com que ocorre o crescimento da descontinuidade é função do fluxo de hidrogênio atômico, quão maior é o fluxo mais rapidamente ocorrerá à migração de hidrogênio atômico e, conseqüentemente, o aumento da pressão interna na descontinuidade, que por sua vez é responsável pela propagação da mesma [Krom e Bakker, 1997]. Reyes, 2004, define pressão crítica como sendo a pressão na qual ocorre a propagação da delaminação ou blister devido à tensão em sua extremidade atingir magnitude superior a tensão nominal de escoamento do material.

Um fenômeno bastante freqüente observado durante a propagação de TIH é o fenômeno de união entre suas extremidades. Segundo Gonzales e Ramirez, 1997; Janelle

2005, as trincas podem se propagar em um mesmo plano formando uma trinca única (Figura 3.2) ou se propagar em planos diferentes formando uma trinca do tipo escalonada (Figura 3.3).

No caso de trinca escalonada a deflexão das trincas no sentido de união está associada aos campos de tensão em suas extremidades que causam intensa deformação plástica e fratura por coalescência de vazios e, conseqüentemente, deformação dúctil. Estas interconexões acabam por proporcionar um “atraso na propagação da trinca” uma vez que o fenômeno é mais lento que o fenômeno de propagação frágil, além do fato de consumir mais energia. Os autores verificaram que além da união entre trincas outros fatores contribuem para a diminuição da velocidade de propagação de uma TIH. São eles: a redução do fator de intensidade de tensão devido à queda de pressão no interior do blister ou delaminação e a deformação plástica e conseqüente relaxação do fator de intensidade de tensão nas suas extremidades. Reyes, 2004, indica que a pressão interna na delaminação ou no blister tem um papel importantíssimo na distribuição de tensões na região entre as extremidades das trincas e, desta forma, rege o fenômeno de ligação entre as TIH.

Dentro do fenômeno de união de trincas escalonadas (SWC) os autores Mattek, Beller e Moldenhauer, 1989, estudaram o efeito do fator de intensidade de tensões e também da Integral J em um conjunto de trincas escalonadas após estas terem sofrido o processo de união. Neste tipo de propagação, as trincas de direção radial possuem maiores aberturas, que as trincas com abertura no sentido longitudinal, devido ao modo I de carregamento para solicitações externas (pressão interna do vaso de pressão ou tubulação que gera tensão de membrana). Os autores também realizaram estudos levando em consideração diferentes trincas equivalentes representando uma mesma trinca de referência para avaliar a possibilidade de trabalhar com geometrias simplificadas nas análises de Mecânica da Fratura. Foi observado que os fatores de intensidade de tensão são bastante similares para diferentes geometrias representadas uma geometria inicial, mostrando que é possível a utilização de modelos simplificados para avaliar o caso de propagação de trincas escalonadas. De qualquer forma, os autores comentam que a utilização de um trinca simples radial com a finalidade de representar um conjunto de trincas com extremidades na direção radial pode apresentar valores um pouco mais elevados do parâmetro que caracteriza a propensão a fratura do material, entretanto estes podem ser corrigidos através de fatores de correção.

Os autores também reforçam a importância do fenômeno de união entre as trincas e apresentam nos resultados do seu trabalho que o processo de propagação de trincas no sentido

transversal (radial) ocorre em extremidades de trincas que não estão sujeitas a ação do campo de tensão de outra trinca, desta forma, acabam por propagar por fadiga sem que o efeito da outra trinca possa limitar seu crescimento. Reforçam assim que trincas adjacentes acabam por inibir a propagação de defeitos do tipo TIH.

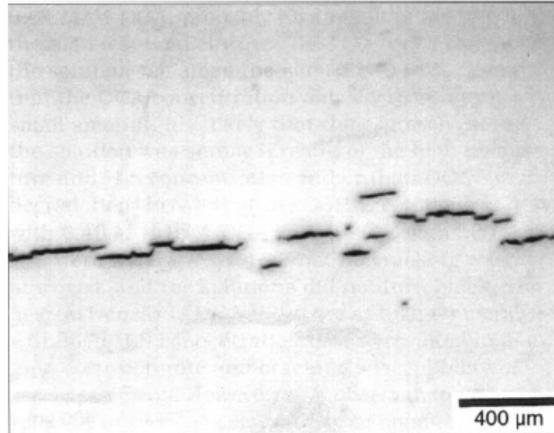


Figura 3.2: União de trincas em um mesmo plano.

Fonte: Stroe, 2006.



Figura 3.3: União de trincas em planos diferentes formando uma SWC.

Fonte: Vitez *et. al*, 2000.

Reyes, 2004, mostra que durante o fenômeno de união de TIH outros tipos de trinca podem se formar pela ação da deformação plástica em suas extremidades, exemplos são as

trincas do tipo L ou T. Por apresentar o maior fator de intensidade de tensões, as conexões entre trincas do tipo SWC, são as mais severas, seguidas das trincas do tipo L e tipo T. Os tipos de defeitos decorrentes do processo de união de TIH são apresentados na Figura 3.4. Outro fator que influencia a severidade da descontinuidade é a sua proximidade a superfície interna ou externa da tubulação ou vaso de pressão, mostrando-se mais crítica à medida que se aproxima das superfícies. [Nakai, Kurashi, e Totsuka 1983].

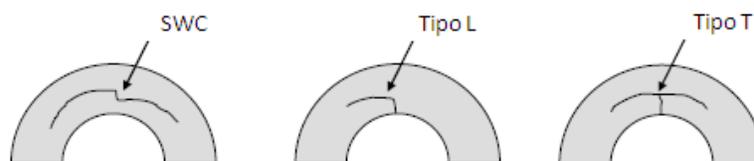


Figura 3.4: Tipos de defeitos decorrentes do processo de união de TIH.

Fonte: Reyes, 2004.

Em seu trabalho, Reyes, 2004 verificou que a fratura na ligação de trincas do tipo SWC pode ocorrer devido à plastificação do espaço entre as trincas e surgimento de uma nova de forma ortogonal, causada pela redução da resistência de ligamento e os grandes deslocamentos impostos. Desta forma, à medida que a trinca ortogonal se expande passa a ocupar toda a seção transversal ocorrendo a fratura do componente.

Outra possibilidade é que a região entre as TIH falhe por colapso plástico devido a plastificação e aos grandes deslocamentos impostos a estrutura. Ambos os casos são apresentados na Figura 3.5. Reyes, 2004, ainda avaliou o fenômeno de união de TIH variando parâmetros que regem o fenômeno como a dimensão das TIH, a distância entre elas, distância à superfície, pressão interna das trincas e tensão de membrana devido a carregamento de pressão interna da estrutura. Com os resultados foram obtidas as seguintes conclusões:

- É observada uma maior extensão do campo de tensão na extremidade das trincas quando estas estão próximas a ponto de haver interação entre elas;
- Conforme se incrementa a pressão interna do tubo a extensão dos campos de maiores esforços cresce em área, atingindo uma maior área com deformação plástica e indicando assim a tendência das trincas a deformarem sua extremidade;

- Quanto maior o diâmetro o blister ou delaminação mais suscetível este está à pressão em seu interior;

- Ao passo que se diminui a espessura da parede do tubo se dá maior flexibilidade facilitando o processo de deformação e desta forma a pressão limite para início de plastificação é menor. Diminuindo a espessura de 1" para 5/8" a pressão diminui em 35%;

- Ao passo que se afasta as trincas a pressão interna necessária para causar plastificação em sua extremidade é incrementada.

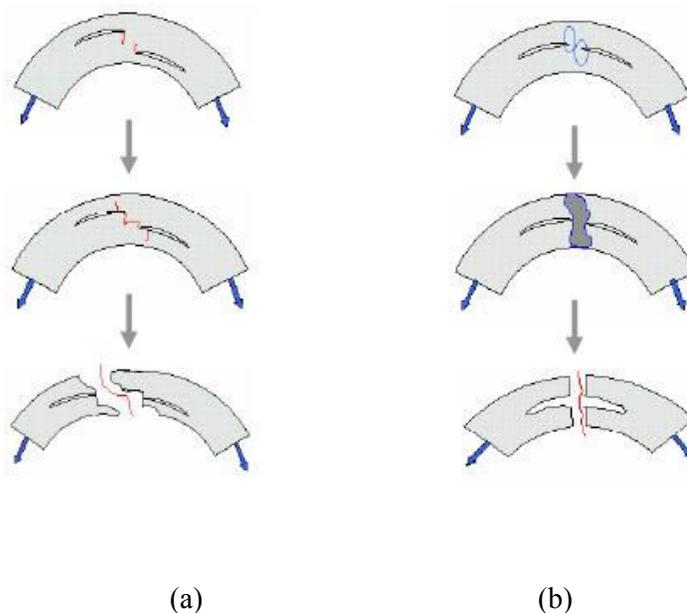


Figura 3.5: Modos de falha em trincas escalonadas: (a) propagação ortogonal do defeito e (b) colapso plástico da seção transversal.

Fonte: Reyes, 2004.

Normalmente o processo de evolução de TIH pode ser resumido como um processo que inicia com a formação de blisters e delaminações através do acúmulo do hidrogênio em inclusões e vazios. Posteriormente ocorre à propagação destas trincas devido ao efeito da pressão interna e possível ligação das pontas das trincas devido à deformação plástica. Este processo de união das extremidades (fenômeno de SWC) é bastante comum quando ocorre a presença de TIH próximas umas das outras (situação denominada como sendo um Cluster de Trincas Induzidas pelo Hidrogênio) [Shehata M. T. 2008].

Mostert e Sharp, 2005, apresentam em seu trabalho os tipos de danos causados pelo hidrogênio e a forma de realizar verificações incluindo testes para detecção e monitoramento. Também apresentam a evolução das TIH desde a laminação, formação do blister pela concentração de hidrogênio, o blister isolado ou cluster de blisters e finalmente a delaminação do tipo SWC, como é apresentado na Figura 3.6.

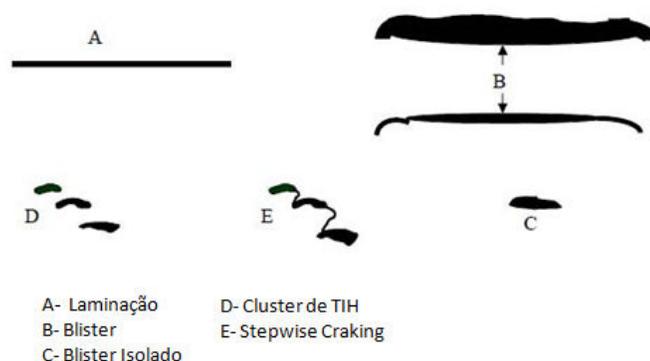


Figura 3.6: Evolução de trincas induzidas pelo hidrogênio.

Fonte: Adaptada Mostert e Sahrp, 2005.

3.2 Deformação plástica de larga escala na extremidade de trincas em vasos de pressão

Cravero e Ruggiere, 2005, utilizando o método bi-paramétrico $J-Q$ mostram que o campo de tensões na extremidade de fissuras em vasos de pressão é fortemente influenciado por parâmetros geométricos, condições de carregamento e propriedades mecânicas do material. Os ensaios foram realizados para diferentes geometrias de corpos de prova e foi verificada a capacidade que cada um destes tem de poder ser correlacionado com descontinuidades contidas em vasos de pressão. Foi verificado através de simulações numéricas utilizando o método dos elementos finitos (MEF) que os corpos de prova do tipo SE(T) apresentam as melhores correlações com a estrutura analisada (corpo cilíndrico de um vaso de pressão).

A utilização dos FAD para determinação de aceitabilidade de falhas em vasos de pressão sob perspectiva da mecânica da fratura bi-paramétrica foi estudada por Cravero e Ruggiere, 2006, que levantaram que muitas das descontinuidades comuns em vasos de pressão (corrosão, inclusões e trincas de solda) desenvolvem níveis baixos de triaxialidade em suas extremidades devido ao baixo grau de restrição. Neste caso podem ser tratados de forma demasiadamente conservadora utilizando a metodologia padrão de FFS aplicadas nas normas API 579 / ASME FF-1 e BS 7910. Para essa situação estes autores sugerem uma modificação

nos diagramas de avaliação de falhas com base na utilização da mecânica da fratura bi-paramétrica através da metodologia $J-Q$. Os resultados mostram como é importante a utilização de FAD adaptados para condição de baixa restrição na extremidade da fissura como forma de evitar que uma descontinuidade seja considerada crítica quando na verdade ainda não representa um risco a estrutura.

Berg, Skallerud e Thaulow, 2007, comentam que em algumas aplicações, como tubulações utilizadas em plataformas de petróleo em alto mar, as condições de carregamento propiciam que a estrutura seja submetida a baixo grau de restrição na extremidade das fissuras e, neste caso, se tem uma situação menos crítica para propagação destas e o uso de métodos padrões, como a norma BS 7910, 2000, podem ser muito conservadores para caracterizar a sua aceitabilidade. Eles verificam procedimento para correção do grau de restrição na extremidade de uma trinca contida em uma geometria do tipo SE(T) através do método de elementos finitos. Os resultados mostram que o procedimento de correção da restrição através da tensão-T é válido para casos de deformação plástica em grande escala na extremidade da fissura.

3.3 Aplicação da metodologia FFS

A metodologia FFS é amplamente utilizada para determinação de aceitabilidade de delaminações. Normalmente as normas, procedimentos e guias são bastantes conservadores, porém em alguns pontos, listados abaixo, acabam por subestimar os seus efeitos e, nestes casos, o critério de aplicação deve ser avaliado anteriormente à sua aplicação [Scott e Anderson, 1998].

- Elevada relação entre diâmetro e espessura do componente: De acordo com os autores a caracterização da razão de tenacidade e soluções para cargas limites ainda devem ser mais bem desenvolvidas para casos em que a relação de diâmetros é superior a 15, devido ao não conservadorismo das soluções adotadas atualmente.

- Soldas com propriedades mecânicas mais baixas que materiais os quais formam a junta: No caso em que materiais com alta resistência mecânica formam uma junta e o material de solda é de menor resistência ou submetido a algum processo que altera as propriedades mecânicas, como tratamento térmico, os resultados provenientes das análises de FFS não se apresentam de forma adequada, uma vez que se verifica valores super estimados. A fratura acabar por ocorrer com condições menos severas que as estimadas.

- A definição das propriedades do material utilizadas durante a análise do defeito deve ser feita de forma bastante criteriosa, pois se sabe que efeitos da temperatura e também do ambiente em que o material está contido podem influenciar de forma significativa nas suas propriedades mecânicas. Em adição, algumas características do material são consideradas em função de propriedades mecânicas como tensão de escoamento e tensão limite de resistência e estes valores apresentam considerável variabilidade.

- Informações do tamanho da trinca são importantes. Segundo os autores, em alguns casos é difícil determinar as dimensões do defeito necessárias para a realização da análise de FFS com a acuracidade desejada e, desta forma, os resultados podem não representar com exatidão o seu comportamento.

Os mesmos autores ressaltam que para se ter resultados confiáveis na determinação da aceitabilidade ou não de um defeito é de extrema importância que se conheça as propriedades mecânicas do material analisado. Para isso, além dos testes de laboratório, que podem ser realizados em corpos de prova, os autores sugerem algumas relações que podem ser utilizadas e que estimam os valores de parâmetros de fratura através do conhecimento de seu comportamento em relação ao ensaio de tração uniaxial (tensão x deformação). O mesmo se aplica na caracterização da variação das propriedades do material em função da temperatura a qual ele está submetido.

Pereira Filho, 2004, avalia dois defeitos contidos em estruturas submetidas a testes hidrostáticos, quanto a sua aceitabilidade de acordo com a norma BS-7910:1997 e o procedimento API-579, 2000. Um dos defeitos é falta de fusão de solda contida em um vaso de pressão e o outro é corrosão sob tensão contida em uma torre de processo. Para cada um destes foi adotado um procedimento diferente de análise. Este autor analisou os resultados através de modelos numéricos e soluções analíticas propostas pela norma e pelo procedimento e pôde observar valores muito próximos para a solução de fatores de intensidade de tensão com uma diferença máxima de 2,6%. Em relação à aplicação da metodologia FFS é verificado que o primeiro nível superestima o efeito dos defeitos e que os níveis 2 e 3 apresentam resultados menos conservadores. Também se verifica o efeito da tenacidade nos dois tipos de descontinuidades, no caso da primeira, por se tratar de uma estrutura com material de menor tenacidade, as dimensões do defeito atingem valores críticos com menor nível de propagação estável, quando comparados ao segundo caso, onde o material possui uma tenacidade maior e não apresenta tendência a apresentar fratura frágil.

Anderson e Osage, 2000, apresentam um resumo do guia de procedimentos API 579-2000 e também comparam com alguns aspectos de outras normas e procedimentos que utilizam a mesma metodologia. Segundo os autores o procedimento incorpora uma série de aspectos da norma *British Energy* R6 assim como da norma BS 7910, que será também discutida neste trabalho. Porém API-579 possui um foco mais específico para a indústria petroquímica, enquanto as demais são mais generalistas.

É possível verificar um considerável avanço quando se compara a primeira edição do procedimento API-579, de janeiro de 2000 com a edição atual, de junho de 2007 (que se tornou uma norma). Principalmente na seção 7, foco da pesquisa realizada neste trabalho. Na edição anterior eram tratadas apenas as descontinuidades do tipo Blister e delaminações. Já a edição atualizada trata também os defeitos do tipo TIH e SOHIC, que na edição anterior não eram abrangidas.

Mesmo com o fato da API-579 / ASME FFS-1, 2007, e da BS-7910 terem algumas similaridades, como o delas estarem divididas em três níveis de análise, é relevante indicar algumas diferenças importantes. Por exemplo, o Nível 1 na norma API579 difere completamente do Nível 1 da norma BS7910, onde na primeira praticamente não se faz necessário nenhum tipo de cálculo e para a segunda se faz uso dos FAD. Além disto, os Níveis 2 e 3 também apresentam diferenças significativas, uma vez que a BS-7910 trabalha com mais sub-divisões dentro de cada nível [Anderson e Osage,2000].

O histórico de formação da norma BS-7910, apresentando as referências que serviram como base de sua formação e procedimentos adicionais que foram incluídos é apresentado pelos autores Weisner, *et. al*, 2000. Neste trabalho, são apresentados resultados de testes realizados em placas de aço com a finalidade de validar a metodologia de análise. Os resultados foram positivos em relação à capacidade da metodologia em prever a criticidade de delaminações; inclusive algumas aplicações (contidas nas referências que deram origem a BS7910) que não apresentavam bons resultados em testes de validação foram descontinuadas e não incluídas na norma.

3.4 Caracterização das propriedades mecânicas do aço ASTM-A285

No trabalho apresentado por Subramanian e Duncan, 2000, é apresentado o comportamento da curva tensão versus deformação e também da curvas J-R para aços estruturais ASTM A285 graus B e C. Esta matéria-prima é comumente utilizada pela indústria petroquímica em tanques de armazenamento, tubulações e vasos de pressão. A composição

química deste tipo de aço é apresentada na Tabela 3.1. Foi realizado um total de 32 testes de tração, de acordo com a norma ASTM E-8, e verificaram-se como as propriedades mecânicas estruturais e fraturamecânicas do material se comportam com a modificação de variáveis como composição química, microestrutura e orientação dos corpos de prova. Também foram realizados testes para determinação da curva J-R (curva de resistência do material) de acordo com a norma ASTM E1820.

Tabela 3.1: Composição Química do Aço ASTM A-285 Graus B e C

ASTM-A285 Graus B e C	Composição %	
	min	máx
Carbono	0,05	0,29
Manganês	0,35	0,9
Fósforo	0,005	0,035
Enxofre	0,005	0,04

Fonte: Adaptada de Subramanian e Duncan, 2000.

Os resultados mostraram que a tenacidade do material, medida através da curva J-R, é muito mais suscetível a variação da composição química do aço do que as propriedades mecânicas, nas quais os resultados podem ser negligenciados dentro da faixa de variação (0,1 – 0,2% do teor de Carbono). A variação da temperatura apresenta uma influência significativa nas propriedades do material, este apresenta menor tensão de escoamento e de ruptura à medida que a temperatura aumenta. A orientação dos corpos de prova não mostra influência significativa nos resultados, por outro lado se percebe uma queda nas propriedades mecânicas à medida que se incrementa o tamanho de grão da microestrutura.

O material em análise apresenta o fenômeno de ponto máximo e ponto mínimo de escoamento, que caracteriza uma transição heterogênea do caso de deformação elástica para o caso de deformação plástica, onde algumas bandas de material se deformam ao lado de outras que ainda não estão sofrendo o processo de deformação. Estas bandas, conhecidas como bandas de Lüders ou linhas de distensão, estão direcionadas a 45° em relação à direção de tração. Cada vez que um conjunto de banda vence a barreira que a retém se atinge o limite superior de escoamento, ocorrendo assim um alívio de tensão o qual cai até o limite inferior

de escoamento. Este fenômeno ocorre sucessivamente e a curva tensão versus deformação apresenta uma forma localizada de dente de serra, conforme a Figura 3.7, [Dowlin,1993].

Lam e Sindelar, 2000, apresentam em seu trabalho o estudo de uma descontinuidade em um tanque de armazenamento manufaturado com o aço ASTM A285. Os autores supracitados utilizaram uma curva tensão versus deformação e curva-R típica para este material (Figura 3.8), retiradas do trabalho anteriormente apresentado, com a finalidade de comparar como diferentes metodologias de verificação de avaliação de delaminações são aplicadas para o defeito em questão. Estes valores de propriedades mecânicas do material e caracterização quanto à fratura também são utilizados no desenvolvimento do estudo de caso deste trabalho.

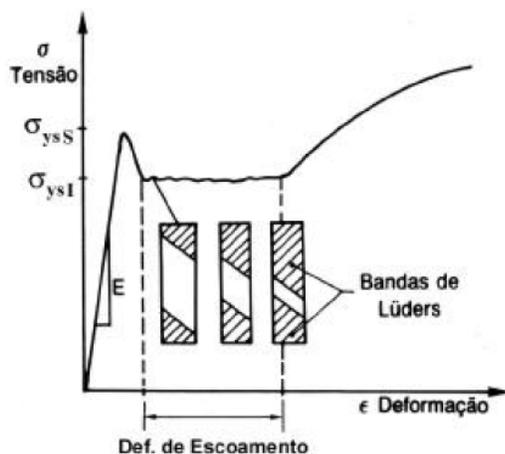


Figura 3.7: Efeito de tensão de escoamento máxima e mínima durante deformação.

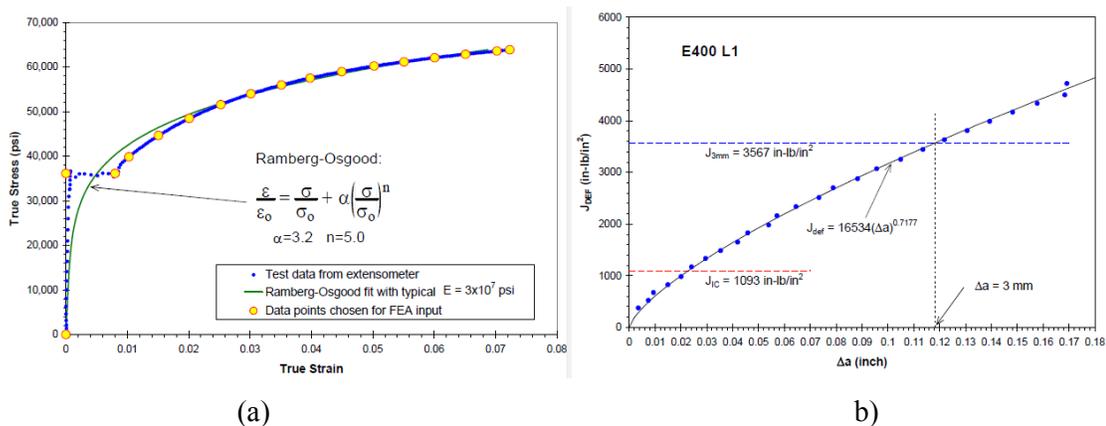


Figura 3.8: Curva Tensão x Deformação(a) e Curva de J-R (b) do Material ASTM A285.

Fonte: Lam, e Sindelar, 2000.

4 MATERIAIS E MÉTODOS

4.1 API-579 / ASME FFS-1

A norma API 579 / ASME FFS-1, 2007, foi desenvolvida de forma a ser um guia para aplicação da metodologia FFS em refinarias e indústrias petroquímicas. Itens amplamente encontrados neste tipo de indústria e sujeitos a defeitos são vasos de pressão, tubulação e tanques de armazenamento. O documento é dividido em uma série de seções que contém a metodologia de análise e verificação de aceitabilidade de diferentes tipos de defeitos, além disso, conta também com alguns apêndices com informações relevantes e que auxiliam na execução das análises propostas nas seções.

A Figura 4.1 apresenta a estrutura organizacional da norma de acordo com a classe de degradação avaliada. Neste caso defeitos do tipo blister e delaminação são avaliados como danos causados por corrosão e erosão.

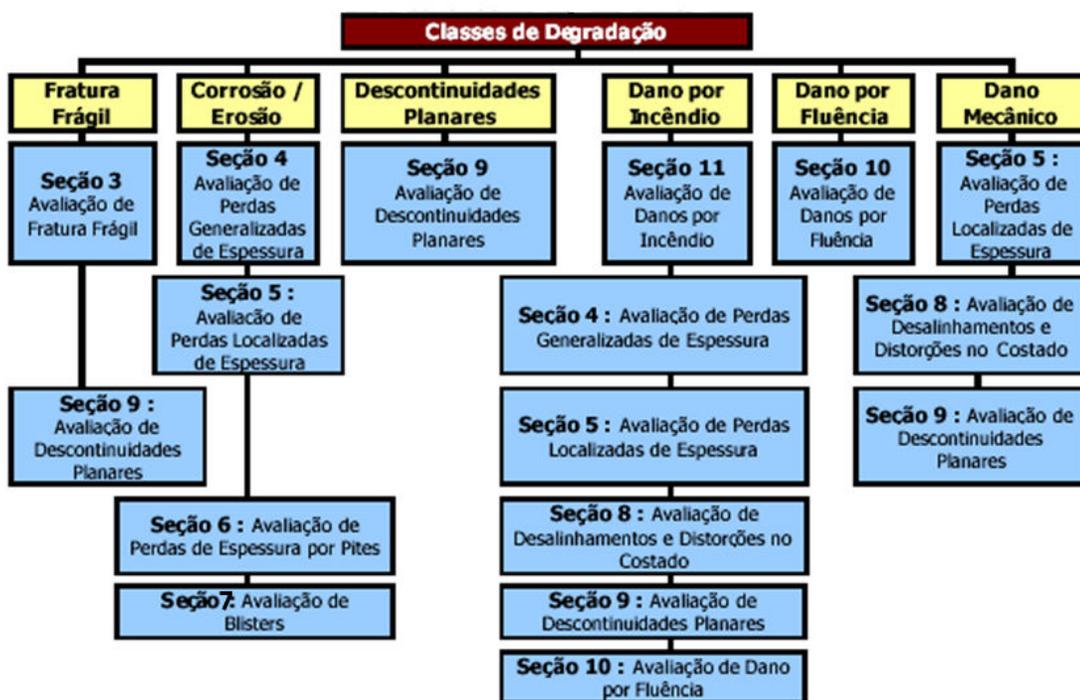


Figura 4.1: Classes de degradação abordadas pela Norma API-579 / ASME FFS-1.

A norma possui três níveis de análise, iniciando pelo mais simples até o nível mais complexo e sofisticado, no qual se fazem necessárias informações de propriedades mecânicas do material e do comportamento quando a fratura:

-Nível 1: Nível bastante conservador e de inspeção bastante simples sem a necessidade de dados do componente ou inspeção acurada.

-Nível 2: Neste nível é realizada uma análise de forma mais detalhada considerando os esforços aos quais o componente está submetido, assim como, propriedades mecânicas do material. Neste nível de avaliação se faz uso dos FAD (Diagramas de Avaliação de Falha) para algumas seções na norma.

-Nível 3: Esta é a análise mais detalhada, assim como para o nível 2, a aceitabilidade esta baseada nos FAD. Neste caso, a abordagem é feita através da mecânica da fratura elasto-plástica e em muitos casos é necessário auxílio de modelos numéricos para obtenção de dados para realizar a caracterização da descontinuidade.

Na seqüência é apresentado um breve resumo das seções 5, 7 e 9 da norma utilizadas durante a abordagem do estudo de caso deste trabalho.

4.1.1 Avaliação da perda local de espessura (Seção 5)

Esta seção é destinada a avaliação da estrutura quando a perda local de material atinge níveis superiores as tolerâncias de perda de espessura indicadas no projeto. A norma cita que defeitos do tipo blister podem ser avaliados por este critério.

A avaliação é feita no sentido de determinar uma nova pressão máxima de trabalho da estrutura devido à presença do defeito. Esta seção não leva em consideração fatores fratomecânicos e não faz uso dos diagramas de avaliação de falhas, FAD. Para casos mais críticos de perda de material a norma indica que a análise deve ser realizada de acordo com a seção 9.

4.1.2 Avaliação de blister e dano causado pelo hidrogênio (Seção 7)

A seção 7 da norma API-579 / ASME FFS-1, 2007, apresenta o procedimento de aplicação da metodologia FFS para o caso de TIH, blisters e TIH orientadas pelo campo de tensão (SOHIC).

Na seção 7.4 (Técnicas de Avaliação e Critérios de Aceitabilidade) verifica-se que no Nível 2, defeitos do tipo TIH e blister, podem ser avaliadas de duas maneiras, uma seria caracterizando o caso como sendo de perda de material e assim o procedimento de análise

deve ser realizado de acordo com a seção 5 da norma (Avaliação de Perda Local de Material), outra possibilidade é considerar o defeito como sendo uma fissura e então proceder a análise de acordo com a seção 9 (Avaliação de descontinuidades do tipo Trinca). Para defeitos do tipo SOHIC a norma indica apenas a análise seguindo os critérios do Nível 3 de acordo com a seção 9.

Tanto a Seção 5 como a Seção 7 determinam procedimentos de análise com base na espessura mínima de utilização do projeto e não levam em consideração aspectos fratomecânicos. Desta forma, para o caso estudado a análise foi realizada através da seção 9 que caracteriza o defeito através da mecânica da fratura utilizando os diagramas de avaliação, FAD.

4.1.3 Verificações de defeitos na forma de trinca (Seção 9)

Defeitos em formas de trinca são descontinuidades do tipo planas que se caracterizam por comprimento e profundidade e possuem ponta bastante aguda. Nesta seção a aceitabilidade da descontinuidade é determinada através dos diagramas de avaliação de falhas (FAD).

A norma cita que diversos mecanismos de danos podem ser causados pela interação entre o material e o ambiente onde a estrutura se encontra além do tipo de processo ao qual o equipamento está submetido, no Apêndice G são exibidos estes tipos de descontinuidades que são de ocorrência comum na indústria petroquímica. Entre estas se encontram as TIH, apresentadas na seção G.3.5 (da norma API-579 / ASME FFS-1). A norma também cita que as trincas desenvolvidas por fatores do ambiente e condições operacionais do equipamento podem ocorrer de forma múltipla e podem ser simplificadas por uma trinca simples equivalente, como é apresentado na sequência do trabalho.

De acordo com a norma, uma série de restrições de aplicações devem ser observadas, de forma que todas as condições de análise necessárias sejam satisfeitas, caso contrário a avaliação de aceitabilidade perde sua validade.

Durante a análise do defeito é necessário classificar os diferentes tipos de tensão que atuam na estrutura, conforme classificação descrita na sequência:

Com o intuito de realizar a análise da integridade estrutural do componente é importante que seja executada a recharacterização da descontinuidade de forma a simplificar sua geometria. A simplificação facilita o procedimento de avaliação através dos critérios de mecânica da fratura, possibilitando assim definir sua severidade. As regras de simplificação

apresentadas pela norma são conservadoras, logo, as descontinuidades idealizadas acabam por ser mais severas que as reais encontradas na estrutura.

No caso de defeito do tipo superficial, o comprimento e profundidade podem ser definidos diretamente através das dimensões reais da delaminação, como mostra a Figura 4.2.



Figura 4.2: Recategorização de delaminação do tipo superficial.

Fonte: API-579 / ASME FFS-1, 2007.

No caso de defeito do tipo SWC, duas possíveis simplificações são apresentadas na Figura 4.3. Além da simplificação de sua geometria também é necessário que ela seja redimensionada conforme a equação (4.1).

$$a = W.a_0 \quad (4.1)$$

onde o valor de W é encontrado na Figura 4.4

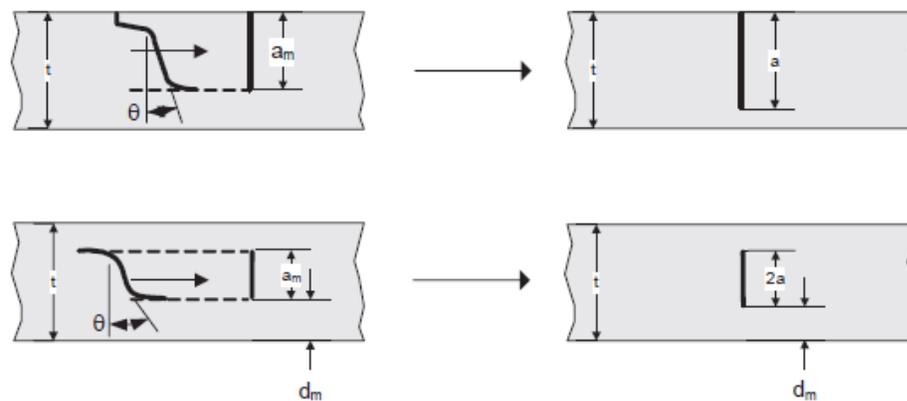


Figura 4.3: Simplificações indicadas pela norma para o caso de SWC.

Fonte: API-579 / ASME FFS-1, 2007.

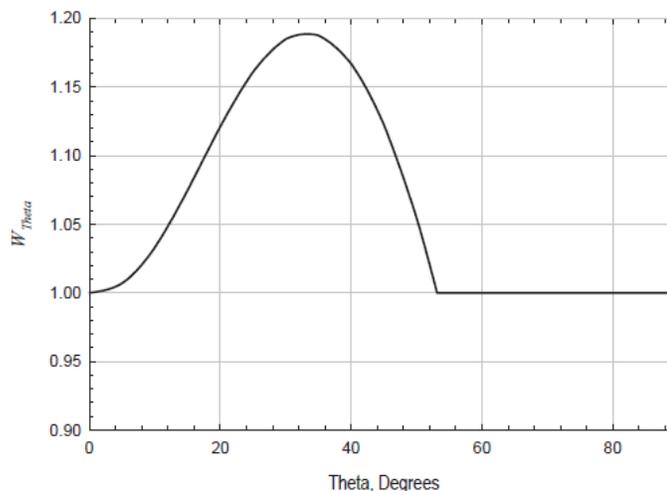


Figura 4.4: Determinação do valor de W.

Fonte: API-579 / ASME FFS-1, 2007.

Esta seção da norma apresenta três níveis de análise que são descritos a seguir.

Nível 1: Nível de mais simples aplicação e conseqüentemente mais conservador. A aceitabilidade é definida através de gráficos de avaliação pré-determinados, indicados na própria norma. A abordagem neste nível não será avaliada neste trabalho.

Nível 2: Este apresenta uma melhor estimativa da integridade estrutural do equipamento quando comparado ao Nível 1. É definida uma sequência de etapas que devem ser desenvolvidas durante a análise do defeito. Os pontos mais relevantes são apresentados no decorrer do trabalho.

Primeiramente é necessário determinar as condições de contorno ao qual a estrutura está submetida e então classificar o tipo de tensão que atua na região da descontinuidade (primária, secundária e residual) assim como sua dimensão, assim como é necessário determinar as propriedades mecânicas do material. A própria norma indica alguns fatores de segurança a serem utilizados durante a avaliação do defeito.

Posteriormente deve ser determinada a tensão de referência σ_{REF} , que é função do tipo de geometria, defeito e carregamento. A metodologia para determinar a Tensão de Referência é apresentada na continuação do trabalho, especificamente para os dois tipos de defeito analisados. Na mesma seção é apresentada a metodologia de cálculo do fator de intensidade de tensão.

A curva de aceitabilidade no FAD para o Nível 2 é determinada conforme a equação:

$$K_r = (1 - 0,14(L_r)^2)(0,3 + 0,7 \exp[-0,65(L_r)^6]) \quad (4.2)$$

onde K_r está no eixo das ordenadas e L_r no eixo das abscissas. O termo L_r é a relação entre a Tensão de fluência e a Tensão de escoamento. A Tensão de fluência é dada pela equação:

$$\sigma_f = \frac{\sigma_r + \sigma_y}{2} \quad (4.3)$$

onde σ_r é a tensão limite de resistência do material e σ_y a tensão de escoamento do material.

A curva é limitada para um valor de L_r máximo apresenta-se da seguinte forma:

$$L_{r(\max)} = \frac{\sigma_f}{\sigma_y} \quad (4.4)$$

O ponto que caracteriza o comportamento da descontinuidade é dado por dois valores, K_r (que caracteriza o risco ao colapso através da análise pela mecânica da fratura) dado pela equação (4.5) e L_r (que caracteriza a possibilidade colapso plástico da estrutura), dado pela equação (4.6).

$$K_r = \frac{K_I^P + \Phi K_I^{SR}}{K_{mat}} \quad (4.5)$$

onde K_I^P é o fator de intensidade de tensão devido às tensões primárias e K_I^{SR} é o fator de intensidade de tensões secundárias e residuais, Φ é o fator de correção de plasticidade e K_{mat} é a tenacidade característica do material.

$$L_r = \frac{\sigma_{REF}}{\sigma_y} \quad (4.6)$$

Nível 3: Este é o nível que proporciona resultados com maior acuracidade; porém requer mais dados de material e um desenvolvimento mais metuculoso. A análise para este nível pode ser realizada a partir de 5 métodos, neste trabalho a abordagem será feita para apenas dois, o método B e o método D, conforme descrição abaixo:

Método B: Também é similar ao Nível 2, com a exceção que a curva do FAD leva em consideração dados de propriedades mecânicas do material. Desta forma, deve ser obtida a curva tensão versus deformação (Curva de Engenharia ou nominal) da matéria prima que constitui a estrutura analisada. A temperatura para obtenção das propriedades mecânicas deve ser a mesma a qual a estrutura está submetida em sua operação. A curva deve ser transformada em uma curva real de tensão versus deformação. Os dados referentes à propriedade mecânica do material são utilizados para gerar a linha delimitadora do FAD, conforme a equação (4.7).

$$K_r = \left(\frac{E \cdot \varepsilon_{REF}}{L_r \cdot \sigma_y} + \frac{(L_r)^3 \cdot \sigma_y}{2 \cdot E \cdot \varepsilon_{REF}} \right)^{-1/2} \quad (4.7)$$

onde ε_{REF} representa a deformação para a respectiva tensão de referência de acordo com o carregamento L_r .

O ponto que caracteriza a delaminação no diagrama de avaliação é determinado através das mesmas equações utilizadas no Nível 2. Por levar em consideração as propriedades mecânicas do material, a análise deve ser realizada para uma região de material base ou material de solda, evitando a análise na zona afetada pelo calor onde as propriedades podem ter perdido as suas características nominais.

Método D: Este Nível de análise é utilizado para materiais dúcteis que apresentam propagação estável de trincas. Qualquer um dos diagramas de avaliação pode ser utilizado durante a análise, pois o que caracteriza este método e a maneira com a qual a delaminação é caracterizada no diagrama de avaliação de falha (FAD).

Neste caso não é definido apenas um ponto de referência, mas sim uma curva de referência. Os pontos da curva são definidos a partir do incremento da dimensão da trinca partindo de seu comprimento inicial. Desta forma, tem-se a caracterização da descontinuidade no comprimento de trinca “ a ” e nos seguintes comprimentos referentes ao incremento da dimensão da descontinuidade $a + \Delta a$. A tenacidade do material também é determinada para cada ponto referente a um comprimento de trinca “ a ” com base na curva de resistência do material J-R.

Os pontos no diagrama são então determinados pela equação (4.8).

$$K_r = \frac{K_I}{K_g} \quad (4.8)$$

onde K_g é a tenacidade do material (obtida através da curva J-R) para determinado comprimento de trinca e K_I é o fator de intensidade de tensão determinado para cada comprimento de trinca.

Com base no FAD do Nível 3 da análise três tipos de propagação podem ser identificadas, conforme Figura 4.5. Se todos os pontos se localizam dentro da zona de aceitabilidade não ocorre propagação instável da trinca, se os pontos iniciam fora do diagrama e posteriormente passam para a zona aceitável significa que ocorre uma primeira propagação dúctil da trinca e depois a estabilização deste fenômeno. No caso de propagação instável os pontos se localizam todos fora do FAD e o ponto de instabilidade é o local onde a curva se apresenta tangente à curva limite do FAD.

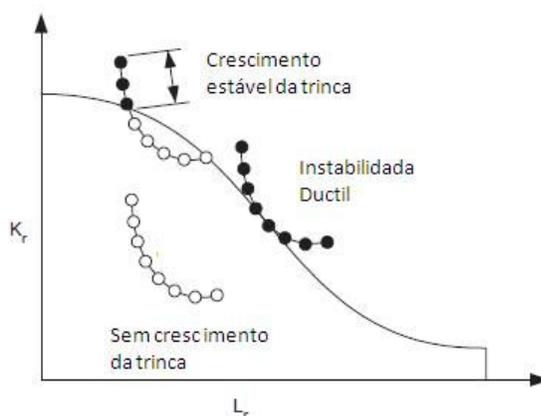


Figura 4.5: Verificação do aumento da tenacidade do material no FAD.

Fonte: Adaptada API 579 / ASME FFS-1, 2007.

4.1.4 Determinação da tensão de referência e fator de intensidade de tensão

Os Apêndices C e D da norma API-579 / ASME FFS-1, 2007, indicam os métodos de cálculo da tensão de referência e do fator de intensidade de tensões respectivamente. Os métodos são apresentados para alguns tipos específicos de geometria, como placas, cilindros, esferas e alguns casos de juntas soldadas. Neste trabalho é feita a abordagem para cilindros com descontinuidade circunferencial do tipo trinca e também na forma semi-elíptica, apontados na Figura 4.6 e Figura 4.7 respectivamente.

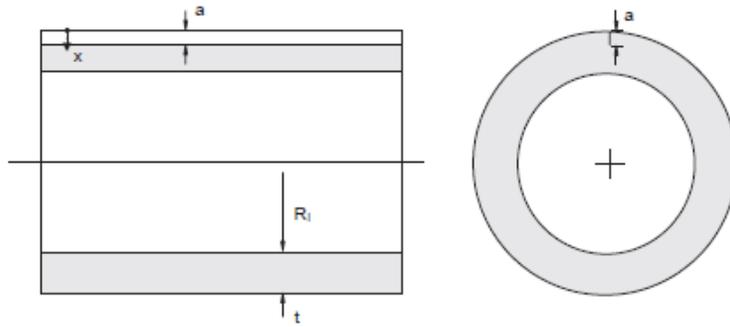


Figura 4.6: Trinca superficial em geometria cilíndrica.

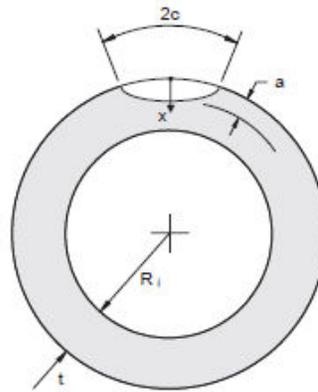


Figura 4.7: Descontinuidade de superfície de forma semi-elíptica em cilindro.

Para o primeiro caso (trinca superficial) o procedimento para o cálculo da tensão e referência é indicado no Apêndice D do documento, mais precisamente na seção D.5.4, de acordo com a equação:

$$\sigma_{REF} = \frac{P_b + \left[P_b^2 + 9 \left\{ M_s P_m (1 - \alpha)^2 \right\}^2 \right]^{0,5}}{3(1 - \alpha)^2} \quad (4.9)$$

Onde a tensão primária de membrana (P_m) e de flexão (P_b) são dadas pelas equações:

$$P_m = \frac{p_i \cdot R_i}{t} \quad (4.10)$$

$$P_b = \frac{p_i R_0^2}{R_0^2 - R_i^2} \left[\frac{t}{R_i} - \frac{3}{2} \left(\frac{t}{R_i} \right)^2 + \frac{9}{5} \left(\frac{t}{R_i} \right)^3 \right] \quad (4.11)$$

E os fatores M_s e α são dados pelas equações:

$$M_s = \frac{1}{1 - \alpha} \quad (4.12)$$

$$\alpha = \frac{a}{t} \quad (4.13)$$

As soluções para o fator de intensidade de tensão são dadas no Apêndice C do documento. Para o caso de cilindro com trinca superficial apresentado na Figura 4.6 a solução é dada na seção C.5.4 de acordo com a equação:

$$K_I = \frac{p_i R_i^2}{R_0^2 - R_i^2} \left[2G_0 + 2G_1 \left(\frac{a}{R_0} \right) + 3G_2 \left(\frac{a}{R_0} \right)^2 + 4G_3 \left(\frac{a}{R_0} \right)^3 + 5G_4 \left(\frac{a}{R_0} \right)^4 \right] \sqrt{\pi a} \quad (4.14)$$

Onde características geométricas do cilindro analisado devem obedecer com as restrições indicadas:

$$0 \leq a/t \leq 0,8$$

$$0 \leq t/R_i \leq 1$$

Os coeficientes de influência G_0 ao G_4 são apresentados na tabela C.10, que se encontra no Anexo A deste trabalho, Figura AN.1. Os termos são função das relações geométricas a/t e t/R_i e necessitam ser interpolados para obtenção dos resultados em uma condição geométrica específica.

A tensão de referência para o segundo caso (descontinuidade circunferencial semi-elíptica) é dada pela equação:

$$\sigma_{REF} = \frac{P_b + \left[P_b^2 + 9 \cdot \left\{ Z \cdot P_m \cdot (1 - \alpha)^2 \right\}^2 \right]^{0.5}}{3 \cdot (1 - \alpha)^2} \quad (4.15)$$

Onde as tensões primárias de membrana e flexão são dadas pelas equações:

$$P_m = \frac{p_i \cdot R_i^2}{R_0^2 - R_i^2} + \frac{Fa}{\pi \cdot (R_0^2 - R_i^2)} \quad (4.16)$$

$$P_0 = 0 \quad (4.17)$$

Onde Fa é a carga axial atuando no cilindro. Os termos necessários para calcular a tensão de referência são dados pelas equações:

$$Z = \left[\frac{2 \cdot \psi}{\pi} - \frac{x \theta}{\pi} \cdot \left(\frac{2 - 2 \cdot \tau + x \tau}{2 - \tau} \right) \right]^{-1} \quad (4.18)$$

$$\psi = \arccos(A \cdot \text{sen}(\theta)) \quad (4.19)$$

$$\alpha = \frac{a/t}{1 + (t/c)} \quad (4.20)$$

$$A = x \left[\frac{(1 - \tau)(2 - 2 \cdot \tau + x \tau) + (1 - \tau + x \tau)^2}{2 \{1 + (2 - \tau)(1 - \tau)\}} \right] \quad (4.21)$$

$$\tau = \frac{t}{R_0} \quad (4.22)$$

$$x = \frac{a}{t} \quad (4.23)$$

$$\theta = \frac{\pi \cdot c}{4 \cdot R_0} \quad (4.24)$$

O fator de intensidade de tensão é indicado no Apêndice C e para o caso de descontinuidade semi-elíptica circunferencial é dado pela equação abaixo indicada da Seção C.5.13:

$$K_I = G_0 \left(\frac{p_i R_i^2}{R_0^2 - R_i^2} + \frac{F}{\pi(R_0^2 - R_i^2)} \right) \sqrt{\frac{\pi \cdot a}{Q}} \quad (4.25)$$

onde o coeficiente de influência G_0 é definido de acordo com a equação (4.26). Os termos $A_{i,j}$ da equação são indicados na tabela C.14, apresentada na seção de Anexo A deste trabalho, Figura AN.2 e Figura AN.3. O termo Q é definido pela equação (4.27).

$$G_0 = A_{0,0} + A_{1,0} \cdot \beta + A_{2,0} \cdot \beta^2 + A_{3,0} \cdot \beta^3 + A_{4,0} \cdot \beta^4 + A_{5,0} \cdot \beta^5 + A_{6,0} \cdot \beta^6 \quad (4.26)$$

$$Q = 1 + 1,464 \left(\frac{a}{c} \right)^{1,65} \quad (4.27)$$

O termo β é definido pela equação:

$$\beta = \frac{2 \cdot \varphi}{\pi} \quad (4.28)$$

onde φ é o ângulo de elipse.

4.2 Norma BS 7910

A norma BS-7910 é mais generalista e indica uma metodologia de análise para defeitos localizados em estruturas metálicas. Assim como a norma API-579 / ASME FFS-1

ela impõem algumas restrições que devem ser cumpridas para validar o resultado das análises, além de fornecer um procedimento bem determinado para realizar as análises nos três níveis de avaliação:

- Nível 1: A curva de aceitabilidade já é pré-definida para este nível, ou seja, ela não incorpora características das propriedades mecânicas do material que compõe a estrutura analisada. A tensão utilizada para este nível de análise é a tensão máxima presente na seção onde a descontinuidade está localizada, ela não leva em conta a distribuição de tensões na seção.

A área que delimita a região que representa o comportamento aceitável no FAD corresponde a um retângulo que é estipulado com os valores de $K_r=0,7$ (eixo das ordenadas) e $S_r=0,8$ (eixo das abscissas).

O valor de K_r (eixo das ordenadas) representa a razão de tenacidade da descontinuidade e é obtido através da equação:

$$K_r = \frac{K_I}{K_{mat}} \quad (4.29)$$

onde K_I é o fator de intensidade de tensões equivalente e K_{mat} é a tenacidade do material.

A razão de carregamento S_r , ou razão de colapso plástico, é obtida equação:

$$S_r = \frac{\sigma_{REF}}{\sigma_f} \quad (4.30)$$

Onde os termos σ_{REF} e σ_f foram previamente determinados.

Para o nível 1B não é utilizado o FAD, mas sim tabelas que geram resultados em função da dimensão das dscontinuidades e equações que relacionam estes resultados com as propriedades mecânicas do material. Porém este nível não será analisado neste trabalho.

- Nível 2: Para o nível 2A a curva de aceitabilidade do FAD é traçada no diagrama de acordo com a equação (4.2), o valor de corte é obtido pela equação (4.6).

A razão de tenacidade do componente é obtida da mesma maneira apresentada anteriormente para o Nível 1, equação (4.29). A razão de carregamento é obtida de acordo com a equação (4.6). Verifica-se assim que o Nível 2A da BS-7910 possui o mesmo FAD do Nível 2 da API-579./ ASME FFS-1.

Para o nível 2B a curva de aceitabilidade no diagrama de FAD é obtida através do gráfico de tensão versus deformação do material; seu resultado é menos conservador que o do Nível 2A, pois a curva, obtida através da equação (4.7) leva em consideração as propriedades mecânicas do material.

O valor de $L_{r(Max)}$ possui a mesma função e equação que no Nível 2A, assim como as razões de fratura e carregamento. Nota-se, assim, que o FAD do Nível 2B da norma BS-7910 é similar ao Nível 3 Método D da norma API 579 / ASME FFS-1.

Nível 3: É a análise mais detalhada e menos conservadora. É normalmente utilizada para materiais dúcteis, que apresentam propagação estável de trincas, mas também pode ser aplicada a materiais que possuem fratura frágil.

Para os níveis 3A e 3B os diagramas FAD são os mesmos que para o nível 2A e 2B respectivamente. No nível 3C, o diagrama de avaliação é obtido através da equação:

$$K_r = (J_e / J_p)^{1/2} \quad (4.31)$$

Onde J_e é o valor da integral J no regime elástico e J_p é o valor da integral J no regime elasto-plástico, referentes a uma mesma razão de carga L_r . Torna-se então necessário um modelo numérico para criação da curva de aceitabilidade neste nível de análise.

Assim como no Nível 3 da API-579 / ASME FFS-1, ao invés de um ponto no diagrama de avaliação referente a razão de tenacidade e razão de carregamento, utiliza-se uma curva que representa o comportamento da trinca durante sua propagação. Para obtê-la é necessário o conhecimento da curva de resistência do material, pois neste nível a razão de tenacidade é calculada para diferentes níveis de propagação da trinca a fim de caracterizar o aumento da tenacidade que ocorre durante o fenômeno de propagação. A caracterização é feita através da equação (4.8) previamente apresentada.

4.3 Procedimento CEGB – R6

A versão atual deste procedimento aplica um método muito semelhante ao verificado anteriormente na norma BS 7910. Porém, é importante ressaltar que versões anteriores deste procedimento utilizam a primeira curva de FAD que foi criada com base no modelo de Dugdale, conforme citado no capítulo de fundamentação teórica deste trabalho. Assumindo,

assim, a curva apresentada na equação (2.35) e a razão de tenacidade e razão de colapso plástico são definidos nas equações (2.33) e (2.34) respectivamente.

4.4 Modelamento numérico através do Método de Elementos Finitos

No desenvolvimento do trabalho foram utilizados modelos numéricos com base no método de elementos finitos para obtenção de resultados necessários para realização da verificação de aceitabilidade de defeitos e também do fenômeno de união das trincas. Esta metodologia consiste em discretizar o meio contínuo em uma série de elementos conectados uns aos outros através de nós. Desta forma, as equações que governam o meio contínuo através da teoria da elasticidade (a qual relaciona deslocamento, deformação e esforços) são aplicadas diretamente nos elementos. A solução é dada através do teorema dos trabalhos virtuais, segundo o qual o trabalho interno e externo em um sistema é o mesmo.

Atualmente, encontra-se uma série de Softwares (que trabalham com a aplicação do Método de Elementos Finitos) disponíveis no mercado, entre eles está o *Ansys* que é largamente utilizado na indústria e foi utilizado neste trabalho para modelamento, processamento e pós-processamento dos casos analisados numericamente.

É disponibilizada no Software uma biblioteca com vários de tipos de elementos além de vários tipos de solução numérica. No presente trabalho foi utilizado o elemento de placa PLANE 82 - que é um elemento de 2º ordem que pode ser gerado de forma quadrática ou triangular- com 8 ou 6 nós respectivamente, onde cada um destes possui dois graus de liberdade, translação nos eixos X e Y, conforme Figura 4.8. O elemento pode ser utilizado em modelos elásticos lineares e não lineares, além de ter capacidade para grande deflexão e grandes deformações.

Nos modelos numéricos utilizados neste trabalho a malha foi gerada com o controle de número de nós por linha, desta forma nas regiões próximas as trincas se trabalhou com uma malha mais refinada e nas regiões afastadas, que não estão suscetíveis aos efeitos da pressão interna nas TIH, utilizou-se uma malha mais grosseira.

Nas extremidades das trincas se utilizou elementos do tipo roseta *quarter pont*. Estes são elementos planos triangulares de seis nós distribuídos de forma concêntrica na ponta da trinca e, assim, formam uma roseta na ponta da trinca que dá nome ao elemento, como pode ser visto na Figura 4.9.

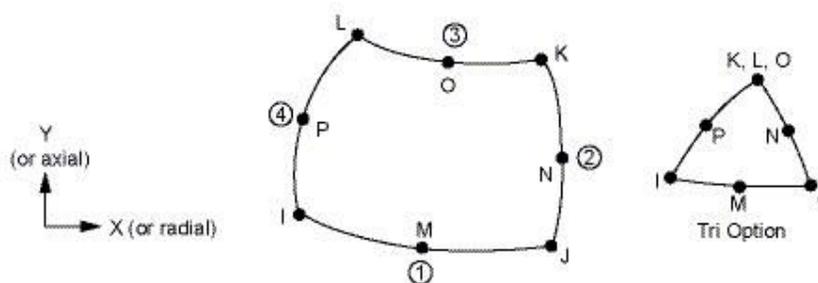


Figura 4.8: Caracterização do elemento finito PLANE 82.

Fonte: Ansys 10.0 Documentation.

Há dois tipos de modelamento de rosetas na extremidade de uma fissura. O primeiro quando se aplica a roseta *mid-point* os nós intermediários se localizam na posição média das arestas dos elementos que formam a roseta. O segundo quando se aplica o modelamento do tipo roseta *quarter point* os nós intermediários se localizam mais próximos na extremidade da fissura, na quarta parte da aresta do elemento [Bueno,1999]. Este modelamento cria e representa o ponto de singularidade que se tem na ponta da fissura para o campo de tensões e deslocamentos.

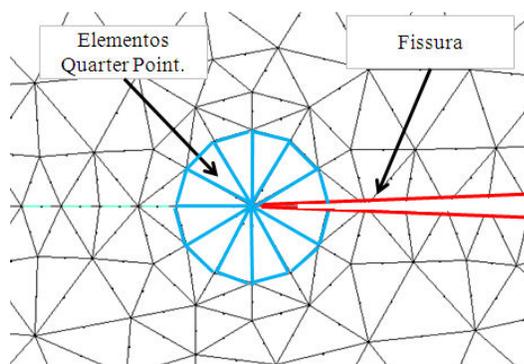


Figura 4.9: Elementos do tipo roseta *quarter-point* na ponta da trinca.

O cálculo do fator de intensidade de tensão (K) na extremidade da fissura é realizado de forma numérica no software *Ansys* com o uso de um comando específico (KCALC). Primeiramente é necessário definir um sistema de coordenadas local na extremidade da fissura, onde X é o eixo paralelo as suas faces e Y o eixo perpendicular. Posteriormente é definido um caminho utilizando cinco nós que envolve as duas faces passando pela extremidade, conforme a Figura 4.10. A solução é dada pelo Software em função dos

deslocamentos verificados nos nós mapeados na extremidade da fissura e sua relação com o fator de intensidade de tensão.

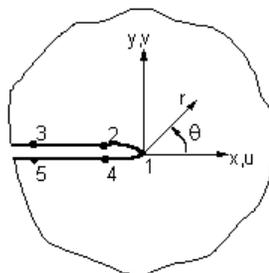


Figura 4.10: Caminho criado na extremidade da fissura.

Fonte: Adaptada Ansys 10.0 Documentation.

Para o cálculo da Integral J que caracteriza o comportamento da fissura é necessário primeiramente definir o volume de energia de deformação nos elementos finitos que fazem parte do modelo numérico e então definir a densidade de energia de deformação por elemento. Assim como no caso do cálculo do fator de intensidade de tensões, é necessário criar um caminho informando os nós selecionados de forma que estes compreendem a extremidade da fissura e sejam dados no sentido anti-horário, conforme Figura 4.11. Mais uma vez o sistema de coordenadas deve ser local, conforme já descrito anteriormente.

Posteriormente, é mapeada a densidade de energia de deformação para ao caminho previamente definido. Para este, ainda são mapeadas as tensões σ_x , σ_y e τ_{xy} além da definição do vetor normal ao caminho. Calculados as componentes de tensão normais ao caminho e os deslocamentos decorrente da aplicação de contorno no modelo, têm-se todos os termos necessário para o cálculo da Integral-J de acordo com a equação (2.19).

Tanto para o cálculo do fator de intensidade de tensão, assim como para o cálculo da integral-J, foram desenvolvidas Macros para aplicação nos modelos numéricos utilizados no trabalho e estas foram adaptadas de acordo com a necessidade para cada um dos casos estudados.

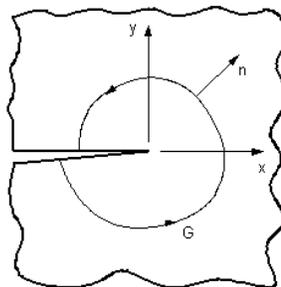


Figura 4.11: Caminho compreendendo a extremidade da fissura para cálculo da Integral-J.

Fonte: Adaptada Ansys 10.0 Documentation.

Foi desenvolvida uma série de modelos numéricos com a finalidade de obter resultados para avaliação da integridade estrutural em relação aos critérios de resistência dos materiais, bem como critérios de mecânica da fratura. Os modelos desenvolvidos simplificam a geometria do vaso de pressão, uma vez que são utilizados modelos finitos formados com elementos de placa submetidos ao estado plano de deformações (EPD). A curvatura do corpo cilíndrico é desconsiderada porque o tamanho da descontinuidade é bastante pequeno se comparado com as dimensões de espessura e raio de geração do corpo cilíndrico do vaso de pressão.

As condições de contorno foram aplicadas diretamente sob forma de pressão nas linhas de interesse. Nos casos elásticos não lineares ainda foram aplicados no modelo numérico os efeitos de grandes deslocamentos, além da caracterização do comportamento não linear do material através da curva tensão versus deformação.

4.5 Verificação da Tensão-T

A análise da tensão-T é realizada através do método de elementos finitos, quando é verificado na extremidade da fissura as magnitudes das componentes de tensão σ_{xx} e σ_{yy} . De acordo com a Figura 2.3, para o caso em que se tem $\theta=0$ o valor de σ_{xx} e σ_{yy} (Equações (2.9) e (2.10) respectivamente) se igualam, uma vez que o termo dependente de θ assume valor unitário e ambas as tensões se apresentam da seguinte forma:

$$\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \quad (4.32)$$

Sabendo-se que a tensão-T é a componente de tensão atuando na direção X (Equação (2.23)) e que para a distribuição teórica de tensões na ponta os termos σ_{xx} e σ_{yy} se igualam para $\theta=0$, o valor da tensão-T pode ser obtido pela diferença entre os termos anteriormente citados. Esta metodologia de cálculo é conhecida como Método de diferença de Tensão (SDM – Stress Difference Method) e é dado pela equação (4.33).

$$T = (\sigma_{xx} - \sigma_{yy}) \quad (4.33)$$

De posse dos valores da tensão-T o valor da razão de biaxialidade é obtido através da equação (2.24). O cálculo da tensão-T e do fator de biaxialidade é realizado nos nós adjacentes à ponta da trinca na direção do eixo X. Conforme já apresentado anteriormente, o valor da tensão-T e, conseqüentemente, o valor da razão de biaxialidade, não são constantes à medida que se afasta da ponta da trinca. A distância da trinca na qual deve ser verificada a razão de biaxialidade é definida de acordo com a equação:

$$a(T) = \frac{2J}{\sigma_y} \quad (4.34)$$

5 PROPOSTA DE TRABALHO

5.1 Apresentação do problema

Neste trabalho é analisado o fenômeno de interação entre um conjunto de trincas induzidas pelo hidrogênio (TIH) e, posteriormente, é avaliada a criticidade deste conjunto através de uma análise que considera aspectos da mecânica da fratura com base na metodologia FFS. A Figura 5.1 apresenta a região do vaso de pressão onde se localiza o conjunto de TIH, já a Figura 5.2 apresenta em detalhe o conjunto de trincas. As cinco TIH são identificadas na Tabela 5.1 e tem as suas respectivas dimensões e distância em relação à superfície informada.

Tabela 5.1: Dimensões e posição das TIH encontradas na estrutura.

Descrição	Distância à Superfície	Comprimento [mm]
TIH 1	0,4 [mm]	0,8 [mm]
TIH 2	0,8 [mm]	0,6 [mm]
TIH 3	1,2 [mm]	0,3 [mm]
TIH 4	1,6 [mm]	0,6 [mm]
TIH 5	2,0 [mm]	3,5 [mm]

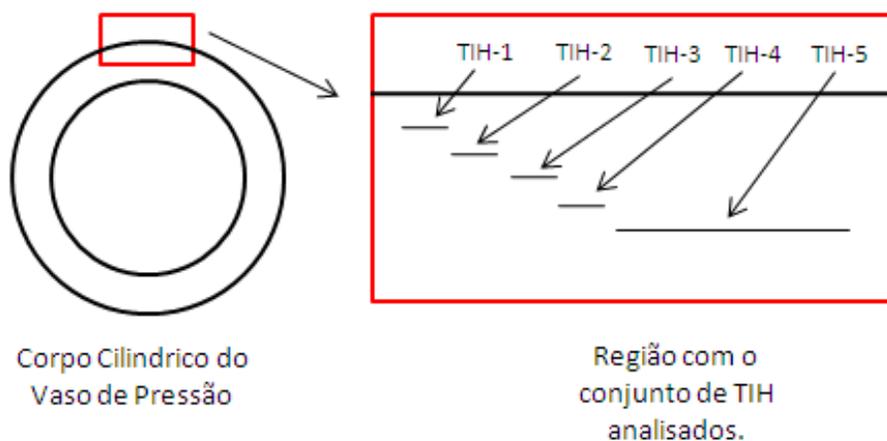


Figura 5.1: Região onde se localiza o conjunto de TIH analisado.

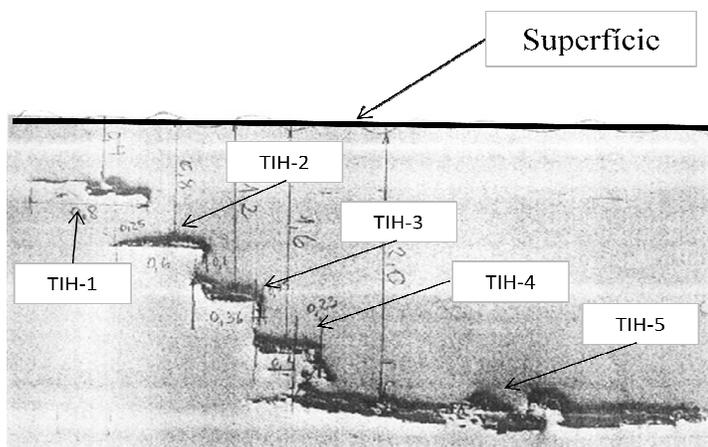


Figura 5.2: Identificação do conjunto de trincas induzidas pelo hidrogênio.

Não houve a preocupação de avaliar o caso apresentado em uma estrutura real, mas sim houve a preocupação de adquirir o exemplo de dano real encontrada em um vaso de pressão e considerar ele contida em uma estrutura ideal, neste caso um vaso de pressão com as dimensões apresentadas na Tabela 5.2.

Sendo considerada uma estrutura ideal, são assumidas as hipóteses de que o equipamento opera em temperatura ambiente de 20°C, que este não está sujeito a carregamentos dinâmicos e que o conjunto de trincas se encontra afastado de qualquer desalinhamento ou região com solda. Assim, é facilitado o enquadramento da descontinuidade nos critérios de avaliação das normas e procedimento apresentados anteriormente sem que haja alguma restrição quanto à aplicação da metodologia FFS.

Outro aspecto a ser destacado é que não se fez uso de fatores de segurança sugeridos pelas normas nas análises de FFS. Tanto o conjunto de TIH como as solicitações tiveram sua magnitude nominal considerada nas análises. Esta simplificação foi definida pelo fato que o objetivo principal do trabalho é a verificação do processo de união entre as TIH e também pelo fato que está sendo considerada uma estrutura hipotética. A análise através da metodologia FFS é mais um demonstrativo qualitativo do procedimento, sem a aplicação de toda rigidez sugerida nos documentos estudados.

Ainda foi simplificada a geometria do conjunto de trincas, considerando que a localização da extremidade direita de uma trinca no sentido longitudinal (paralelo a superfície) corresponde à mesma localização do início da trinca adjacente (extremidade

esquerda). Desta forma, no sentido paralelo à superfície, o ponto final de uma trinca corresponde ao ponto inicial da trinca adjacente.

Tabela 5.2: Dimensões do vaso de Pressão e condição de operação.

Espessura da parede	12,7 [mm]
Raio do corpo Cilíndrico	695 [mm]
Pressão de Operação	2,3 [MPa]

A localização da descontinuidade no vaso de pressão foi definida com base na distribuição de tensão a qual este componente está submetido. De acordo com a disposição apresentada na Figura 5.1, o conjunto está submetido a tensão circunferencial de membrana, e está é o dobro da tensão longitudinal. Com esta disposição, o conjunto fica submetido a condições de contorno mais críticas.

A matéria-prima que constitui o vaso de pressão idealizado na análise é o aço de baixo teor de carbono ASTM A285 Grau C. Os efeitos da temperatura no material são desconsiderados e também qualquer tipo de fragilização que possa vir a ocorrer neste tipo de material pela ação do hidrogênio. É utilizada uma curva tensão versus deformação padrão, apresentada na Figura 5.3, assim como a curva J-R, apresentada na Figura 5.4.

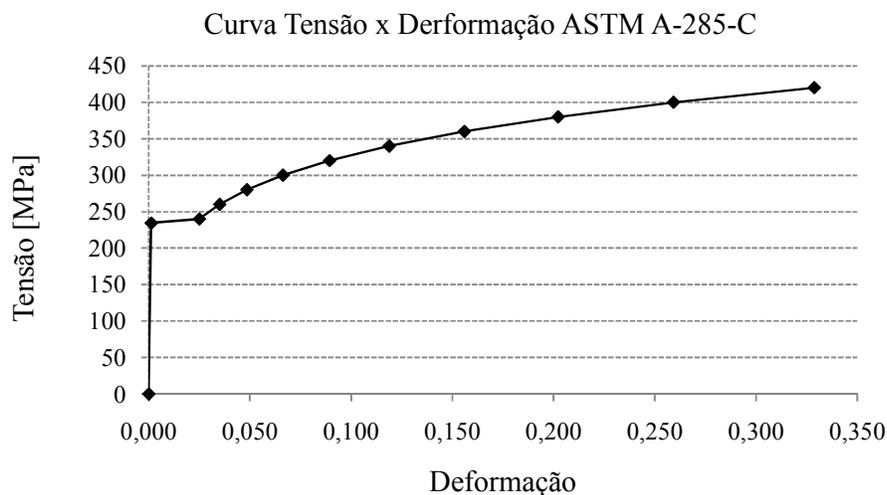


Figura 5.3: Curva Tensão x Deformação do Aço ASTM A-285.

Fonte: Adaptada Subramanian, e Duncan, 2000.

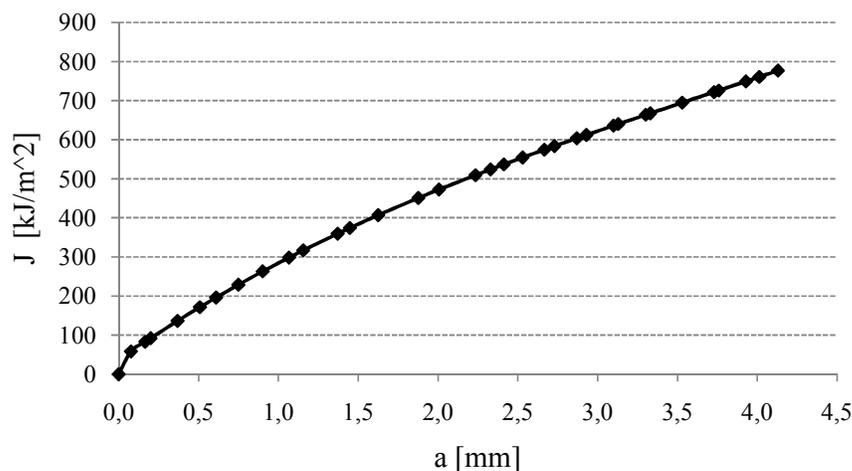


Figura 5.4: Curva J-R do Aço ASTM A 285 Grau C.

Fonte: Adaptada Subramanian, e Duncan, 2000.

Na Tabela 5.3 são apresentadas as propriedades mecânicas nominais do aço ASTM A285 Grau C. Tais valores são utilizados posteriormente para definição da tensão de trabalho máxima admissível. É possível constatar que, nos ensaios realizados em corpos de prova na referência bibliográfica citada, os valores de tensão de escoamento apresentam maior magnitude que os valores nominais do aço.

Tabela 5.3: Propriedades Mecânicas Nominais do Aço ASTM A-285.

Tensão de Escoamento	185,0 MPa
Tensão de Ruptura	345 - 485 MPa
Deformação na Ruptura	28%
K_{mat}	126 MPa.m ^{0,5}
Coefficiente de Poisson	0,3

5.1.1 Casos analisados

As análises desenvolvidas são divididas em cinco análises principais:

a) Efeito Isolado de uma TIH na estrutura: Nesta análise é verificado o efeito isolado de uma trinca na parede de um vaso de pressão e como as variáveis relacionadas (posição,

dimensão da trinca, pressão interna da trinca e pressão de membrana na parede do vaso) influenciam no fator de intensidade de tensão em sua extremidade.

b) Caracterização das Trincas Independentemente: Nesta etapa é apresentado o efeito individual de cada uma das cinco TIH na estrutura e determinada a pressão interna crítica para início da propagação assim como a pressão interna crítica para início da deformação plástica em sua extremidade. Estes dados são posteriormente utilizados para avaliação do fenômeno de interação entre as TIH.

c) Efeito de interação entre as TIH: Desenvolveu-se um modelo que contém as cinco TIH para avaliar o efeito de interação entre as mesmas. Duas análises foram realizadas, a primeira considera que cada uma das TIH está submetida a uma parcela da sua pressão crítica para início de plastificação na sua extremidade. Na segunda análise, considera-se que todas as TIH estão submetidas a uma mesma pressão interna, cuja magnitude é a pressão interna crítica para início da plastificação na extremidade da TIH-5. Em ambos os casos a tensão de membrana na parede do vaso teve sua magnitude variada de forma a avaliar sua influência sobre o fenômeno de união das trincas.

d) Verificação da tensão elástica T: Realizou-se a verificação do grau de restrição na extremidade de uma TIH em função do seu carregamento de pressão interna e também em função da influência de outra TIH adjacente (também submetida a um carregamento de pressão interna).

e) Caracterização da descontinuidade através da metodologia FFS: Verificou-se a criticidade da descontinuidade para três diferentes normas baseadas na metodologia FFS e também a influência das diferentes possibilidades de caracterização e simplificação da sua geometria nos resultados que caracterizam a sua aceitabilidade.

6 RESULTADOS

6.1 Efeito isolado de uma TIH na estrutura

Primeiramente, avaliou-se o efeito da pressão interna em uma TIH em relação ao fator de intensidade de tensão na sua extremidade através da utilização de modelos de elementos finitos com comportamento linear elástico. A avaliação foi feita para diferentes comprimentos de fissura (todas no ponto médio da espessura da parede do vaso de pressão) e submetidas a diferentes valores de pressão interna. A Figura 6.1 apresenta o esquema de aplicação das condições de contorno.

A Figura 6.2 apresenta os resultados para cinco diferentes magnitudes de pressão interna, $P_i=50$ MPa, $P_i=200$ MPa, $P_i=500$ MPa, $P_i=1000$ MPa e $P_i=1500$ MPa. Constata-se que à medida que o tamanho da trinca e a pressão interna são incrementadas ocorre também o incremento no fator de intensidade de tensões. Observou-se ainda que neste caso o valor do fator de intensidade de tensão para o Modo II (K_{II}) na ponta da trinca foi extremamente baixo (praticamente nulo) e irrelevante quando comparado com os valores de K_I .

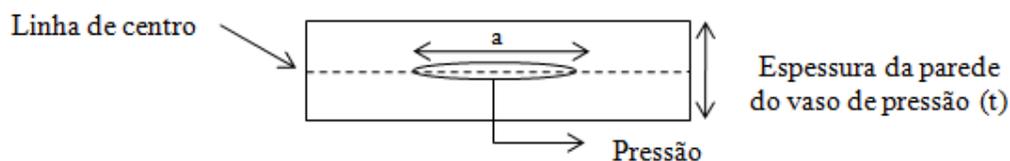


Figura 6.1: Esquema de aplicação das condições de contorno para avaliação do efeito do tamanho da fissura e sua pressão interna no fator de intensidade de tensões.

Uma vez caracterizado o efeito da dimensão das TIH no fator de intensidade de tensões, foi verificado o efeito da posição desta em relação à espessura da parede do vaso de pressão, ou seja, o quanto ela está afastada da superfície, como mostra o esquema da Figura 6.3. Neste caso se utilizou uma dimensão padrão de trinca de 3,5mm ($a=3,5$ mm) e se variou a distância desta à superfície da parede (d), de 6,3mm (centro da parede de 12,7mm) até 0,5mm. Simulações numéricas foram feitas para as mesmas cinco condições de pressão interna apresentadas anteriormente. A Figura 6.4 mostra o comportamento do fator de intensidade de tensões em função da relação d/t para os diferentes carregamentos.

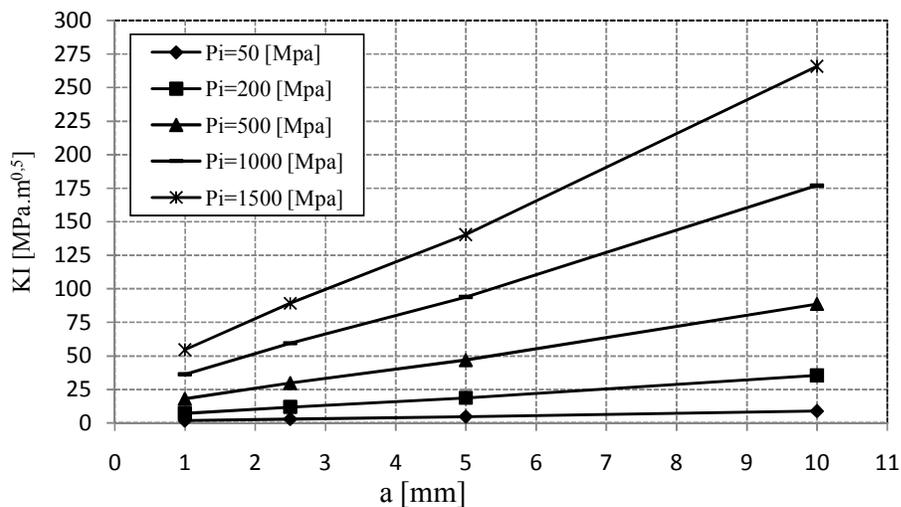


Figura 6.2: Comportamento do Fator de Intensidade de Tensões para diferentes tamanhos de TIH sob diferentes condições de carregamento interno.

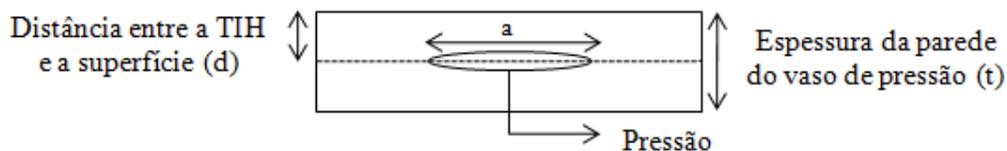


Figura 6.3: Esquema da aplicação das condições de contorno para avaliação da distância à superfície da parede do vaso de pressão.

É notado um incremento relevante no fator de intensidade de tensão quando se aproxima a TIH da superfície da chapa que forma o costado do vaso de pressão. Observou-se ainda que a taxa de incremento do fator de intensidade de tensão com a aproximação à superfície é constante para qualquer caso de pressão interna e que a magnitude próxima a superfície atinge valores muito superiores em relação aos valores no centro da espessura (mais que 3,5 vezes maior), como é apresentado na Figura 6.5.

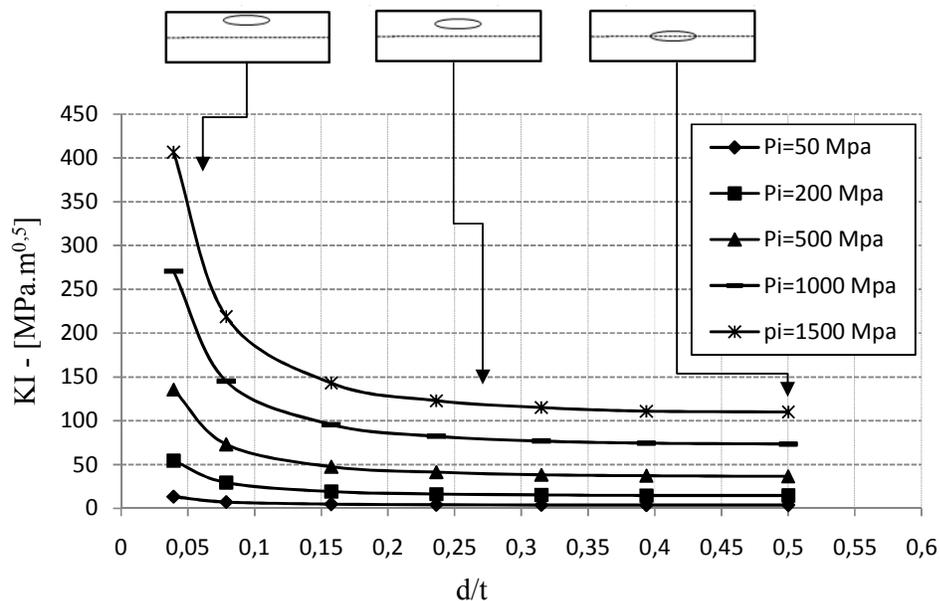


Figura 6.4: Variação do fator de intensidade de tensão com a aproximação da fissura à superfície da chapa do vaso de pressão.

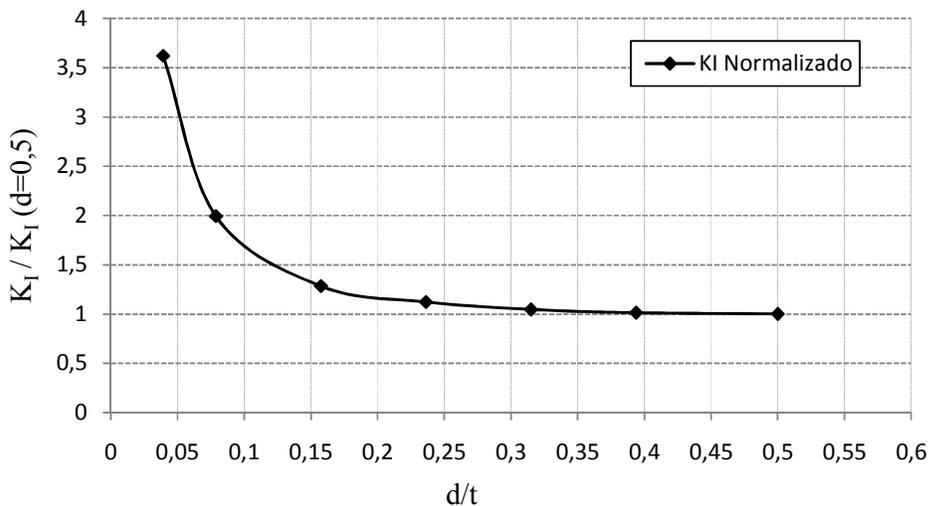


Figura 6.5: Incremento do fator de intensidade de tensões a medida que se afasta a trinca do centro da chapa (K_I normalizado em função de K_I no centro da espessura).

Ainda considerando o caso da variação da distância da fissura em relação à superfície da parede do vaso de pressão é possível observar que o K_{II} apresentou uma variação significativa na sua magnitude. No caso em que a trinca está posicionada de forma centrada

na espessura da parede o valor de K_{II} é extremamente baixo e, assim, a relação K_I/K_{II} apresenta valores bastantes elevados. Porém quando a trinca se aproxima da superfície do vaso de pressão a relação decresce até chegar a valores onde K_I tem magnitude apenas 2,5 vezes maior que o K_{II} . O fenômeno é verificado para diferentes níveis de pressão interna aplicada e ocorre pelo fato que a diferença de rigidezes vai se tornando cada vez maior, facilitando a deformação da porção de material que esta mais próxima a superfície. Como a rigidez da outra seção de material fica cada vez mais elevada, a tendência é que esta cada vez deforme menos, acusando assim a ocorrência de cisalhamento plano.

A Figura 6.6 apresenta os resultados obtidos para o Fator de Intensidade no Modo II enquanto a Figura 6.7 mostra como a relação entre os dois modos (K_I e K_{II}) se apresenta para diferentes distâncias à superfície. Foi verificado que para os cinco diferentes carregamentos de pressão interna a relação K_{II}/K_I se manteve constante. Na Figura 6.8 é apresentado o comportamento dos dois modos do fator de intensidade de tensão para o caso em que é aplicada uma pressão interna de 50MPa na fissura.

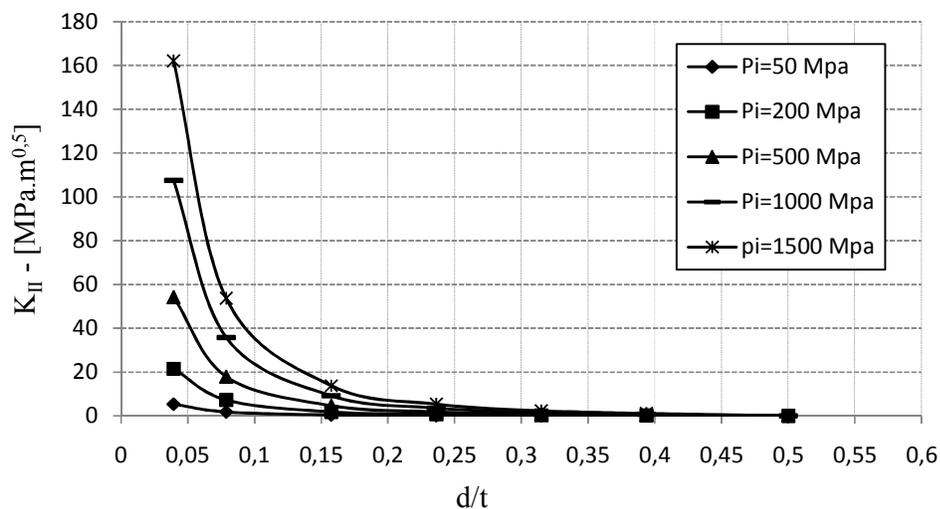


Figura 6.6: Variação do fator de intensidade de tensões (Modo II) com a aproximação da fissura à superfície da parede do vaso de pressão.

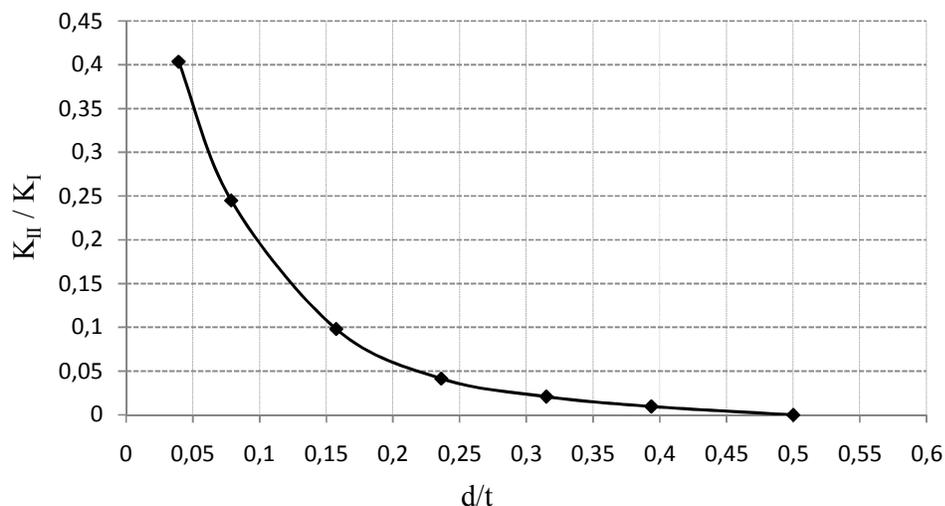


Figura 6.7: Relação entre K_{II} e K_I em função da relação d/t .

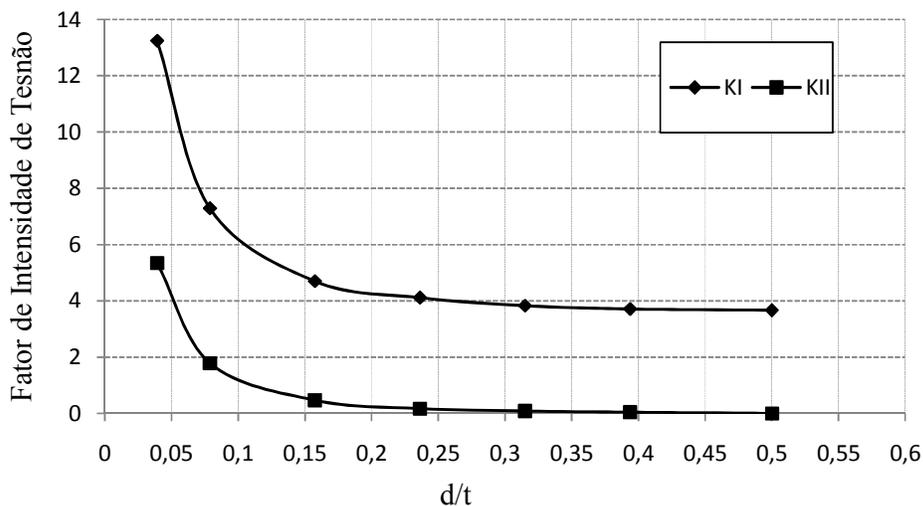


Figura 6.8: Comportamento do K_I e K_{II} para mesma condição de contorno.

Outro efeito avaliado foi a influência da tensão de membrana que atua no vaso de pressão na magnitude do fator de intensidade de tensão, como mostra o esquema representado na Figura 6.9. A tensão de membrana é definida com base na tensão máxima admissível com a qual se pode trabalhar com a matéria-prima que constitui a estrutura. Esta tensão é definida como sendo o menor valor entre $1/3$ da tensão de ruptura ou $2/3$ da tensão de escoamento, conforme descrito anteriormente. Para o caso do aço ASTM A-285 grau C a ASME VIII Div.2, 2000, indica como tensão de referência 379,3 MPa para ruptura e 206,9 MPa para escoamento. Neste caso, o limite inferior é verificado para o critério de $1/3$ da tensão ruptura, cujo valor é de 126 MPa

Com a finalidade de caracterizar o efeito da tensão de membrana foram consideradas três hipóteses:

- Pressão interna do vaso de pressão nula;
- Pressão interna do vaso de pressão igual à metade da PMTA (63 MPa);
- Pressão interna do vaso de pressão assume o valor da PMTA (126 MPa).

Para os três casos a dimensão da trinca foi mantida constante (3,5mm) e foram analisados dois cenários de pressão interna da trinca ($P_i=50$ MPa e $P_i=500$ MPa). Ainda a distância da trinca à superfície da parede do vaso de pressão foi variada.

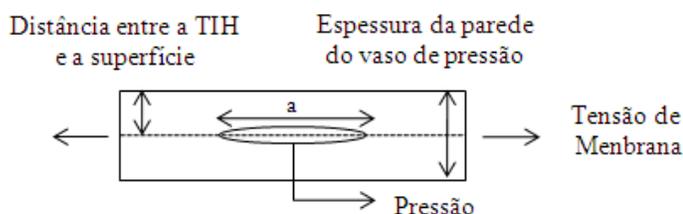


Figura 6.9: Esquema para verificação da influência da tensão de membrana no fator de intensidade de tensão.

Verifica-se na Figura 6.10 que os valores para os diferentes níveis de pressão de membrana se sobrepõem, mostrando que o efeito da pressão interna no vaso de pressão, ou seja, tensão de membrana atuando na parede do vaso é insignificante quando comparado aos efeitos da pressão interna nas trincas.

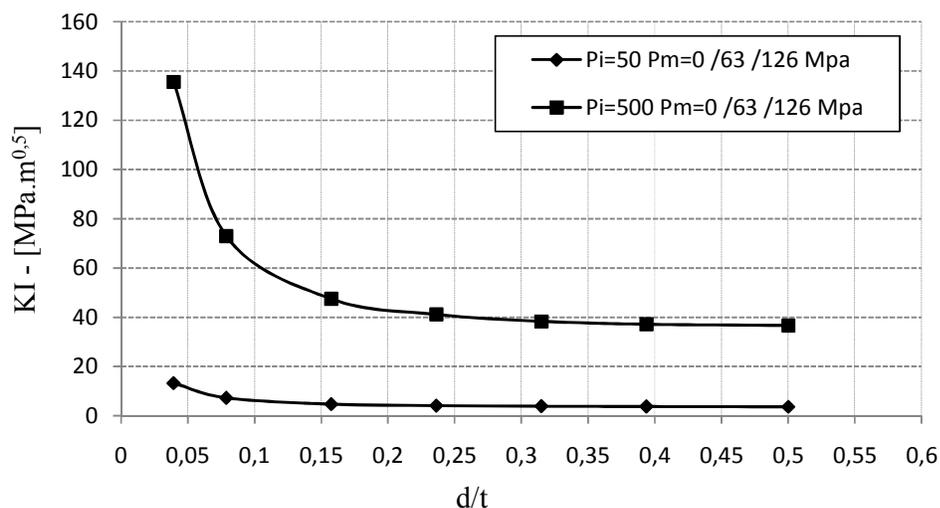


Figura 6.10: Efeito da tensão de membrana no fator de intensidade de tensão.

6.2 Caracterização das trincas de forma independente

Nesta etapa é feita a caracterização de forma individual para cada uma das TIH (TIH-1, TIH-2, TIH-3, TIH-4 e TIH-5) com a finalidade de determinar a pressão interna crítica para início de deformação plástica em sua extremidade, assim como a pressão crítica na qual o fator de intensidade de tensões atinge a magnitude crítica da tenacidade do material (K_{mat}). A Figura 6.11 mostra esquematicamente os modelos utilizados para cada uma das TIH contidas na estrutura.

Neste caso todas as TIH foram verificadas mantendo a sua distância em relação a superfície do vaso de pressão e também seu comprimento. Na análise de cada uma das TIH foi desconsiderada a presença das demais, desta forma se obteve a pressão crítica para a TIH isolada na estrutura. Também foi utilizado neste caso modelos de elementos finitos com comportamento linear elástico.

Na Figura 6.12 é apresentado o comportamento do fator de intensidade de tensão (normalizado em relação ao K_{mat} do material) na extremidade das trincas com relação à pressão interna aplicada. Pode-se notar que a TIH-5 possui a maior inclinação entre as curvas, ou seja, ela apresenta a maior taxa de crescimento do fator de intensidade de tensões em função da pressão interna a qual está submetida. Isto está de acordo com os resultados apresentados por Reyes, 2004, que mostram que à medida que as trincas aumentam em diâmetro (comprimento) ficam mais suscetíveis aos efeitos da pressão interna pelo acúmulo de hidrogênio.

A TIH-3 é a que se apresenta menos suscetível a ação da pressão interna, pois é a trinca de menor dimensão. Interessante salientar que a TIH-2 e a TIH-4 possuem a mesma dimensão, porém como a TIH-2 está mais próxima da superfície da parede do vaso de pressão acaba por estar mais suscetível aos efeitos da pressão em seu interior.

A partir da Figura 6.12 é possível obter a pressão interna crítica para cada uma das trincas, sendo esta a pressão na qual o fator de intensidade de tensões se iguala a tenacidade do material, K_{mat} (126 MPa.m^{0.5}). Estes valores são apresentados na Tabela 6.1.

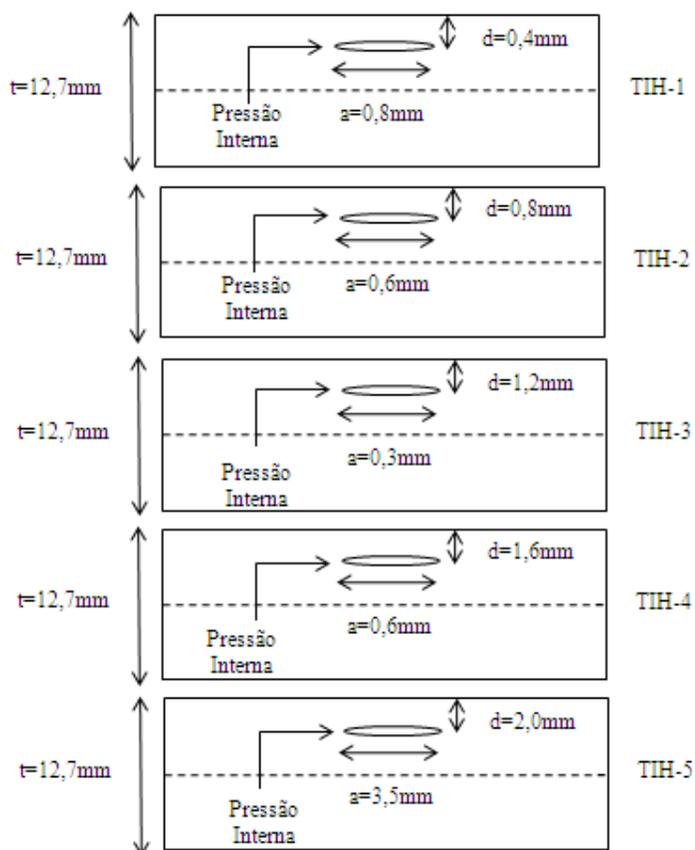


Figura 6.11: Modelos utilizados para determinar a pressão crítica para cada uma das TIH individualmente.

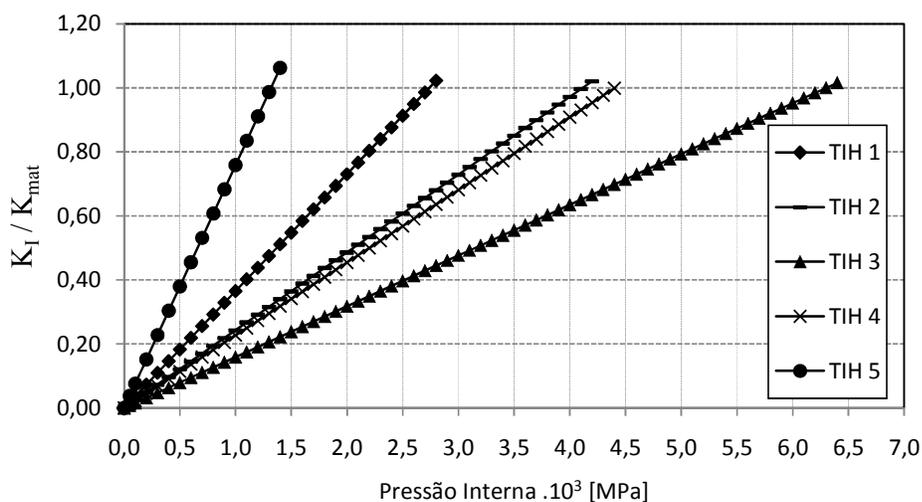


Figura 6.12: Comportamento do K_I normalizado em relação ao K_{mat} ($126 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0,5}$) para as diferentes trincas contidas na estrutura.

Tabela 6.1: Valores de pressão interna crítica para início da propagação das cinco TIH.

Trinca	Pressão Crítica [MPa]
TIH-1	2661,4
TIH-2	4284,0
TIH-3	6501,5
TIH-4	4596,4
TIH-5	1487,1

Posteriormente, foi avaliado através modelo de modelos finitos, utilizando modelo elástico não linear, as pressões limites para início de plastificação na extremidade das trincas, utilizando como critério de avaliação a Tensão Equivalente de von Mises.

As pressões críticas para o caso de plastificação na ponta da trinca são apresentadas na Figura 6.13. Neste caso a tensão na extremidade da trinca está normalizada em relação à tensão de escoamento do material. Como esperado, pode ser observado que os valores são bastante inferiores aos valores críticos de pressão para início da propagação, conforme evidencia a Tabela 6.2.

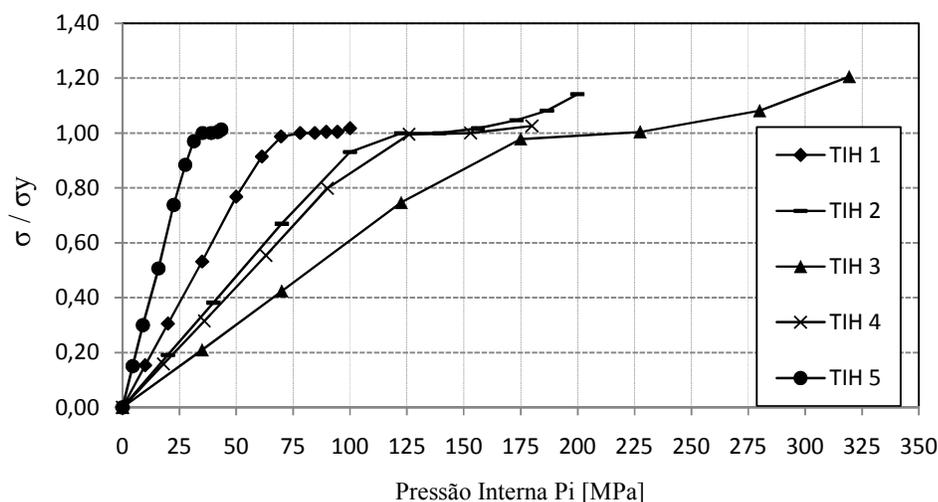


Figura 6.13: Tensão de Equivalente Von Mises na extremidade da trinca em função da pressão interna.

Tabela 6.2: Valor de pressão interna crítica para início de plastificação na ponta das TIH.

Trinca	Pressão Crítica - Plastificação [MPa]
TIH 1	65,0
TIH-2	104,4
TIH-3	167,1
TIH-4	113,65
TIH-5	29,8

6.3 Efeito de interação entre as trincas

Nas análises anteriormente apresentadas se constatou que as pressões internas limite para início de plastificação na extremidade das TIH são consideravelmente inferiores as pressões internas limites para início da propagação instável destas.

Conforme já foi referenciado neste trabalho, autores citam que o fenômeno de interação entre os campos de tensão das extremidades das fissuras desencadeia um efeito de plastificação generalizada, que acaba por deformar as trincas no sentido de uni-las. Assim, foram desenvolvidos seis casos de análise onde os três primeiros casos (1, 2 e 3) consideram que a pressão interna em cada uma das TIH é 85% da respectiva pressão interna crítica e os três últimos casos (4, 5 e 6) consideram que todas as TIH estão sujeitas a uma mesma pressão interna cuja a magnitude é a pressão interna crítica para início da plastificação na TIH-5.

A parcela de 85% da pressão crítica foi assumida pelo fato que com esta magnitude já se observa uma região de plastificação generalizada entre as TIH, conforme é apresentado na sequência do trabalho. Para casos em que todas as trincas estavam sujeitas a uma pressão com magnitude superior a 85% da pressão interna crítica para início de plastificação se observou problemas de convergência no modelo numérico.

Para os três últimos casos, onde todas as TIH assumem a pressão interna da TIH-5, a condição de carregamento é aplicada com a finalidade de mostrar como a relação entre os campos de tensão se comportam no momento em que as trincas estão submetidas a pressões interna consideravelmente inferiores as suas pressões internas críticas.

Os casos são descritos na Tabela 6.3. O modelo numérico utilizado para obtenção dos resultados é apresentado na Figura 6.14 e o esquema de aplicação das condições de contorno é apresentado na Figura 6.15.

Tabela 6.3: Descrição das Condições de contorno dos casos analisados.

	Tensão de Membrana na parede do vaso	Pressão Interna das Trincas
CASO 1	PMTA	85% da Pressão crítica para Início da plastificação da respectiva fissura
CASO 2	PMTA/2	85% da Pressão crítica para Início da plastificação da respectiva fissura
CASO 3	Nula	85% da Pressão crítica para Início da plastificação da respectiva fissura
CASO 4	PMTA	Pressão crítica para Início da plastificação (TIH 5)
CASO 5	PMTA/2	Pressão crítica para Início da plastificação (TIH 5)
CASO 6	Nula	Pressão crítica para Início da plastificação (TIH 5)

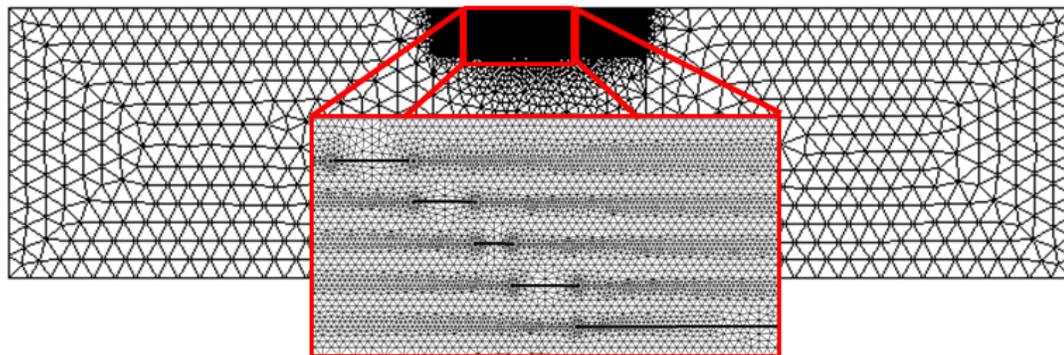


Figura 6.14: Modelo numérico utilizado para obtenção dos resultados.

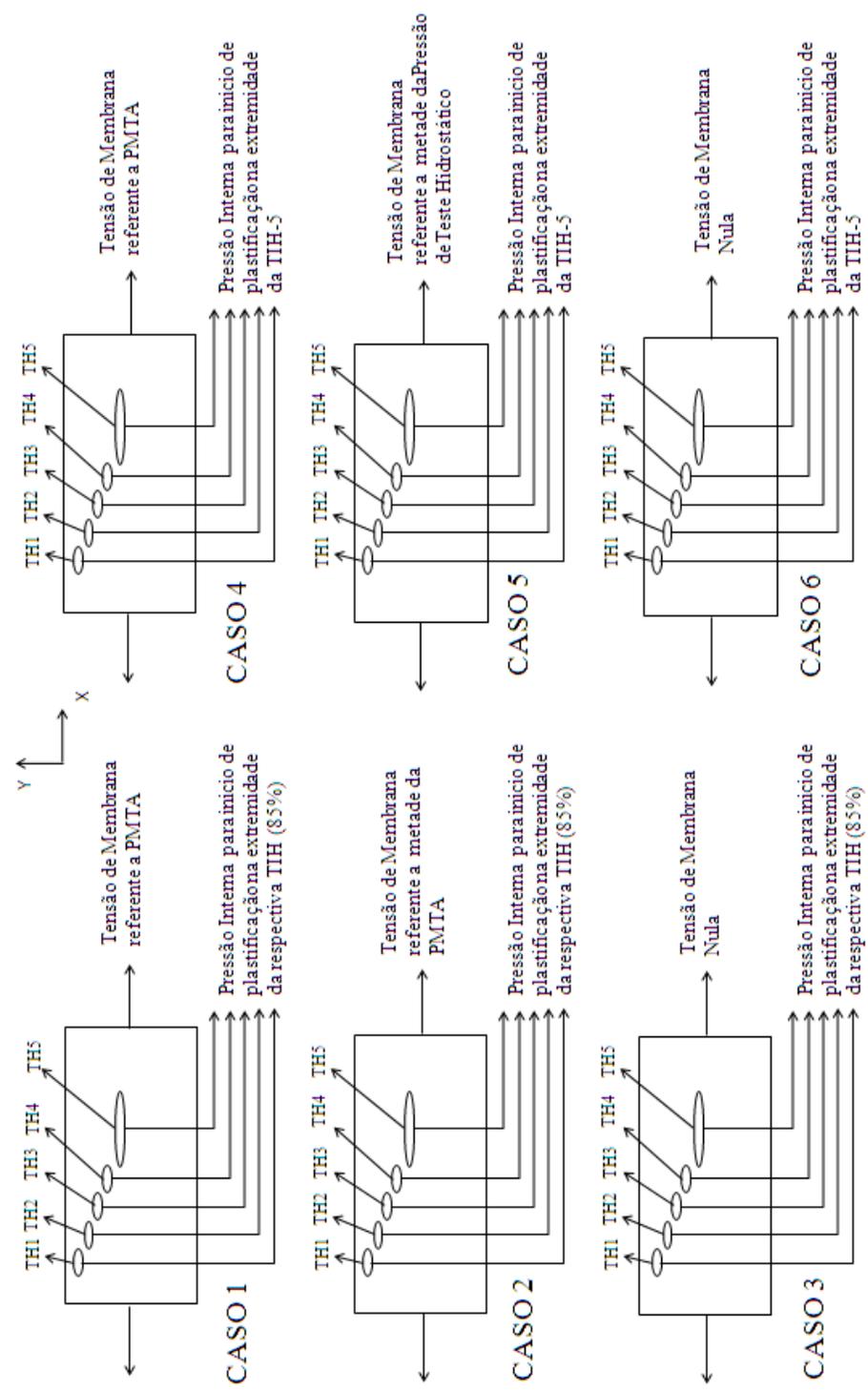


Figura 6.15: Esquema de aplicação das condições de contorno para análise de interação entre as THH.

Na Figura 6.16 é apresentado o resultado da tensão equivalente de Von Mises dos seis casos analisados. Para os três primeiros (1, 2 e 3) se observa que a distribuição de tensões na região entre as TIH apresenta valores bastante superiores a das outras regiões da estrutura e com magnitude superior a tensão de escoamento do material, formando assim uma zona de plastificação generalizada. Também é possível observar que nas trincas TIH-1 e TIH-5 há uma diferença relevante no campo de distribuição de tensões para o caso em que a ponta destas está sob influência de outra trinca adjacente e nos casos em que as extremidades estão livres. Fica claro que, no caso de extremidade livre, a magnitude da tensão equivalente de Von Mises tem a magnitude consideravelmente mais baixa.

Ainda deve ser salientado que na região localizada entre as TIH a distribuição de tensões é bastante similar para os três primeiros casos, apenas na região que não sofre influência da pressão interna das fissuras verificas uma diferença na magnitude pelo fato que em cada caso foi aplicada uma tensão de membrana com magnitude diferenciada, conforme a Tabela 6.3. Assim, é constatado que na região localizada entre as TIH a magnitude do campo de tensões não sofre influência relevante da tensão de membrana a qual o equipamento está submetido devido à pressão interna de operação.

Para os três últimos casos (4, 5 e 6) da Figura 6.16 é observado que ocorreu um forte fenômeno de interação entre os campos de tensões apenas entre as trincas TIH-4 e TIH-5, assim mesmo, este foi de intensidade bastante inferior ao que ocorreu para os casos 1, 2 e 3. Isso ocorre pelo fato de todas as trincas estarem sujeitas a uma mesma pressão interna, que apenas para o caso da TIH-5 corresponde a sua pressão interna crítica. Assim, para as trincas de menor dimensão, que não são tão sensíveis a pressão interna, o valor aplicado não chegou a gerar um campo de tensões com magnitude suficiente que pudesse interagir com o campo das trincas adjacentes.

Desta forma, é possível constatar que, uma vez que as trincas estejam submetidas a pressões internas próximas do valor crítico para início da plastificação em sua extremidade e situadas próximas uma das outras, a interação do campo de tensões é suficiente para criar uma zona de deformação plástica generalizada na região situada entre as extremidades das trincas. Consequentemente, o fenômeno de união se torna muito mais provável que o fenômeno de propagação das trincas, que necessita pressões internas com magnitudes consideravelmente superiores para que possa ser desencadeado.

Na Figura 6.17 se observa a distribuição do campo de tensões na direção X para os seis casos analisados. Nota-se que para o caso 1 a magnitude da tensão é superior tanto na

extremidade das trincas assim como para estrutura em geral, isto pelo fato da tensão de membrana ter a maior magnitude neste caso. Outro ponto relevante é que os menores valores de tensão na direção X são obtidos à medida que se diminui a magnitude da tensão de membrana aplicada. Isto se deve ao fato que o efeito da pressão interna na fissura comprime a região superior e inferior desta, de forma a gerar os valores negativos de tensão na direção X que não são compensados pela tensão de membrana, como ocorre para o caso 1. O fenômeno fica evidente analisando os casos 1, 2 e 3 em sequência.

Nos casos 4, 5 e 6 da Figura 6.17 se observa o mesmo fenômeno ocorrido anteriormente, porém em menor magnitude, pois apenas a TIH-5 está submetida a pressão crítica para início de plastificação em sua extremidade.

A distribuição de tensões na direção Y é apresentada na Figura 6.18. Pode-se observar que assim como no caso de distribuição de tensão na direção X as regiões superiores e inferiores de cada fissura apresentam valores negativos, uma vez que estão sujeitas ao efeito de compressão devido à deformação das fissuras. Porém agora a distribuição é semelhante para os três casos, pois não se tem o efeito de uma solicitação externa nesta direção como há para o caso de distribuição de tensão na direção X através da tensão de membrana. Assim como no caso da distribuição de tensões na direção X, fica claro que também para a direção Y que a magnitude das tensões nas duas extremidades das trincas TIH1 e TIH5 são bastante similares, ao contrário do que se verifica para a distribuição de tensão Equivalente de Von Mises, mostrando assim que este dois componentes de tensão não são tão suscetíveis aos efeitos de interação entre o campo de tensão das trincas.

Para os casos 4, 5 e 6 da Figura 6.18 se evidencia um comportamento bastante similar ao verificado para os casos 1, 2 e 3, porém com um menor efeito de compressão (tensão negativa) nas regiões inferiores e superiores das fissuras e também menor magnitude nas extremidades (exceto da TIH-5) pelo fato delas apresentarem pressão interna de menor magnitude.

A distribuição de tensão de cisalhamento XY apresentada na Figura 6.19. Observa-se que este componente de tensão não é sensível a tensão de membrana atuando na parede do vaso de pressão, uma vez que não apresentou variações entre os casos verificados. Por outro lado, se nota que ela é extremamente sensível a interação entre os campos de tensão das trincas. Este fato fica bastante evidente pelo fato que nos casos 1, 2 e 3 onde toda a região localizada entre as extremidades das TIH apresenta níveis bastante elevados de tensão de cisalhamento. Por outro lado, nos casos 4, 5 e 6, onde apenas a TIH-5 contém pressão interna

crítica para plastificação, observa-se que os valores de tensão ficaram bastante baixos entre todas as trincas, apenas na região entre a TIH-4 e TIH-5 se verificam valores maiores, mas mesmo assim bastante inferiores aos verificados nos casos anteriores. O fenômeno é ainda enfatizado pelo fato que nas extremidades livres das trincas TIH1 e TIH5 se observa valores de tensão bem mais baixos que na extremidade sujeita e interação com outras trincas.

Fica evidente pela Figura 6.20 que a região localizada entre a extremidade de TIH adjacentes está fortemente sujeita aos efeitos da deformação plástica. É possível constatar através dos vetores de deformação plástica o forte efeito deste fenômeno para os casos 1, 2 e 3. Já para os casos 4, 5 e 6 se observa que apenas a região entre a TIH-4 e TIH-5 apresenta uma deformação plástica relevante. Na extremidade das demais trincas este fenômeno não é verificado.

Ainda é possível avaliar o efeito da tensão de membrana na parede do vaso de pressão, observa-se na Figura 6.21 que para os casos 2 e 5 e principalmente 3 e 6 os vetores apresentam uma orientação mais verticalizada quando comparados aos vetores de deformação para os casos 1 e 4, pois estes últimos estão sujeitos a uma tensão de membrana de maior magnitude e por este motivo os vetores de deformação se mostram atuando no sentido de união das trincas, de forma mais horizontal.

Para todos os casos comentados verifica-se a distribuição de tensões com mais detalhes no Apêndice A deste trabalho, nas figuras AP.1, AP.2, AP.3 e AP.4.

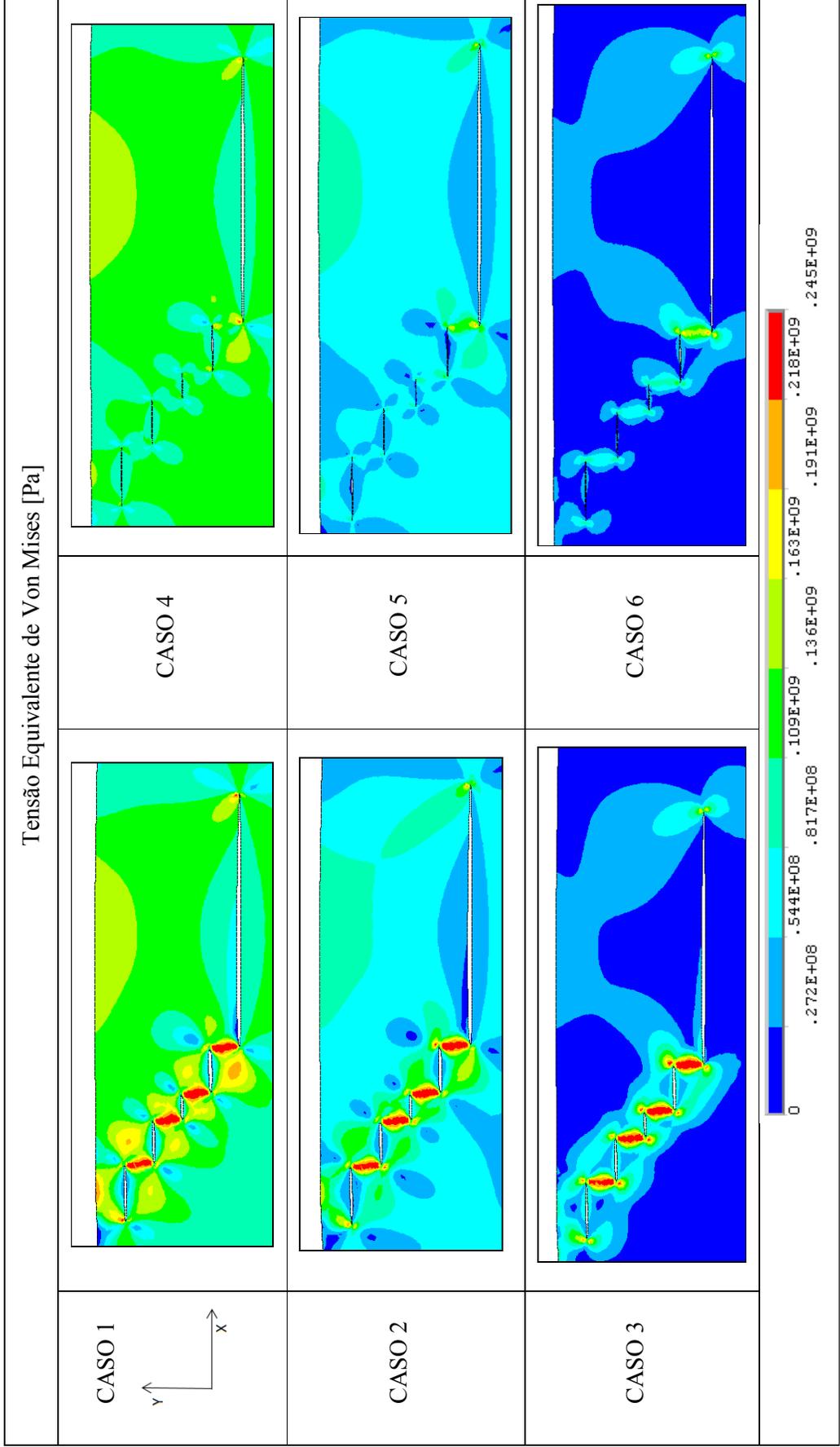


Figura 6.16: Tensão Equivalente de Von Mises para os seis casos analisados.

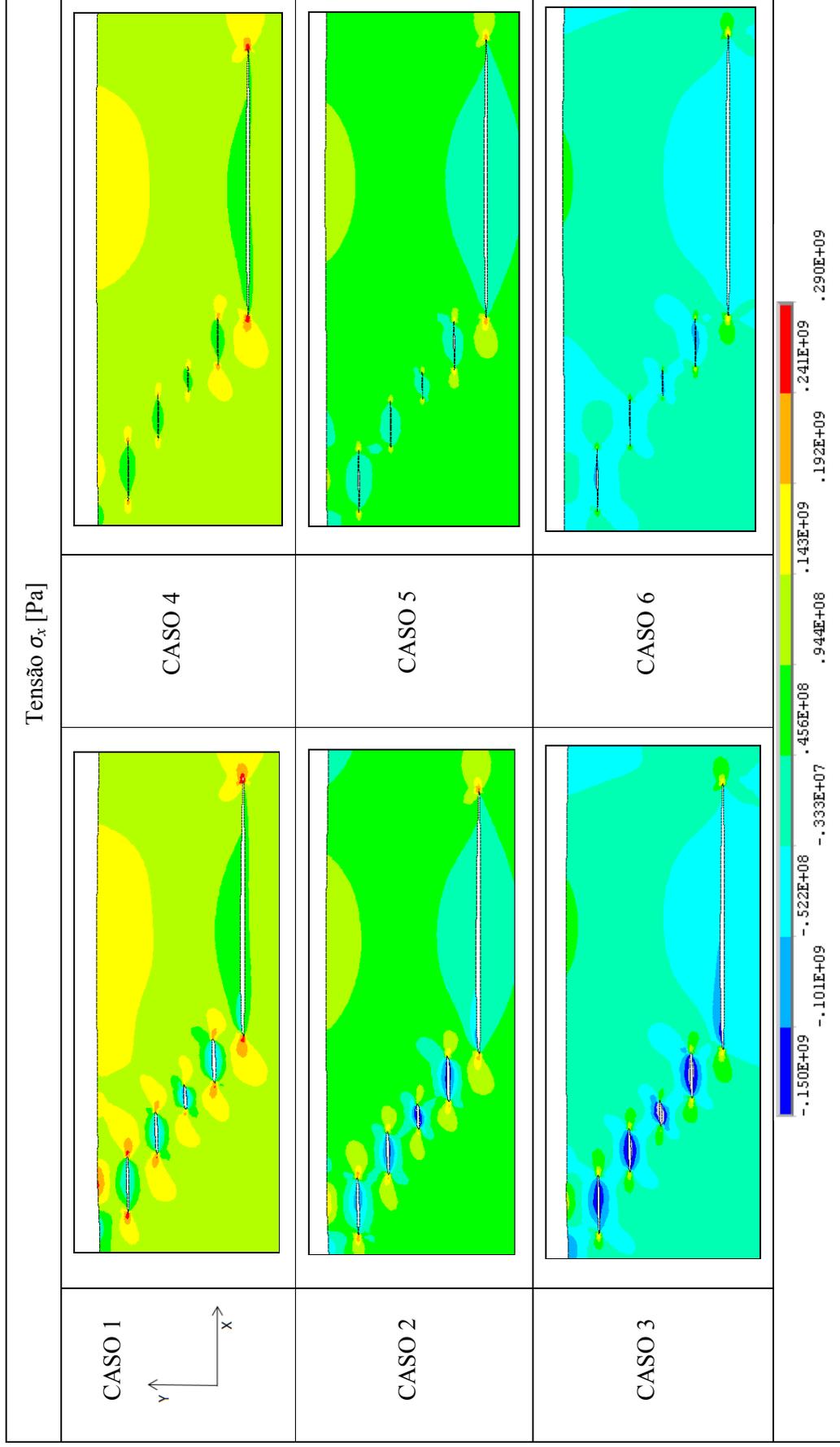


Figura 6.17: Tensão na direção X para os seis casos analisados.

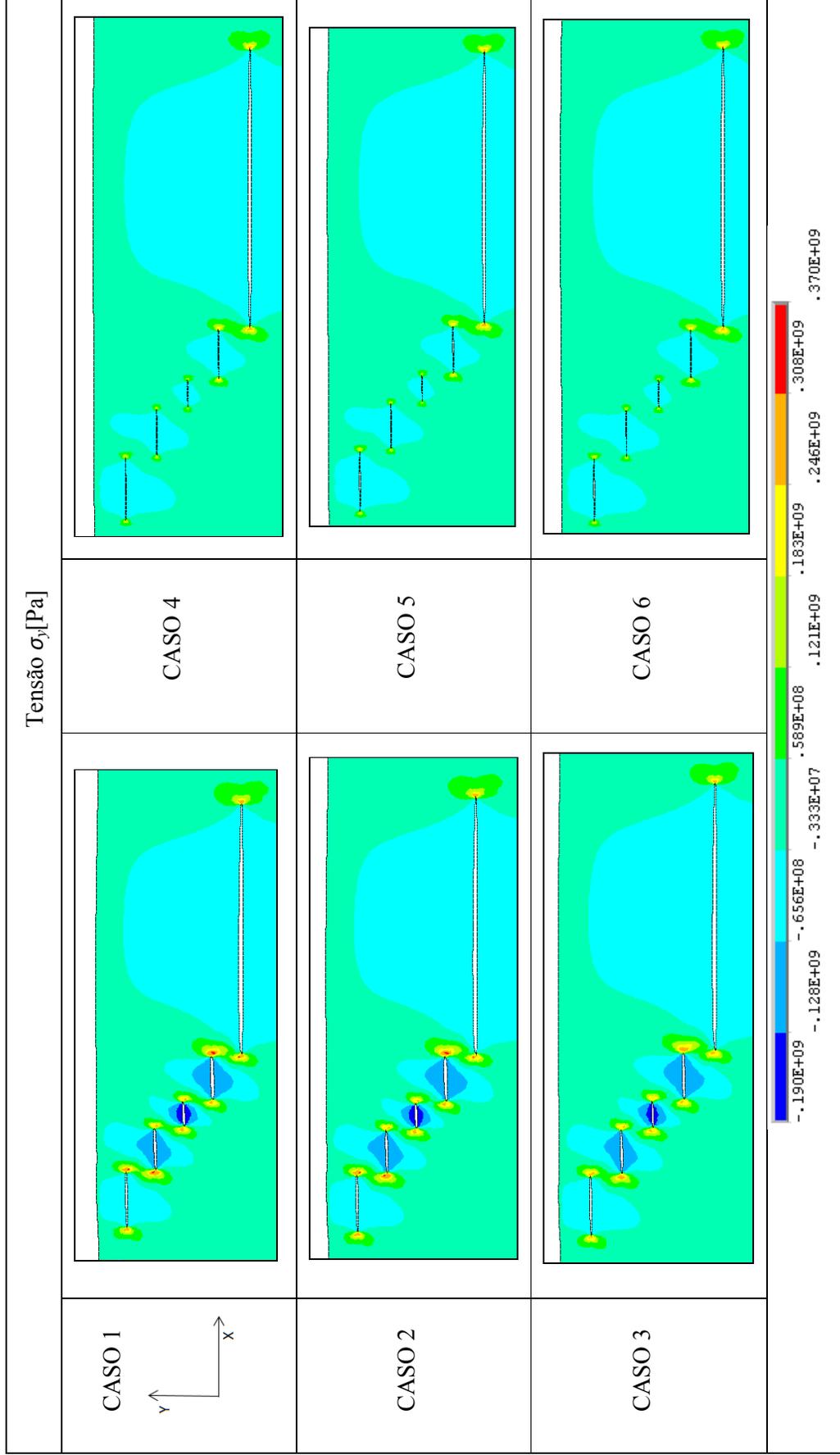


Figura 6.18: Tensão na direção Y para os seis casos analisados.

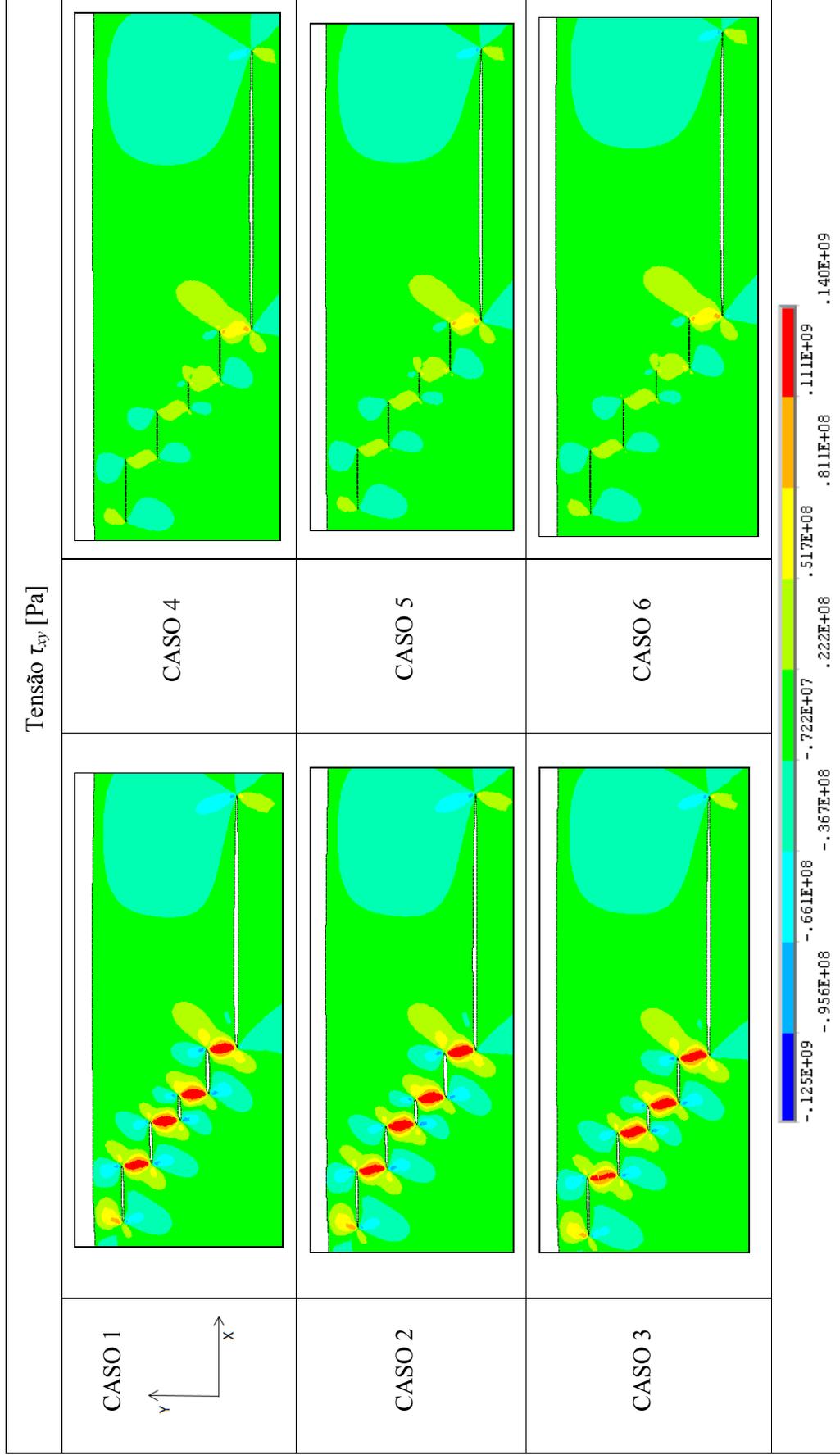


Figura 6.19: Tensão de cisalhamento XY para os seis casos analisados.

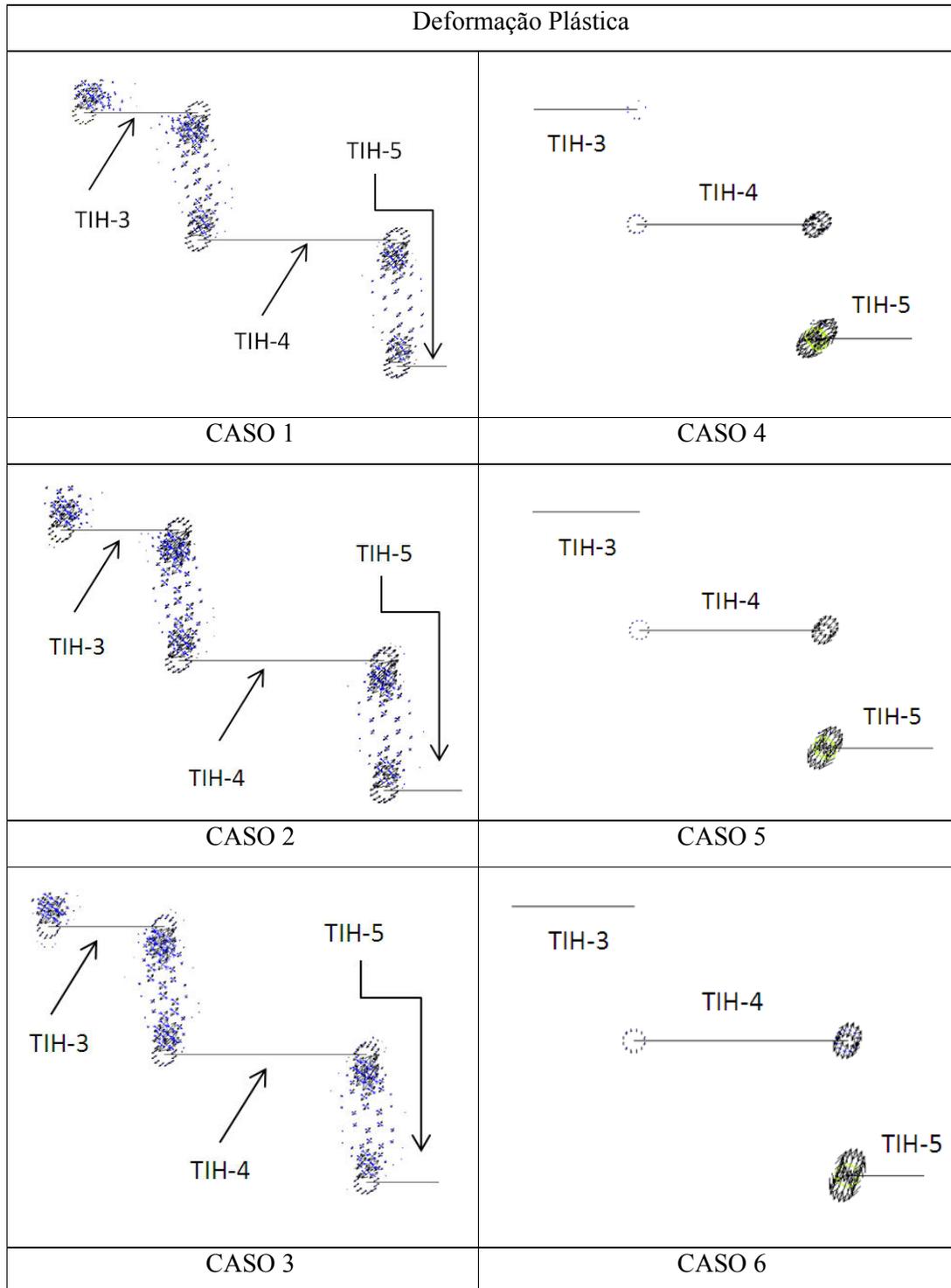


Figura 6.20: Vetores de deformação plástica na região interlaminar entre as trincas TIH-3, TIH-4 e TIH-5.

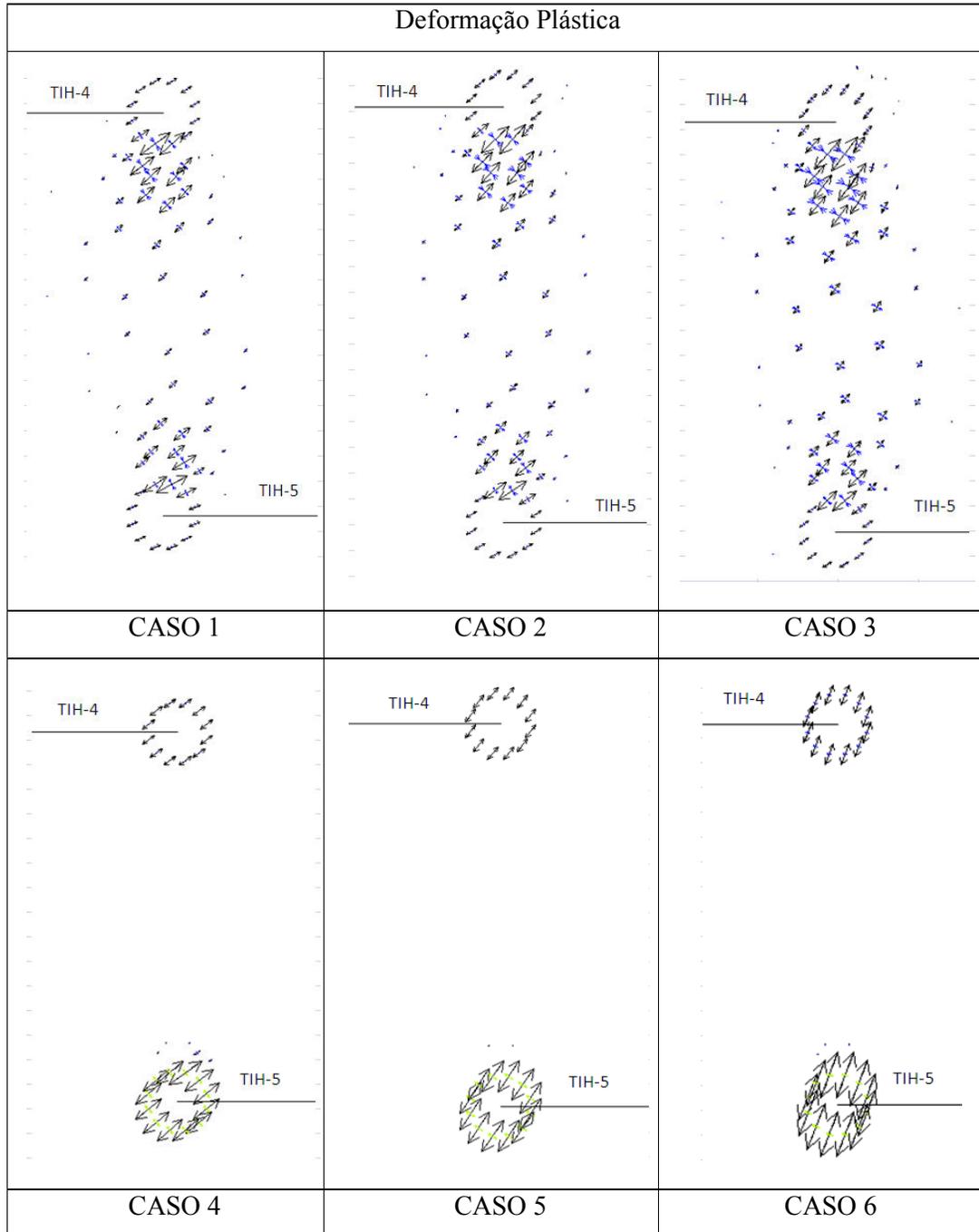


Figura 6.21: Vetores de deformação plástica entre as trincas TIH-4 e TIH-5.

6.4 Caracterização da Tensão-T

Antes de analisar o nível de triaxialidade no campo de tensões na extremidade de um conjunto de TIH se realizou a validação da metodologia de análise numérica utilizada para este fim. Assim, foi criado um modelo de elementos finitos de um corpo de prova do tipo SE(T) para obtenção de resultados e validação de acordo com dados encontrados em bibliografia. O modelo é apresentado na Figura 6.22. Neste, foram simuladas diferentes relações entre a profundidade da trinca (a) e a altura do corpo de prova (W), de acordo com a Figura 2.12.

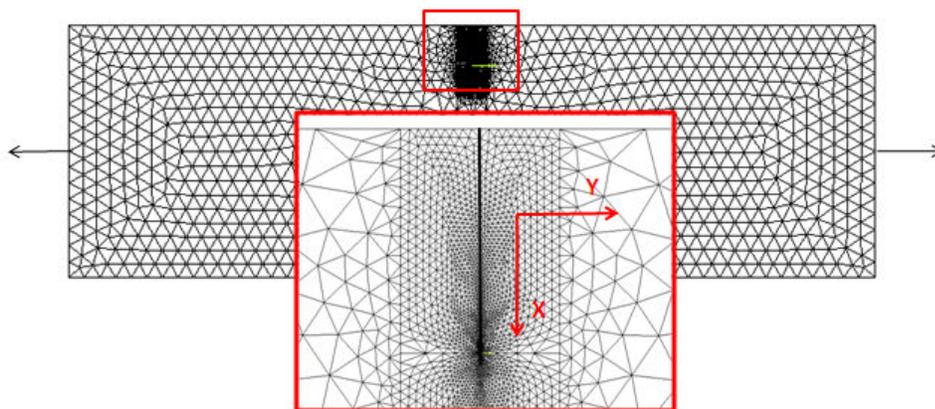


Figura 6.22: Modelo Numérico do CP do tipo SE(T) utilizado para validação da metodologia de cálculo.

Todas as relações de profundidade de trinca por altura de corpo de prova foram verificadas para uma mesma tensão de tração aplicada, neste caso 141 MPa. Os valores do fator de intensidade de tensão utilizados para solução da equação (2.24) também foram obtidos a partir do modelo numérico e são apresentados na Tabela 6.4.

Tabela 6.4: Valor do fator de concentração de tensão obtido numericamente para diferentes relações geométricas.

a/W	K_I [MPa.m ^{1/2}]
0,2	15,62
0,4	36,90
0,6	79,85
0,8	304,00

Para o caso de estudo a distância à ponta da fissura para determinação da razão de biaxialidade foi de 0,15mm. Nota-se que para pequenas distâncias da ponta da trinca se tem uma pequena instabilidade nos valores apresentados, estes pontos são influenciados por erros numéricos que são comuns nas zonas de alta concentração de tensão (Figura 6.23). Cada ponto no gráfico representa um nó do modelo finito de onde foram retirados os valores da tensão σ_{xx} e σ_{yy} para o cálculo de da tensão-T.

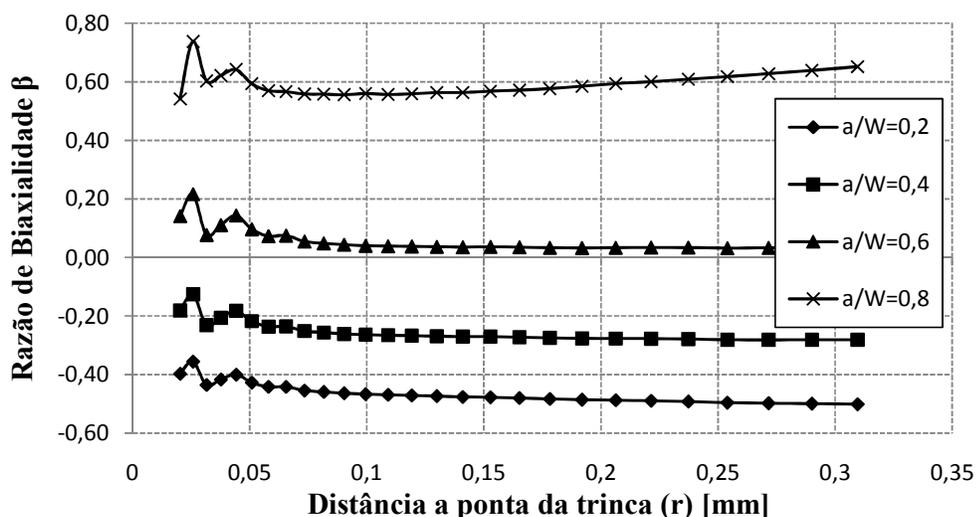


Figura 6.23: Razão de biaxialidade a medida que se afasta da ponta da trinca.

Os valores de razão de biaxialidade encontrados para o modelo numérico que representa um CP do tipo SE(T) são apresentados na Figura 6.24, neste caso os resultados já estão sobrepostos no gráfico de razão de biaxialidade apresentado anteriormente na Figura 2.13. Observa-se boa concordância nos valores obtidos pelo método numérico e nos valores indicados na bibliografia.

É possível observar que no momento em que a trinca se torna mais profunda se tem uma maior restrição da deformação plástica em sua extremidade e, conseqüentemente, um maior grau de triaxialidade no campo de tensão. Isto faz com que nestes casos a estrutura apresente uma menor tenacidade à fratura quando comparada com os casos em que se observa relaxação das restrições na extremidade da trinca.

Para o caso de estudo, a tensão-T é calculada para avaliar como a condição geométrica e de carregamento de uma TIH com pressão interna se comporta em relação ao relaxamento

do grau de restrição em sua extremidade, ou seja, à perda do grau de triaxialidade do campo de tensões. Posteriormente, é verificada a influência que uma TIH adjacente (também submetida à pressão interna) pode exercer sobre o campo de distribuição de tensões de uma TIH de referência.

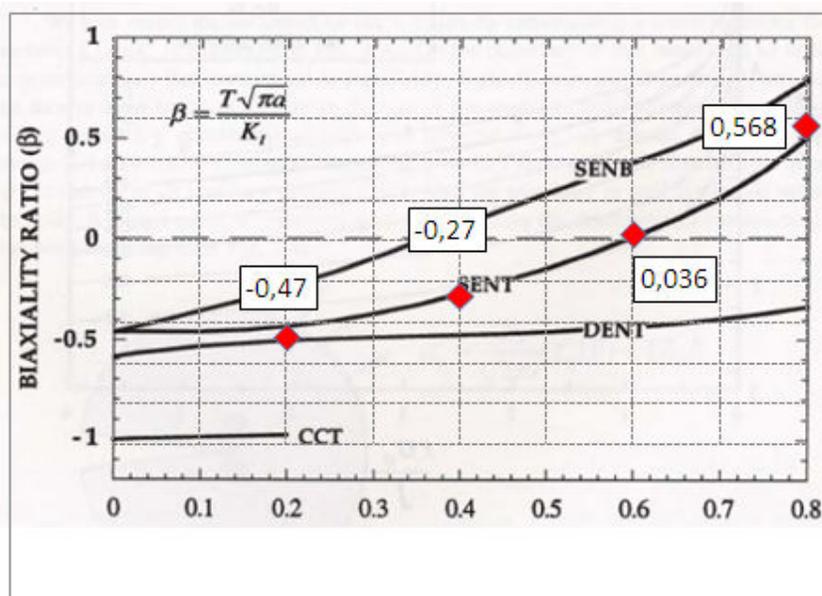


Figura 6.24: Razão de biaxialidade para CP do tipo SE(T).

Fonte: Adaptado Anderson, 1995.

Com esta finalidade, foi desenvolvido um modelo de elementos finitos apenas com duas TIH (TIH-4 e TIH-5) respeitando as suas devidas localizações de acordo com o caso anteriormente apresentado. Variou-se, então, a pressão interna nas duas trincas. Para a TIH-5 se manteve a pressão interna em dois níveis:

- Pressão interna para início da plastificação na ponta de trinca (31,9 MPa)
- Pressão interna para propagação instável (1400 MPa)

Para o caso da TIH-4 se variou a pressão interna em cinco diferentes níveis, fazendo-se um incremento constante deste o valor nulo até que atingir a pressão crítica para início de plastificação (para os 6 primeiros casos) e pressão crítica para propagação instável (para os 6 últimos casos). Foi desenvolvido um total de doze modelos numéricos, cujo esquema de aplicação das condições de contorno é apresentado na Figura 6.25 e os valores assumidos em cada um dos casos é apresentado na Tabela 6.5.

Primeiramente se verificou o comportamento da razão de biaxialidade β para os nós adjacentes a ponta da trinca, na direção do eixo X. Para os casos 1 (Figura 6.26) e 10 (Figura 6.27) se nota que o valor é negativo, porém muito próximo de zero. Isto significa que a distribuição de tensões é muito semelhante a distribuição de tensão analítica considerando apenas o primeiro termo da equação. Pode-se dizer então que o grau de triaxialidade na extremidade da trinca é razoável e a tenacidade do material na estrutura se comporta conforme resultados obtidos em laboratórios para sua caracterização utilizando CP sob EPD.

Nos demais casos é observado que ao passo que se aumenta a pressão interna da trinca adjacente (TIH-4) à trinca de controle (TIH-5) ocorre um incremento da magnitude da razão de biaxialidade, isto significa que ocorre uma maior restrição do campo de deformação plástica na extremidade da trinca e, por este motivo, os valores de tenacidade da estrutura podem apresentar magnitudes levemente superiores as magnitudes verificadas em CP que caracteriza a tenacidade do material.

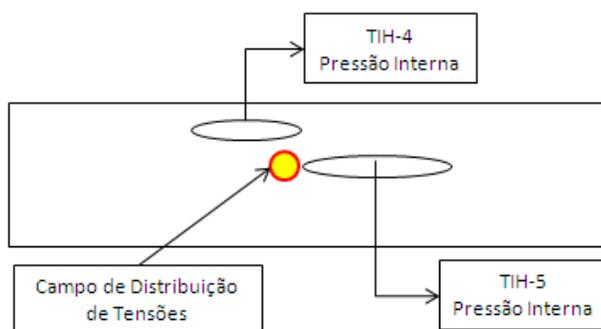


Figura 6.25: Esquema de aplicação das condições de contorno.

A Figura 6.28 e Figura 6.29 mostram como se comporta a razão de biaxialidade em função da relação entre pressões internas das TIH quatro e cinco. Neste caso a magnitude deste parâmetro foi obtida para uma distância de 0,15 mm da extremidade da trinca, conforme mencionado anteriormente. Nota-se que tanto para os primeiros casos, onde as pressões internas ficaram próximas das magnitudes para início de plastificação, assim como para os últimos casos, onde estas ficaram próximas a pressão para propagação instável, o comportamento da razão de biaxialidade é constante para uma mesma relação (TIH-4 / TIH5). Mais uma vez se visualiza que a medida que se incrementa a pressão na trinca adjacente a trinca de controle ocorre uma maior restrição da deformação plástica na extremidade da trinca de referência.

Tabela 6.5: Valores de condição de contorno assumidos nos casos analisados.

	Pressão Interna TIH-5	Pressão Interna TIH-4
CASO 1	31,9 MPa	0,0 MPa
CASO 2	31,9 MPa	20,0 MPa
CASO 3	31,9 MPa	40,0 MPa
CASO 4	31,9 MPa	60,0 MPa
CASO 5	31,9 MPa	80,0 MPa
CASO 6	31,9 MPa	100,0 MPa
CASO 7	1400,0 MPa	0,0 MPa
CASO 8	1400,0 MPa	1000,0 MPa
CASO 9	1400,0 MPa	2000,0 MPa
CASO 10	1400,0 MPa	3000,0 MPa
CASO 11	1400,0 MPa	4000,0 MPa
CASO 12	1400,0 MPa	5000,0 MPa

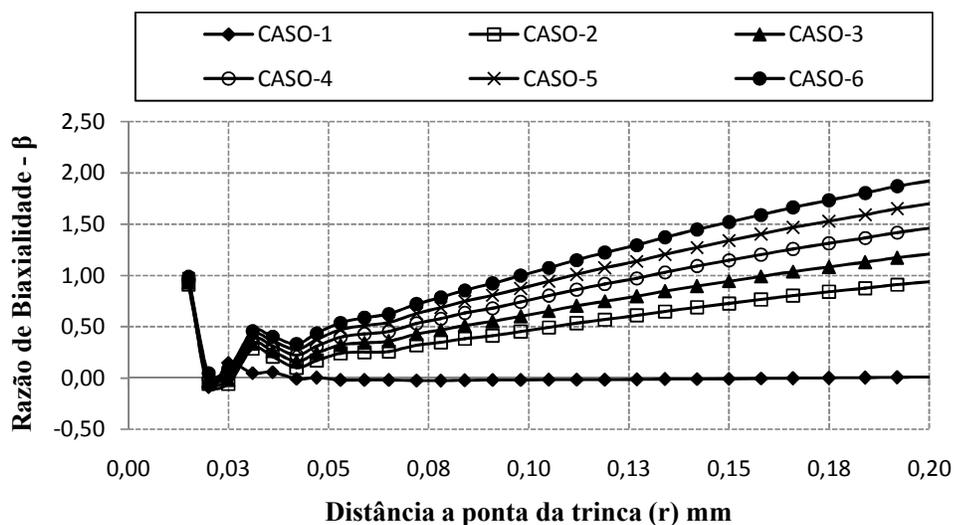


Figura 6.26: Razão de biaxialidade para os 6 primeiros casos analisados.

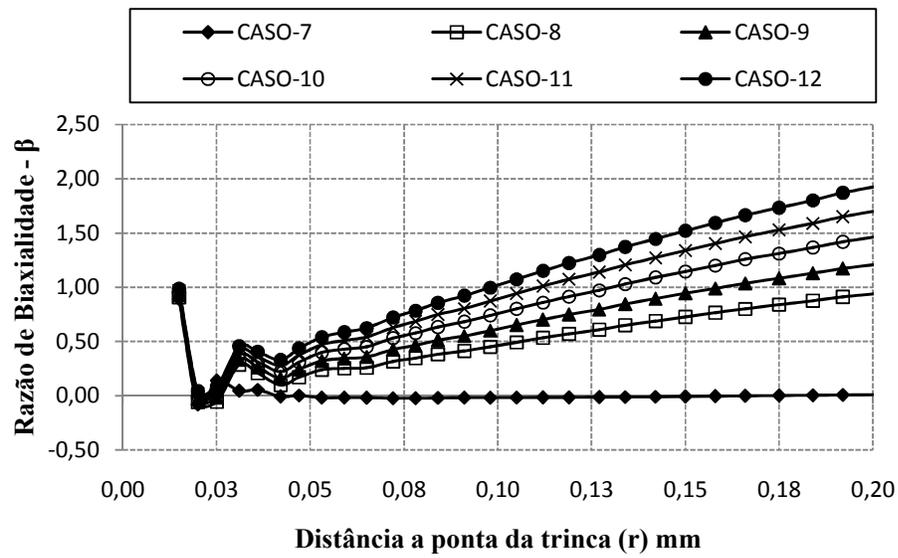


Figura 6.27: Razão de biaxialidade para os casos 7 ao 12.

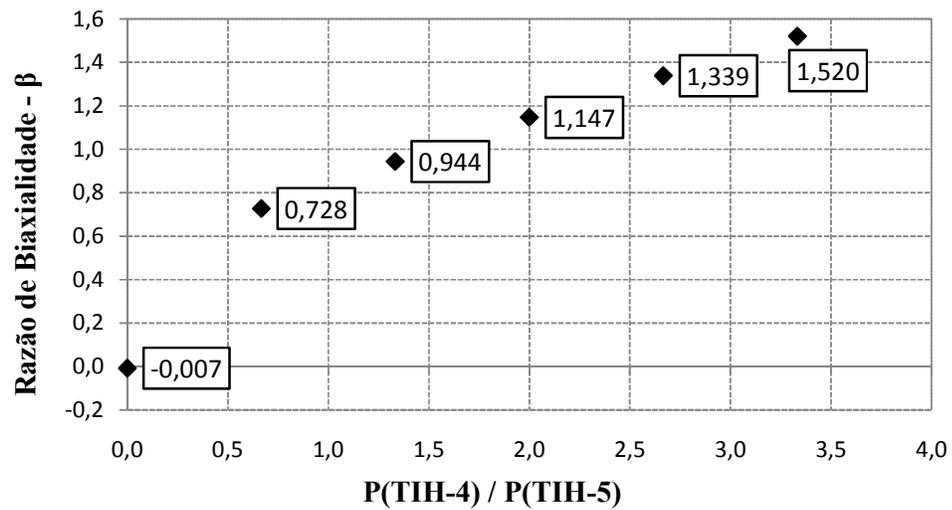


Figura 6.28: Razão de biaxialidade em função da relação de pressão para os 6 primeiros casos analisados.

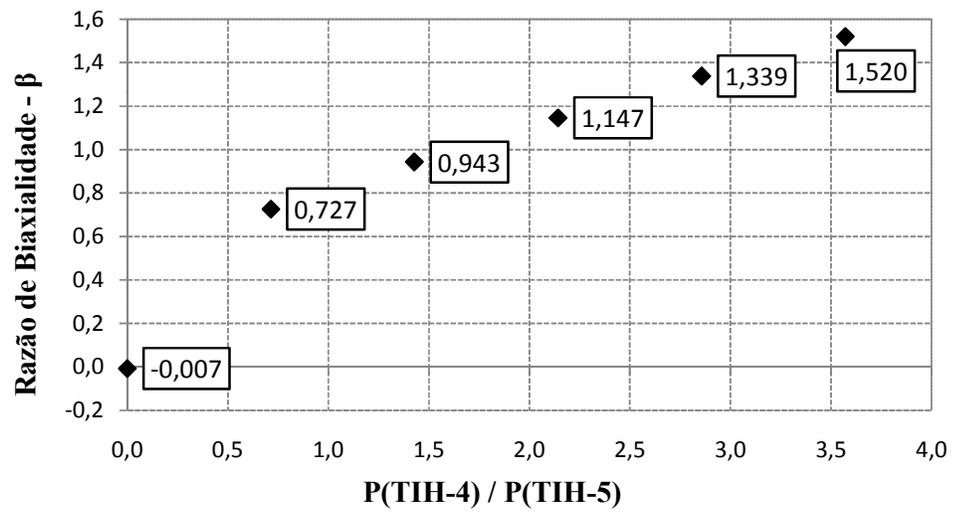


Figura 6.29: Razão de biaxialidade para os casos 7 a 12 analisados.

6.5 Avaliação da descontinuidade de acordo com a Metodologia FFS

6.5.1 Simplificação da geometria da descontinuidade e hipóteses

Para avaliação da criticidade da descontinuidade em relação à integridade da estrutura foram consideradas duas hipóteses de simplificação da geometria, apresentadas na sequência:

Caso (a): É considerada a hipótese que as trincas sofrem o processo de união e então se apresentam como uma trinca única do tipo SWC (*Stepwise cracking*). Esta hipótese é assumida com base nos resultados anteriormente apresentados, nos quais o conjunto de trincas se mostra mais fortemente sujeito ao processo de união do que ao processo de propagação individual. Neste caso também é considerado que a trinca está ventada, ou seja, em contato direto com a atmosfera, desconsiderando-se assim os efeitos da pressão interna a qual ela estaria submetida devido à migração do hidrogênio atômico para seu interior. Assume-se esta hipótese pelo fato do processo de ventar TIH ser uma prática constante neste tipo de defeito e também pela pequena distância entre o conjunto de trincas e a superfície. A simplificação da geometria da trinca é realizada de acordo com a **Erro! Fonte de referência não encontrada.** A Figura 6.30 mostra a aplicação do método de simplificação e os resultados são apresentados na Tabela 6.6.

Caso (b): Nesta abordagem é verificado os efeitos da descontinuidade caracterizando-a como um defeito superficial. Desta forma é considerada que a área ocupada pelo conjunto de trincas é removida e se tem então a falta de material nesta região. A simplificação da geometria da é dada de acordo com a Figura 4.2. O resultado da simplificação é apresentado na Tabela 6.7.

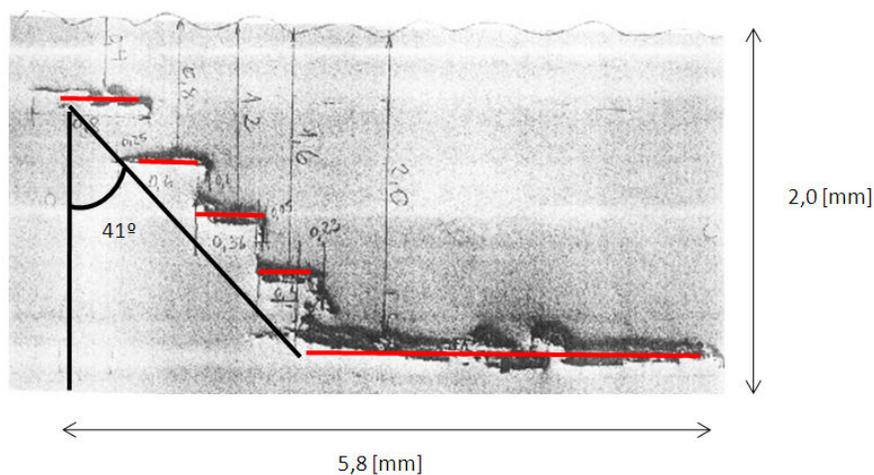


Figura 6.30: Simplificação da geometria da trinca do tipo SWC.

Tabela 6.6: Dimensões da descontinuidade do tipo SWC.

Tamanho da trinca	a_0	2,0 mm
Ângulo	θ	41°
Fator de Correção	$W\theta$	1,16
Tamanho da trinca	a	2,32 mm

Tabela 6.7: Dimensões da descontinuidade do tipo superficial (semi-elíptica).

Dimensão Longitudinal	$2c$	5,8
Dimensão Transversal	a	2,0

6.5.2 Caracterização da descontinuidade através da metodologia FFS

Uma vez realizada a simplificação da geometria da descontinuidade é possível realizar a análise de aceitabilidade através da metodologia FFS. Primeiramente, é necessário caracterizar-la quanto aos parâmetros K_r , S_r e L_r , pois estes irão indicar nos diagramas se a presença do defeito na estrutura é aceitável ou não.

Os valores de S_r e L_r estão em função da σ_{REF} , esta, por sua vez, é calculada para cada tipo de geometria, defeito e carregamento. As equações para solução dos casos analisados foram apresentadas na seção 4.1.4 deste trabalho. Para as duas normas e procedimento avaliados foi utilizada a mesma metodologia de cálculo para tensão de referência (metodologia disponível na Norma API_579 / ASME FF-1, 2007) por se tratar da norma mais específica para este tipo de defeito e com resolução para os casos estudados neste trabalho.

Os resultados da primeira abordagem (trinca circunferencial) são apresentados na Tabela 6.8. Nesse caso apresentados três resultados para fatores de intensidade de tensão do modo I, (K_I Analítico Cilindro, K_I Analítico placa e K_I Numérico). O primeiro resultado é referente à metodologia de cálculo apresentada na seção 4.1.4; o segundo foi feito de forma analítica considerando a geometria como uma placa de espessura unitária com carga nas laterais, conforme o Anexo B do trabalho; já o terceiro é o resultado da solução numérica obtida do modelo de elementos finitos que, conforme já foi descrito, simplifica a geometria da parede do vaso de pressão como sendo uma placa submetida a carregamentos laterais e sob o

EPD, esse é apresentado na Figura 6.31. O cálculo foi feito das três maneiras para demonstrar a similaridade dos resultados e validar o modelo numérico para as demais análises que são apresentadas neste trabalho.

Os resultados obtidos para a segunda geometria analisada (descontinuidade superficial) são apresentados na Tabela 6.9. Constata-se que o fator de intensidade de tensão para o segundo caso apresenta uma magnitude consideravelmente inferior, equivalente a 25% da magnitude do mesmo parâmetro para o segundo caso. Este já é um indício do quanto conservador é a análise da descontinuidade considerando-a uma trinca perpendicular a parede do vaso de pressão.

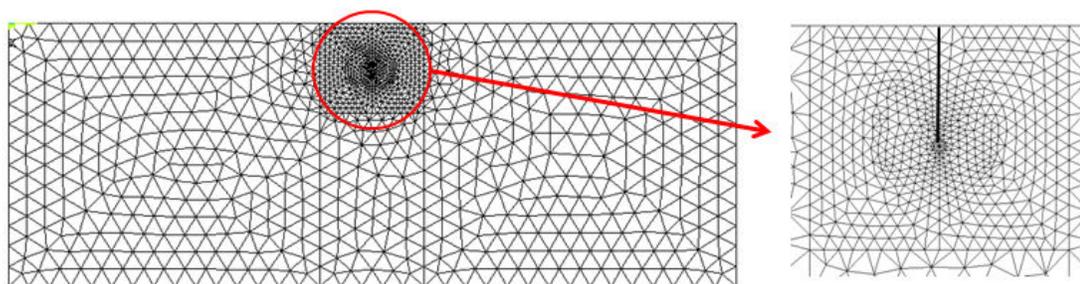


Figura 6.31: Modelo numérico utilizado para determinar fator de intensidade de tensão.

Tabela 6.8: Parâmetros para definição de aceitabilidade de descontinuidades (defeito do tipo trinca superficial).

Pressão Interna	2,3 [MPa]	σ_{REF}	175,3 [MPa]
P_m	139,4 [MPa]	K_I Analítico (cilindro)	15,6 [MPa.m ^{0,5}]
P_b	8,2 [MPa]	K_I Analítico (placa)	14,7 [MPa.m ^{0,5}]
α	0,183	K_I Numérico	14,5 [MPa.m ^{0,5}]
M_s	1,22	S_r	0,518
G_0	1,3308	L_r	0,749
G_1	0,76251	K_r	0,123
G_2	0,59769	K_I (cilindro) / K_I (placa)	1,06
G_3	0,47015	K_I (cilindro) / K_I Numérico	1,07
G_4	0,40132	K_I (placa) / K_I Numérico	1,01

Tabela 6.9: Parâmetros para definição da aceitabilidade de descontinuidades (defeito superficial).

Pressão Interna	2,3 [MPa]	Z	0,9998
P_m	138,02 [MPa]	σ_{REF}	137,9 [MPa]
P_b	0 [MPa]	Q	1,8883
θ	0,0032	β	0,909
x	0,1574	$G\theta$	1,0587
τ	0,0179	K_I Analítico	4,04 [MPa.m ^{0,5}]
A	0,0775	S_r	0,4079
α	0,0292	L_r	0,5893
Ψ	1,5705	K_r	0,0320

6.5.3 Verificação da descontinuidade quanto a sua aceitabilidade

A Figura 6.32 apresenta o diagrama de avaliação para o caso do procedimento CEGB-R6. Tanto para o caso de colapso plástico quanto para o caso de fratura frágil o ponto que caracteriza a descontinuidade (S_r para eixo das abscissas e K_r para eixo das ordenadas) se apresenta bastante afastando do limite que define a aceitabilidade, ou seja, a descontinuidade não se apresenta de forma crítica na estrutura. Para este caso a curva que delimita a região de aceitabilidade é dada pela equação (2.35).

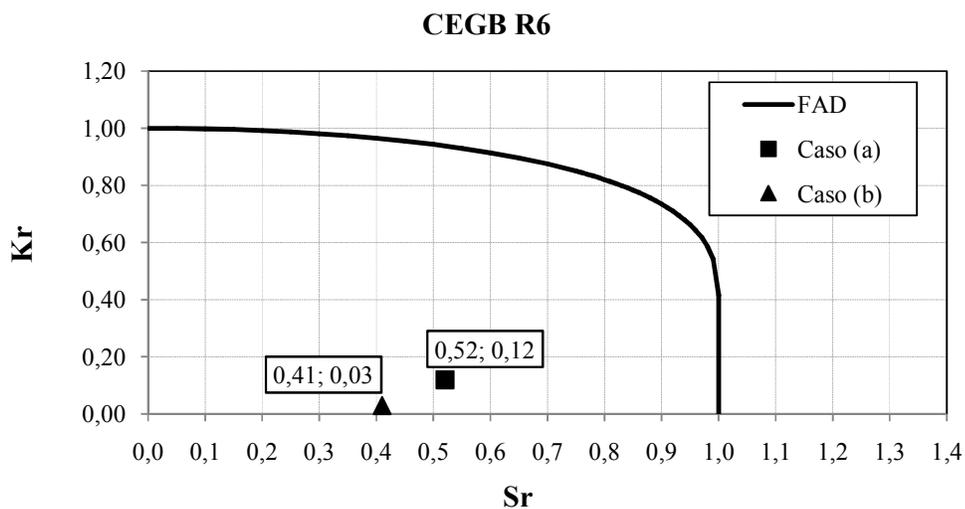


Figura 6.32: FAD segundo o procedimento CEGB-R6.

O diagrama de avaliação do Nível 1 da norma BS7910 é apresentado na Figura 6.33. Como este diagrama independe das características do material acaba por ser bastante conservador.

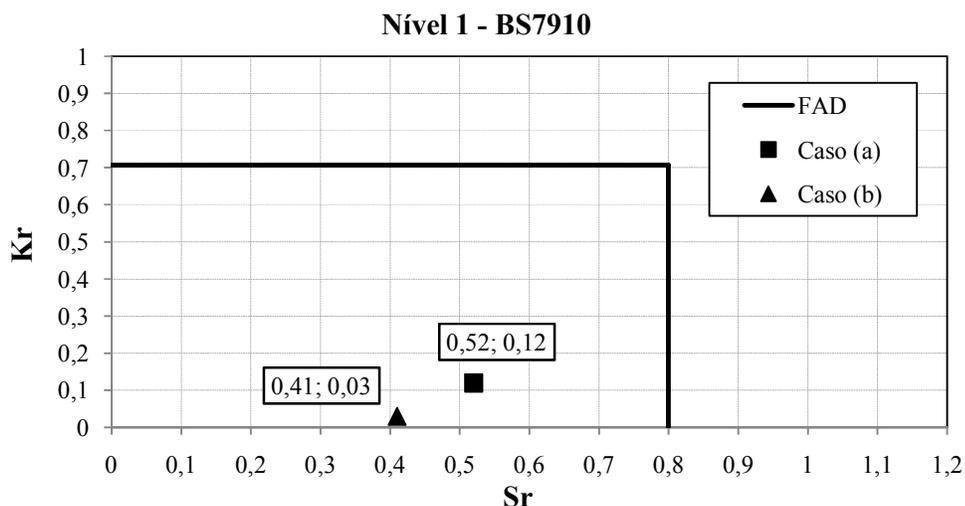


Figura 6.33: Diagrama de avaliação para o Nível 1 da Norma BS-7910.

O Nível-2A da norma BS7910 possui o mesmo diagrama de avaliação que o Nível-2 da norma API-579 / ASME FFS-1. A região de aceitabilidade é definida pela equação (4.2). Este diagrama leva em consideração as propriedades mecânicas do material e, desta forma, molda a curva de aceitabilidade de acordo com estas características.

O cálculo do K_r para o Nível-2 da norma API-579 / ASME FFS-1 difere do cálculo indicado pela norma BS-7910, uma vez que considera um fator de plasticidade na solução. Para efeitos de comparação não foi considerado este efeito no cálculo do parâmetro K_r . A Figura 6.34 apresenta o diagrama e o ponto que caracteriza a descontinuidade para os dois casos analisados.

É considerado um valor máximo de L_r para todos os casos analisados de 1,25. Esta indicação provém da Norma API-579 / ASME FFS-1 que indica este valor para a matéria-prima que constitui a estrutura analisada.

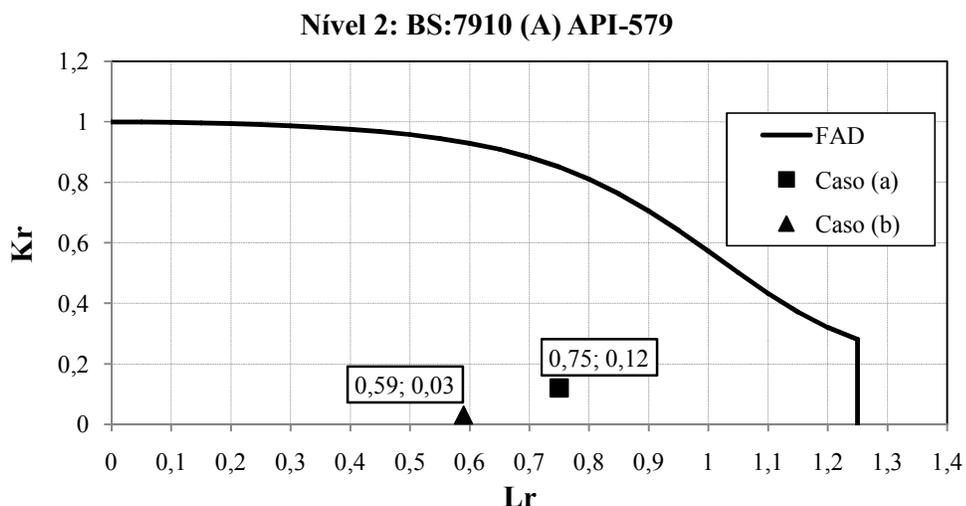


Figura 6.34: Nível-2A para norma BS7910 e Nível-2 para norma API-579 / ASME FFS-1.

Para o Nível 2B da norma BS-7910 é levado em consideração a curva tensão deformação do material para construção do diagrama, de acordo com a equação (4.7). Assim, acaba sendo menos conservador que o diagrama para o Nível 2A que leva em consideração apenas a tensão e escoamento e tensão limite de resistência. O diagrama com o ponto que caracteriza o comportamento da descontinuidade é apresentado na Figura 6.35.

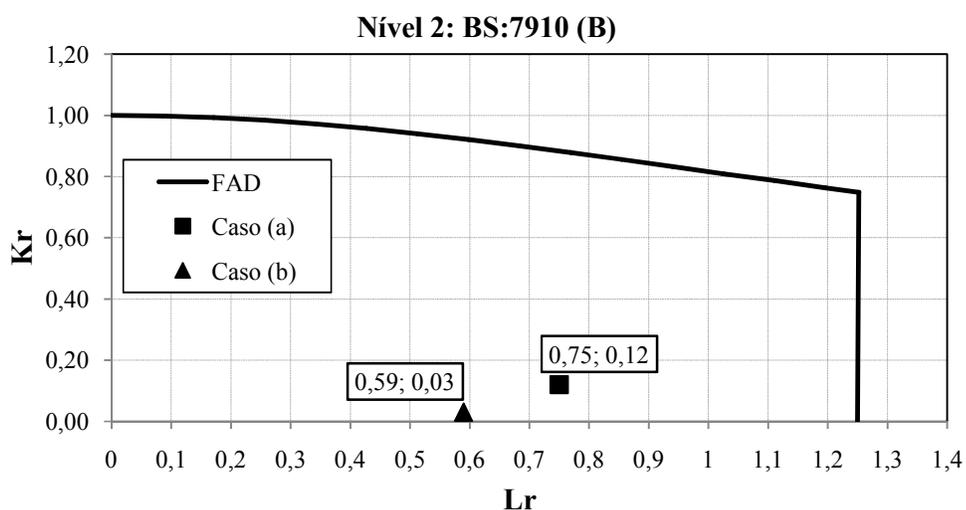


Figura 6.35: Diagrama representando o nível 2B da norma BS7910.

O Nível 3 das duas normas (API-579 / ASME FFS-1 e BS-7910) é o menos conservador e de aplicação mais sofisticada. Este nível incorpora informações referentes ao

comportamento do material durante a propagação da trinca através da curva de resistência (Curva J-R). Para os Níveis 3A e 3B da norma BS-7910 os diagramas são os mesmos dos respectivos Níveis 2A e 2B, no entanto no nível 3 é caracterizado o comportamento da trinca durante a sua propagação, que pode ser visto na Figura 6.36 e Figura 6.37. O Nível 3 da API-579 / ASME FFS-1 possui o mesmo diagrama do Nível 3B da BS-7910 e também é representado pela Figura 6.37

Como pode ser constatado na Figura 6.36 e Figura 6.37, para o Nível 3 a caracterização da descontinuidade não se faz através de um ponto que caracteriza o seu comportamento, mas sim uma curva que indica o seu comportamento a medida que sua dimensão é incrementada. Desta forma, a análise é feita para diferentes dimensões de fissuras de acordo com a equação (4.8). Os valores da Integral J para as diferentes dimensões da descontinuidade são obtidos através de modelos numéricos que assumem as diferentes dimensões desta.

A norma BS 7910 ainda possui o Nível 3C que leva em consideração a curva de resistência do material na construção do diagrama, ou seja, a curva é construída com base no comportamento do material em função da propagação da fissura, de acordo com a equação.

(4.31) Neste caso também se faz uso de modelos numéricos para caracterizar o valor da Integral J (para modelo elástico e elástico não linear) para as diferentes dimensões da fissura. Para caracterização da descontinuidade no diagrama é utilizada a mesma metodologia indicada para os casos 1 e 2 do Nível 3.

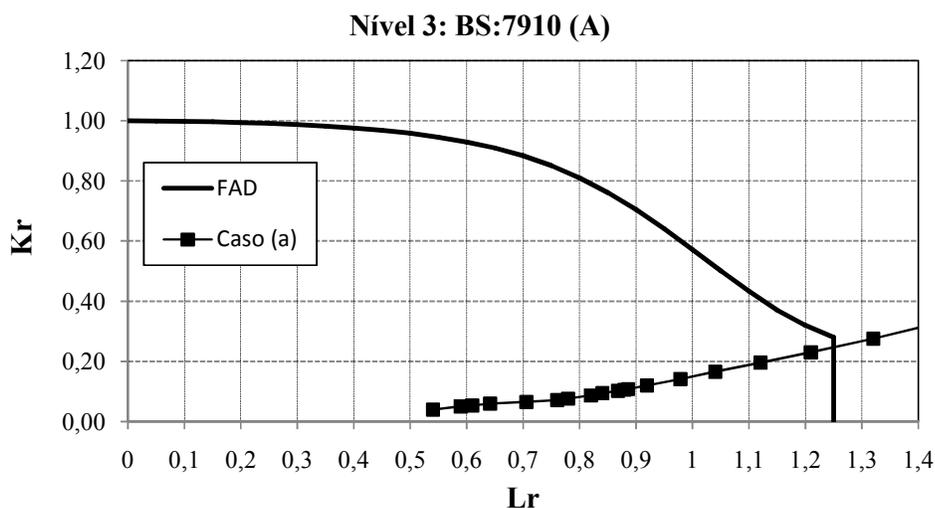


Figura 6.36: Nível 3A da BS-7910.

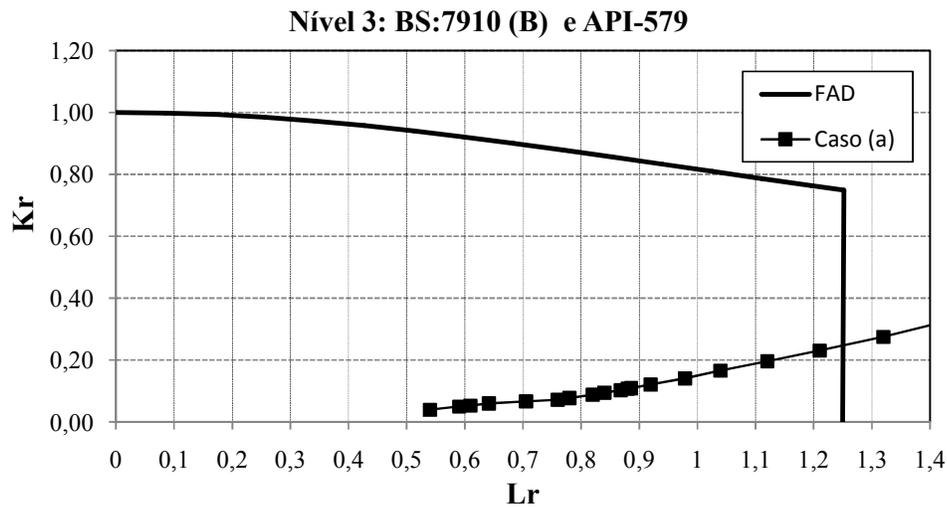


Figura 6.37: Nível 3B da BS-7910 e Nível 3 da API-579 / ASME FFS-1.

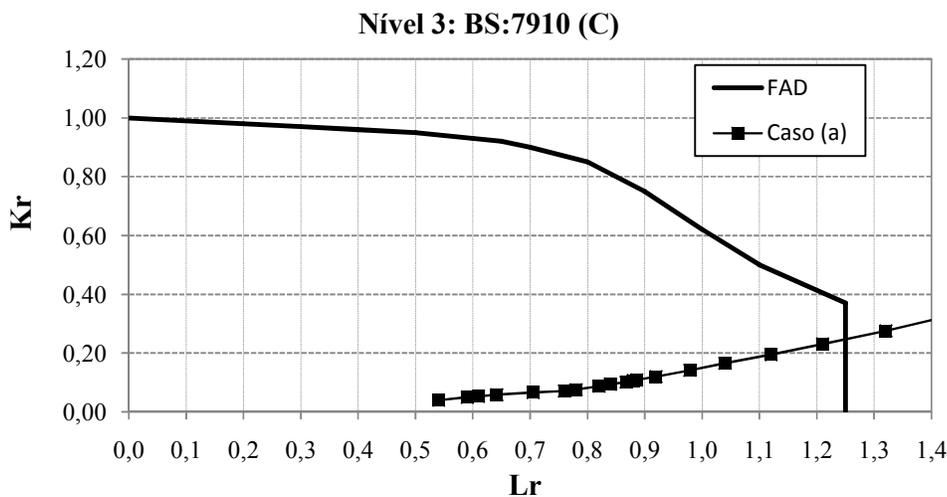


Figura 6.38: Nível 3C da análise da Norma BS 7910.

Os fatores de segurança para o caso (a) em relação à fratura e ao colapso plástico da estrutura são apresentados na Tabela 6.10. É verificado que quando se incrementa o nível de avaliação se obtém maiores coeficientes de segurança, indicando que a análise se torna menos conservadora.

No caso (b) se constata fatores de segurança com magnitudes bastante superiores aos verificados no caso (a). Isso mostra que as normas e procedimento analisados podem ser consideravelmente conservadoras quando se analisa a descontinuidade como uma trinca

perpendicular a parede do vaso de pressão. Os valores são apresentados na Tabela 6.11. Neste caso não foi verificado o comportamento de crescimento da trinca por se tratar de uma descontinuidade do tipo superficial (semi-elíptica) e não do tipo trinca.

Tabela 6.10: Coeficiente de segurança para o caso (a) analisado – defeito do tipo trinca.

Critério	Caso (a)	
	Fratura	Colapso Plástico
CEBG R6	7,08	1,33
BS 7910 Nível 1	5,89	1,54
BS 7910 / API-579 - Nível 2 A	7,08	1,67
BS 7910 Nível 2 B	7,33	1,67

A relação entre os coeficientes de segurança para o caso (a) e o caso (b) são apresentadas na Tabela 6.12. É observado que, principalmente para a razão de tenacidade, os coeficientes de segurança do caso (b) possuem magnitudes consideravelmente superiores aos coeficientes do caso (a). O fenômeno ocorre pelo fato que a abordagem realizada no caso (a) é muito mais conservadora, pois o defeito do tipo trinca é muito mais suscetível a propagação que o defeito superficial, verificada na abordagem realizada no caso (b).

Para o Nível 3 a delaminação é caracterizada não por um ponto de referência no diagrama, mas sim por uma curva que indica seu crescimento. Em todas as análises realizadas para o Nível 3 o comprimento crítico de trinca verificado foi de 6,85mm.

Tabela 6.11: Coeficientes de segurança para o caso (b) analisado.

Critério	Caso (b)	
	Fratura	Colapso Plástico
CEBG R6	29,33	1,69
BS 7910 Nível 1	23,57	2,00
BS 7910 / API-579 - Nível 2 A	30,67	2,12
BS 7910 Nível 2 B	30,67	2,12

Tabela 6.12: Relação entre os coeficientes de segurança para os casos (a) e (b).

Critério	Relação caso (a) / caso (b)	
	Fratura	Colapso Plástico
CEBG R6	0,24	0,79
BS 7910 Nível 1	0,25	0,77
BS 7910 / API-579 - Nível 2 A	0,23	0,79
BS 7910 Nível 2 B	0,24	0,79

7 CONCLUSÕES

A partir do desenvolvimento do trabalho e dos resultados obtidos é possível concluir que o fator de intensidade de tensões e a magnitude do campo de distribuição de tensões na extremidade de uma TIH submetida à pressão interna aumentam ao passo que se incrementa a dimensão da fissura.

As TIH são sensíveis a sua posição ao longo da espessura da parede do vaso de pressão, apresentando menor valor de pressão interna crítica (tanto para início da deformação plástica como início da propagação instável) quando se aproxima da superfície interna ou externa. Ainda em relação ao posicionamento das TIH ao longo da espessura, foi observado que o valor do fator de intensidade de tensões no Modo II tem um incremento de magnitude mais intenso com a aproximação da TIH à superfície da parede do vaso de pressão comparado com o incremento da magnitude do Modo I. O Modo II acaba por atingir 40% do valor do Modo I a 0,5mm da superfície. Indicando um modo misto de fratura e a necessidade de levar em consideração o Modo II para cálculo do fator de intensidade de tensão efetivo.

A pressão crítica para início da plastificação na extremidade da TIH submetida à pressão interna é consideravelmente inferior à pressão crítica para início da propagação instável, em torno de 40 vezes menor. Em relação à interação entre as fissuras, foi possível constatar que com uma parcela de 85% da pressão interna crítica à plastificação na extremidade das TIH já se observa uma zona de plastificação generalizada na região situada entre trincas adjacentes. Assim, o conjunto de TIH fica muito mais suscetível ao fenômeno de união entre as trincas do que ao fenômeno de propagação instável das TIH individualmente.

Foi observado que a tensão de membrana atuando no vaso de pressão não influencia de forma significativa a distribuição de tensões e o fator de intensidade de tensões na extremidade de uma TIH. Por outro lado, ela atua de forma efetiva no sentido de determinar a direção de deformação na região interlaminar, facilitando o processo de união das trincas quando sua magnitude é incrementada.

Em relação ao grau de restrição na extremidade das fissuras, verifica-se valores negativos para tensão-T e razão de biaxialidade β para os casos em que se tem apenas uma TIH submetida à pressão interna. De qualquer maneira, estes estão muito próximos da nulidade e não devem relaxar a restrição plástica na extremidade da trinca consideravelmente a ponto de causar uma variação da tenacidade do material para a dada estrutura. Já para os casos em que se tem uma trinca adjacente submetida à pressão interna se observa valores positivos destes

dois parâmetros, indicando a ocorrência de uma maior restrição da deformação plástica na ponta da trinca e conseqüente um maior grau de triaxialidade do estado de tensões.

Finalmente, nota-se uma diferença considerável nos resultados de avaliação de aceitabilidade da descontinuidade para as duas diferentes caracterizações geométricas assumidas (defeito do tipo trinca e defeito do tipo superficial). No caso em que se assume a descontinuidade como sendo uma trinca transversal esta se torna 4 vezes mais propensa a propagação instável e 1,26 vezes mais propensa ao colapso plástico quando comparada com uma descontinuidade do tipo meia elipse superficial.

7.1 Sugestões para trabalhos futuros

Tendo em vista pontos não totalmente esclarecidos no presente trabalho, segue indicações para temas de pesquisa futura:

- Analisar de forma mais detalhada o fenômeno de união entre TIH de forma a quantificar as magnitudes dos parâmetros envolvidos necessários para que o fenômeno ocorra. O uso do método elementos de interface coesivas é uma ferramenta interessante que pode permitir o desenvolvimento desta abordagem.

- Avaliar o comportamento do hidrogênio difuso na estrutura e como este se concentra em determinadas regiões. Assim, é possível averiguar como irá se comportar o incremento da pressão interna nas TIH de diferentes dimensões e localizado em diferentes posições na estrutura.

- Criar modelos parametrizados para avaliar a influência de TIH próximas uma das outras e definir se estas estão mais propensas ao fenômeno de união ou propagação instável de acordo com determinada condição geométrica e de carregamento.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Al-Anezi, M.; Frankel, G.; Agrawai, A. **Susceptibility of Conventional Pressure Vessel Steel to Hydrogen-Induced Cracking and Stress-Oriented Hydrogen-Induced Cracking in Hydrogen Sulfide-Containing Diglycolamine Solutions**, NACE International, 1999.

Anderson, T.L.; **Fracture Mechanics: Fundamentals and Application**. USA 2nd. ed. CRC Press, 1995.

Anderson, T.L.; Osage, A.D. **API 579: A comprehensive fitness-for-service guide** International Journal of pressure Vessels and Piping 77 (2000) 953 – 963.

ANSYS 10.0 Documentation, Ansys INC.

API – American Petroleum Institute. **API Recommended Practice 579: Fitness for service**. Washington D.C. 2000.

API / ASME. **Fitness for Service**. API-579-1 Second Edition, ASME FFS-1. 2007.

ASME – American Society of Mechanical Engineers, **Boiler and Pressure Vessel Code, Section VIII**, Division 1 and Division 2.

ASME – American Society of Mechanical Engineers, **Criteria of the ASME Boiler and Pressure Vessel Code Design by Analysis in Sections III and VIII**, Division 2. ASME.

ASTM E1820. **Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness**. Annual Book of ASTM Standards, American Society of Testing and Materials 1999.

ASTM E8 **Standard Method of Tension Testing of Metallic Materials**. Annual Book of ASTM Standards, American Society of Testing and Materials.

Berg, E.; Skallerud, B. e Thaulow, C. **Two-parameter fracture mechanics and circumferential crack growth in surface cracked pipelines using line-spring elements.** Elsevier, 2007.

Branco, C.M.; Fernandes, A.A.; Tavares de Castro, P.M. S. **Fadiga de Estruturas Soldadas.** 2a ed. Lisboa: Fundação Galouste Gulbenkian, 1986.

British Energy. **Assessment of the integrity of structures containing defects.** British Energy R-6, 1999.

British Standard. **Guide on methods for assessing the acceptability of flaws in structures, BS 7910.** British Standards Institute, 1999.

British Standard. **Guide on methods for assessing the acceptability of flaws in structures, BS 7910.** British Standards Institute, 2005.

Bueno, E., **Simulação Bidimensional de Fraturamento Coesivo por meio do Método de Elementos Finitos.** USP 1999.

Dowling, N. E.; **Mechanical Behaviour of Material.** Prentice-Hall Inc., 1993.

Gonzales, J.L.; Ramirez, R.; Hallen, J.M.; Guzman, R A. **Hydrogen-Induced Crack Growth Rate in Steel Plates Exposed to Sour Environments.** Corrosion - Vol. 53, N°.12, NACE International, 1997.

González, J.L.; Hallen, J M. **Mecánica de la fractura en ductos de recolección y transporte de hidrocarburos.** 3er congreso de ductos PEMEX, PP 182, 1998.

Griffith, A.A., **The Phenomena of Rupture and Flow of Solids,** Philosophical Transaction, Royal Society, A 221, pp. 163-198, 1920.

Hippert, E. **Investigação experimental do comportamento dúctil de aço API-X70 e aplicação de curvas de resistência $J-\Delta a$ para previsão de colapso em dutos.** USP 2004.

Irwin, G.R. **Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate**, Journal of Applied Mechanics, vol. 24, pp. 361-364. 1957.

Janelle, J.L.; **An Overview an Validation of the Fitness for Service Assessment Procedures for Local Thin Areas**. The Graduate Faculty of the University of Akron, 2005.

Kanninen, M.F.; Popelar, C.H. **Advanced Fracture Mechanics**, Oxford University Press, New York 1985.

Krom, A.; Bakker, A.; Koers, R. **Modelling Hydrogen-induced cracking in steel using a coupled diffusion stress finite element analysis**, Int. J. Pres. Ves & Piping 72 (1997) 139-147.

Kumar V.; German M.D.; Shih C.F. **An engineering approach for elastic-plastic fracture analysis**. EPRI Report NP-1931, Palo Alto, CA:EPRI, 1981.

Lam, P.S.; Sindelar, R.L.; **Comparision of Fracture Methodologies for flaw Stability analysis of Storage Tanks**. Westing House Savannah River Technology Center, Aiken South California, 2000.

Mattheck, C.; Beller, M.; Moldenhauer, H. **Effective Fracture Mechanical assessment of unified ensembles of hydrogen induce cracks**. 1989.

Melani, M.; Benarous, M.; Ghoul, A.; Azari, Z. **Volumetric Method to Understand the Effect of T-Stress and Stress Intensity Factor in Arc of Pipe**. African Physical Review, 2007.

Method of assessment for flaws in fusion welded joints with respect to brittle fracture and fatigue crack growth, WES 2805, 1997.

Mostert R.; Sharp W.R. **Low Temperature Hydrogen Damage Assessment in the Gas and refining Industry**. 3rd MENDT. 2005.

Nakai, Y.; Kurashasi, H.; Totsuka, **Hydrostatic Burst on Pipe With Hydrogen Induced Cracking**. Materials Performance, NACE, pp 37, 1983.

Pereira Filho, J.S. **Análise de Efeitos de Teste Hidrostático em Vasos de Pressão**. Universidade Federal de Santa Catarina, Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica. Florianópolis 2004.

Reyes, A.M. **Análise de Estabilidad Mecánica de Laminaciones Escalonadas em Recipientes Cilíndricos com Presión Interna Aplicando El Método Del Elemento Finito**. Instituto Politecnico Nacional, México, 2004.

Rice, J.R., **A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentrations, by Notches and Cracks**, Journal of Applied Mechanics, vol. 35, pp. 379-386. 1968.

SAQ/FoU. **A procedure for safety assessment of components with cracks - Handbook**. SAQ/FoU-Report 96/08, 1997.

Schwalbe, K.; Scheider, I.; Cornec, A.; SIAM CM 09 – **The SIAM method for applying cohesive models to the damage behavior of engineering materials and structures**. GKSS – Forschungszentrum Geesthacht GmbH – Geesthacht 2009.

Scott, P.M. Anderson, T.L.; Osagem, D.A., Wilkowski; G.M. **Review of Existing Fitness-for-Service Criteria for Crack-like flaws**. Weldind Research Concil , INC. 1998.

Shehata, M.T.; Elbouldaini, M. ; Revie, E.W. **Initiation of stress corrosion cracking and Hydrogen-Induced cracking in oil and Gas Line-Pipe steels, Oil and Gas Pipelines**, CANMET.

Stroe, M. **Hydrogen Embritelment of Ferrous Materials**. Université Libre de Bruxells, 2006.

Subramanian, K.H.; Duncan, A.J.; **Tensile Properties for Application to type I and type II Waste Tank Flaw Stability Analysis**. Savannah river Technology Center. Aiken South California, 2000.

Vitez, I., Budic, I.; Sebastijanovic, S. **The Control f Cracks in Pressure Vessels Exposed to Aggressive Media**. University of Osijek, Croatia 2000.

Weisner, C.S.; Maddox S.J., Xu A.; Webster G.A.; Burdkin F.M. Andrews R.M.; Harrison J.D. **Engineering critical analysis to BS7910 – the UK guide on methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures**. International Journal of Pressure Vessels and Piping 77 (2000) 883 – 893.

Zacaria M.; Davies, T. **Formation and Analisis of stack crack in Pipeline steel**. Journal of Material Science, vol 28, pp 3322 – 3328, 1993.

ANEXO A – Tabelas Utilizadas para determinação do fator de intensidade de tensão.

Dados utilizados para determinação do fator de intensidade de tensões para os dois casos analisados.

t/R_1	a/t	Inside Surface					Outside Surface				
		G_0	G_1	G_2	G_3	G_4	G_0	G_1	G_2	G_3	G_4
0.001	0	1.120000	0.682000	0.524500	0.440400	0.379075	1.120000	0.682000	0.524500	0.440400	0.379075
	0.2	1.362669	0.775768	0.577169	0.475763	0.405555	1.362492	0.775430	0.577078	0.475707	0.405320
	0.4	2.107481	1.059637	0.734602	0.578123	0.483688	2.106159	1.059018	0.734066	0.577700	0.483457
	0.6	4.023909	1.759944	1.112458	0.819725	0.660648	4.023909	1.759732	1.112458	0.819832	0.660479
	0.8	11.685450	4.447550	2.518103	1.697986	1.278424	11.909190	4.532179	2.565580	1.730506	1.301380
0.00333	0	1.120000	0.682000	0.524500	0.440400	0.379075	1.120000	0.682000	0.524500	0.440400	0.379075
	0.2	1.357654	0.772719	0.575074	0.474050	0.404119	1.357654	0.772836	0.575120	0.474050	0.404212
	0.4	2.098124	1.055171	0.731561	0.575621	0.481987	2.098131	1.055420	0.731740	0.575826	0.482184
	0.6	3.994819	1.744473	1.103460	0.813729	0.656089	3.988986	1.746621	1.104648	0.814588	0.656975
	0.8	11.431820	4.361182	2.474754	1.671908	1.260057	11.418040	4.356190	2.471838	1.670314	1.258819
0.01	0	1.120000	0.682000	0.524500	0.440400	0.379075	1.120000	0.682000	0.524500	0.440400	0.379075
	0.2	1.355721	0.772039	0.574618	0.473607	0.403662	1.355914	0.772205	0.574709	0.473663	0.404056
	0.4	2.088097	1.051685	0.729765	0.574481	0.481203	2.088534	1.050936	0.729261	0.574252	0.480917
	0.6	3.924228	1.722783	1.091988	0.806497	0.650855	3.923337	1.722585	1.091908	0.806497	0.650876
	0.8	10.554820	4.054112	2.314531	1.572029	1.189801	10.534910	4.046475	2.309298	1.569106	1.187672
0.01667	0	1.120000	0.682000	0.524500	0.440400	0.379075	1.120000	0.682000	0.524500	0.440400	0.379075
	0.2	1.353978	0.771359	0.574252	0.473441	0.403767	1.354559	0.771574	0.574391	0.473496	0.403822
	0.4	2.076759	1.047310	0.727245	0.572880	0.479971	2.075495	1.046884	0.726942	0.572615	0.479723
	0.6	3.857250	1.698243	1.078613	0.797885	0.644619	3.858610	1.698758	1.079099	0.798289	0.644759
	0.8	9.818255	3.796811	2.179989	1.488012	1.131273	9.814900	3.795084	2.177982	1.486756	1.130544
0.025	0	1.120000	0.682000	0.524500	0.440400	0.379075	1.120000	0.682000	0.524500	0.440400	0.379075
	0.2	1.351845	0.770679	0.573795	0.473108	0.403649	1.352815	0.770943	0.573978	0.473214	0.403667
	0.4	2.064088	1.042414	0.724534	0.571048	0.478688	2.068890	1.039137	0.721589	0.568890	0.477008
	0.6	3.780308	1.670205	1.063426	0.788181	0.637578	3.783314	1.671252	1.064248	0.788820	0.637814
	0.8	9.046439	3.526527	2.038831	1.400363	1.069409	9.072502	3.534701	2.042477	1.402231	1.070735
0.05	0	1.120000	0.682000	0.524500	0.440400	0.379075	1.120000	0.682000	0.524500	0.440400	0.379075
	0.2	1.345621	0.768292	0.572580	0.472331	0.402984	1.348153	0.769051	0.572972	0.472583	0.403085
	0.4	2.028188	1.028989	0.717256	0.566433	0.475028	2.028188	1.028734	0.717129	0.566281	0.474824
	0.6	3.573882	1.594673	1.023108	0.762465	0.618437	3.584289	1.598763	1.025243	0.763840	0.619628
	0.8	7.388754	2.946567	1.736182	1.211533	0.936978	7.522466	2.992945	1.760192	1.226597	0.947337
0.1	0	1.120000	0.682000	0.524500	0.440400	0.379075	1.120000	0.682000	0.524500	0.440400	0.379075
	0.2	1.332891	0.763153	0.569758	0.470495	0.401459	1.338976	0.765213	0.570770	0.471069	0.401850
	0.4	1.957764	1.002123	0.702473	0.556857	0.467621	1.964321	1.004607	0.703748	0.557628	0.468296
	0.6	3.223438	1.466106	0.953655	0.718048	0.585872	3.270363	1.483681	0.963144	0.724069	0.590347
	0.8	5.543784	2.300604	1.398958	1.000682	0.789201	5.839919	2.403771	1.452694	1.034485	0.812508
0.2	0	1.120000	0.682000	0.524500	0.440400	0.379075	1.120000	0.682000	0.524500	0.440400	0.379075
	0.2	1.307452	0.753466	0.564298	0.466913	0.398757	1.324199	0.759716	0.567636	0.468987	0.400407
	0.4	1.833200	0.954938	0.676408	0.539874	0.454785	1.861734	0.964913	0.681357	0.542909	0.457058
	0.6	2.734052	1.287570	0.857474	0.656596	0.540720	2.864663	1.335823	0.883295	0.673156	0.553201
	0.8	3.940906	1.739955	1.106210	0.818230	0.661258	4.412961	1.903704	1.191550	0.871484	0.697846
0.33333	0	1.120000	0.682000	0.524500	0.440400	0.379075	1.120000	0.682000	0.524500	0.440400	0.379075
	0.2	1.276782	0.742170	0.558403	0.463081	0.359594	1.310620	0.755011	0.565121	0.467379	0.399359
	0.4	1.897454	0.903713	0.648337	0.521591	0.440820	1.768778	0.930197	0.662576	0.531192	0.447877
	0.6	2.343563	1.146104	0.781532	0.605008	0.505644	2.576840	1.231639	0.827059	0.637486	0.527420
	0.8	3.056124	1.430631	0.944773	0.717096	0.591403	3.652018	1.636477	1.051797	0.783771	0.636126
1.0	0	1.120000	0.682000	0.524500	0.440400	0.379075	1.120000	0.682000	0.524500	0.440400	0.379075
	0.2	1.157242	0.690605	0.523454	0.434683	0.378510	1.285088	0.746435	0.560782	0.459361	0.397605
	0.4	1.323647	0.760150	0.565266	0.463993	0.400866	1.582337	0.860502	0.624683	0.502572	0.429409
	0.6	1.551084	0.854214	0.621423	0.503163	0.430829	2.029092	1.029167	0.717944	0.565019	0.474990
	0.8	1.934272	1.036763	0.740108	0.590819	0.500031	2.778609	1.325214	0.886885	0.681558	0.561924

Figura AN. 1: Tabela para determinação dos termos de influência para cálculo do fator de intensidade de tensões de trinca superficial.

Fonte: API 579 / ASME FFS-1, 2007.

t/R_1	a/c	a/t	G_i	A_0	A_1	A_2	A_3	A_4	A_5	A_6
0.01667	0.125	0	G_0	0.4085238	0.7772483	3.8861644	-12.573943	16.780207	-11.014593	2.8708957
			G_1	0.0320270	0.1825342	2.2870449	-2.7076615	1.2088194	-0.3777430	0.0763155
			G_5	0.4085238	0.7772483	3.8861644	-12.573943	16.780207	-11.014593	2.8708957
			G_9	0.0000000	0.0000000	0.0000000	0.0000000	0.0000000	0.0000000	0.0000000
		0.2	G_0	0.4141030	1.1370353	1.7918721	-6.3657982	8.0278077	-5.1090768	1.3043557
			G_1	0.0486343	0.0164272	3.9099112	-9.0029835	12.437460	-9.6860424	2.9828172
			G_5	0.4143081	1.1612439	1.6725006	-6.0389787	7.5553433	-4.7733918	1.2122682
			G_9	-0.0257390	0.2239250	-1.0666070	1.3604470	0.3212500	-1.4129050	0.6046200
		0.4	G_0	0.4880310	1.6014030	0.4174570	-1.7801100	0.9884490	0.0450910	-0.2110000
			G_1	0.0716230	0.3907820	1.7772010	-1.2379800	-0.5878700	0.4930510	-0.0604800
			G_5	0.4825390	1.5260960	1.0116470	-4.0246700	5.0139140	-3.3630800	0.8888890
			G_9	-0.0202900	-0.2224800	1.2564450	-4.3167000	7.7764130	-6.6030000	2.1296120
		0.6	G_0	0.6270060	1.9158750	0.3750140	0.7243790	-4.3115900	3.7865410	-1.0734300
			G_1	0.1097630	0.4925440	1.7137970	-0.4041900	-1.8971000	1.1354540	-0.1307000
			G_5	0.6308030	1.6413760	2.5244720	-6.8239600	8.5609730	-6.7236500	2.2222220
			G_9	-0.0654530	0.4089380	-2.7275000	5.4276500	-3.4503160	-0.3170070	0.7307650
		0.8	G_0	0.8834920	1.5499750	5.9525350	-9.3777300	1.6582560	2.6247130	-0.7903400
			G_1	0.1827450	0.4170240	3.0645390	-2.2889800	-1.8835600	2.2280410	-0.5460400
			G_5	0.8486090	2.5957920	-2.1629000	17.323570	-41.416700	36.306820	-11.000000
			G_9	-0.0526800	0.0313980	-0.9515500	1.6109290	0.6934160	-2.4678000	1.1362870
0.01667	0.25	0	G_0	0.6152816	-0.3348694	6.2955620	-15.590618	19.299508	-12.488107	3.3010035
			G_1	0.0703566	0.2828152	1.4036189	-0.6511596	-1.2076596	1.0318656	-0.2423741
			G_5	0.6152816	-0.3348694	6.2955620	-15.590618	19.299508	-12.488107	3.3010035
			G_9	0.0000000	0.0000000	0.0000000	0.0000000	0.0000000	0.0000000	0.0000000
		0.2	G_0	0.6268151	-0.2659538	7.2065345	-20.587488	28.869672	-20.486698	5.7761489
			G_1	0.0907196	0.1725963	2.5006366	-4.9586990	6.1276304	-4.7110563	1.4617796
			G_5	0.6251326	-0.2394193	7.1122784	-20.448049	28.825683	-20.563129	5.8286449
			G_9	-0.0564090	0.5906920	-2.0901230	2.5558090	-0.2933150	-1.2772490	0.5764810
		0.4	G_0	0.7331060	0.0968810	3.9472550	-7.1889400	4.7837550	-0.5451500	-0.4819600
			G_1	0.1237230	0.2464690	1.9255940	-2.0144800	0.6420620	-0.2712700	0.1223800
			G_5	0.7315800	-0.0604700	5.0518000	-10.721000	10.434690	-4.9906700	0.8888890
			G_9	-0.0146100	-0.1583700	1.0586750	-3.4445700	5.7766210	-4.7213100	1.5035680
		0.6	G_0	0.9330720	-0.0910200	5.1514030	-8.5062000	3.9372450	1.5522690	-1.3786200
			G_1	0.1835580	0.2173130	2.1201030	-1.8419100	-0.4969200	1.0292210	-0.3502900
			G_5	0.9242220	-0.1379100	5.6239620	-10.482500	7.7246490	-1.8459600	-0.2222200
			G_9	-0.0276100	-0.0847600	0.6326700	-2.4527000	4.7781310	-4.3193100	1.4735860
		0.8	G_0	1.2490980	-1.2667900	13.231890	-31.738500	37.283310	-23.122200	6.1251700
			G_1	0.2617530	0.1907690	1.9836910	0.0718510	-5.5586600	6.0836580	-2.0974100
			G_5	1.1785120	0.2633730	1.5798440	7.4390720	-27.718600	29.000000	-10.000000
			G_9	-0.0372000	0.0294390	-0.3454900	1.0579850	-1.3468700	0.8809930	-0.2388800

Figura AN. 2: Tabela para determinação dos termos de influência para cálculo do fator de intensidade de tensões de trinca superficial do tipo semi-elíptica.

Fonte: API 579 / ASME FFS-1, 2007.

t/R_1	a/c	a/t	G_1	A_0	A_1	A_2	A_3	A_4	A_5	A_6
0.05	0.125	0	G_0	0.4085238	0.7772483	3.8861644	-12.573943	16.760207	-11.014593	2.8706957
			G_1	0.0320270	0.1825342	2.2670449	-2.7076615	1.2088194	-0.3777430	0.0763155
			G_5	0.4085238	0.7772483	3.8861644	-12.573943	16.760207	-11.014593	2.8706957
			G_6	0.0000000	0.0000000	0.0000000	0.0000000	0.0000000	0.0000000	0.0000000
		0.2	G_0	0.4141975	1.1356882	1.7964913	-8.3267923	7.9329008	-5.0287717	1.2797839
			G_1	0.0482613	0.0194124	3.8683280	-8.7975215	12.040298	-9.3437833	2.8723181
			G_5	0.4124603	1.1555788	1.8454564	-5.9059207	7.3388389	-4.6103126	1.1639931
			G_6	-0.0437800	0.1570090	-1.0325550	1.4917100	0.2508650	-1.4432340	0.6258590
		0.4	G_0	0.4854260	1.4708470	1.1375140	-3.9136300	4.4112120	-2.6701800	0.6201300
			G_1	0.0614100	0.3634290	1.7021770	-0.8033900	-1.2757100	1.0399430	-0.2466000
			G_5	0.4771150	1.3502680	1.9042120	-6.7349300	9.4785300	-6.9606300	2.0000000
			G_6	-0.0625500	-0.2867400	0.7272150	-2.0795100	4.4089060	-4.0680600	1.3587350
		0.6	G_0	0.5975400	1.7337820	1.0590410	-0.9381500	-1.4454000	1.2700200	-0.2491200
			G_1	0.0928190	0.4108880	1.9636550	-1.0589200	-0.6277300	0.0224880	0.2086300
			G_5	0.5842270	1.5377860	2.2724010	-5.3712700	6.6141750	-5.6410300	2.0000000
			G_6	-0.1216800	0.0383230	-2.5834000	8.8415970	-12.560200	9.0060030	-2.5906100
		0.8	G_0	0.7779550	1.3659070	5.9189090	-8.0788400	0.9424640	2.0346540	-0.4382700
			G_1	0.1414370	0.3351560	3.1427840	-2.4175800	-0.8165600	0.9132140	-0.1013800
			G_5	0.7510670	1.4270080	5.0667020	-6.3546800	0.2988000	1.1506170	0.1481480
			G_6	-0.1609000	-0.2162400	-1.2987300	2.6895960	1.3204280	-4.1914600	1.8573060
0.05	0.25	0	G_0	0.6152816	-0.3348694	6.2955620	-15.590618	19.299508	-12.488107	3.3010035
			G_1	0.0703566	0.2828152	1.4036169	-0.6511596	-1.2076596	1.0318656	-0.2423741
			G_5	0.6152816	-0.3348694	6.2955620	-15.590618	19.299508	-12.488107	3.3010035
			G_6	0.0000000	0.0000000	0.0000000	0.0000000	0.0000000	0.0000000	0.0000000
		0.2	G_0	0.6260832	-0.2355924	7.0094322	-19.936505	27.819799	-19.686590	5.5272065
			G_1	0.0907494	0.1737280	2.4989990	-4.9565466	6.1508242	-4.7530904	1.4807924
			G_5	0.6207464	-0.1740389	6.6462879	-18.975785	26.486146	-18.743280	5.2781587
			G_6	-0.0679880	0.5711840	-2.0794250	2.5966690	-0.2852400	-1.3108420	0.5915290
		0.4	G_0	0.7329360	0.0851680	3.9993920	-7.3274900	5.0490250	-0.7922300	-0.3978000
			G_1	0.1192830	0.2736740	1.7229450	-1.3700900	-0.3250300	0.4357600	-0.0817100
			G_5	0.7256530	-0.0593200	4.9453050	-10.464100	10.199980	-4.9143300	0.8888890
			G_6	-0.0425200	-0.1487000	0.8303450	-2.7784800	5.0546510	-4.3253300	1.4100300
		0.6	G_0	0.9247960	-0.1470300	5.5383350	-9.7985900	6.2555660	-0.4677600	-0.7143100
			G_1	0.1751020	0.2402440	1.9657640	-1.3682400	-1.1130700	1.4068800	-0.4424000
			G_5	0.9099290	-0.2582200	6.4177830	-13.249300	12.657030	-6.0202000	1.1111110
			G_6	-0.0729300	-0.0576300	0.1987110	-1.1582300	3.2150920	-3.3293900	1.2043850
		0.8	G_0	1.1968540	-0.7648200	9.5388220	-18.968400	16.307930	-6.5734600	1.0668200
			G_1	0.2507880	0.0646560	3.0320210	-3.5198100	0.7049460	0.8495480	-0.4370700
			G_5	1.1548950	-0.2482400	5.5468230	-5.9863300	-4.7348200	10.000000	-4.000000
			G_6	-0.0999700	-0.0107700	-0.1792300	-0.0506600	1.7978730	-2.3389800	0.8907370

Figura AN. 3: Tabela para determinação dos termos de influência para cálculo do fator de intensidade de tensões de trinca superficial do tipo semi-elíptica.

Fonte: API 579 / ASME FFS-1, 2007.

ANEXO B – Fator de intensidade de tensão para geometria do tipo SENT.

Equações utilizadas na determinação do fator de intensidade de tensões para corpos de prova com geometria do tipo SE(T).

$$f(a/W) = \frac{\sqrt{2 \cdot \tan\left(\frac{\pi \cdot a}{W}\right)}}{\cos\left(\frac{\pi \cdot a}{W}\right)} \cdot \left[0,752 + 2,02 \cdot \frac{a}{W} + 0,37 \cdot \left(1 - \operatorname{sen}\left(\frac{\pi \cdot a}{2 \cdot W}\right)\right)^3 \right] \quad (\text{AN.1})$$

$$K_I = \frac{p}{\sqrt{W}} \cdot f(a/W) \quad (\text{AN.2})$$

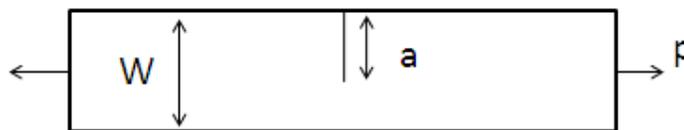


Figura AN. 4: Geometria do corpo de prova do tipo SE(T).

APÊNDICE A – Figuras do campo de distribuição de tensões na região interlaminar.

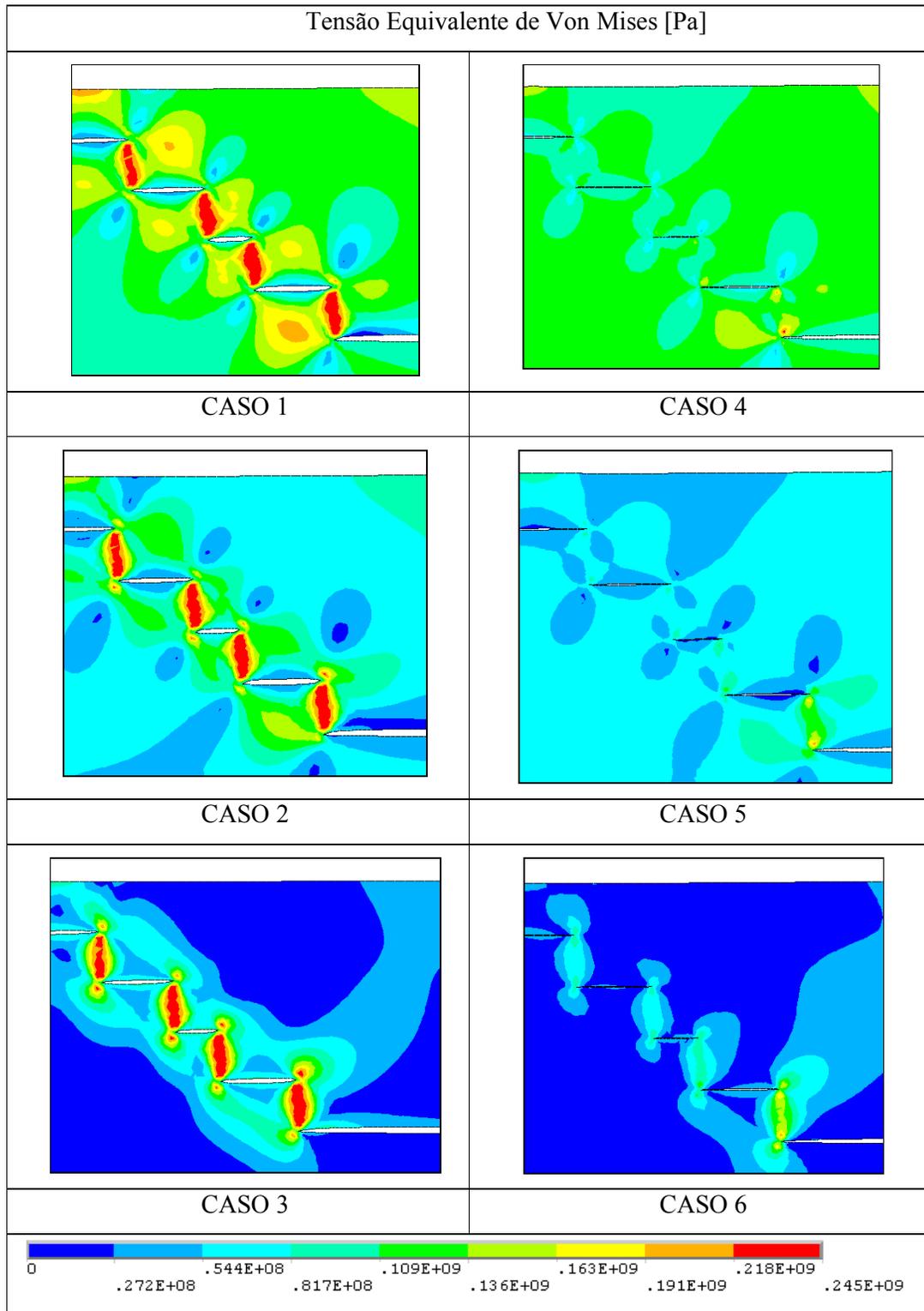


Figura AP. 1: Detalhe da tensão equivalente de Von Mises para os seis casos analisados.

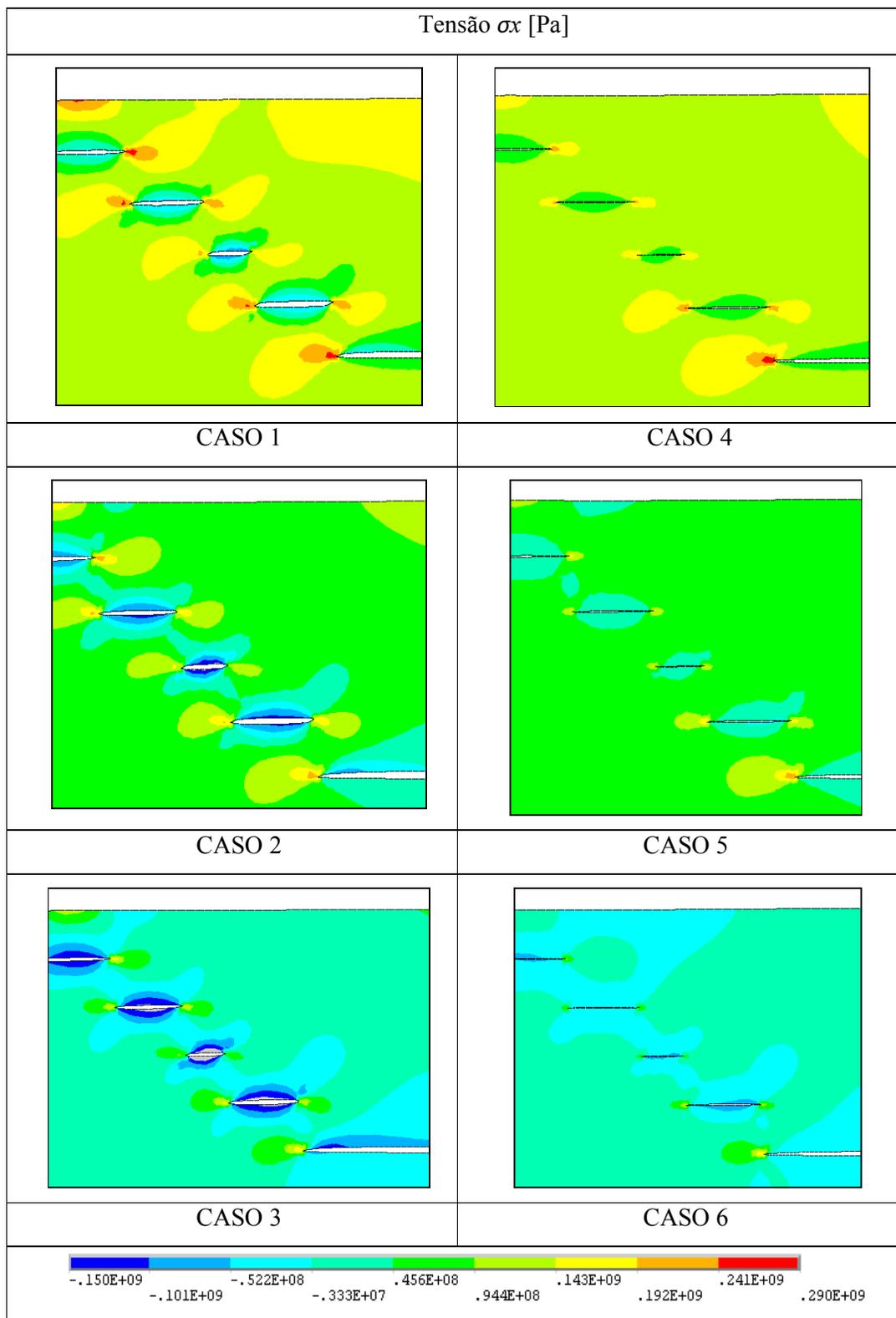


Figura AP. 2: Detalhe da tensão na direção X para os seis casos analisados.

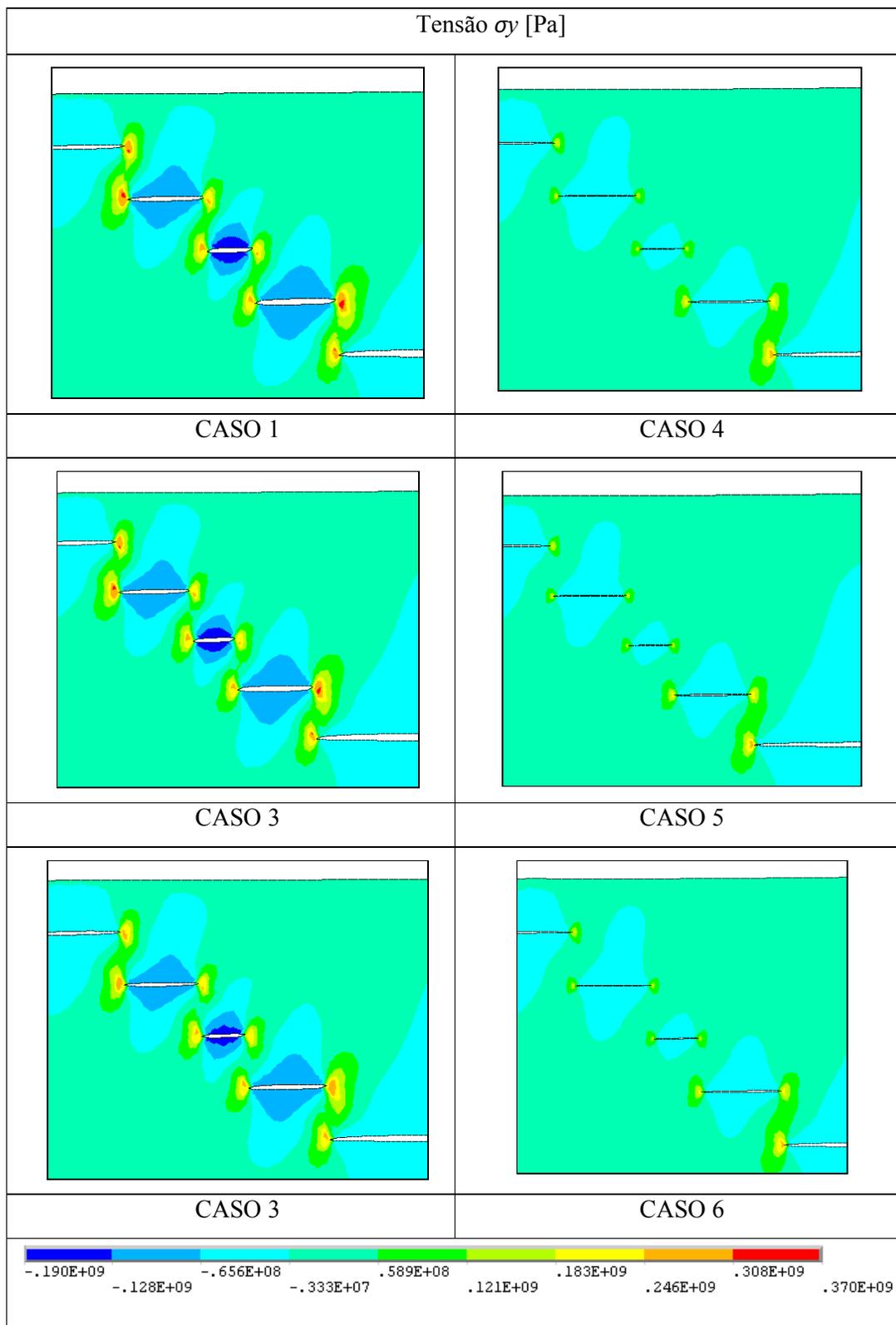


Figura AP. 3: Detalhe da tensão na direção Y para os seis casos analisados.

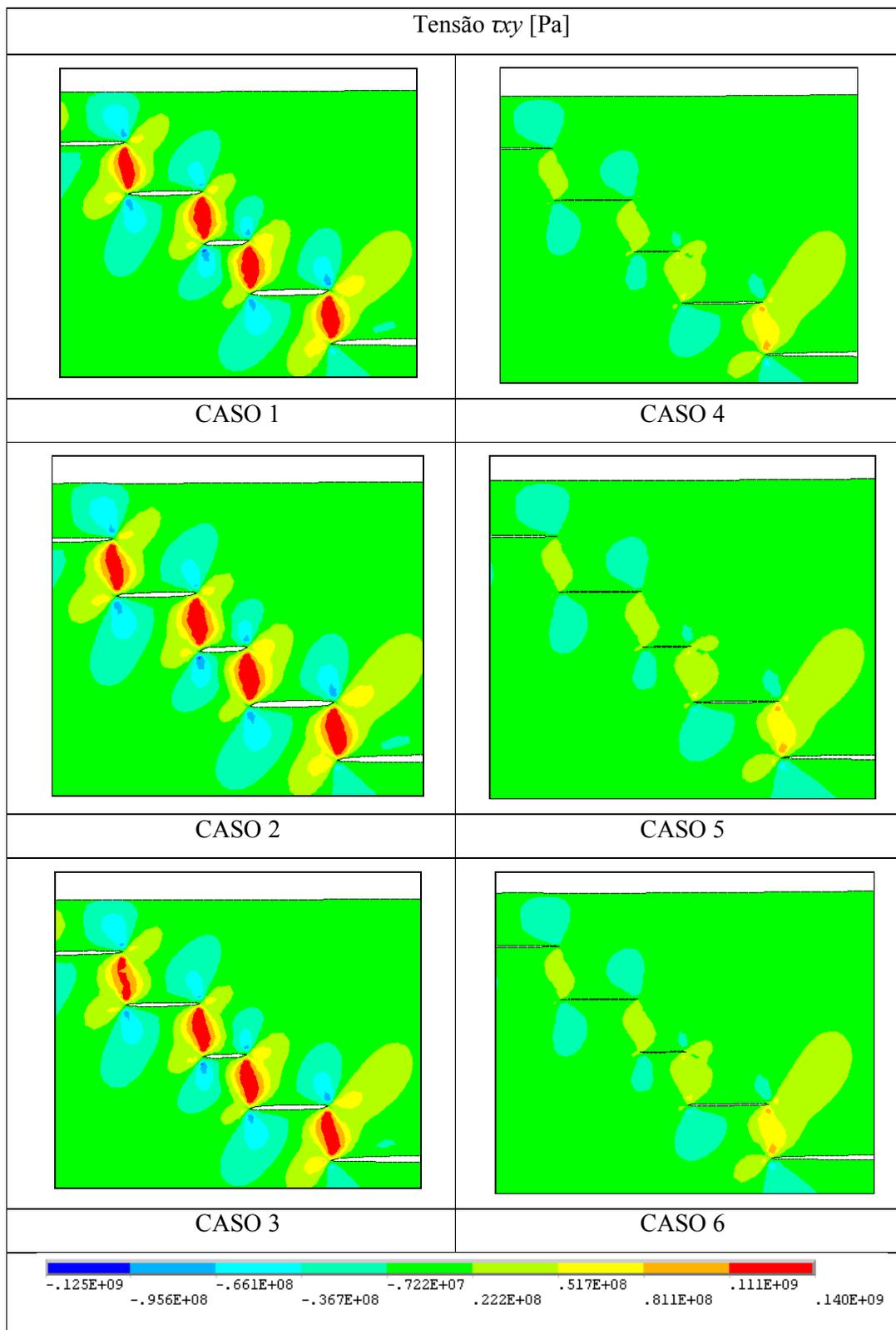


Figura AP. 4: Detalhe da tensão de cisalhamento (XY) para os seis casos analisados.