

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA**

**ANÁLISE DE EFEITOS DE TESTE HIDROSTÁTICO EM
VASO DE PRESSÃO**

Dissertação submetida à

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA

para a obtenção do grau de

MESTRE PROFISSIONAL EM ENGENHARIA MECÂNICA

JORGE DOS SANTOS PEREIRA FILHO

FLORIANÓPOLIS, NOVEMBRO DE 2004

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA**

**ANÁLISE DE EFEITOS DE TESTE HIDROSTÁTICO EM
VASO DE PRESSÃO**

JORGE DOS SANTOS PEREIRA FILHO

Esta dissertação foi julgada adequada para a obtenção do título de

MESTRE PROFISSIONAL EM ENGENHARIA

ESPECIALIDADE ENGENHARIA MECÂNICA

sendo aprovada em sua forma final.

Prof. Edison da Rosa, Dr. Eng., Orientador

Prof. Júlio César Passos, Dr., Coordenador do Curso

Banca examinadora:

Prof. Acires Dias, Dr. Eng. (Presidente)

Prof. Paulo de Tarso Rocha Mendonça, Ph.D.

Prof. Pedro Amedeo Nannetti Bernardini, Dr. Eng.

“A força da alma não basta sem o conhecimento da verdade”

René Descartes

À memória de meu pai, que sempre me incentivou a pensar e a estudar; a minha mãe (Tieta) e minha irmã (Silvana) por serem grandes mulheres e me darem grandes exemplos de vida; a minha esposa (Angélica) pelo sempre carinho, entendimento e compreensão; aos meus filhos Pedro e Gabriel, também “participantes” desta minha empreitada...

Agradecimentos

A oportunidade de participar desta turma do mestrado surgiu através do convite de Amilcar Sales, antigo colega de trabalho da Copene/Braskem, empresa que organizou o curso. Agradeço grandemente a ele pela oportunidade que me foi dada.

Durante a elaboração da dissertação, tive a ajuda de colegas e profissionais do CIMATEC (entidade que abrigou grande parte das aulas do mestrado), como Alexandre Paes, Luís Alberto Breda e Márcio Melo, sem a qual não teria conseguido “dar a largada”.

Outro colega de mestrado, Thomas Hutchinson, me auxiliou a desvendar alguns “mistérios” da aplicação do software de elementos finitos.

Agradecimentos também a Pedro Feres Filho (PASA), que após muitos anos de conversas e trocas de experiências sobre testes hidrostáticos, sem saber me inspirou na escolha do tema, e a Guilherme Donato e Ediberto Tinoco (Petrobrás/Cenpes), também colaboradores indiretos com envio de textos e troca de informações.

Devo agradecimentos ainda à COOINSP, empresa parceira, através de Hamilton Santos Filho, e a Fernando Neves, Geraldo Barreto e Jorge Mascarenhas, pela compreensão e apoio dado durante meu afastamento parcial do trabalho nestes tempos de dissertação.

Ao meu orientador, Prof. Edison da Rosa, devo agradecimentos especiais, pois através de suas aulas me “fisgou” para desenvolver o tema da Mecânica da Fratura e foi um grande incentivador do trabalho. Seu empenho, sua capacidade, bom humor, simplicidade no ofício do ensino, e atenção dedicada ao meu trabalho durante as minhas “visitas” a Santa Catarina por certo foram responsáveis pelos resultados. Ao corpo docente do mestrado da UFSC e a Júlio Passos, nosso coordenador, que também muito me incentivou neste trabalho, o meu agradecimento.

Resumo

Objetiva-se analisar a propagação subcrítica e crítica de descontinuidades durante a execução de testes hidrostáticos em vasos de pressão. Considera-se principalmente o teste hidrostático periódico, originado de requisitos legais, e pressões de teste da ordem de 1,5 vezes a pressão máxima admissível. Duas situações distintas foram consideradas, para permitir uma maior abrangência de análise: a primeira, representada por um vaso de pressão fabricado em aço carbono, não sujeito a mecanismos de danos durante a sua vida operacional, e contendo um defeito de fabricação do tipo falta de fusão em um bocal; a segunda é representada por uma coluna de processo fabricada em aço inoxidável austenítico, que foi submetida a corrosão-sob-tensão sob isolamento, e apresentou trincas ramificadas na superfície metálica. A análise se desenvolveu pela verificação da estabilidade e cálculo dos parâmetros relacionados à *integral J*. Para tanto, utilizou-se de documentos como a BS-7910 e API 579, além de formulações para cálculo de *J*. As tensões foram calculadas pelo método dos elementos finitos, resultando na linearização das mesmas na seção de interesse. Também foi avaliada a propagação por fadiga e corrosão-sob-tensão combinadas, e também pelo critério “leak before break”. Verificou-se que no caso do vaso de aço carbono não houve qualquer propagação, enquanto que no caso da coluna de aço inoxidável houve propagações para as maiores profundidades de trincas, durante o teste hidrostático. As conclusões resultantes deste trabalho estão relacionadas a haver ou não alguma alteração durante o teste hidrostático periódico em relação ao teste hidrostático original, realizado após a fabricação. O fluxograma desenvolvido caracteriza os aspectos determinantes de uma possível propagação, devendo ser utilizado previamente à realização de um teste hidrostático periódico.

Palavras chave: 1. Teste Hidrostático 2. Crescimento Subcrítico de Descontinuidade
3. Mecânica da Fratura 4. Vasos de Pressão

Abstract

The objective of this dissertation is to evaluate the possibility of sub critical and critical crack growth during the execution of hydrostatic tests in pressure vessels. It is mainly considered the execution of recurrent hydrostatic tests, due to legal requirements, and test pressure of about 1,5 times the maximum allowable working pressure. Two different cases were considered to allow a wider scope of analysis: first, a carbon steel pressure vessel, that was not subjected to damage mechanisms during its operational life, and containing a lack of fusion defect in a nozzle weld; the second case consists of a stainless steel process column that had been subjected to stress corrosion cracking underneath the thermal insulation, resulting in branched cracking in a wide surface. The analysis was developed by the verification of the stability of defects in both cases, and the use of *J integral*. It was used documents like BS-7910, API-579 and other formulations necessary for *J* calculations. The stresses were determined by the use of finite element method, resulting in stress linearization on the section of interest. It was also evaluated fatigue and stress corrosion cracking propagation and leak before break criteria. It resulted that in the case of the carbon steel vessel there was no propagation, while in the case of the stainless steel column there were propagation for the deepest cracks during the hydrostatic test. The resultant conclusions are related to the existence or not of alteration on conditions of the recurrent test compared to the original one, executed after fabrication of pressure vessels. The developed flow chart highlights the determinant aspects for the occurrence of propagation during recurrent hydrostatic tests, and shall be used prior to executing it.

Key words: 1. Hydrostatic test 2. Sub critical crack growth 3. Fracture Mechanics 4. Pressure Vessels

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Descarregamento elástico após a ocorrência de escoamento localizado, após a aplicação do TH.....	23
Figura 2.2 – Aplicação de uma tensão inferior à de TH.....	23
Figura 2.3 – Aplicação de uma tensão superior à de TH.....	24
Figura 2.4 – Relação entre tensão nominal e tamanho crítico de trinca.....	28
Figura 2.5 – Diagrama para determinação de abordagem adequada da mecânica da fratura...	30
Figura 2.6 - Curva FAD BS-7910 e API RP579	31
Figura 2.7 – Crescimento subcrítico de descontinuidade até um valor crítico.....	33
Figura 2.8 – Curva típica de $J X \Delta a$ para o AISI 304.....	34
Figura 2.9 – Gráfico de teste de integral J, caracterizando o “blunting” ou o CSCD	35
Figura 2.10 – Gráfico da curva R	36
Figura 2.11 – Características da curva de taxa de crescimento de trinca de fadiga	37
Figura 2.12 – Gráfico de propagação de trincas de CST.....	39
Figura 2.13 – Variação do valor de K e estágio de CST	40
Figura 3.1 – Detalhe da geometria do bocal e da descontinuidade	44
Figura 3.2 – Vista da conexão pelo lado interno, mostrando a descontinuidade do tipo falta de fusão	45
Figura 3.3 – Detalhe da geometria do costado da coluna.....	47
Figura 3.4 – Foto mostrando região da coluna afetada por CST, vendo-se as marcas de trincas superficiais ramificadas	48
Figura 4.1 – Detalhe da geometria do bocal, apresentando a posição da trinca com profundidade de 19 mm.....	52
Figura 4.2 – Malha em torno da ponta da trinca.....	53
Figura 4.3 - Mapeamento das tensões no eixo X, modelo sem trinca, e seção da trinca sujeita à análise	54
Figura 4.4 – Distribuição de tensões na seção de propagação da trinca (modelo sem trinca) .	54
Figura 4.5 – Mapeamento das tensões no eixo X, modelo com trinca.....	55
Figura 4.6 – Detalhe do mapeamento das tensões no eixo X, ponta da trinca	56
Figura 4.7 – Linearização da distribuição de tensões.....	58
Figura 4.8 – Distribuição e linearização das tensões na seção da trinca	58

Figura 4.9 - Modelo de placa com trinca de comprimento infinito.....	60
Figura 4.10 – Curva FAD e pontos plotados (BS-7910).....	62
Figura 4.11 – Distribuição de tensões e linearização – CASO IV	63
Figura 4.12 – Distribuição de tensões e linearização – CASO V.....	64
Figura 4.13 – Curva FAD e pontos plotados (API RP579).....	65
Figura 4.14 – Curva FAD para os cinco casos avaliados	66
Figura 4.15 – Características das descontinuidades e geometria adotada para a análise	69
Figura 4.16 - Curva J-R para o AISI 304	74
Figura 4.17 – J_{TOTAL} X Tamanho de trinca.....	75
Figura 4.18 – Crescimento das trincas após aplicação de pressão normal de TH.....	76
Figura 4.19 – J_{TOTAL} X Tamanho de trinca.....	78
Figura 4.20 – Crescimento das descontinuidades após aplicação do TH com máxima pressão	78
Figura 4.21 – Curva FAD para duas condições de TH.....	80
Figura 4.22 – Propagação combinada por CST e fadiga com pressão normal de TH.....	82
Figura AP2.1 – Forma geral do modelo sem trinca, composto por uma única área.....	106
Figura AP2.2 – Malha gerada na região do flange e chapa de reforço da conexão, modelo sem trinca.....	106
Figura AP2.3 – Mesma posição da figura anterior, mostrando as tensões no eixo X resultantes e deformada, modelo sem trinca.....	107
Figura AP2.4 – Seção da trinca, apresentando a distribuição de tensões no eixo X em escala de cores, modelo sem trinca	107
Figura AP2.5 – Detalhe da região da seção da trinca entre a chapa de reforço e material do costado, modelo sem trinca	108
Figura AP2.6 – Malha gerada na região do flange e chapa de reforço da conexão, modelo com trinca.....	108
Figura AP2.7 – Detalhe da malha gerada com elementos singulares em torno da ponta da trinca.....	109
Figura AP2.8 – Mesma posição da figura AP2.6, mostrando as tensões resultantes e deformada, modelo com trinca.....	109
Figura AP2.9 – Detalhe da região da trinca, modelo com aplicação de pressão nas faces da trinca.....	110

Figura AP2.10 – Detalhe da região da trinca, modelo sem aplicação de pressão nas faces da trinca.....	110
Figura AP3.1 – Sólido de revolução apresentando trinca, gerado a partir de elementos axissimétricos	111

LISTA DE TABELAS

TABELA 2.1 - TENSÕES ADMISSÍVEIS SEGUNDO O ASME SECÃO VIII DIV. 1	14
TABELA 2.2 - TENSÕES DE REFERÊNCIA, ASME SEC VIII DIV. 1, ANTERIOR À EDIÇÃO 2000 (EM MPa).....	15
TABELA 2.3 - TENSÕES ADMISSÍVEIS (STRESS INTENSITY) SEGUNDO A ASME DIVISÃO 2.....	20
TABELA 2.4 - TENSÕES DE REFERÊNCIA, ASME SEC VIII DIV 2, EDIÇÃO 2000 (EM MPa)	21
TABELA 3.1 - DADOS TÉCNICOS DO VASO DE AÇO CARBONO.....	46
TABELA 3.2 - DADOS TÉCNICOS DA COLUNA DE INOX.....	48
TABELA 3.3 - RESUMO DAS CARACTERÍSTICAS DOS CASOS	49
TABELA 4.1 - RESULTADOS DOS FATORES DE INTENSIDADE DE TENSÕES OBTIDOS DO ANSYS 7.0 (SEM CORREÇÃO)	55
TABELA 4.2 - RESULTADOS DOS FATORES DE INTENSIDADE DE TENSÕES CORRIGIDOS.....	57
TABELA 4.3 - TENSÕES LINEARIZADAS CONSIDERADAS (MPa).....	59
TABELA 4.4 - VALORES DE K_R E L_R (BS-7910).....	61
TABELA 4.5 - TENSÕES LINEARIZADAS CONSIDERADAS (MPa).....	63
TABELA 4.6 - VALORES DE K_R E L_R (API RP579).....	65
TABELA 4.7 - RESULTADOS DO CÁLCULO DE J_{TOTAL}	67
TABELA 4.8 - CÁLCULO DO CRESCIMENTO DA TRINCA POR FADIGA DURANTE OS TH'S	68
TABELA 4.9 - VALORES DE K_I (MPa.m ^{1/2}) EM FUNÇÃO DO TAMANHO DE TRINCA	70
TABELA 4.10 - CRITÉRIOS A SEREM ADOTADOS EM FUNÇÃO DO TAMANHO DE TRINCA	71
TABELA 4.11 - VALORES DE J_{total} (kPa.m) CALCULADOS PARA CADA TAMANHO DE TRINCA.....	73
TABELA 4.12 - TENSÕES CIRCUNFERENCIAIS DE MEMBRANA APLICADAS NA COLUNA DURANTE O TH	76

TABELA 4.13 - PARÂMETROS J_{TOTAL} (kPa.m) CALCULADOS PARA MÁXIMA PRESSÃO DE TH.....	77
TABELA 5.1 - RESULTADOS OBTIDOS PARA K_I CALCULADO A PARTIR DAS TENSÕES PRIMÁRIAS (MPa.m ^{1/2}).....	84
TABELA 5.2 - RELAÇÃO ENTRE K_I RESIDUAL E K_I PRIMÁRIO.....	85
TABELA 5.3 - PROPAGAÇÃO POR FADIGA E PELO “BLUNTING” (EM MM).....	87
TABELA 5.4 - TAMANHOS CRÍTICOS DE TRINCA PARA FRATURA FRÁGIL.....	87
TABELA 5.5 - TAMANHO DE TRINCA A PARTIR DO QUAL OCORRE CSCD OU FALHA DÚTIL (EM MM).....	89

ABREVIATURAS E TERMOS UTILIZADOS

ANSYS 7.0 – Software utilizado para a modelagem e análise de tensões de componentes estruturais, dentre outras finalidades.

API – American Petroleum Institute, entidade sediada nos Estados Unidos da América que tem como finalidade a congregação do conhecimento na área da indústria do petróleo, publicando vários documentos e práticas recomendadas.

Blunting – Do inglês, significa arredondamento, efeito gerado durante a aplicação do carregamento na ponta da trinca.

BS – British Standard, entidade inglesa de padronização e congregação de conhecimento, responsável pela publicação de documentos e práticas recomendadas muito utilizadas no meio industrial.

COD – Abreviatura de “crack opening displacement”, do inglês, que significa o deslocamento na abertura da trinca no momento de início de instabilidade, utilizado para caracterizar a tenacidade à fratura de materiais dúteis.

CSCD – Abreviatura do termo “crescimento subcrítico de descontinuidade”.

EPD – Abreviatura de “estado plano de deformação”.

EPT – Abreviatura de “estado plano de tensão”.

FAD – Abreviatura do inglês de “failure assessment diagram”, ou diagrama de análise de falha.

LBB – Abreviatura do inglês de “leak-before-break”, que tem o significado de haver um vazamento antes que haja uma ruptura do componente.

MFEL – Abreviatura de “mecânica da fratura elástica linear”

MFEP – Abreviatura de “mecânica da fratura elásticoplástica”

PMTA – Abreviatura de pressão máxima de trabalho admissível

Shakedown – Do inglês, significa o relaxamento dos níveis de tensões residuais ou das tensões que ultrapassem o escoamento do componente, no caso em estudo, durante a aplicação do teste hidrostático.

TH – Abreviatura de “teste hidrostático”.

WPS – Abreviatura do inglês de “warm prestressing”, que significa o pretensionamento de um componente com temperaturas mais elevadas do que o mesmo irá operar, durante um TH.

LISTA DE SÍMBOLOS

A = constante para cálculo de fadiga

a = meio comprimento da trinca

$a'' = a/B$.

B = espessura

C = constante para cálculo de J

C' = constante para cálculo de propagação por CST

da/dN = taxa de crescimento da trinca de fadiga,

E = módulo de elasticidade

F = eficiência de junta

f_w = fator de correção para largura finita

G = taxa de liberação de energia elástica mais plástica

G_n (G_0, G_1, G_2, G_3 e G_4) = fatores de ajuste para cálculo de KI

h = distância da ponta da trinca até a borda, perpendicularmente ao plano da trinca

h_1 = fator de forma

J = valor da integral J

J_{el} = parcela elástica do J

J_{pl} = parcela plástica do J

$J_{total} = J_{el} + J_{pl}$.

K = fator de intensidade de tensões

K_I = fator de intensidade de tensões (modo I)

K_{IC} = tenacidade à fratura (modo I, crítica) para estado plano de deformação

K_{II} = fator de intensidade de tensões (modo II)

K_I^P = KI calculado pelas tensões primárias

K_I^R = KI calculado pelas tensões residuais

km = fator de incremento devido ao desalinhamento, considerado igual a 1;

K_{mat} = tenacidade à fratura do material

$K_R = K_I / K_{mat}$

ktb = fator de concentração de tensões de flexão

ktm = fator de concentração de tensões de membrana

$L_R = \sigma_{ref} / S_y$

m = constante para cálculo de fadiga
 M = fator de correção para deformação
 M_b = fator de incremento dos fatores de intensidade de tensões KI
 M_{kb} = fator de incremento dos fatores de intensidade de tensões KI
 M_{km} = fator de incremento dos fatores de intensidade de tensões KI
 M_m = fator de incremento dos fatores de intensidade de tensões KI
 n' = constante para cálculo de propagação por CST
 n = expoente para cálculo de J_{pl}
 P = Carga aplicada (em N)
 p = pressão interna aplicada
 P_b = tensão primária devida à flexão
 P_m = tensão primária de membrana
 $PMTA$ = pressão máxima de trabalho admissível
 P_o = carga de plastificação do ligamento, em N
 P_{teste} = pressão de teste a uma dada temperatura
 Q_b = tensão secundária e residual de flexão
 Q_m = tensão secundária e residual de membrana
 R = raio interno do cilindro
 R_i = raio interno da coluna
 r_o = raio de plastificação
 R_o = raio externo da coluna
 $r_{o\sigma}$ = raio da zona plastificada para estado plano de tensões
 S = tensão admissível do material
 S_{amb} = tensão admissível do material na temperatura de teste
 S_{proj} = tensão admissível do material na temperatura de projeto
 S_r = tensão limite de resistência
 S_y = tensão limite de escoamento
 T – temperatura de TH
 t = espessura do elemento
 T_{ref} = temperatura de referência
 Y = fator geométrico
 $Y\sigma(p)$ = fatores geométricos e tensões principais
 $Y\sigma(s+r)$ = fatores geométricos e tensões secundárias e residuais

α = constante adimensional

δ = valor do COD

Δa = incremento da trinca

ΔK = variação do fator de intensidade de tensões

ϵ_0 = deformação específica para tensão de escoamento, igual a S_y/E

ν = coeficiente de Poisson

ρ = fator de interação de plasticidade

σ = tensão nominal aplicada

$\sigma_0, \sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ e σ_4 = fatores de ajuste para cálculo de distribuição de tensões

σ_A e σ_B = tensões linearizadas

σ_{ref} = tensão de referência para cálculo do LR

σ_{th} = tensão de membrana primária atingida durante o TH

SUMÁRIO

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO.....	1
1.1 – O QUE SÃO OS TESTES HIDROSTÁTICOS (TH’S)	1
1.2 – ASPECTOS LEGAIS DO TH NO BRASIL.....	3
1.3 – VANTAGENS E DESVANTAGENS DOS TH’S	3
1.4 – JUSTIFICATIVA PARA O TRABALHO.....	4
1.5 – PROPOSTA DO TRABALHO	5
CAPÍTULO 2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	7
2.1 – TESTES HIDROSTÁTICOS	7
2.1.1 – TH’S NA FABRICAÇÃO E EM REPAROS	7
2.1.2 – TH’S PERIÓDICOS.....	8
2.2 – PROJETO DE VASOS DE PRESSÃO E TENSÕES ADMISSÍVEIS	12
2.2.1 – CÓDIGO ASME SEÇÃO VIII DIVISÃO 1	13
2.2.2 – TENSÕES NOMINAIS DURANTE OS TH’S (DIVISÃO 1 DA SEÇÃO VIII).....	15
2.2.3 – CÓDIGO ASME SEÇÃO VIII DIVISÃO 2	18
2.2.4 – TENSÕES NOMINAIS DURANTE OS TH’S (DIVISÃO 2 DA SEÇÃO VIII, EDIÇÃO 2000).....	21
2.2.5 – TENSÕES DE PICO ATINGIDAS DURANTE OS TH’S	22
2.3 – REVISÃO DE CONCEITOS DA MECÂNICA DA FRATURA	25
2.3.1 – BREVE HISTÓRICO.....	25
2.3.2 – PROPAGAÇÃO CRÍTICA OU FRATURA FRÁGIL	25
2.3.3 – MÉTODO DOWLING & TOWNLEY	31
2.3.4 – PROPAGAÇÃO SUBCRÍTICA	32
2.3.5 – FRATURA DÚTIL	33
2.3.6 – PROPAGAÇÃO POR FADIGA MECÂNICA.....	37
2.3.7 – PROPAGAÇÃO POR CST	38
CAPÍTULO 3 - PROPOSTA DE TRABALHO	42
3.1 – MOTIVAÇÃO PARA O TRABALHO	42
3.2 – EQUIPAMENTOS SELECIONADOS.....	43
3.2.1 – VASO DE PRESSÃO EM AÇO CARBONO	44
3.2.2 – COLUNA DE PROCESSO EM AÇO INOXIDÁVEL AUSTENÍTICO	46
3.3 – PROCEDIMENTOS DE ANÁLISE	49
3.3.1 – PROCEDIMENTO DE AVALIAÇÃO DO VASO FABRICADO EM AÇO CARBONO.....	49
3.3.2 – PROCEDIMENTO DE AVALIAÇÃO DA COLUNA DE PROCESSO FABRICADA EM AÇO INOXIDÁVEL AUSTENÍTICO	50
CAPÍTULO 4 - DESENVOLVIMENTO E RESULTADOS	51
4.1 – VASO DE PRESSÃO EM AÇO CARBONO	51
4.1.1 – MODELAGEM POR ELEMENTOS FINITOS	51
4.1.2 – USO DE SOLUÇÕES ANALÍTICAS	57
4.2 – COLUNA EM AÇO INOXIDÁVEL AUSTENÍTICO.....	69
4.2.1 – CÁLCULO DO FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÕES.....	69
4.2.2 – MECANISMO DE FRATURA.....	70
4.2.3 - CÁLCULO DE J_{TOTAL}	72
4.2.4 – CÁLCULOS UTILIZANDO MÁXIMA PRESSÃO DE TH	76
4.2.5 – ANÁLISE DE ESTABILIDADE PELA BS-7910.....	79

4.2.6 – AVALIAÇÃO DA PROPAGAÇÃO POR CST E FADIGA.....	80
4.2.7 – AVALIAÇÃO PELO CRITÉRIO “LEAK BEFORE BREAK” (LBB)	82
CAPÍTULO 5 - DISCUSSÃO E ANÁLISE	83
5.1 – GERAL.....	83
5.2 – VASO DE AÇO CARBONO	83
5.2.1 – CÁLCULO DOS FATORES DE INTENSIDADE DE TENSÕES.....	83
5.2.2 – RESULTADOS POR DOWLING & TOWNLEY	85
5.2.3 – RESULTADOS PELA ANÁLISE DO J_{TOTAL}	86
5.2.4 – PROPAGAÇÃO POR FADIGA	86
5.2.5 – CRITÉRIO “LEAK-BEFORE-BREAK”	87
5.3 – COLUNA DE AÇO INOXIDÁVEL.....	88
5.3.1 - CÁLCULO DOS FATORES DE INTENSIDADE DE TENSÕES E MECANISMO DE FRATURA.....	88
5.3.2 – RESULTADOS POR DOWLING & TOWNLEY E J_{TOTAL}	88
5.3.3 – PROPAGAÇÃO POR FADIGA E CST	89
5.3.4 – CRITÉRIO “LEAK BEFORE BREAK”	89
5.4 – DISCUSSÃO FINAL	90
CAPÍTULO 6 - VARIÁVEIS RELACIONADAS À PROPAGAÇÃO E FLUXOGRAMA DE AVALIAÇÃO DE TH’S	91
6.1 – VARIÁVEIS QUE DETERMINARÃO A PROPAGAÇÃO DE DESCONTINUIDADES EM TH’S PERIÓDICOS	91
6.2 – ALTERAÇÃO NO TAMANHO DA DESCONTINUIDADE / TRINCA	91
6.3 – ALTERAÇÃO DAS PROPRIEDADES DO MATERIAL.....	92
6.4 – MUDANÇA DE GEOMETRIA.....	93
6.5 – FLUXOGRAMA DE ANÁLISE	94
6.6 – SOBRE PROPÓSITOS, VANTAGENS E DESVANTAGENS DOS TH’S PERIÓDICOS.....	95
6.6.1 – OCORRÊNCIA DE VAZAMENTO	95
6.6.2 – NÃO OCORRÊNCIA DE VAZAMENTO	96
CAPÍTULO 7 - CONCLUSÕES	97
7.1 – CONCLUSÕES – VASO DE AÇO CARBONO.....	97
7.2 – CONCLUSÕES - COLUNA DE AÇO INOXIDÁVEL	98
7.3 – CONCLUSÕES GERAIS	99
7.4 – SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	100
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	101
APÊNDICE 1 - FLUXOGRAMA DE AVALIAÇÃO, VASO DE AÇO CARBONO	105
APÊNDICE 2 - MODELOS E RESULTADOS OBTIDOS DA ANÁLISE POR ELEMENTOS FINITOS	106
APÊNDICE 3 - COMPARAÇÃO ENTRE SOLUÇÕES PELO SÓLIDO AXISSIMÉTRICO E ANALÍTICA.....	111
APÊNDICE 4 - FLUXOGRAMA DE AVALIAÇÃO – COLUNA DE AÇO INOXIDÁVEL	113
APÊNDICE 5 - FLUXOGRAMA DE ANÁLISE DE APLICAÇÃO DE TH’S.....	114

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO

1.1 – O QUE SÃO OS TESTES HIDROSTÁTICOS (TH's)

Vasos de pressão são equipamentos que armazenam fluidos pressurizados, objetivando atender a finalidades diversas na indústria de processamento contínuo, como a indústria química, a petroquímica, de petróleo, ou ainda na área nuclear, na indústria de alimentos, na geração de energia, etc.. São diversas as aplicações de vasos de pressão, que assumem formas e tamanhos bastante variados em virtude da sua função precípua, que é a de contenção de um fluido pressurizado, sem que apresente vazamento.

Testes hidrostáticos (TH's) ou testes de pressão são aplicados em vasos de pressão e outros equipamentos industriais pressurizados como tanques ou tubulações, com o objetivo de aferir se haverá ocorrência de vazamentos ou se haverá ruptura. São realizados com os equipamentos fora de serviço, através de sua pressurização com água (teste hidrostático), ar comprimido (teste pneumático) ou outro fluido disponível, em pressões superiores às pressões operacionais ou de projeto, normalmente na ordem de 1,5 vezes a PMTA. Simula-se então uma condição operacional mais rigorosa, objetivando a garantia de que em serviço normal (a pressões mais baixas) não ocorrerão falhas ou vazamentos.

Na grande maioria das vezes é utilizada a água como fluido de teste de pressão (teste hidrostático, TH), em virtude de:

- grande disponibilidade em indústrias de processamento;
- pequena compressibilidade da água, exige pouca energia e tempo para a elevação da pressão;
- na possibilidade de propagação de uma fratura instável no decorrer da pressurização com ar ou outro fluido compressível, pode ocorrer uma explosão com súbita liberação da energia armazenada, o que não ocorre com a água, já que um pequeno vazamento permite uma queda brusca do carregamento aplicado.

No Capítulo 2 serão vistos maiores detalhes sobre o emprego dos TH's, mas pode-se citar três aplicações típicas, em diferentes oportunidades e com diferentes finalidades:

- Após a conclusão da fabricação de equipamentos, antes de seu uso;

- Periodicamente, como um meio de aferir a integridade física e para atendimento da legislação;
- Após reparos estruturais em equipamentos, quando houve aplicação de soldagem para recomposição de partes ou sua substituição.

No Brasil, a realização de TH's periódicos em vasos de pressão é um requisito legal, como será visto no item a seguir.

Por ser um teste aplicado em pressões acima das de operação e de projeto, sua realização está muitas vezes relacionada a falhas, como pequenos vazamentos ou rupturas catastróficas [24] [26]. Outra possibilidade, além da ruptura catastrófica, é a de crescimento subcrítico de descontinuidades (CSCD) durante a sua realização. Esta é uma preocupação bastante freqüente de engenheiros de manutenção de usinas nucleares, que adotam procedimento de aplicação de testes de hidrostáticos periódicos [33], pois raramente é possível perceber sua ocorrência e resulta que o equipamento pode voltar a operar numa condição pior que a de antes de sua realização. Este último aspecto é o tema central desta dissertação e será abordado em mais detalhes e com maior profundidade. Entretanto, a propagação crítica ou catastrófica também será analisada, tendo em vista que os fatores determinantes de sua ocorrência são semelhantes aos fatores da propagação subcrítica.

As indústrias dos ramos de petróleo, química e petroquímica são as maiores usuárias da aplicação dos TH's, em virtude dos grandes inventários de vasos de pressão e tubulações que possuem. Diferentemente das preocupações existentes na área nuclear, é usual a realização de testes periódicos a pressões da ordem de 1,5 vezes a PMTA, mesma pressão utilizada no TH inicial realizado ao término da fabricação, sem que haja preocupação com seus efeitos.

Foram encontradas poucas publicações relacionadas a falhas ocorridas durante TH's no Brasil. Apenas uma publicação originada de um evento especializado analisa os cuidados que devem ser tomados quando o mesmo for aplicado em equipamentos que já se encontram em serviço [13], analisando as configurações de tensões e a utilização da BS-7910 para avaliação da estabilidade durante o TH. É possível entender que falhas originadas em equipamentos recém fabricados certamente não viram notícia ou publicações, até porque estão dentro das oficinas de empresas fabricantes. De outro lado, a prática dos TH's recorrentes iniciou-se no Brasil a partir de 1995, e não foram encontrados registros de ocorrência de falhas de qualquer natureza durante sua

realização. Algumas poucas situações vividas ou sabidas, entretanto, permitem extrapolar suas ocorrências a muitos outros casos e a situações potencialmente catastróficas, que não são devidamente analisadas ou publicadas. Por este motivo, pretende-se avaliar um dos possíveis aspectos danosos dos TH's, especificamente o crescimento subcrítico de descontinuidades (CSCD), de modo a orientar os usuários quanto às boas práticas e cuidados que devem ser tomados.

1.2 – ASPECTOS LEGAIS DO TH NO BRASIL

A NR-13 [14] exige a aplicação de TH's periódicos em todos os equipamentos classificados como vasos de pressão, sempre que o produto da pressão máxima operacional (em kPa) pelo seu volume (em m³) seja igual ou superior a 8. Em função da classificação pelo produto da pressão pelo volume, a frequência de TH's é definida. Entretanto, é permitida a **não** realização dos TH's quando houver a possibilidade de propagação de defeitos (descontinuidades) subcriticamente, ou seja, de maneira estável. Esta limitação não está bem definida na NR-13, ficando a critério do Profissional Habilitado a determinação em fazê-lo ou não, baseada em seu conhecimento. A definição de propagação subcrítica também não é bem entendida. Sabe-se que praticamente todos os equipamentos possuem defeitos, que se não tem comportamento “crítico”, poderão ter comportamento subcrítico. Isto por si só já permitiria a não realização dos TH's na grande maioria dos casos, mas resta-nos discutir a questão e avaliar o balanço entre vantagens e desvantagens dos TH's, e por que devem ser realizados.

Alternativamente, a NR-13 reconhece a realização dos testes pneumáticos em substituição aos TH's, mas aspectos relacionados à segurança e dificuldades de execução inibem a sua disseminação.

1.3 – VANTAGENS E DESVANTAGENS DOS TH'S

Com base na experiência profissional obtida ao longo de muitos anos, e também com base em referências encontradas [24] [26] [33], podem “a priori” ser citados como “possíveis” vantagens e desvantagens da aplicação dos TH's em vasos de pressão, os seguintes aspectos:

A) Vantagens:

- Importante ferramenta para confirmar a ausência de vazamentos;
- Confirmação do estado de integridade e capacidade de resistir às condições operacionais normais, no momento de sua realização;
- Alívio de tensões residuais de soldagem de modo a que a estrutura testada funcione mais “relaxada”.

B) Desvantagens:

- Possibilidade de crescimento crítico de descontinuidade e destruição do equipamento, seja na fabricação ou após ter sido colocado em serviço;
- Possibilidade de crescimento subcrítico de descontinuidades pela sujeição de regiões danificadas por mecanismos de danos a solicitações mecânicas muito superiores às operacionais normais, e com isso a redução das margens de segurança do equipamento, sem que isto seja percebido!
- Elevada relação custo/benefício da sua aplicação, pois o TH apenas informa se houve vazamento ou não, não sendo uma ferramenta de inspeção.

Será vista no Capítulo 2, item 2.1, uma revisão bibliográfica relacionada aos TH's. De acordo com as referências encontradas, percebe-se que não há uma comunhão de pontos de vista com respeito a sua aplicação, benefícios e riscos. Será visto também, que as definições sobre sua aplicação não podem prescindir do papel dos profissionais de Manutenção das instalações industriais, em última instância os responsáveis pela sua especificação e execução. É objetivo desta dissertação o entendimento das variáveis preponderantes envolvidas num TH, abordando os aspectos relacionados ao CSCD e crescimento crítico.

1.4 – JUSTIFICATIVA PARA O TRABALHO

As motivações existentes para a realização deste trabalho serão mais bem detalhadas no Capítulo 3. Entretanto, como foi visto no item anterior, a realização dos TH's pode ser vantajosa ou não baseada em condições e variáveis anteriormente vistas, o que será o objeto desta dissertação. A sua prescrição como requisito legal e obrigatório coloca em xeque os profissionais e empresas, pois a possibilidade de propagação subcrítica ou crítica de descontinuidades durante sua execução cria certo “paradoxo”! Considerando

que a NR-13 visa “proteger” o trabalhador da ocorrência de acidentes em vasos de pressão, e sendo um requisito legal e normativo, não seria prudente existir esta obrigatoriedade. Então, justifica-se este trabalho dentro do contexto de esclarecer este “paradoxo”. Situações em que possam vir a ocorrer propagações subcríticas ou críticas devem ser identificadas.

1.5 – PROPOSTA DO TRABALHO

Grande parte das ocorrências registradas na literatura ligadas a falhas de equipamentos em TH's está relacionada a falhas com propagação crítica (como será visto no capítulo a seguir). Menor ocorrência foi verificada para a propagação subcrítica. A investigação do crescimento subcrítico de descontinuidades durante a realização de TH's, objeto desta dissertação, poderia seguir por três caminhos distintos:

- 1) Condução de uma pesquisa no ambiente industrial sobre casos de ocorrência de CSCD;
- 2) Levantamento de casos específicos em que descontinuidades conhecidas em um determinado equipamento se propagaram de maneira estável após a realização de um TH;
- 3) Simular a aplicação de TH's em equipamentos que apresentem descontinuidades, aplicando métodos numéricos, analíticos e a mecânica da fratura, para verificar se em situações específicas haveria propagação subcrítica nos mesmos.

Na indústria de petróleo e petroquímica, onde está o maior interesse desta dissertação, não há registros ou trabalhos desenvolvidos que possibilitem a condução de uma pesquisa. Não é prática usual a inspeção de um equipamento, o mapeamento de descontinuidades, a aplicação do TH e nova inspeção para verificação de possível crescimento subcrítico de descontinuidades. São raros os casos onde isto pode ter ocorrido, e não foi encontrada qualquer publicação a este respeito. Como já foi citado, foram encontradas publicações de casos de rompimento crítico de equipamentos, e parece ser esta a ocorrência “visível” aos olhos dos profissionais. O maior interesse no CSCD está na área nuclear, onde parece que em função dos maiores riscos e exigências, há maiores cuidados, discussões e publicações. Desta forma, não seria adequado partir

na direção dos itens 1) ou 2) acima caracterizados para determinar os fatores que levam ao CSCD durante um TH. Restou a alternativa 3), simulação da aplicação do TH em equipamentos existentes que possuam descontinuidades. Foram escolhidas duas situações distintas para análise:

1ª) Um vaso de pressão fabricado em aço carbono comum, que possui um defeito de fabricação do tipo falta de fusão em um bocal.

2ª) Uma coluna fabricada em aço inoxidável austenítico que sofreu processo de corrosão-sob-tensão sob o isolamento térmico, gerando trincas finas em extensa região do costado.

No Capítulo 3 – Proposta de Trabalho serão detalhadas as duas situações, os motivos que levaram a sua escolha e o procedimento utilizado.

CAPÍTULO 2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 – TESTES HIDROSTÁTICOS

Os TH's definidos pelo ASME [9] são caracterizados como prova de carga que solicita os vasos de pressão em tensões superiores às tensões estabelecidas nas condições de projeto, sendo realizados através da aplicação de uma pressão hidrostática, geralmente utilizando a água como fluido de pressurização. Espera-se que com a sobrevivência do equipamento a esta pressão elevada, o mesmo esteja apto a desempenhar sua função operacional com segurança, sob condições menos severas. Os TH's são obrigatórios após a conclusão da fabricação de vasos de pressão, e também em equipamentos que já estão em serviço, pela exigência da legislação em muitos países. Serão vistas nos subitens a seguir características que distinguem estas duas aplicações.

2.1.1 – TH's na Fabricação e em Reparos

São sabidas duas finalidades básicas dos TH's realizados após a fabricação de vasos de pressão ou após reparos nos mesmos: a garantia da ausência de vazamentos e da integridade (resistência) global do conjunto.

Sabe-se também que operações de soldagem durante a fabricação ou reparos de equipamentos são realizadas com graus de restrição que resultam em tensões residuais nas proximidades dos cordões de solda, podendo atingir valores da ordem da tensão de escoamento, conforme informam as práticas recomendadas BS-7910 [15] e API RP579 [5]. Ocorrem também descontinuidades características da soldagem que agem como concentradores de tensões, conforme mostrado por Barsom e Rolfe [10]. Considera-se que estas tensões concentradas, por também terem uma característica auto limitante, são da ordem da tensão de escoamento dos materiais unidos pela soldagem, conforme citado em artigo da NASA [24]. A aplicação do primeiro TH após a fabricação tem como resultado o rearranjo destas tensões residuais, pela ocorrência de pequenas deformações localizadas, levando a estrutura a um mais baixo nível de tensões residuais e, em pequenas regiões, tensões elásticas de compressão. Esta é outra importante finalidade do TH, o alívio geral de tensões da estrutura (vide item 2.2.5). Um equipamento testado, estará menos susceptível a estados complexos de tensões, que muitas vezes originam

um estado plano de deformação, como também menos susceptível à corrosão-sob-tensão, por estar submetido a tensões compressivas residuais em regiões específicas.

Em situações onde não haja plastificação significativa por conta das propriedades dos materiais, poderá haver uma fratura instável caso haja um defeito maior que o admissível para as condições de teste [24]. É, inclusive, possível calcular o tamanho de defeito residual num equipamento que sobreviveu à aplicação do TH, a partir de sua tenacidade à fratura e geometria. Torna-se importante nesta situação especificar o tamanho máximo de defeito admissível de maneira a não se vir a danificar um vaso de pressão durante seu TH inicial. Isto pode ser feito com um adequado controle da qualidade e execução de reparos nos casos onde os defeitos ultrapassarem o valor limite. Dois casos de ocorrência de fratura frágil durante o TH inicial relatados por Hayes [26], foram devidos à baixa temperatura do fluido de teste, resultando na destruição dos equipamentos antes mesma de ser concluída a fabricação. Isto chama a atenção para um importante aspecto relacionado ao TH: o econômico.

Resumindo, um equipamento projetado e fabricado de acordo com o ASME, e que sofreu um TH após sua fabricação ou reparo com soldagem, terá maior garantia de integridade durante sua vida útil e estará “imunizado” contra determinados tipos de danos relacionados a estados de tensões. Entretanto, efeitos indesejáveis podem resultar do TH inicial, como por exemplo, a fratura frágil.

2.1.2 – TH’S Periódicos

A realização de TH’s periódicos em vasos de pressão é uma prática utilizada em alguns países. No Brasil, por exemplo, é um requisito legal e está amparado pela NR-13 [14]. Possui como finalidade básica a aferição da estanqueidade e a garantia da integridade, partindo do princípio de que se for realizada uma prova de carga, com aumento das solicitações mecânicas, haverá uma garantia de continuidade operacional durante um determinado tempo. Tem-se por prática na indústria, a utilização do mesmo carregamento usado no TH inicial do equipamento após sua fabricação, nas condições especificadas pelo ASME. Entretanto, também existe a prática de estabelecimento de pressões mais baixas para a sua realização dentro desta finalidade, para evitar possíveis efeitos nocivos do TH, conforme citado por Njo [33] em uma compilação de práticas de unidades nucleares da Europa.

Devido à dificuldade em obter garantias de integridade em estruturas testadas hidrosticamente ao longo do tempo, e à possibilidade de crescimento subcrítico de descontinuidades durante o TH, alternativas de inspeção têm sido propostas em substituição da pressurização, a exemplo do trabalho elaborado por Yasinko et alii [40] para justificar o uso da técnica de “pig” ultrassônico. Em outra situação semelhante, um vagão de trem rompeu contendo 30.000 galões de ácido sulfúrico imediatamente após sua manutenção e inspeção, quando foi testado hidrosticamente. Isto foi publicado pelo National Transportation Safety Board [31], e foi analisado por comissão designada pelo governo federal americano. Uma das conclusões chegadas foi que o TH não é eficiente para identificar determinados tipos de danos, e que outros ensaios devem ser utilizados. Em recente trabalho publicado no Brasil [13], Borges reconhece a importância de se analisar a aplicação de um TH periódico, tendo em vista a possibilidade de propagação de descontinuidades desde que haja a atuação de mecanismos de danos. Ao mesmo tempo, reconhece que na ausência destes mecanismos, o TH será uma mera repetição do primeiro feito após a fabricação.

A sobrevivência a um TH caracterizará um tamanho de defeito crítico que será função da tenacidade do material na condição de teste (K_{IC}), geometria do componente onde se encontra a descontinuidade e tensão resultante da aplicação da pressão. Em condições de serviço normais os tamanhos críticos aceitáveis serão superiores aos calculados para a condição de TH gerando um “conforto” operacional temporário, pois as descontinuidades remanescentes poderão vir a propagar por mecanismos de fadiga, CST ou fluência, que são dependentes do tempo (e das demais características específicas envolvidas) vindo a se aproximarem do tamanho crítico estabelecido na condição de TH. TH's realizados em equipamentos que operem em temperaturas inferiores às temperaturas em que foram testados (temperatura ambiente, por exemplo) poderão resultar em pouca informação se não houver uma avaliação da tenacidade do material em ambas condições. No caso contrário, situação em que os TH's poderão estar sendo realizados em condições muito mais severas que a operacional (temperaturas muito baixas), é mais freqüente verificarem-se falhas catastróficas. Outro fato relevante é a possibilidade de que transientes térmicos e de pressão podem solicitar um equipamento em condições superiores à do TH. Um terceiro caso de falha por ocorrência de fratura frágil relatado por Hayes [26], foi verificado durante um TH periódico em um tubulão de uma caldeira. A exemplo dos dois casos relatados anteriormente, a fratura frágil foi

devida à associação da pressurização com água a baixa temperatura e a ocorrência de um carregamento súbito não previsto.

Segundo Njo [33], o principal argumento contra a prática de TH's periódicos é a possibilidade de CSCD, quando uma descontinuidade de grandes proporções estiver presente e o equipamento sendo testado no patamar superior de tenacidade, pois certamente voltaria a operar em pior situação do que antes. Em materiais dúteis, torna-se possível a propagação subcrítica de descontinuidades durante o TH, devido a um envelhecimento ("strain ageing") localizado, com a deterioração da integridade do equipamento sem que sejam deixadas "pistas". Cowan e Picker [16] concluem que os TH's iniciais executados após a fabricação trazem grandes benefícios ao equipamento, enquanto que os TH's periódicos podem elevar os riscos de falha desnecessariamente caso as propriedades dos materiais sejam desconhecidas.

Já Formby [23] sugere que a utilização dos TH's se dá com maior certeza do que qualquer outra técnica para a garantia da ausência de defeitos de um determinado tamanho crítico. Um TH aplicado em equipamento sujeito a danos por fadiga pode dar uma garantia da quantidade de ciclos operacionais que o mesmo poderá vir a ser sujeito sem apresentar falhas, partindo (no sentido inverso) de um tamanho máximo de descontinuidade possivelmente existente. A determinação deste "prazo" de que não haverá falhas terá maior garantia para materiais de menor tenacidade, e vice-versa, já que o mecanismo de propagação esperado durante o TH é por fratura frágil. O TH, segundo Formby, é uma forma indireta de avaliar a vida em fadiga. Por fim, considera que diversos casos de falhas catastróficas têm sido presenciados em TH's, diferentemente de falhas em serviço. Isto poderia caracterizar os efeitos positivos do TH! Ainda segundo Formby, tanto o TH quanto o uso de ensaios-não-destrutivos são ferramentas complementares na garantia da integridade do equipamento. Enquanto os ensaios-não-destrutivos são mais confiáveis quando os tamanhos críticos são grandes, o TH são mais confiáveis quando os tamanhos críticos de descontinuidades são menores. Nichols, em trabalho anterior [32], havia evidenciado que os TH's são instrumentos para retardar a propagação por fadiga.

Ainda no estudo conduzido por Njo e citado anteriormente [33], foram relacionados países da Europa que operam centrais nucleares, e que não têm um objetivo definido com o uso do TH periódicos. Alguns países adotam os TH's como teste de estanqueidade, outros, explicitamente como um teste de integridade. Neste estudo, ficou

evidenciado que estes países não consideram aspectos relacionados a mecânica da fratura. Muitos deles adotam pressões de teste ligeiramente acima da pressão operacional. Alguns outros, adotam pressões de teste baseadas na pressão de projeto. O estudo também considera que há risco de crescimento subcrítico de descontinuidades e a redução das margens de segurança dos equipamentos com a realização do TH, caso as propriedades e estado de tensões no componente assim permitam.

Chell e Haigh [16] consideram que o TH é a única técnica que pode permitir dar a garantia de que não existirão trincas que possam afetar a integridade de equipamentos antigos e submetidos a danos, por haverem limitações no emprego dos ensaios-não-destrutivos. Pequenas deformações ocorridas pelo escoamento localizado podem levar a um envelhecimento por deformação (“strain ageing”), que ocorre a temperaturas ambientes ou ligeiramente elevadas em aços de baixo carbono. Este envelhecimento resulta em aumento de propriedades mecânicas e perda de tenacidade e ductilidade. Os cuidados para com este tipo de envelhecimento são óbvios, pois as condições existentes no TH realizado após a fabricação não se repetirão após o seu uso, e uma descontinuidade poderá tornar-se crítica com a queda localizada da tenacidade. O uso de pré-tensionamento a quente (“warm prestressing - WPS”), que é a aplicação inicial de tensão de teste em temperatura acima da temperatura na condição de serviço, permite um ganho de tenacidade nesta última condição. Entretanto, o WPS só deve ser aplicado sob certas condições:

- 1) O mecanismo de trincamento em serviço deve ser por clivagem (material operando no patamar inferior de tenacidade).
- 2) Houve um aumento das propriedades mecânicas como o limite de resistência por envelhecimento.
- 3) Não deve haver crescimento subcrítico da descontinuidade após a aplicação do WPS.

O WPS tem por objetivo melhorar (aliviar) adequadamente a distribuição de tensões em regiões de descontinuidades em condições de maiores tenacidade e ductilidade, para os casos em que equipamentos irão operar em região de clivagem. A aplicação do WPS permite um provável arredondamento de ponta de descontinuidades, o que não seria possível em condições normais de teste ou de operação. Ainda de acordo com Chell [17], o WPS trará evidentes benefícios em situações que acarretem apenas pequenas áreas com escoamento e deformações localizadas. O crescimento subcrítico de

descontinuidades não afetará o benefício do WPS se estiver restrito a pequenas propagações dentro do campo da zona compressiva de escoamento na ponta da trinca. Caso o crescimento subcrítico leve a uma propagação superior a este campo de escoamento, é possível ocorrer uma fratura em serviço após o WPS.

Ensaio de emissão acústica têm sido utilizados durante a pressurização [25] [28] como uma ferramenta para identificar a propagação de descontinuidades durante a execução de um TH, muitos realizados a pressões inferiores às definidas pelo código de projeto.

Moreton e Moffat [30] analisaram o efeito dos testes de pressão em tampos de vasos de pressão que haviam sido submetidos a testes de “shakedown”. Concluíram que deformações incrementais cíclicas que foram observadas durante a operação, não mais ocorreram após a aplicação de um teste de pressão. Isto significa dizer que em situações em que haja crescimento incremental pela aplicação das condições operacionais, o TH trará o benefício de impedir estas deformações.

Tendo em vista as referências consultadas nesta revisão, pode ser concluído que:

- A) Há a possibilidade de ocorrência de fratura frágil durante um TH inicial ou periódico.
- B) Também há a possibilidade de CSCD durante o mesmo TH.
- C) Variáveis como a tenacidade à fratura, mecanismos de danos, temperatura de teste e sobrecargas são fatores de relevância durante a aplicação de um TH periódico.
- D) As combinações de tensões, tenacidades à fratura e temperaturas de operação e testes, podem determinar os resultados em termos do tipo de propagação verificados durante um TH periódico.
- E) O uso de técnicas de inspeção de equipamentos possui papel de grande relevância quando utilizadas antes dos TH's, pois podem identificar a presença de deteriorações que podem influenciar no seu resultado.

2.2 – PROJETO DE VASOS DE PRESSÃO E TENSÕES ADMISSÍVEIS

O projeto de vasos de pressão é conduzido por normas internacionalmente aceitas como o código ASME (American Society of Mechanical Engineers) para caldeiras e vasos de

pressão, a BS-5500 (British Standard), A.D. Merkblatter (norma alemã), etc. O código do ASME para caldeiras e vasos de pressão [9] é subdividido em seções e divisões, que abordam o projeto, fabricação, materiais, recomendações operacionais, ensaios e controle da qualidade e testes, sendo o código mais utilizado no Brasil. Tendo em vista que os equipamentos objeto de estudo nesta dissertação foram projetados pela Divisão I da Seção VIII do ASME Boiler and Pressure Vessel Code, a abrangência será restrita a este código. Os itens a seguir permitirão uma revisão sobre aspectos fundamentais do projeto de vasos de pressão.

2.2.1 – Código ASME Seção VIII Divisão 1

A Divisão 1 adota a filosofia de projeto **baseado em regras** (“design by rule”), o que significa dizer que qualquer equipamento projetado por esta divisão utilizará as mesmas regras e fórmulas de cálculo [12]. Em outras palavras, o projeto é feito de maneira padronizada e não requer análise pormenorizada das condições a que estarão sujeitos os equipamentos, não sendo baseado em análise detalhada de tensões. Admite-se que elevadas tensões podem existir localizadamente, entretanto as regras e tensões admissíveis foram estabelecidas para limitá-las a um nível seguro. Os desvios que possam vir a ocorrer, relacionados ao projeto, fabricação e condições operacionais serão absorvidos (cobertos) por um fator de segurança suficientemente grande para atender a esta finalidade [9]. O parágrafo UG-23(c) da Divisão 1 descreve precisamente a filosofia de projeto:

“A espessura de parede de um vaso de pressão dimensionado de acordo com as regras estabelecidas nesta divisão deve ser tal que a tensão máxima primária geral de membrana, resultante dos carregamentos a que esteja sujeito o equipamento durante a sua operação normal não exceda os limites de tensão admissível do material do vaso e que, excetuando-se alguns casos especiais, os carregamentos a que esteja sujeito o vaso não provoquem uma tensão primária de membrana mais flexão superior a 1,5 da tensão máxima admissível do material do vaso.”

A definição das tensões reais aplicadas e dos fatores de segurança utilizados por esta divisão está diretamente relacionada aos valores das tensões admissíveis. Assim, tendo sido selecionado o material a ser utilizado em um determinado projeto, as tensões

admissíveis (que são uma função da temperatura) terão introduzidas nelas fatores de segurança relacionados às tensões de escoamento e ruptura do material. A Tabela 2.1 permite visualizar os valores das tensões admissíveis em função das tensões de escoamento e ruptura dos materiais [9]:

TABELA 2.1 - TENSÕES ADMISSÍVEIS SEGUNDO O ASME SECÃO VIII DIV. 1

Tensão Admissível	Antes da Edição 2000	Edição 2000
O menor valor entre	$S_r/4$	$S_r/3,5$
	$2/3 S_y$	$2/3 S_y$
Onde:		
S_r	Limite de resistência na temperatura de referência	
S_y	Limite de escoamento na temperatura de referência	

Obs: valores aplicáveis para temperaturas abaixo do limite de fluência

A depender do critério de projeto adotado, a falha pode se dar por ruptura dútil, início de escoamento ou plastificação generalizada, dentre outras formas [19]. Para cada uma dessas formas haverá um fator de segurança, que pode ser facilmente calculado pelo inverso dos fatores aplicados sobre as tensões de limite de resistência e escoamento respectivamente. Os valores de tensão admissível foram incrementados a partir da edição de 2000, significando uma redução dos fatores de segurança relacionados à tensão de ruptura de 4 para 3,5. O valor do fator de segurança relacionado ao escoamento não sofreu alteração com a nova edição do ASME. Os materiais que serão estudados nesta dissertação possuem as seguintes tensões como referência (Tabela 2.2):

TABELA 2.2 - TENSÕES DE REFERÊNCIA, ASME SEC VIII DIV. 1, ANTERIOR
À EDIÇÃO 2000 (EM MPa)

Material	Limite de Resistência (S_r)	Limite de Escoamento (S_y)	Tensão Admissível (*)
ASTM A-285 GrC	379,3	206,9	95,2
ASTM A-106 GrB	413,79	241,38	103,4
ASTM A-240 TP304L	482,7	172,4	114,93

(*) Temperatura ambiente

Os valores de tensões admissíveis obtidos para estes materiais possuem referências distintas, pois:

- A) A tensão admissível para o A-285 GrC e A-106 GrB são uma função do limite de resistência ($S_r/4$);
- B) Para o A-240 TP304L, é uma função do limite de escoamento ($2/3 S_y$).

Verifica-se então que os fatores de segurança em relação ao limite de resistência e escoamento são distintos para os dois materiais (4, 4 e 4,2 para o limite de resistência e 2,17, 2,34 e 1,5 para o limite de escoamento respectivamente). Outro aspecto a se observar é que os valores de tensão limite de resistência e de escoamento estabelecidos na Tabela 2.2 são valores mínimos exigidos, devendo ser, na prática, ligeiramente superiores aos valores considerados.

2.2.2 – Tensões Nominais Durante os TH's (Divisão 1 da Seção VIII)

A aplicação dos TH's se dá com referência nos valores de pressão de projeto ou PMTA. Antes da edição de 2000, os TH's eram aplicados por determinação do código ASME com 1,5 vezes a PMTA, aplicando fator de correção para a temperatura de teste, como a seguir:

$$P_{teste} = 1,5PMTA\left(\frac{S_{amb}}{S_{proj}}\right) \quad (2.1)$$

onde,

P_{teste} = pressão de teste a uma dada temperatura

PMTA = pressão máxima de trabalho admissível

S_{amb} = tensão admissível do material na temperatura de teste

S_{proj} = tensão admissível do material na temperatura de projeto

Observação: a partir da edição do ano 2000, o valor passou a 1,3 vezes a PMTA, com a mesma correção para a temperatura de teste.

O cálculo da PMTA se dará, para a tensão primária de membrana, pela fórmula a seguir.

$$PMTA = \frac{SFt}{R + 0,6t} \quad (2.2)$$

onde,

PMTA = pressão máxima de trabalho admissível, referente à tensão primária de membrana

S = tensão admissível do material

F = eficiência de junta

t = espessura real

R = raio interno do cilindro (caso a geometria seja cilíndrica)

Esta relação nos garante que ao ser aplicada uma pressão igual à PMTA no equipamento, a tensão de membrana resultante atingirá exatamente a tensão admissível, e vice versa. O que acontecerá então quando for aplicada uma pressão de TH? Que nível de tensão será atingido na membrana do equipamento?

A aplicação de fatores de 1,5 (ou 1,3 para equipamentos projetados pela edição 2000) sobre as estruturas projetadas para operar nas tensões admissíveis poderá resultar em duas situações distintas:

1ª) Quando a tensão admissível (a exemplo do aço carbono A-285 GrC e A-106 GrB) for uma função da tensão de limite de resistência mínima, a tensão de membrana resultante ficará abaixo da tensão de escoamento.

2ª) Quando a tensão admissível (a exemplo do aço inoxidável A-240 TP304L) for uma função da tensão de escoamento mínima, a tensão de membrana resultante durante o TH será muito próxima (ou igual) à tensão de escoamento, pois

$$\sigma_{th} = 1,5 \frac{2}{3} S_y = S_y \quad (2.3)$$

onde,

σ_{th} = tensão de membrana atingida durante o TH

S_y = tensão mínima de escoamento.

Entretanto, na grande maioria dos casos existem folgas quando é projetado um equipamento pelo ASME, devido a:

- Adição de uma sobresspessura para corrosão, que não faz parte da espessura requerida; quando a pressão de TH for estabelecida em função da pressão de projeto, poderá haver uma folga significativa;
- Os limites de escoamento especificados pelas normas de fabricação são valores mínimos, sabendo-se que, na prática, os aços utilizados terão tensões de escoamento maiores que as especificadas;
- Utilização de fator de eficiência de junta menor que 1,0, para compensar a inspeção parcial em cordões de solda, eleva a espessura requerida sem elevar a PMTA; metais de solda terão uma análise à parte, já que possuem propriedades mecânicas distintas às dos materiais base;
- Aquisição de chapas dentro de espessuras comerciais geralmente conferem à construção uma sobresspessura adicional à espessura requerida.

Por fim, apesar das possíveis folgas existentes, foi visto que o projeto por esta Divisão, baseado em regras, permite a aproximação e localizadamente a suplantação da tensão de escoamento, seja pelo somatório da tensão de membrana mais flexão, seja pelas condições impostas pelo TH.

2.2.3 – Código ASME Seção VIII Divisão 2

Ainda de acordo com a UG-23 da Divisão 1, e complementando o comentário transcrito no item 2.2.1, é ressaltado o seguinte:

“É sabido que elevadas tensões localizadas e secundárias de flexão podem existir em vasos projetados e fabricados de acordo com estas regras (Divisão 1). Até onde aplicável, regras de projeto para detalhes foram desenvolvidas para a manutenção dessas tensões dentro de um nível seguro, consistente com a experiência alcançada.”

Visto que a Divisão 1 estabelece a espessura de parede apenas para a manutenção da tensão de membrana dentro do limite da tensão admissível estabelecida. Não é requerida a avaliação das tensões localizadas que são sabidas existir, aceitando-se apenas que o fator de segurança lhes dê a devida “cobertura”. Os procedimentos utilizados ainda por esta Divisão são considerados conservativos para a maioria das situações em serviços convencionais, conforme citado em publicação da ASME [8], e poderia ser otimizado através de análise mais avançada com o intuito de economizar-se na redução de espessuras.

Em outra situação, poderão ser necessárias considerações mais restritivas de projeto que as praticados na filosofia da Divisão 1 (“design by rule”) em função da necessidade de se obter maior confiabilidade em condições severas de operação, como por exemplo, em condições de elevados ciclos de pressão com possível sujeição à fadiga mecânica ou térmica, ou ainda onde as atividades de inspeção em serviço se tornam de difícil execução. Estas condições específicas resultaram na criação em 1968 da Divisão 2 da Seção VIII, que oferece um projeto alternativo de vasos de pressão “baseado em análise”. Como implementação sobre os procedimentos da Divisão 1, considera-se o desenvolvimento de técnicas analíticas e experimentais para a determinação mais precisa das tensões atuantes. Considera-se na Divisão 2 que diferentes tipos de tensões (membrana, flexão, pico, secundárias) possuem distintos graus de significância e por este motivo devem ser avaliadas isoladamente. Permite utilizar tensões admissíveis maiores obtendo-se espessuras de parede menores, sem a redução da segurança. Isto é possível pela utilização de uma melhor análise de tensões e a utilização de coeficientes de segurança mais racionais. Enquanto a Divisão 1 utiliza-se da teoria da máxima tensão normal para o cálculo mecânico (isto porque normalmente em vasos de pressão de

parede fina duas das tensões normais são positivas e a terceira tem módulo muito pequeno em relação às demais, sendo a tensão normal máxima - circunferencial - igual a duas vezes a tensão cisalhante máxima), a Divisão 2 utiliza-se diretamente do critério de Tresca, que é baseado na tensão cisalhante máxima independentemente do estado de tensões encontrado. O critério de Tresca é mais preciso e adequado para a verificação de escoamento ou fadiga em metais dúteis e sob solicitações mais complexas [8]. O termo tensão admissível (“allowable stress”) foi substituído por “stress intensity”, que é equivalente a duas vezes a máxima tensão cisalhante permitida (aplicação do critério de Tresca). Os tipos de carregamentos considerados para o projeto por esta divisão são:

- pressão interna ou externa, incluindo a coluna de líquido;
- peso do equipamento nas situações de operação normal e de teste;
- cargas impostas, como peso de outros equipamentos, de isolamento térmico, de “linings”, e de tubulações;
- cargas de vento, neve e terremotos;
- cargas impactantes, incluindo rápida flutuação de pressões;
- cargas induzidas por variação de temperatura, como por deformações diferenciais e expansões ou contrações nas regiões de suportação e apoios a tubulações.

Por este critério de projeto adotado, os seguintes requisitos deverão ser atendidos:

- a) a tensão de membrana primária, gerada por cargas mecânicas, excluindo descontinuidades e concentrações de tensão, não poderá ultrapassar ao valor admissível (“stress intensity”);
- b) a tensão de membrana localizada não poderá ultrapassar a 1,5 vezes o valor admissível (“stress intensity”);
- c) tensões primárias de membrana mais primária de flexão (excluindo tensões secundárias e de pico), devido a carregamentos de pressão ou mecânico, não poderão ultrapassar a 1,5 vezes o valor admissível (“stress intensity”);
- d) tensões primárias de membrana mais primárias de flexão, somadas às tensões secundárias, não poderão ultrapassar a 3 vezes o valor admissível (“stress intensity”);

- e) tensões de pico, somatório das condições anteriormente descritas mais o efeito de descontinuidades, deverão ser avaliadas conforme a análise de fadiga, contida no apêndice 5 do ASME – Projeto Baseado em Análise de Fadiga.

Assim, os valores de tensão calculados para cada um dos casos descritos são comparados com os valores admissíveis denominados de “stress intensity”, que são fornecidos nas tabelas de propriedades dos materiais, Seção II, parte D. Os valores de “stress intensity” são calculados conforme a Tabela 2.3:

TABELA 2.3 - TENSÕES ADMISSÍVEIS (STRESS INTENSITY) SEGUNDO A ASME DIVISÃO 2

Tensão Admissível	Antes da Edição 2000	Edição 2000
O menor valor entre	$S_r/3$	$S_r/3$
	$2/3 S_y$	$2/3 S_y$
Onde:		
S_r	Limite de resistência na temperatura de referência	
S_y	Limite de escoamento na temperatura de referência	

Obs: valores aplicáveis para temperaturas abaixo do limite de fluência

Considerando os materiais utilizados nas duas situações que serão analisadas, tem-se as seguintes tensões admissíveis (Tabela 2.4):

TABELA 2.4 - TENSÕES DE REFERÊNCIA, ASME SEC VIII DIV 2, EDIÇÃO 2000
(EM MPa)

Material	Limite de Resistência (S _r)	Limite de Escoamento (S _y)	Tensão Admissível (*)
ASTM A-285 GrC	379,3	206,9	126,43
ASTM A-106 GrB	413,79	241,38	137,93
ASTM A-240 TP304L	482,7	172,4	114,93

(*) Temperatura ambiente

Os valores de tensões admissíveis obtidos para estes materiais também possuem referências distintas, pois:

- A) A tensão admissível para o A-285 GrC e A-106 GrB são uma função do limite de resistência (S_r/3);
- B) Para o A-240 TP304L, é uma função do limite de escoamento (2/3 S_y).

2.2.4 – Tensões Nominais Durante os TH's (Divisão 2 da Seção VIII, Edição 2000)

Considera-se que em qualquer ponto do equipamento projetado e fabricado pela Divisão 2 seja submetido a uma pressão de teste que gere uma tensão de 1,25 vezes a tensão admissível, corrigindo-se para a temperatura de projeto da mesma maneira que em 2.2.2. Assim,

$$\sigma_{th} = 1,25 \frac{2}{3} S_y = 0,83 S_y \quad (2.4)$$

onde,

σ_{th} = tensão de membrana primária atingida durante o TH

S_y = tensão de escoamento

Adicionalmente, os limites máximos de tensão permitidos pela Divisão 2 durante os TH's são:

- a) tensão de membrana (P_m) que atinja 90% da S_y na temperatura de projeto;
- b) tensão de membrana (P_m) mais de flexão (P_b) que atinjam:
 - $P_m + P_b \leq 1,35 S_y$, para $P_m \leq 0,67 S_y$, ou
 - $P_m + P_b \leq 2,35 S_y - 1,50 P_m$, para $0,67 < P_m \leq 0,90 S_y$;

2.2.5 – Tensões de Pico Atingidas Durante os TH's

Como visto, caso as tensões de membrana representassem fielmente o estado de tensões de um equipamento projetado pelo ASME, haveria a certeza de que as tensões atingidas durante os TH's jamais ultrapassariam a tensão de escoamento. Entretanto, foi visto que há o reconhecimento de que tensões localizadas originadas de descontinuidades podem existir, conforme também citado por Bernstein [12]. Tanto na Divisão 1, que está apoiada no projeto baseado em regras, quanto na Divisão 2 que é baseada em análise, é fácil confirmar este fato. Pela Divisão 1, pode ser conduzido o raciocínio verificando que descontinuidades de diversos tipos, embora não consideradas no projeto, estão presentes devido à sua geometria, pela existência de conexões, mudanças de diâmetro, descontinuidades em cordões de solda, etc.. Da mesma forma pela Divisão 2 (item 2.2.3), verifica-se que a ocorrência de tensões de pico elevam as tensões aplicadas acima da tensão de escoamento. A aplicação de fatores de incremento de pressão (1,5 para a Divisão 1 – antes de 1998 - e 1,25 para a Divisão 2) levarão regiões localizadas ao escoamento durante o TH, devido à associação a fatores de concentração de tensões que elevam os valores nominais de tensões calculadas pelas fórmulas e critérios do ASME. Não raro estes fatores podem atingir valores de 2 ou 3, sempre como uma função da geometria [19]. A maior parte da estrutura submetida ao TH terá uma tensão de teste real inferior à tensão de escoamento, entretanto, localizadamente na presença de descontinuidades e devido a tensões de pico haverá escoamento (será atingida S_y) e pequenas distorções. Cordões de solda são especialmente regiões que guardam defeitos resultantes da operação de soldagem e descontinuidades geométricas com resultantes efeitos de concentração de tensões, conforme considerado por Barsom e Rolfe [10]. Estas regiões de escoamento localizado sofrerão um efeito de descarga elástica de maior

intensidade que a carga elástica que levou até o início do escoamento quando for aliviada a tensão resultante do TH, como pode ser visto na Figura 2.1:

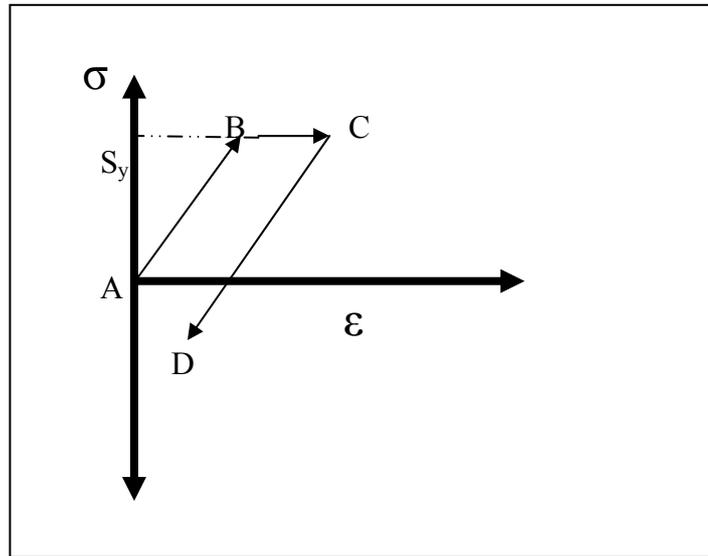


Figura 2.1 – Descarregamento elástico após a ocorrência de escoamento localizado, após a aplicação do TH

Observa-se que a tensão residual no ponto D, que representa a região que escoou e descarregou elasticamente, é de compressão. Se for aplicada uma nova tensão a uma pressão inferior à pressão de TH, esta região será submetida unicamente a um carregamento elástico (D =>E), conforme Figura 2.2:

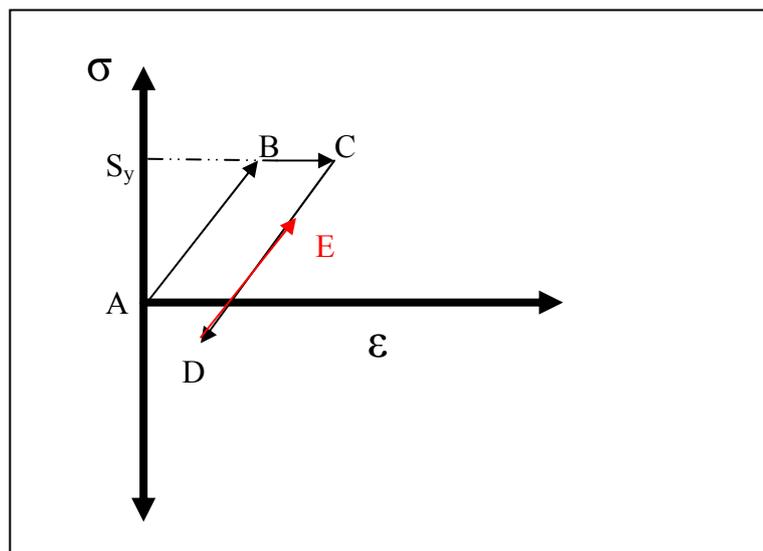


Figura 2.2 – Aplicação de uma tensão inferior à de TH

Caso seja submetido a uma mesma pressão de TH, a tensão resultante será a mesma atingida durante o primeiro teste, e o ponto E irá coincidir com o ponto C. Caso a pressão TH aplicada fosse superior à primeira, haveria uma nova plastificação, e um aumento da descarga elástica conforme percurso DFGH na Figura 2.3:

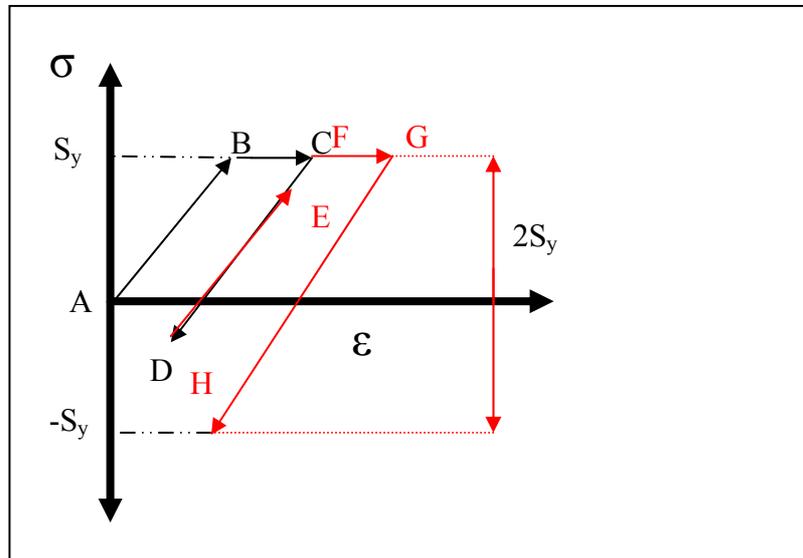


Figura 2.3 – Aplicação de uma tensão superior à de TH

O valor do descarregamento elástico não poderá ser superior a $2S_y$, por considerar-se que o escoamento sob compressão limitará a elevação da tensão de compressão em um material elastoplástico ideal. Esta propriedade que os materiais elastoplásticos exibem de escoar e aumentar seu regime elástico é também chamada de “shakedown” (assentamento), e é responsável pela redução das tensões residuais e manutenção de campo de tensões compressivas nas regiões que sofreram a ação de concentradores de tensões.

Concluindo, o TH em vasos de pressão projetados pelo ASME Seção VIII Divisões 1 e 2, levará a estrutura a tensões de membrana muito próximas às tensões de escoamento, enquanto que, devido a tensões de flexão e a fatores de concentração de tensões haverá escoamento localizado. Estas regiões ficarão sujeitas a tensões residuais de compressão após o descarregamento, em valores superiores a $-S_y$ (tensão de escoamento à compressão). Enquanto o equipamento não for solicitado a pressões maiores, estas regiões continuarão submetidas a um regime elástico mais amplo que o das regiões que não apresentaram escoamento. A alteração desta condição só se dará caso o equipamento venha a ser submetido a uma solicitação maior que a do TH, ou venha a ser submetido a mecanismos de danos.

2.3 – REVISÃO DE CONCEITOS DA MECÂNICA DA FRATURA

2.3.1 – Breve Histórico

A “quebra” de navios construídos durante a 2ª Guerra Mundial chamou a atenção de pesquisadores como **Irwin**, **Orowan** e **Mott**, que aprimoraram os trabalhos já desenvolvidos **Griffith**, que em 1920 publicou um importante trabalho, associando a tensão de fratura ao tamanho da trinca [1]. No final dos anos 50, os fundamentos da Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL) foram consolidados, quando também **Paris** e outros pesquisadores lançaram os conceitos da aplicação da Mecânica da Fratura à fadiga. Entretanto, a plastificação na ponta das trincas e a não-validade da MFEL nesses casos levaram os pesquisadores a buscar alternativas de análise. **Irwin** propôs uma extensão da MFEL, enquanto que **Dugdale** e outros propuseram modelos baseados na plastificação na extremidade da trinca. Em 1968, **Rice** desenvolveu o parâmetro que caracteriza o comportamento não linear na ponta da trinca: a *integral J*, fundando a partir daí a Mecânica da Fratura Elastoplástica (MFEP). Ainda nos anos 60 no Reino Unido, **Wells** desenvolveu o parâmetro COD, que começou a ser utilizado na análise de fraturas em estruturas soldadas. O desenvolvimento da Mecânica da Fratura avançou rapidamente nos EUA por força das demandas da área nuclear, enquanto que no Reino Unido, por demandas da área “offshore”. Coube a **Shih** demonstrar existir uma relação entre a integral J, utilizada nos EUA, com o COD, mais utilizado no Reino Unido, unindo os conceitos existentes e fundando a Mecânica da Fratura nos moldes que conhecemos hoje.

2.3.2 – Propagação Crítica ou Fratura Frágil

Propagação crítica ou fratura frágil é aquela que é caracterizada por rápida propagação, levando ao rompimento e separação de seções de um componente ou equipamento, com baixa liberação de energia e sem que haja deformação plástica apreciável. As superfícies de fratura são brilhantes, sem estricção, planas (normalmente na direção perpendicular da máxima tensão normal). Dá-se pela ocorrência de baixa tenacidade do material, por estados planos de deformação ou devido a condições transientes como, por exemplo, choques térmicos. Microscopicamente em aços ferríticos, uma fratura frágil

apresenta relevos e arestas que caracterizam o fenômeno da clivagem, com orientação radial que aponta para a direção de ocorrência da fratura [6].

Vasos de pressão possuem descontinuidades que são inerentes aos materiais ou introduzidas durante sua fabricação, como foi visto em trabalho da NASA [24]. Assim, é possível ocorrer durante o TH inicial uma fratura frágil caso existam descontinuidades de tamanhos superiores a um tamanho crítico (a_{crit}) [24] [26].

A possibilidade de propagação crítica em um TH periódico pode ser verificada caso haja alguma alteração na combinação dos fatores descritos quando comparados ao TH inicial. Por exemplo, o aumento de dimensão de uma descontinuidade por algum mecanismo de dano (fadiga ou CST), a utilização de um fluido de teste muito frio, ou então, uma queda de tenacidade devida a envelhecimento metalúrgico, pode levar à propagação crítica de descontinuidade num teste periódico. A informação que pode ser obtida após a sobrevivência a um TH é o tamanho de descontinuidade remanescente no equipamento (se em EPD), já que o mesmo não sofreu de fratura instável.

Outra informação relevante que pode ser tirada de um equipamento e relacionada à fratura frágil é a verificação da condição de “ocorrência de vazamento antes da fratura frágil” (ou, no inglês, “leak before break”). Este conceito é largamente utilizado na área nuclear [35] que é sujeita a padrões de segurança bastante restritivos, devendo este critério ser observado durante a fase de projeto e especificação de materiais, permitindo garantir que se houver o crescimento de uma descontinuidade no material por qualquer mecanismo de dano, haverá um vazamento de produto antes que possa haver uma fratura frágil. Isto significa, em outras palavras, que o tamanho crítico (a_{crit}) de uma descontinuidade é maior que a espessura do equipamento, e por este motivo nunca será atingido, pois a ocorrência de um vazamento antes da ruptura deflagrará imediatamente o processo de seu desligamento (do equipamento). Este critério de projeto, se de um lado não impede a ocorrência de um vazamento de produto, de outro lado garante que se houver um vazamento ele será pequeno e não haverá propagação crítica que pode levar a uma explosão ou grave acidente, podendo ser identificado a tempo e com conseqüências de pequeno porte. Equipamentos ou tubulações de alta criticidade e armazenando ou conduzindo produtos perigosos ou a elevadas pressões e temperaturas devem ser projetados para esta condição, conforme sugerido por Takahashi [38].

A propagação crítica ou frágil se dá sem que haja deformação plástica significativa, sendo uma característica do estado plano de deformação (EPD). Utiliza-se para esta

condição a MFEL (Mecânica da Fratura Elástica Linear), que pode ser traduzida pela equação

$$K_I = Y\sigma\sqrt{\pi a} \quad (2.5)$$

onde

K_I = fator de intensidade de tensões (modo I)

Y = fator geométrico

σ = tensão nominal aplicada

a = dimensão característica da trinca

Pela MFEL, haverá propagação instável de uma trinca no momento que o valor de K_I , calculado pela equação acima descrita superar o valor da tenacidade do material K_{mat} (crítico), obtido a partir de ensaios de tenacidade. Então, a condição de falha durante o TH será definida por

$$K_{mat} \leq Y\sigma_{TH}\sqrt{\pi a} \quad (2.6)$$

onde

σ_{TH} = tensão aplicada durante o TH

K_{mat} = tenacidade à fratura para a temperatura de TH.

Partindo-se da equação acima descrita, pode-se facilmente estabelecer uma relação entre o tamanho de trinca e a tensão aplicada, resultando no gráfico apresentado na Figura 2.4:

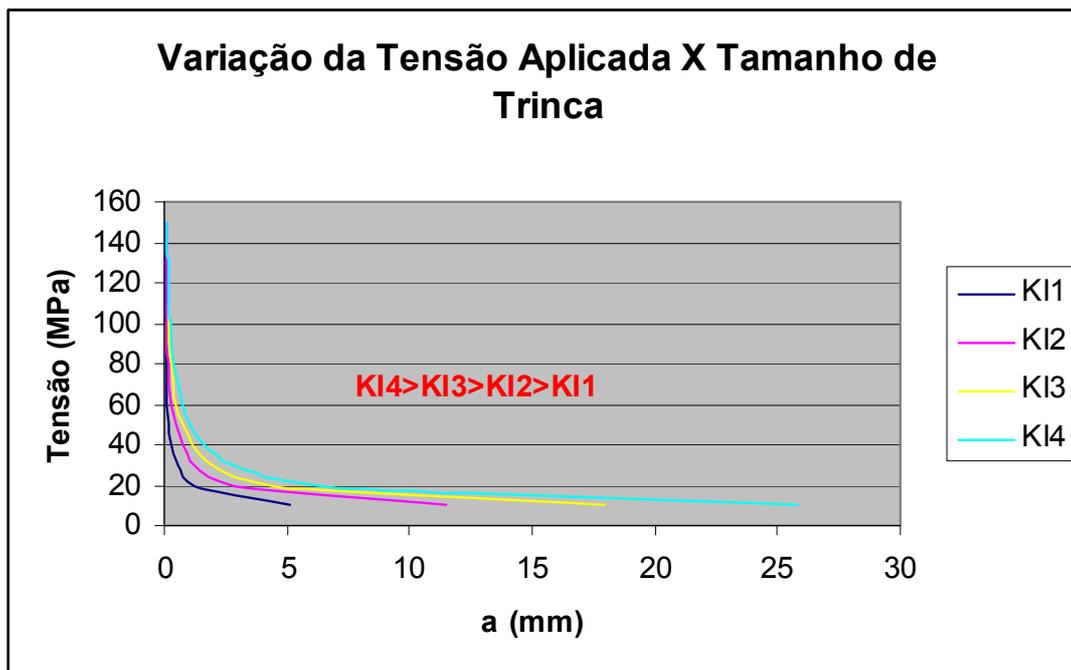


Figura 2.4 – Relação entre tensão nominal e tamanho crítico de trinca

Verificamos então que a MFEL “limita-se” a comparar a intensidade de tensão na ponta de uma descontinuidade com a tenacidade à fratura do material nas condições operacionais. O fator de intensidade de tensões K_I pode ser calculado por maneiras distintas, como segue:

- A) Através das equações básicas de cálculo da MFEL, pela aplicação dos fatores geométricos e do **princípio da superposição**. Este modo de cálculo vale para geometrias mais simples, onde se torna possível a aplicação de soluções de K_I já resolvidas.
- B) Através de procedimentos de cálculo contidos em práticas recomendadas, como o ASME XI, BS-7910 ou API RP579.
- C) Por último, a determinação do fator de intensidade de tensões pode se dar pela utilização de métodos computacionais através de ferramentas de análise de tensões por elementos finitos.

Do outro lado, a tenacidade à fratura K_{IC} (modo I) do material pode ser determinada através dos seguintes métodos:

- A) Ensaio direto de determinação de K_{IC} , conforme ASTM E-1820.

- B) Através de correlações entre K_{IC} e resultados de ensaio Charpy, nos patamares superior, inferior ou na região de transição dútil / frágil, determinadas por diversas entidades de pesquisa [34].
- C) Através de relações de K_{IC} com outras medidas de tenacidade à fratura, como J, COD (ASTM E-1820).
- D) Valores médios “default” obtidos no API RP579.

A MFEL está limitada a situações onde a plastificação na ponta da trinca é pequena quando comparada às dimensões da mesma. Materiais que apresentem elevada tenacidade terão uma plastificação maior que os materiais frágeis ou de elevada resistência e resistirão mais à propagação de defeitos, reduzindo a precisão da MFEL e dificultando sua aplicação. A partir deste ponto utiliza-se a MFEP (Mecânica da Fratura Elastoplástica), que possui ferramentas adequadas para calcular a estabilidade de defeitos em materiais que apresentem elevada plasticidade e tenacidade. A utilização de um dos métodos da mecânica da fratura deve ser avaliada em função destas características dos materiais e da geometria da peça ou equipamento. Dowling [20] sugere a utilização dos diagramas apresentados na Figura 2.5 para a determinação da abordagem a ser utilizada:

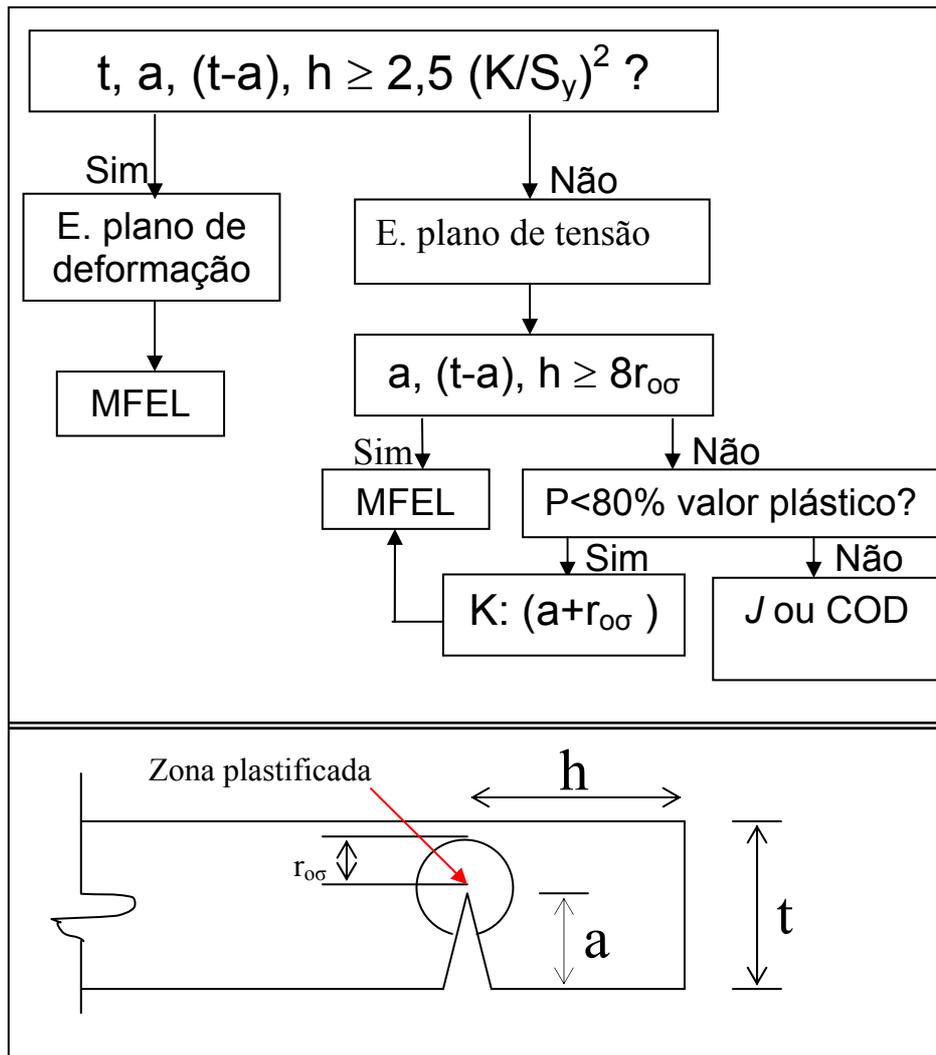


Figura 2.5 – Diagrama para determinação de abordagem adequada da mecânica da fratura

onde,

t = espessura do elemento

a = metade do comprimento da trinca

h = distância da ponta da trinca até a borda, perpendicularmente ao plano da trinca

K = fator de intensidade de tensões

S_y = tensão de escoamento

$r_{0\sigma}$ = raio da zona plastificada para estado plano de tensões

2.3.3 – Método Dowling & Townley

Partindo de modelo desenvolvido por Dugdale, Dowling & Townley [19] desenvolveram um processo para a análise de falha de componentes estruturais, baseado no comportamento elástico e elastoplástico combinados. Pelo diagrama FAD – “Failure Assessment Diagram”, haverá propagação frágil quando $K_R (= K_I / K_{mat})$ superar o valor 1, e haverá colapso plástico quando $L_R (= \sigma_{ref}/S_y)$ cair fora da região aceitável. Para combinações de K_R e L_R haverá a falha quando estas coordenadas superarem os valores obtidos pela curva

$$K_R = (1 - 0,14L_R^2)[0,3 + 0,7 \exp(-0,65L_R^6)] \quad (2.7)$$

também chamada de curva FAD (Diagrama de Avaliação de Falha). Esta curva é utilizada pelo nível 2A de avaliação pela BS-7910 e pelo nível 2 do API RP579, tendo o seguinte formato:

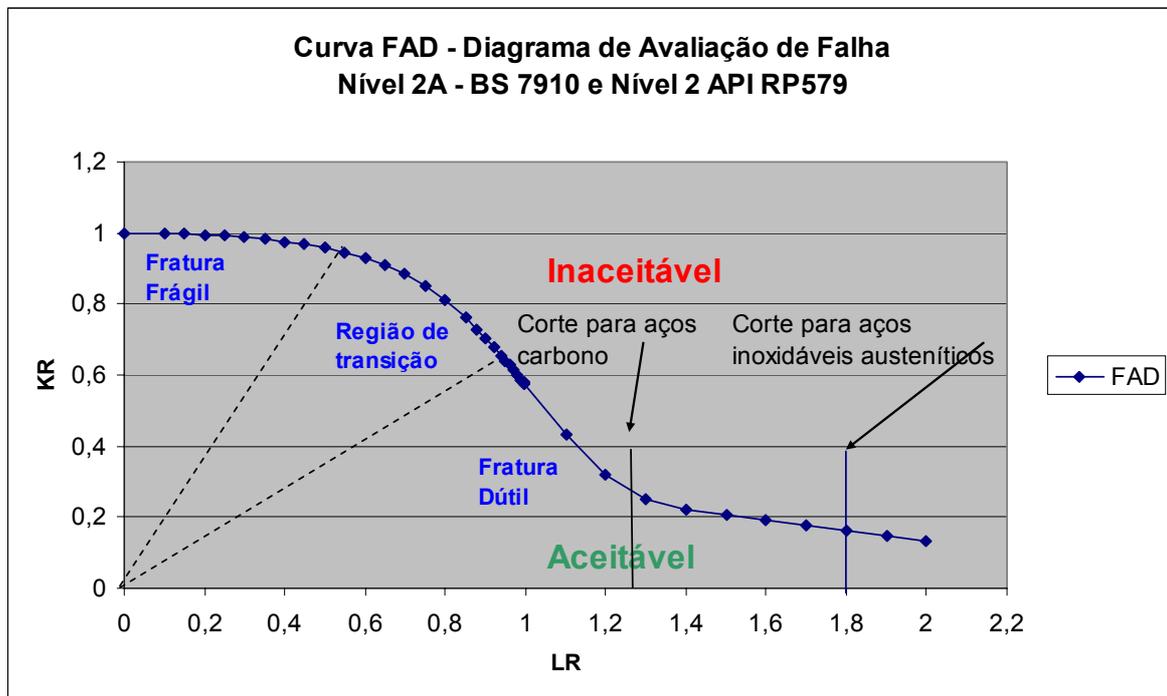


Figura 2.6 - Curva FAD BS-7910 e API RP579

Pontos com coordenadas (K_R, L_R) plotados abaixo da curva estarão aceitos dentro do critério de avaliação da BS-7910 e API RP579. Se forem plotados acima da curva, a

condição será considerada inaceitável. A Fig. 2.6 também mostra as regiões que estão relacionadas aos tipos de mecanismos de propagação de trincas (frágil, dútil e região de transição).

2.3.4 – Propagação Subcrítica

A propagação subcrítica de uma descontinuidade dá-se em pequenos incrementos (saltos), pela elevação das cargas aplicadas ou por mecanismos de danos como fadiga, fluência ou corrosão-sob-tensão, que incorporam conceitos relacionados à variação do fator de intensidade de tensões (ΔK). Torna-se possível, em função das características do componente e do carregamento, projetar sua vida útil.

A fratura dútil ocorre com apreciável deformação plástica final, ao mesmo tempo perpendicularmente às maiores tensões normais ou a 45° das mesmas pelo efeito do cisalhamento. As superfícies de fratura são fibrosas e acinzentadas, mostrando ao microscópio morfologia de “dimples”, que são cavidades arredondadas características de fratura dútil. As bordas dos “dimples” são as regiões onde ocorreram os rasgamentos finais entre as duas superfícies de fratura [6].

O cálculo da vida residual do componente se torna possível, partindo das equações dos mecanismos de propagação, geralmente função do número de ciclos ou do tempo (da/dN ou da/dt respectivamente). O limite de crescimento alcançado será o tamanho crítico de trinca, quando haverá ruptura frágil instantânea do componente, conforme visto na `Figura 2.7:

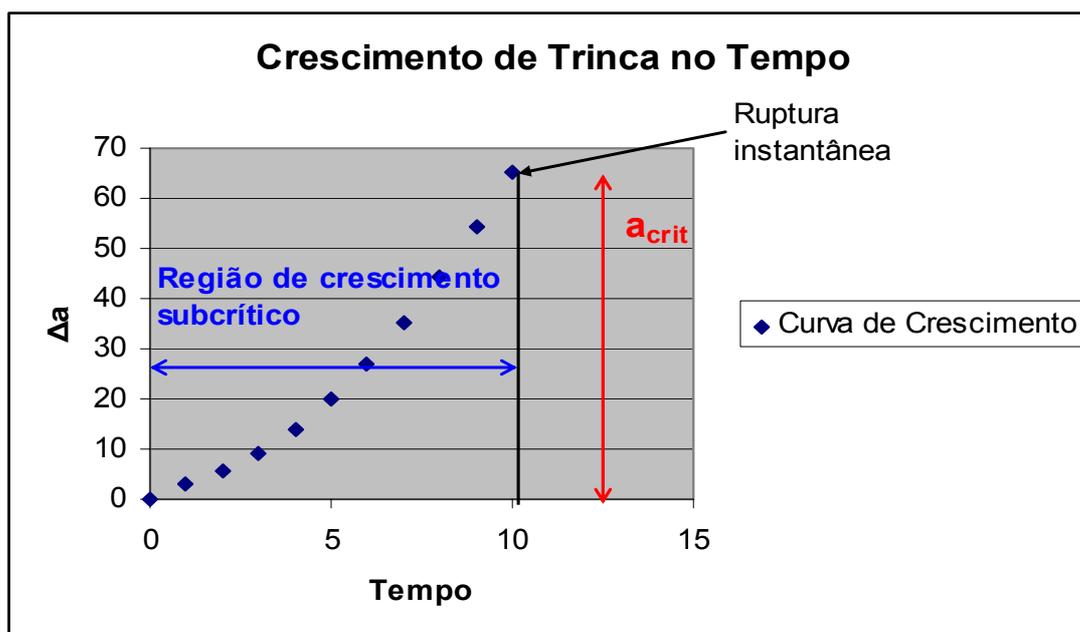


Figura 2.7 – Crescimento subcrítico de descontinuidade até um valor crítico

2.3.5 – Fratura Dútil

A ocorrência de fratura dútil se dá pela elevação da tensão aplicada a níveis superiores ao limite de resistência ou à tensão de fluxo (igual à média aritmética entre a tensão de escoamento e o limite de resistência). Para um vaso de pressão projetado, construído e testado pelo ASME, é improvável que um rasgamento dútil venha a ocorrer durante um TH, já que, como foi visto, as tensões admissíveis guardam uma grande “distância” do limite de resistência. Localizadamente e por influência de concentradores, estas tensões poderão ser alcançadas e ocorrer pequenos rasgamentos, com aumento do tamanho de uma descontinuidade. Em outra situação, pode haver a tendência ao arredondamento de uma descontinuidade por deformação plástica, com pequena propagação (em inglês, “blunting”). A ocorrência de propagação ou arredondamento depende de características relacionadas ao tipo de carregamento, ao tamanho da descontinuidade e ao material, podendo ser indiretamente medida através do conceito da *integral J*. A *integral J* é uma medida de energia através do campo elastoplástico de tensão/deformação que se obtém sobre um caminho qualquer em volta da ponta de uma trinca [10]. Este conceito foi desenvolvido por Rice em 1968, e possibilita caracterizar se haverá ou não propagação dútil e o valor de Δa (incremento sobre uma descontinuidade conhecida). A Figura 2.8

representa uma curva característica de J-R (curva de resistência à aplicação de um carregamento):

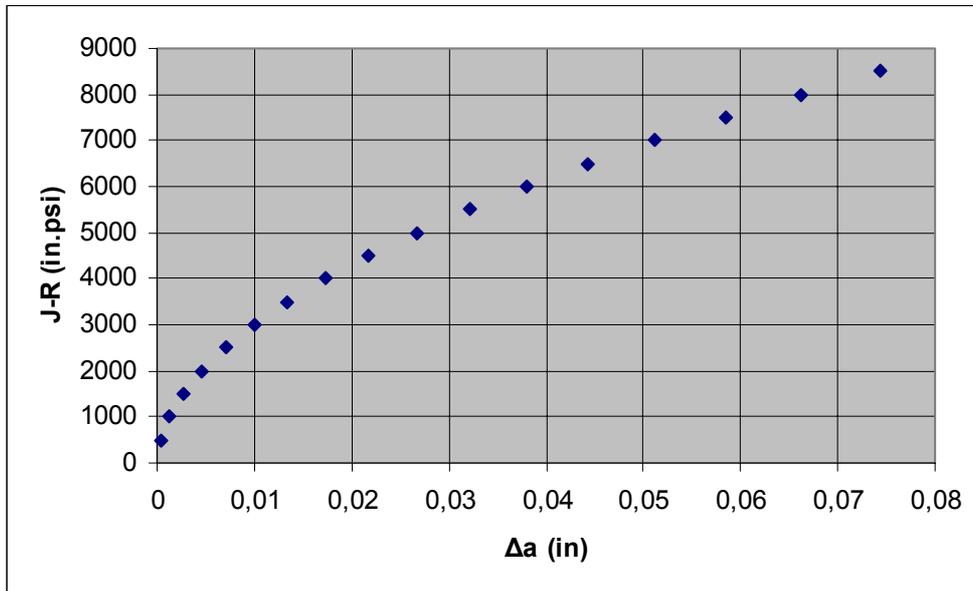


Figura 2.8 – Curva típica de J X Δa para o AISI 304

O parâmetro J, ou J_{total} é composto de duas parcelas distintas, que se somam algebricamente: J_{el} (elástico) e J_{pl} (plástico). O J_{el} é calculado em função da parcela do comportamento elástico do material, e pode ser obtido através de relações com o fator de intensidade de tensões K_I :

$$J_{el} = \frac{K_I^2(1-\nu)^2}{E} \quad (2.8)$$

para um EPD, ou

$$J_{el} = \frac{K_I^2}{E} \quad (2.9)$$

para um EPT, onde

ν = coeficiente de Poisson

E = módulo de elasticidade

O valor de J_{pl} é obtido através de soluções e cálculos que relacionam tensão de escoamento, carregamento e geometria. Quando o valor de J_{total} ultrapassa a um valor crítico J_{IC} , que é uma propriedade do material (determinada por ensaio do ASTM E1820 e representa a tenacidade do material no início da propagação de uma trinca), poderá haver propagação instável da trinca, caso não seja verificada ao mesmo tempo a propagação estável. Caso J_{IC} não seja ultrapassado, será verificado o “blunting”, que é o arredondamento da ponta da trinca com uma pequena propagação. A Figura 2.9 representa o resultado do ensaio de *integral J* versus o incremento no tamanho da trinca, por crescimento subcrítico ou “blunting”:

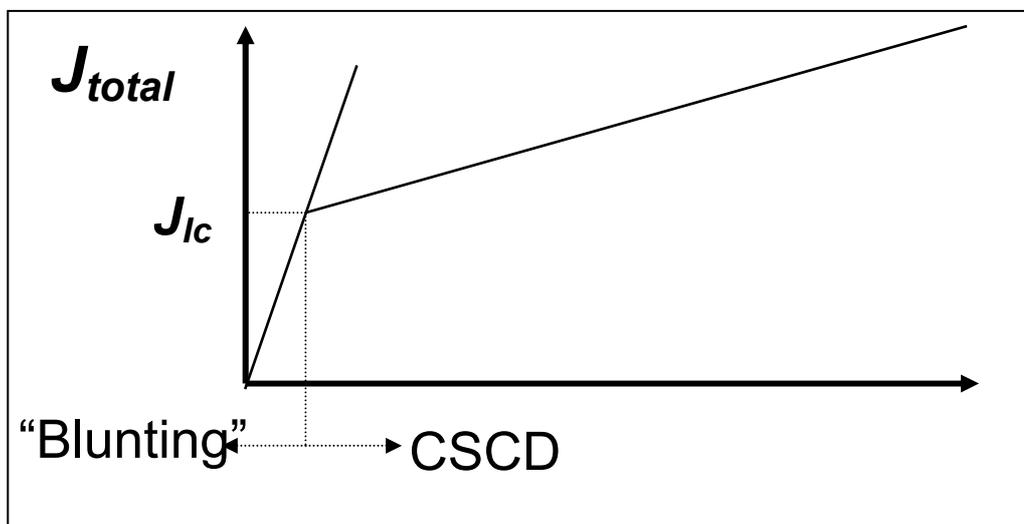


Figura 2.9 – Gráfico de teste de integral J, caracterizando o “blunting” ou o CSCD

Outra maneira de verificar se haverá propagação subcrítica é através da curva R , também chamada de curva de resistência à propagação de trincas, uma derivação da MFEL que considera a situação de um componente não estar sujeito ao EPD. Através das curvas R é possível prever se haverá propagação crítica ou subcrítica para um dado material e configuração do estado de tensões no componente. As curvas R consideram a comparação da solicitação versus a resistência de um componente, tendo a forma geral da Figura 2.10:

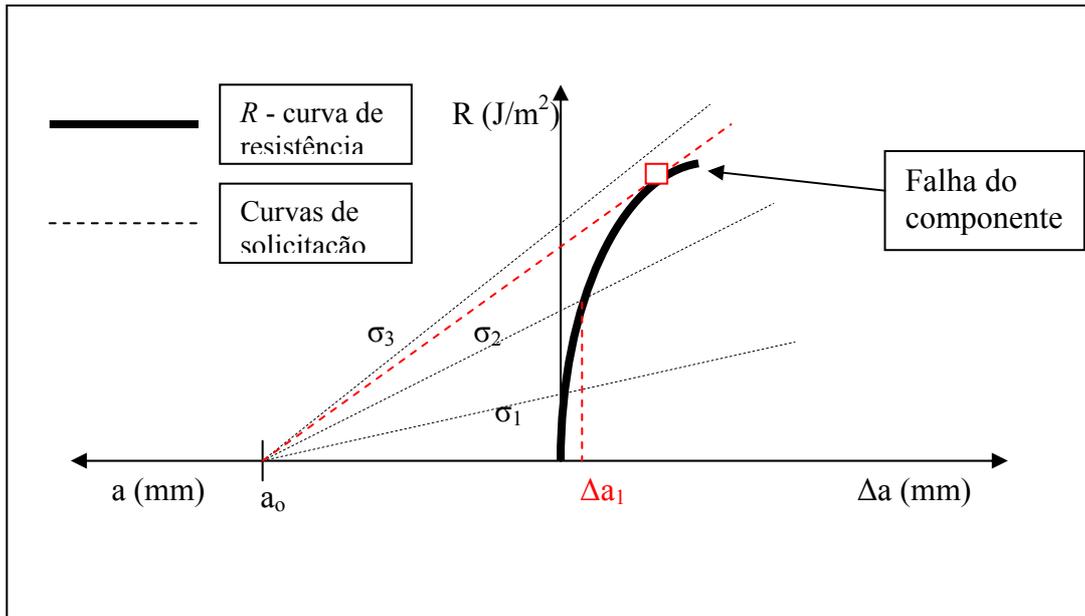


Figura 2.10 – Gráfico da curva R

onde $\sigma_3 > \sigma_2 > \sigma_1$ são valores de tensões aplicadas. Os valores de R (curva de resistência) são obtidos através de ensaios pelo ASTM E561, enquanto os valores da curva de solicitação são obtidos através da relação

$$G = \frac{(Y^2 \sigma^2 \pi a)}{E} \quad (2.10)$$

sendo G a taxa de liberação de energia elástica mais plástica. Para cada valor de tensão, haverá um valor de G diretamente relacionado a um tamanho de trinca. Por este motivo, as curvas de solicitação são lineares. Assim, como mostrado na figura 2.10, valores muito baixos de tensão (σ_1) provocarão nenhum ou pequeno incremento no tamanho da trinca (Δa), pois estarão interceptando a curva de resistência no trecho vertical. Uma tensão maior poderá interceptar a curva de resistência no trecho inclinado, caracterizando um aumento de trinca Δa_1 , por crescimento subcrítico. Para um valor maior de tensão (σ_3 , por exemplo), a curva de solicitação não mais interceptará a curva de resistência, caracterizando a condição de instabilidade da trinca. O momento exato de falha, caracterizado pela intersecção das duas curvas está representado pelo ponto vermelho, ocorrendo a uma tensão entre σ_3 e σ_2 .

2.3.6 – Propagação por Fadiga Mecânica

A propagação subcrítica em **fadiga mecânica** ocorre sobre tensões nominais inferiores aos limites de escoamento, entretanto devido à ocorrência de tensões extremamente localizadas superiores a este limite. Duas etapas se distinguem: nucleação e propagação. Entretanto, é possível ainda distinguir três diferentes fases, que são função da velocidade de propagação (Figura 2.11):

- 1) Fase inicial, que representa o comportamento não contínuo, que contempla uma estabilização da velocidade de propagação em função do mecanismo de encruamento;
- 2) Fase intermediária, que representa velocidade de propagação constante;
- 3) Fase final de propagação, que representa a aceleração final e ruptura.

Cada uma destas fases é influenciada principalmente por fatores como microestrutura, tensão média, meio corrosivo, frequência, etc. [22].

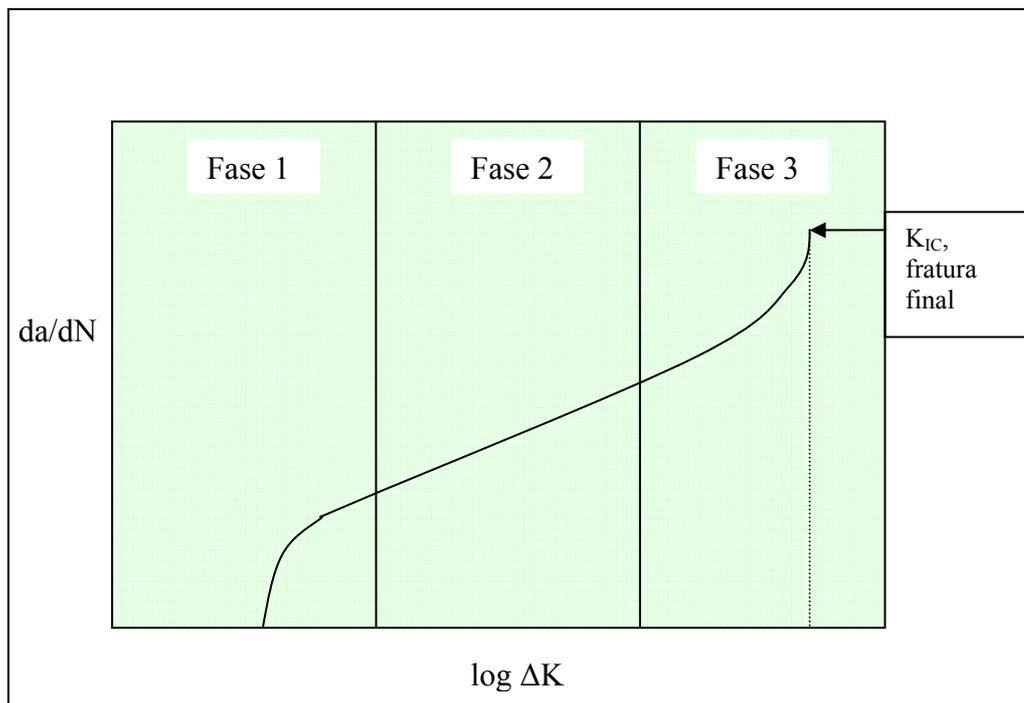


Figura 2.11 – Características da curva de taxa de crescimento de trinca de fadiga

A equação de Paris é uma das mais utilizadas nos cálculos de fadiga, e representa a propagação na Fase 2:

$$\frac{da}{dN} = A(\Delta K)^m \quad (2.11)$$

onde

da/dN = taxa de crescimento da trinca de fadiga,

A = constante

m = constante

ΔK = variação do fator de intensidade de tensões

A análise de fadiga mecânica para vasos de pressão pode ser conduzida através da Divisão 2 da Seção VIII do ASME, no apêndice 5 (mandatório). São aspectos relevantes nesta análise:

- 1) Números de ciclos de carga completos;
- 2) Número de ciclos de carga parciais;
- 3) Número de ciclos térmicos, em mesmo material, e
- 4) Número de ciclos térmicos caso haja união de materiais com coeficientes de expansão térmica distintos.

Estes valores levantados determinarão se a análise deverá ou não ser conduzida. Outros aspectos como concentradores de tensões, existência de soldas de filete, etc. também deverão ser avaliados.

A interação do mecanismo de fadiga mecânica com a realização do TH's em equipamentos já foi investigada por alguns autores conforme visto no item 2.1.

2.3.7 – Propagação por CST

A propagação por CST (corrosão-sob-tensão) ocorre em valores constantes de tensão. Algumas referências bibliográficas indicam que valores tão baixos quanto 10% da tensão de escoamento são suficientes para deflagrar o processo sob certas condições [7]. Isto porque, associado à tensão mecânica aplicada ou residual, existe o fenômeno eletroquímico que impede a estabilização do crescimento de uma descontinuidade. A

CST é um fenômeno que gera falhas “retardadas”, isto é, a falha do componente não ocorre no início do processo. Três fases distintas do mecanismo de CST podem ser citadas [7]:

- 1) Nucleação e estágio 1 de propagação, período em que o material perde a passivação e aparecem os primeiros entalhes em escala microscópica. Está mais associada aos fenômenos eletroquímicos que mecânicos. As tensões, neste estágio, agem no sentido de facilitar a ruptura de filmes protetores.
- 2) Propagação em velocidade constante, sob condições de carga e eletroquímicas. A velocidade de propagação pode ser facilmente medida por equações que relacionam crescimento da trinca a tenacidade. É estabelecido o conceito do K_{ICST} , valor de intensidade de tensões a partir do qual dar-se-á a propagação subcrítica da trinca de CST.
- 3) Estágio final, caracterizado pelo aumento da velocidade de propagação pela aproximação do K_I do valor crítico.

As características de cada um destes estágios podem ser representadas pela figura 2.12:

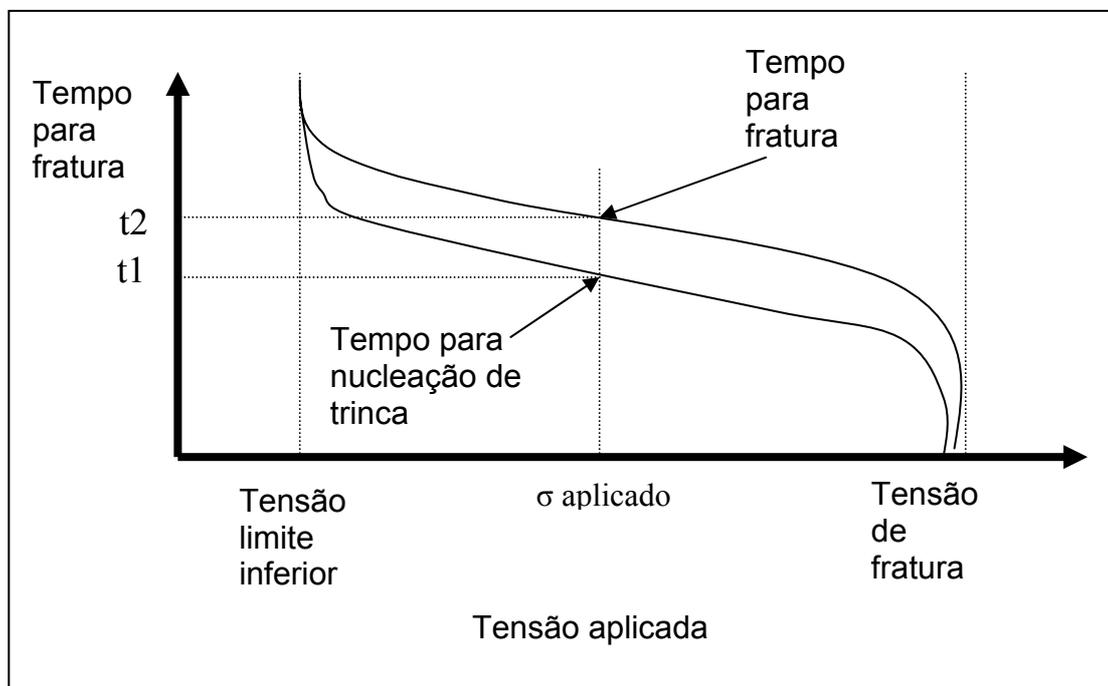


Figura 2.12 – Gráfico de propagação de trincas de CST

Tensões aplicadas inferiores à tensão limite não levarão ao desenvolvimento da CST. Tensões aplicadas entre a tensão limite e a tensão de fratura levarão à deflagração do

processo e propagação subcrítica das trincas. Neste intervalo, quanto maior a tensão aplicada, menor o tempo para a fratura final. Já para tensões maiores que a tensão de fratura, haverá ruptura instantânea sem que haja o desenvolvimento da CST. Entre a tensão limite e a tensão de fratura ocorrerá a propagação subcrítica, pelo crescimento do K_I a partir do K_{ICST} . Enquanto o K_I não superar o K_{IC} , haverá crescimento subcrítico, conforme visto na Figura 2.13:

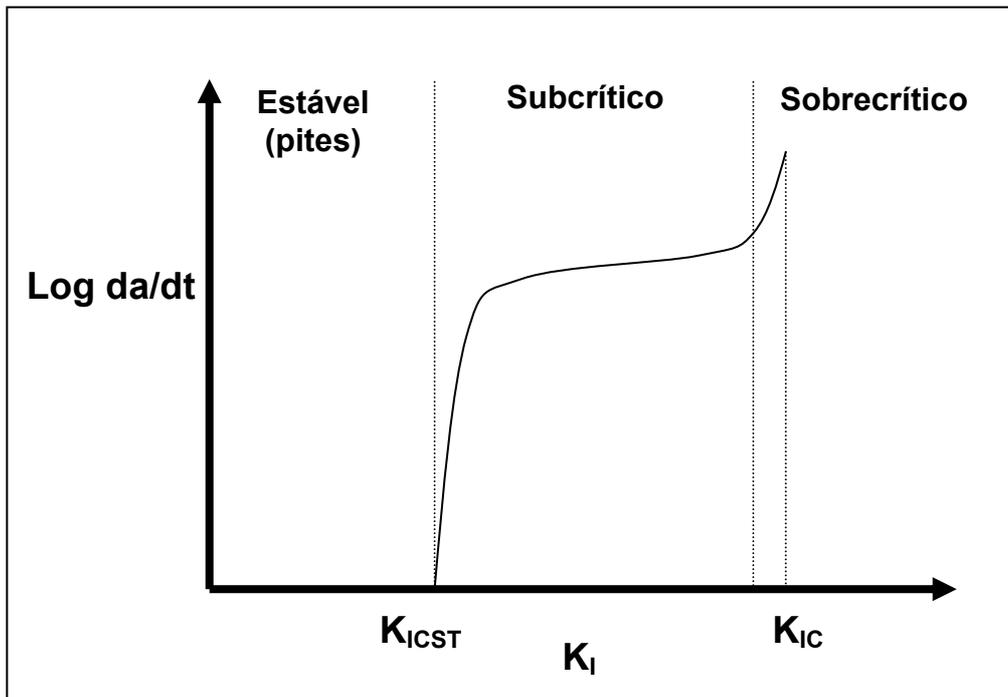


Figura 2.13 – Variação do valor de K e estágio de CST

No momento em que a trinca atingir o valor crítico, a tenacidade do material será superada e haverá uma ruptura final crítica, que determinará a falha do componente. Alguns meios corrosivos podem agir no sentido de reduzir a tenacidade dos materiais, como é o caso dos aços carbono quando sujeitos à penetração de hidrogênio, ao mesmo tempo em que ocorre crescimento subcrítico. Os valores de K_{ICST} são menores quanto maior for o limite de resistência em aços ferríticos [7]. A velocidade de propagação da/dt , é uma função do valor de K_I [21].

Considera-se que as pontas das trincas são a zonas de dissolução anódica, enquanto que as suas bordas são áreas catódicas onde ocorre a redução do hidrogênio. Materiais ferríticos são grandemente afetados pela penetração de hidrogênio atômico originado nas reações catódicas. Teores crescentes de hidrogênio são responsáveis pelo aumento

da velocidade de propagação das trincas, também em aços ferríticos. Aços inoxidáveis austeníticos geralmente são resistentes ao trincamento pelo hidrogênio, nas condições de recozido ou levemente trabalhado a frio. Entretanto, são bastante afetados pelo hidrogênio quando possuem baixo limite de resistência. O AISI 304L é grandemente afetado pelo hidrogênio, apresentando grande perda de ductilidade [7].

CAPÍTULO 3 - PROPOSTA DE TRABALHO

3.1 – MOTIVAÇÃO PARA O TRABALHO

Existe uma razoável quantidade de trabalhos que abordam o tema “teste hidrostático”, tratando-se de uma prática disseminada no mundo. Os aspectos relacionados à propagação de descontinuidades durante sua execução são geralmente os focos da questão, pois se de um lado se requer que o mesmo traga algum benefício, de outro não é esperado que haja prejuízos. Avaliada nesta dissertação a ocorrência de propagação subcrítica de descontinuidades pela aplicação de TH em equipamentos projetados e fabricados pelo ASME – Boiler and Pressure Vessel Code [9], pela aplicação de pressão de 1,5 X PMTA nos dois casos selecionados. Também foram avaliadas as condições em que poderia ocorrer propagação crítica. A obrigatoriedade da realização de TH’s periódicos, especialmente no Brasil pela existência de requisito legal [14], torna este trabalho interessante e também obrigatório, para que haja esclarecimento a grande número de profissionais que lidam com vasos de pressão e tem se perguntado se os TH’s realizados de acordo com a NR-13 estão trazendo benefícios ou malefícios. Possíveis vantagens e desvantagens foram relacionadas no Capítulo 1, item 1.3, porém, cabe ressaltar que a realização de TH’s ainda exige que os equipamentos sejam retirados de serviço, o que por si gera um grande ônus aos seus proprietários. Períodos de paradas para manutenção em grandes empresas de petróleo ou petroquímicas são demasiadamente curtos para a realização de tantos TH’s, além de todos os outros trabalhos prescritos.

Considerando o aspecto legal apenas há outros fatores relevantes. Em função da categoria do equipamento (de I a V, empresa sem SPIE, de acordo com a NR-13), existem frequências de 6, 8, 12 e 16 anos para sua realização. Isto trás um outro grande inconveniente: normalmente as empresas, dispostas a cumprir a legislação se obrigariam a realizar os TH’s em múltiplos de 03 anos, que é o prazo máximo estabelecido para a inspeção de um vaso Categoria I. Assim, os TH’s prescritos para serem realizados a cada 8 ou 16 anos teriam que ser realizados em frequências múltiplas de 03 (6 e 15 anos), significando a opção entre a antecipação em relação aos prazos determinados, ou

atraso no cumprimento da lei. Entretanto, este aspecto seria irrelevante se fossem garantidos os benefícios de sua realização.

Já vimos que a existência de mecanismos de danos (corrosão, fadiga, fluência, etc.) que venham a deteriorar parcialmente o equipamento pode alterar as respostas esperadas pelos TH's, pela modificação das condições originalmente verificadas ao término da fabricação. A identificação destes mecanismos de danos é parte fundamental no processo decisório de como conduzir um TH, e será considerada em detalhe no final deste trabalho.

Resumindo, a maior motivação está em levantar os fatores preponderantes e variáveis determinantes envolvidas na execução dos TH's, permitindo uma análise mais criteriosa sobre se poderá haver ou não algum tipo de propagação de descontinuidade.

3.2 – EQUIPAMENTOS SELECIONADOS

Dois diferentes casos foram selecionados para a análise nesta dissertação. A escolha foi motivada pela necessidade de gerar distinções que permitissem atingirmos os resultados almejados e aumentar a abrangência da análise. É sabido que a variação do nível de tensões, de tamanhos de trincas, de tenacidade à fratura e a existência de mecanismos de danos (que acabam por alterar estes outros fatores já citados) tem uma estreita relação com os objetivos que almejamos. Procurou-se selecionar os equipamentos dentro desta perspectiva e considerando situações características no ambiente industrial. Existem equipamentos que sofrem de mecanismos de danos de forma significativa e bem característica, sendo bastante afetados no tempo. Outros, entretanto, apesar de instalados em unidades industriais não sofrem de mecanismos de danos significativos, ou então são apenas levemente afetados pelos mesmos. Neste último grupo, a existência de trincas está relacionada a descontinuidades geradas durante o processo de fabricação. Materiais de uso em vasos de pressão também são uma variável que deve ser considerada. Aços carbono e inoxidáveis são bastante utilizados e possuem distinções que interessa avaliar. Por conta destes fatores, foi analisada a aplicação do TH nos dois equipamentos caracterizados nos itens a seguir.

3.2.1 – Vaso de Pressão em Aço Carbono

O primeiro equipamento estudado é construído em aço carbono e possui uma descontinuidade de fabricação interna bastante típica e de larga ocorrência em equipamentos industriais. Trata-se de uma falta de fusão numa solda de uma conexão com o costado do equipamento, de acordo com a geometria mostrada na Figura 3.1 e informações apresentadas a seguir:

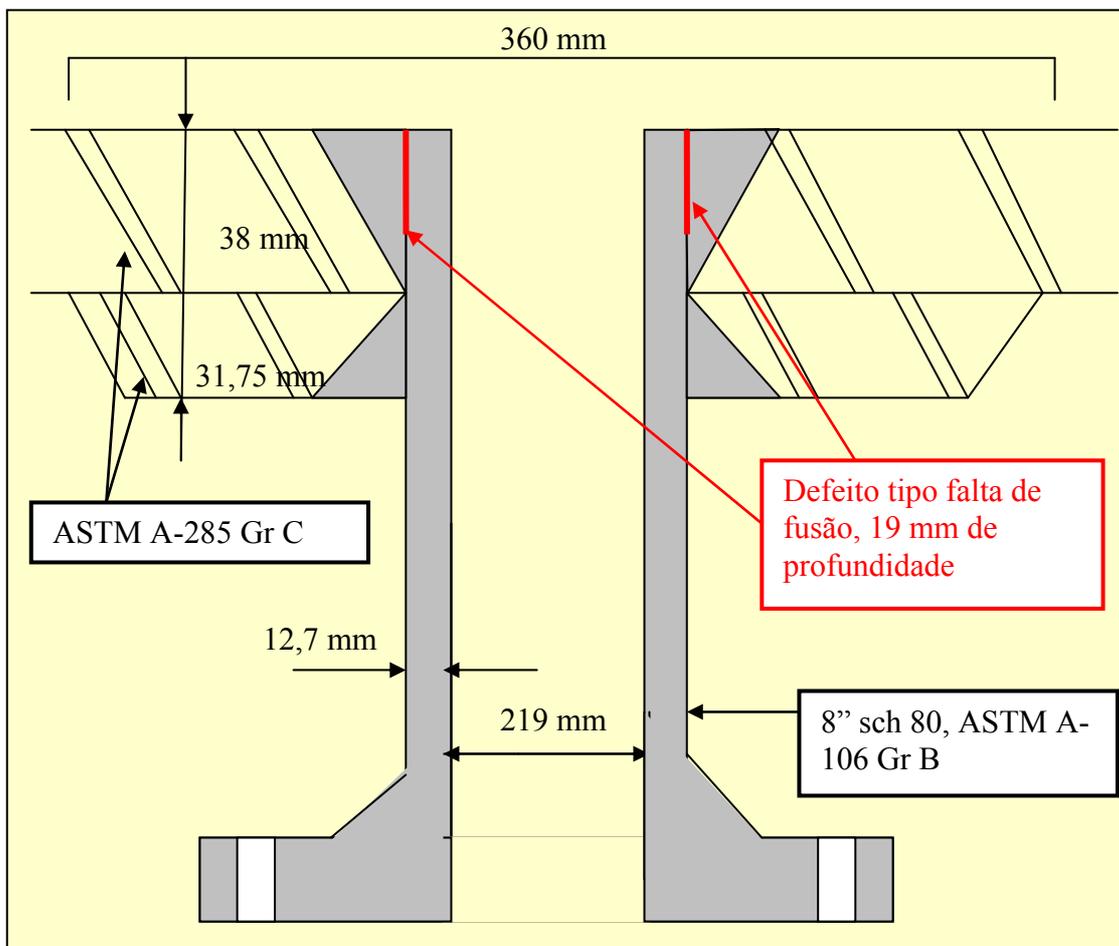


Figura 3.1 – Detalhe da geometria do bocal e da descontinuidade

A fotografia contida na Figura 3.2 a seguir mostra uma visão de como a descontinuidade se apresenta quando observada pela superfície interna do equipamento:

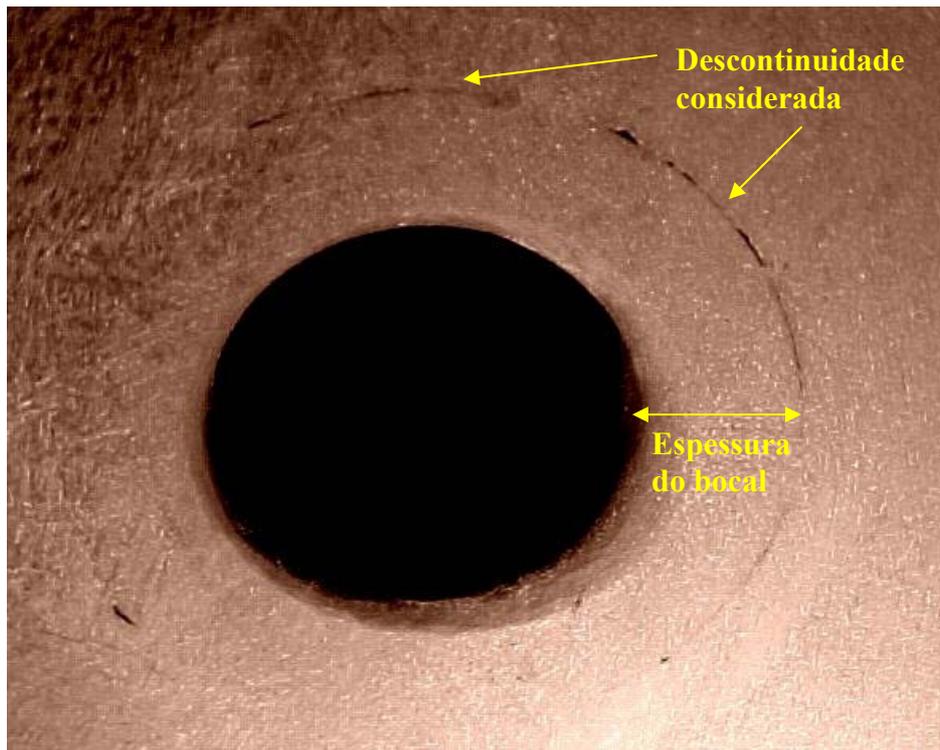


Figura 3.2 – Vista da conexão pelo lado interno, mostrando a descontinuidade do tipo falta de fusão

Será considerado que não houve qualquer tipo de interação desta descontinuidade com o meio, pois o mesmo é inerte e não houve qualquer processo corrosivo durante seu serviço e também que este equipamento foi fabricado em conformidade com o código de construção ASME Seção VIII, Divisão 1, sendo testado hidrosticamente ao término da fabricação com 1,5 vezes a pressão de projeto, não tendo sido testado posteriormente. A trinca / falta de fusão possui uma profundidade igual a 19 mm. Os dados técnicos relativos a este equipamento estão relacionados na Tabela 3.1:

TABELA 3.1 - DADOS TÉCNICOS DO VASO DE AÇO CARBONO

DADOS	VALORES
Pressão de projeto	34,1 kg/cm ²
Pressão de operação	31,0 kg/cm ²
Pressão de teste hidrostático	51,2 kg/cm ²
Temperatura de projeto	115 °C
Temperatura de operação	100 °C
Radiografia	Total
Eficiência de junta	1,0
Sobresspessura para corrosão	0
Material do costado	A-285 GrC
Material da conexão	A-106 GrB
Isolamento	Sim
Tempo de serviço	12 anos

Em trabalho anterior conduzido por Silva [36], foi estudada a propagação de uma descontinuidade semelhante à que foi avaliada aqui. Concluiu-se que as tensões aplicadas na direção radial são de baixa grandeza, e por este motivo não é esperada a propagação por efeito das mesmas. Como este equipamento opera em temperaturas relativamente baixas (abaixo de 149°C) também não é esperado ocorrer qualquer tipo de envelhecimento metalúrgico do tipo “strain ageing” [5] com redução de tenacidade do material.

3.2.2 – Coluna de Processo em Aço Inoxidável Austenítico

O segundo equipamento analisado é construído em aço inoxidável austenítico, apresentando uma região do costado atacada pelo mecanismo de corrosão-sob-tensão (CST) ocorrida devido à penetração de umidade e cloretos sob o isolamento térmico. Este equipamento, projetado e fabricado de acordo com o ASME Seção VIII, Divisão 1, também foi testado hidrostaticamente durante a fabricação, e posteriormente em pelo menos uma oportunidade, quando houve um reparo para a substituição de um trecho do costado. Ensaio realizados na coluna posteriormente a esta substituição parcial do costado, revelaram a existência de regiões não substituídas do costado apresentando a corrosão-sob-tensão sob o isolamento térmico. Considera-se que a faixa de temperatura para sua ocorrência seja de 70 a 200° C, entretanto, a maior intensidade deste processo

verifica-se entre 70 e 105° C [11]. Não se avaliou a influência do TH sobre o equipamento que já deveria estar apresentando o mecanismo de CST na oportunidade. Suspeita-se que o TH realizado no equipamento após o reparo do costado possa ter gerado a propagação de danos, acelerando o término de sua vida útil. A Figura 3.3 mostra as características da região afetada pela CST no equipamento:

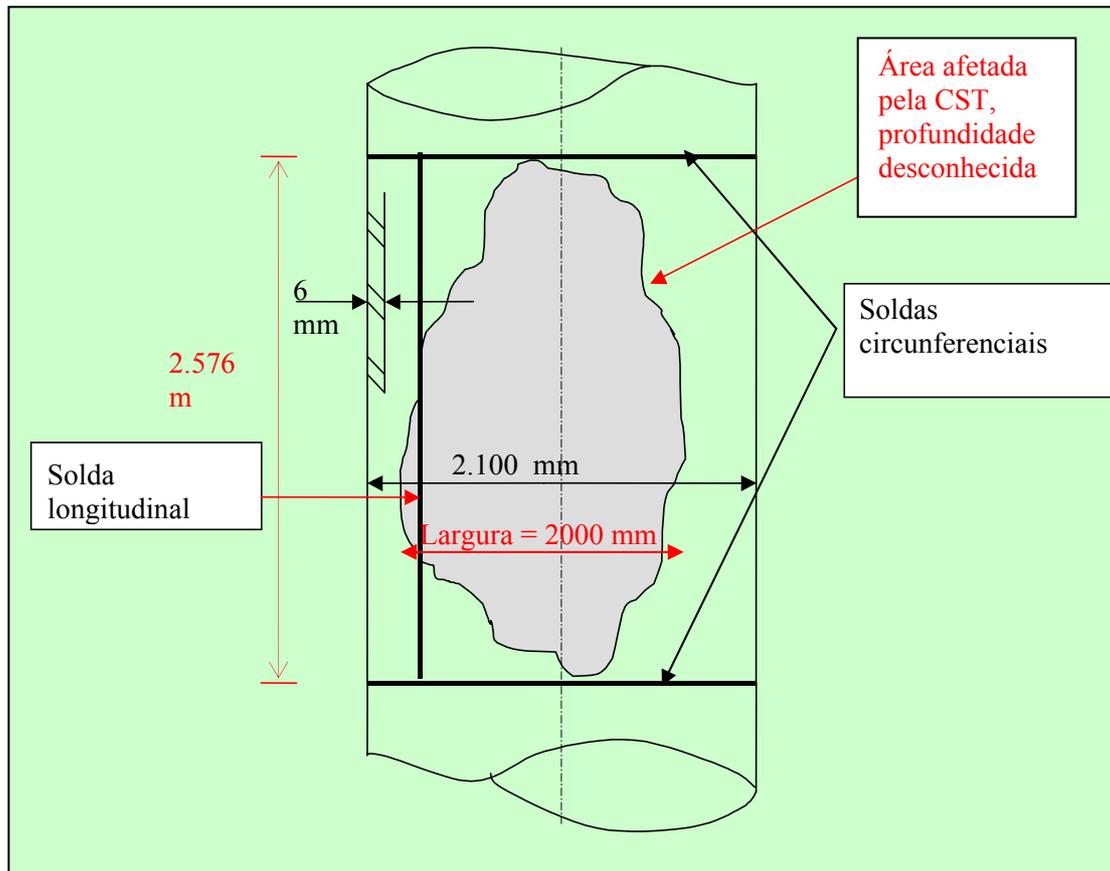


Figura 3.3 – Detalhe da geometria do costado da coluna

A Tabela 3.2 apresenta os dados técnicos da coluna em avaliação:

TABELA 3.2 - DADOS TÉCNICOS DA COLUNA DE INOX

DADOS	VALORES
Pressão de projeto	2,1 kg/cm ²
Pressão de operação	0,3 kg/cm ²
Pressão de teste hidrostático	3,2 kg/cm ²
Temperatura de projeto	135°C
Temperatura de operação	120°C
Radiografia	Parcial
Eficiência de juntas	0,85
Sobresspesura para corrosão	0 mm
Altura total	24.450 m
Material do costado	A-240 TP 304L
Altura das virolas	2.576 mm
Isolamento	40 mm
Tempo de serviço	25 anos

Não há informações exatas sobre a profundidade das trincas existentes, sabe-se, entretanto, que são bastante finas e de difícil visualização mesmo durante um ensaio de líquidos penetrantes. A Figura 3.4 retrata a imagem com aproximação da região do equipamento afetada pelo mecanismo de CST.



Figura 3.4 – Foto mostrando região da coluna afetada por CST, vendo-se as marcas de trincas superficiais ramificadas

3.3 – PROCEDIMENTOS DE ANÁLISE

Foram vistas as principais características das duas situações escolhidas, que podem ser resumidas na Tabela 3.3:

TABELA 3.3 - RESUMO DAS CARACTERÍSTICAS DOS CASOS

CASO	MATERIAL	MECANISMOS DE DANOS	POSIÇÃO DA DESCONTINUIDADE	TIPO
I	Aço carbono	Nenhum evidente	Circular no bocal	Defeito de fabricação tipo falta de fusão
II	Aço inoxidável austenítico	Corrosão-sob-tensão externa ao costado	Região afetada no costado cilíndrico	Trincas ramificadas

Para a caracterização da propagação subcrítica foi necessário analisar o parâmetro da *integral J*, conforme já definido no Capítulo 2, item 2.3.5. A determinação do J_{total} , para cada um dos casos considerados é o fator determinante para a verificação da propagação subcrítica durante a aplicação da carga de TH. Assim, as etapas a seguir descritas levarão ao cálculo desse parâmetro, bem como a verificação da estabilidade frente práticas recomendadas utilizadas, como a BS-7910 [15] e API RP579 [5]. Foram adotados diferentes procedimentos de análise face às distinções existentes entre os dois casos escolhidos.

3.3.1 – Procedimento de Avaliação do Vaso Fabricado em Aço Carbono

A descontinuidade mostrada na Figura 3.1 possui uma geometria complexa, exigindo a aplicação de elementos finitos para a análise de tensões. Também pela análise por elementos finitos foram retirados parâmetros da trinca, para comparação com os mesmos parâmetros calculados por métodos analíticos. Foi utilizado o software ANSYS 7.0 para a análise de tensões e as práticas recomendadas BS-7910 e API RP579 para a verificação da propagação ou estabilidade da descontinuidade nas condições de TH. A

avaliação deste caso foi conduzida dentro da seqüência descrita no fluxograma contido no Apêndice 1.

3.3.2 – Procedimento de Avaliação da Coluna de Processo Fabricada em Aço Inoxidável Austenítico

As descontinuidades apresentadas na Fig. 3.3 desenvolveram-se por fatores relacionados a tensões aplicadas ou residuais, temperatura de serviço, presença de agentes corrosivos sob o isolamento térmico e características metalúrgicas do material envolvido. A geometria da região de interesse é bastante favorável à análise por meio de métodos analíticos publicados, não necessitando do uso dos elementos finitos. Foi utilizado procedimento apresentado pela prática recomendada API RP579 [5] e por Anderson [1] para os cálculos dos parâmetros de fratura e de J respectivamente. Utilizada a BS-7910 para avaliação de estabilidade das descontinuidades. A avaliação foi conduzida dentro da seqüência descrita no fluxograma contido no Apêndice 4.

CAPÍTULO 4 - DESENVOLVIMENTO E RESULTADOS

4.1 – VASO DE PRESSÃO EM AÇO CARBONO

Visto no Capítulo 3 que esta análise requereu a utilização do método de elementos finitos para a determinação da distribuição de tensões e de parâmetros de fratura da geometria. Os trabalhos foram elaborados conforme a seqüência apresentada nos subitens a seguir, e conforme detalhado pelo fluxograma contido no Apêndice 1.

4.1.1 – Modelagem por Elementos Finitos

Utilizou-se o software ANSYS 7.0, tomando-se como ponto de partida para esta modelagem os elementos axissimétricos 2-D, do tipo PLANE2, ao invés de utilização de modelagem de sólido (3-D). Os motivos para esta escolha foram:

- A) Considerou-se que, por aproximação, o estado de tensões em uma superfície cilíndrica é bi-axial, já que as tensões radiais são muito inferiores às outras duas.
- B) Maior facilidade de conduzir a modelagem em 2-D com elementos axissimétricos, sendo gastas menos horas de programação, cálculo e análise.
- C) Considerando a análise como 2-D, foi possível encontrar soluções analíticas publicadas com geometrias semelhantes à do modelo criado, permitindo comparações entre os métodos numérico e analítico.

4.1.1.1 - Dados de programação e definição dos parâmetros.

Elemento utilizado: PLANE2, axissimétrico.

Modelo de análise: linear, elástica, isotrópica, com parâmetros de $E=210000$ MPa e coeficiente de Poisson igual a 0,3.

Geometria do modelo: por ser uma modelagem de um cilindro em elemento axissimétrico, foi necessário duplicar o raio do mesmo para simular condição equivalente à tensão circunferencial, que age na seção longitudinal.

Modelagem: foram utilizados dois modelos distintos: o primeiro, importado em extensão *.igs, elaborado em SOLID WORKS, contendo a seção do bocal sem a trinca em uma única área; o segundo modelo, elaborado no próprio ANSYS e contendo a

geometria da trinca, partindo da definição de “keypoints”, linhas, áreas, etc. (ver Figura 4.1 e Apêndice 2).

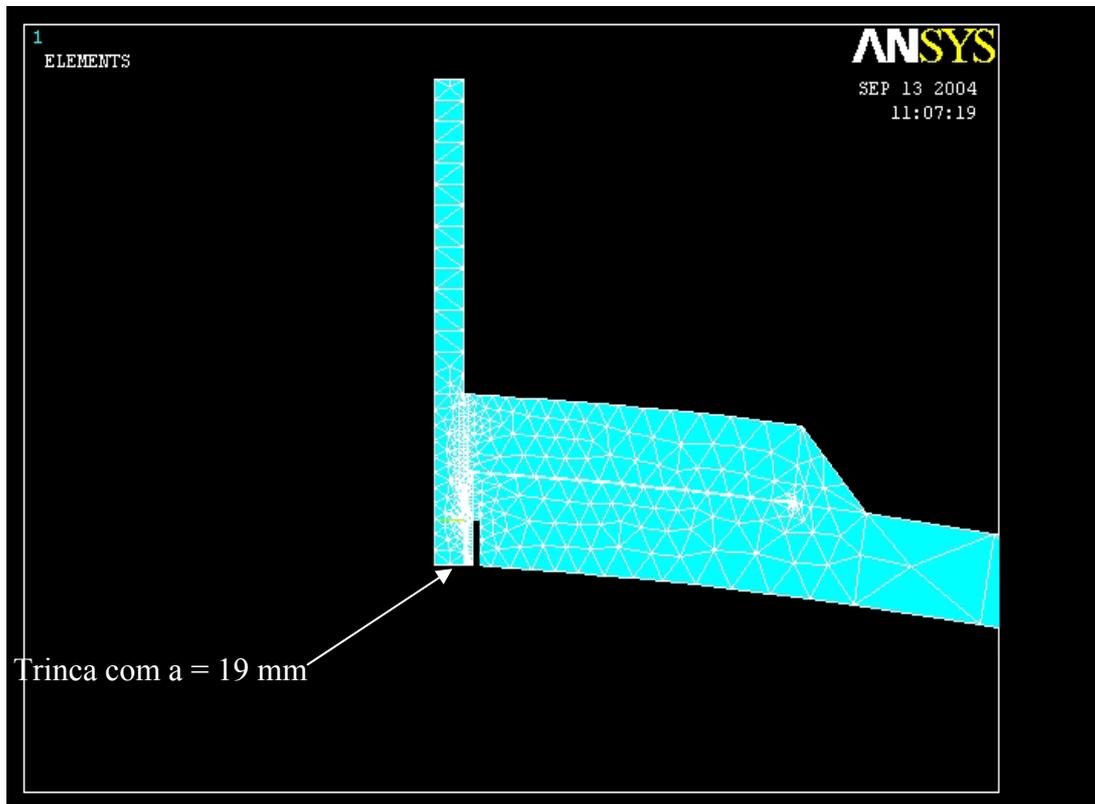


Figura 4.1 – Detalhe da geometria do bocal, apresentando a posição da trinca com profundidade de 19 mm

Aplicação de cargas: foram aplicadas cargas nas linhas correspondentes à superfície interna do costado, superfície interna da conexão e faces da trinca.

Geração de malha: livre, com “smart sizing”, utilização de comando KSCON para geração de malha ao redor da ponta da trinca, como mostra a Figura 4.2:

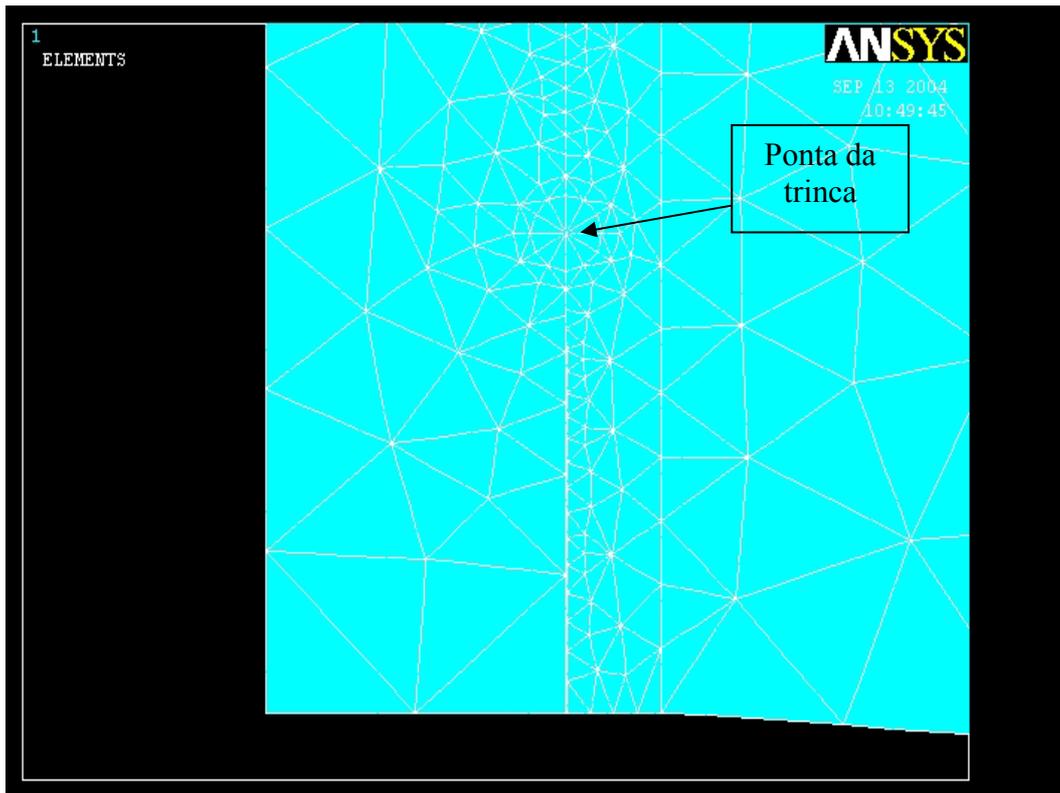


Figura 4.2 – Malha em torno da ponta da trinca

Análise de tensões: visualização das tensões linearizadas (de membrana e flexão) e totais, através do comando de pós-processamento específico.

Parâmetros de fratura: cálculo de KI e KII, fatores de intensidade de tensões modos I e II respectivamente, pela utilização do comando KCALC aplicado nos nós da extremidade da trinca.

4.1.1.2 – Resultados

Através do comando “SOLVE” foram obtidas as deformadas e mapeamento das tensões no eixo X, eixo de interesse nesta avaliação, no modelo sem trinca. Demais direções não serão avaliadas, tendo em vista que a geometria utilizada não corresponde exatamente à geometria real, conforme visto no item 4.1.1.1. A seção submetida à análise da distribuição de tensões está indicada na Figura 4.3:

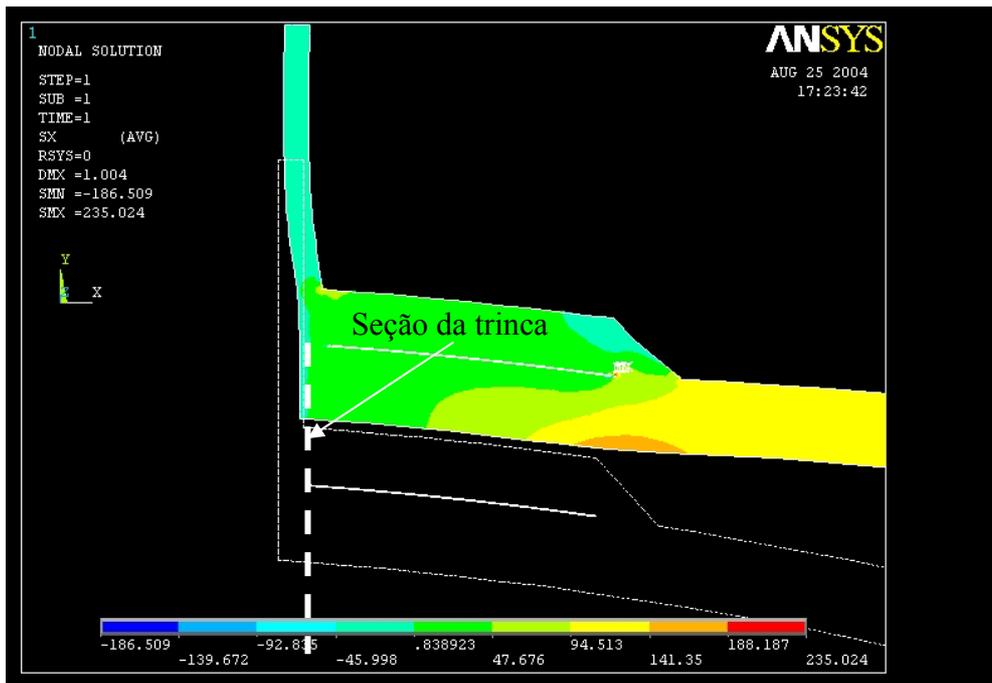


Figura 4.3 - Mapeamento das tensões no eixo X, modelo sem trinca, e seção da trinca sujeita à análise

Deste modelo sem trinca, foi também obtida a distribuição de tensões e sua linearização, que serão utilizadas no procedimento de cálculo analítico. A Figura 4.4 apresenta a distribuição das tensões obtida na seção de propagação da trinca (modelo sem trinca):

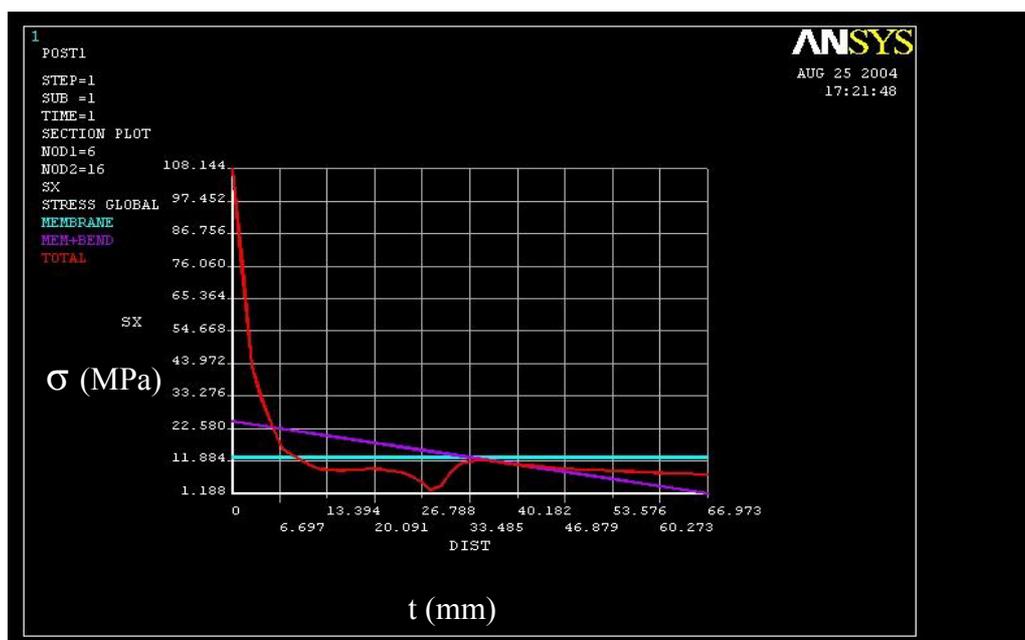


Figura 4.4 – Distribuição de tensões na seção de propagação da trinca (modelo sem trinca)

Do modelo com a trinca foram obtidos os valores dos fatores de intensidade de tensões K_I e K_{II} (modos I e II), sem considerar qualquer fator de correção ou as tensões residuais de soldagem, porém com e sem a aplicação da mesma pressão de TH nas faces da trinca, conforme mostrado na Tabela 4.1:

TABELA 4.1 - RESULTADOS DOS FATORES DE INTENSIDADE DE TENSÕES OBTIDOS DO ANSYS 7.0 (SEM CORREÇÃO)

	Com aplicação de pressão nas faces da trinca (MPa.m ^{1/2})	Sem aplicação de pressão nas faces da trinca (MPa.m ^{1/2})
K_I	8,2	5,7
K_{II}	2,5	1,9

As figuras 4.5 e 4.6 do modelo com trinca a seguir mostram a visão geral e os detalhes da região concentração de tensões na ponta da trinca, na direção X:



Figura 4.5 – Mapeamento das tensões no eixo X, modelo com trinca



Figura 4.6 – Detalhe do mapeamento das tensões no eixo X, ponta da trinca

Observações:

- 1) No cálculo de K_I e K_{II} não foram consideradas as tensões residuais de soldagem, tendo sido esta tarefa realizada analiticamente, dentro dos procedimentos utilizados.
- 2) A análise efetuada foi linear.
- 3) Não foram utilizadas as rotinas de programação para o cálculo do $J_{total} = J_{el} + J_{pl}$. O cálculo do parâmetro J_{total} foi feito utilizando-se de soluções analíticas, posteriormente detalhadas.

A aceitação deste procedimento de análise e de obtenção de fatores de intensidade de tensões foi validada pela modelagem de uma geometria de referência com elementos axissimétricos de solução conhecida. Utilizando os mesmos elementos axissimétricos PLANE2, foi modelado um eixo contendo uma trinca circular, e comparados os resultados pelo uso do ANSYS com a solução obtida analiticamente. A modelagem de uma trinca inteira ou de meia trinca com simetria, resultou em pequenos desvios em relação à solução calculada pela BS-7910, conforme mostrado no Apêndice 3. pelo ANSYS foram obtidos valores de 1,7 a 2,6% superiores ao valor calculado analiticamente. Sendo assim, foi aplicado um fator de correção de 0,9785 sobre os

valores de K_I e K_{II} calculados através do ANSYS, resultando nos seguintes valores finais da Tabela 4.2:

TABELA 4.2 - RESULTADOS DOS FATORES DE INTENSIDADE DE TENSÕES CORRIGIDOS

	Com aplicação de pressão nas faces da trinca (MPa.m ^{1/2})	Sem aplicação de pressão nas faces da trinca (MPa.m ^{1/2})
K_I	8,0	5,6
K_{II}	2,4	1,8

4.1.2 – Uso de Soluções Analíticas

Com os resultados obtidos pela análise por elementos finitos foi possível partir para a determinação dos parâmetros necessários para a caracterização ou não da propagação subcrítica e da estabilidade da descontinuidade. Isto foi realizado através dos procedimentos contidos na BS-7910:1999, “Guide on methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures” [15], no API RP579 2000, “Fitness-for-Service” [5] e conforme Anderson [1], o que será visto em detalhes nos itens a seguir.

4.1.2.1 – Análise de Estabilidade pela BS-7910

A análise da estabilidade pelo nível 2A da BS-7910 utiliza a curva FAD (“Failure Assessment Diagram”), método de Dowling e Townley [19]. Por este procedimento foram calculados os parâmetros K_R e L_R . K_R representa o quociente entre o fator de intensidade de tensões corrigido pelo fator de interação de plasticidade, pela tenacidade à fratura do material. Já o L_R , o quociente entre a tensão de referência pela tensão de escoamento. A combinação destes dois parâmetros e sua plotagem na curva FAD permitirá confirmar a estabilidade da geometria para o carregamento imposto.

A primeira tarefa realizada foi a análise da distribuição de tensões obtida da análise por elementos finitos e apresentada na Figura 4.4. Esta distribuição apresenta três categorias de tensões na seção da trinca:

- 1ª) Tensão de membrana, no valor aproximado de 11,884 MPa, ao longo da seção;
- 2ª) Tensão de flexão, em valor variável ao longo da seção;

3ª) Tensão total, somatório das anteriores mais as tensões de pico na superfície externa do conjunto, correspondente a 108,14 MPa.

Pelo procedimento da BS-7910, adotou-se uma linearização de tensões conforme a Figura 4.7:

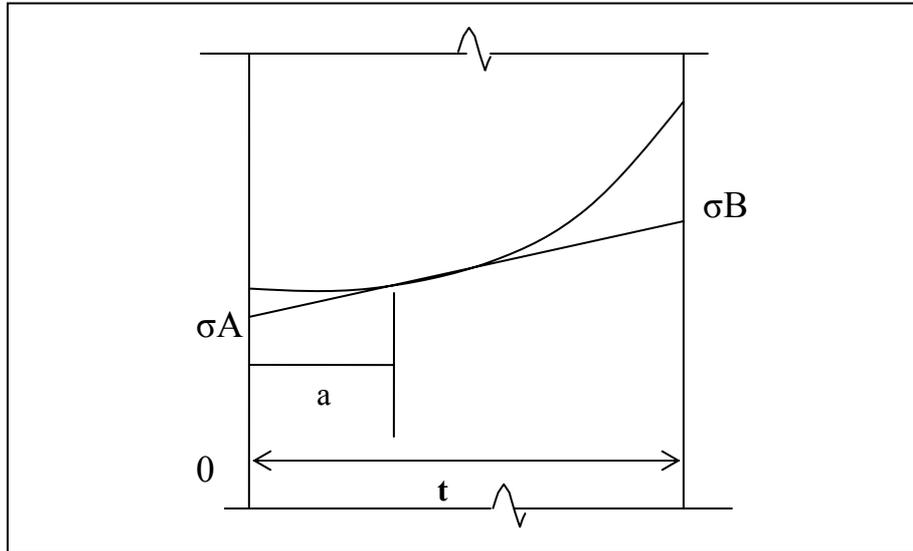


Figura 4.7 – Linearização da distribuição de tensões

Então, para a distribuição de tensões mostrada na Figura 4.4, a seguinte linearização foi obtida, como mostra a Figura 4.8:

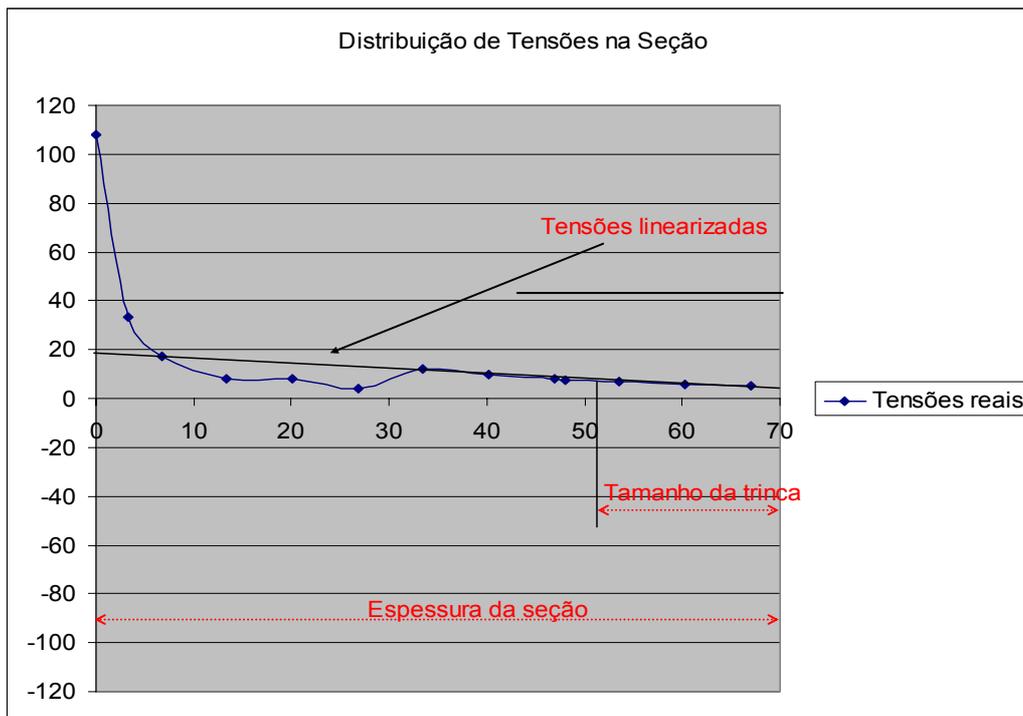


Figura 4.8 – Distribuição e linearização das tensões na seção da trinca

As tensões de membrana P_m e flexão P_b foram calculadas conforme a seguir:

$$P_m = \frac{(\sigma A + \sigma B)}{2} \quad (4.1)$$

e

$$P_b = \frac{(\sigma A - \sigma B)}{2} \quad (4.2)$$

sendo σA e σB tensões definidas na figura 4.7.

Com este procedimento foram obtidos dois pares de tensões P_m e P_b , o primeiro resultado da linearização das tensões em toda a seção (I), o segundo, resultado da linearização na seção onde a trinca está presente (III). Esta última é uma alternativa menos conservativa, porém resulta em maior grau de precisão, pois representará com maior aproximação o campo de tensões na ponta da trinca. Foi ainda contemplada uma terceira alternativa (II), que considerou as mesmas tensões de (I), mas não considerou os mesmos fatores de concentração de tensões, já que a trinca se encontra bastante afastada da superfície submetida às tensões de pico. As tensões linearizadas consideradas para os três casos descritos foram (Tabela 4.3):

TABELA 4.3 - TENSÕES LINEARIZADAS CONSIDERADAS (MPa)

	Casos BS I e BS II	Caso BS III
P_m	12,5	9,2
P_b	-7,5	-2,7

Obs: Casos BS II e BS III não consideraram os fatores de concentração de tensões, mas sim as distribuições na região da trinca.

Tendo em vista o modelamento em 2-D pelo ANSYS, foi adotado como modelo equivalente uma placa com trinca de comprimento infinito, conforme ilustrado a seguir:

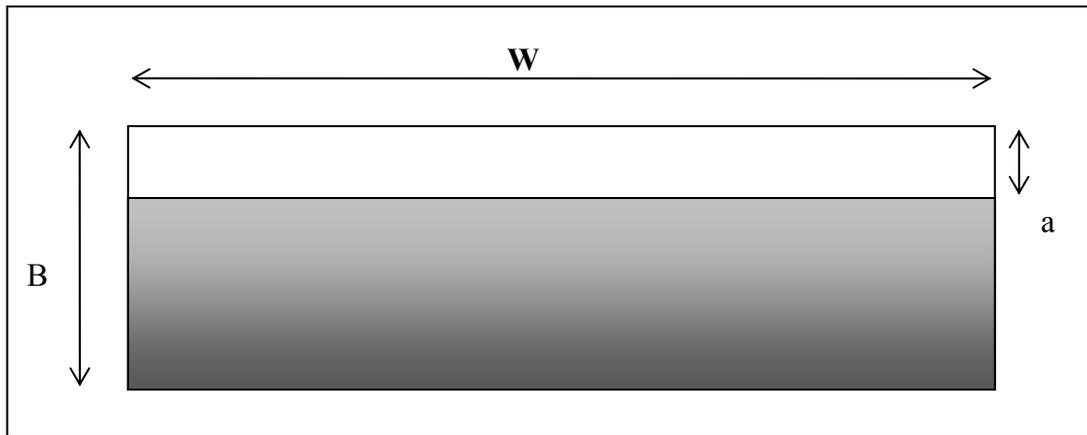


Figura 4.9 - Modelo de placa com trinca de comprimento infinito

Para esta geometria, foram utilizadas as soluções para cálculo de K_I e σ_{ref} conforme as equações a seguir:

$$K_{IC} = [Y\sigma(p) + Y\sigma(s+r)]\sqrt{\pi a} \quad (4.3)$$

onde,

K_{IC} = tenacidade à fratura (modo I, crítica) para estado plano de deformação

$Y\sigma(p)$ = (fatores geométricos e tensões principais)

$Y\sigma(s+r)$ = (fatores geométricos e tensões secundárias e residuais)

$$\sigma_{ref} = \frac{Pb + \sqrt{Pb^2 + 9Pm^2(1-a'')^2}}{3(1-a'')} \quad (4.4)$$

sendo

σ_{ref} = tensão de referência para cálculo do K_I

$a'' = a/t$ (conforme definidos na Fig. 4.9)

Os fatores $Y\sigma(p)$ e $Y\sigma(s+r)$ foram calculados considerando as formulações a seguir:

$(Y\sigma p) = M f_w [k_{tm} M_{km} M_m P_m + k_{tb} M_{kb} M_b (P_b + (k_m - 1)P_m)]$, e

$(Y\sigma s) = M_m Q_m + M_b Q_b$, sendo

M e f_w – fatores de correção para deformação e largura finita, considerados iguais a 1;

M_m, M_b, M_{km}, M_{kb} – fatores de incremento dos fatores de intensidade de tensões K_I , calculados pelas formulações do procedimento;

k_{tm} – fator de concentração de tensões de membrana;

ktb – fator de concentração de tensões de flexão;

km – fator de incremento devido ao desalinhamento, considerado igual a 1;

Qm – tensão secundária e residual de membrana, e

Qb – tensão secundária e residual de flexão.

A tensão residual de soldagem (Qm) foi considerada uniforme, na direção das tensões de membrana, igual à tensão de escoamento do material A106 GrB, equivalente a 241 MPa. A tenacidade à fratura foi calculada a partir de curva de referência adotada pelo API [5]. Esta curva de patamar inferior (“lower bound”) de tenacidade é calculada pela seguinte equação:

$$K_{IC} = 36,5 + 3,084EXP[0,036(T - T_{ref} + 56)] \quad (4.5)$$

onde

K_{IC} – tenacidade à fratura, curva de patamar inferior, em MPa.m^{1/2}

T – temperatura de TH, considerada igual a 50° C;

Tref – temperatura de referência, obtida no gráfico da UCS-66, ASME Seção VIII, Divisão 1, considerando o material A-515Gr60, equivalente ao A-106GrB.

Utilizando esta relação, obtido o valor de tenacidade à fratura K_{IC} igual a 136 MPa.m^{1/2}. Com este valor e com K_I , S_y e σ_{ref} já obtidos, calculados os parâmetros K_R e L_R (Tabela 4.4):

TABELA 4.4 - VALORES DE K_R E L_R (BS-7910)

CASO	K_R	L_R
BS I	0,88	0,04
BS II	0,81	0,04
BS III	0,81	0,04

A curva FAD (critério Dowling & Townley) contendo os pontos acima tabelados, pode ser vista a seguir, na Figura 4.10:

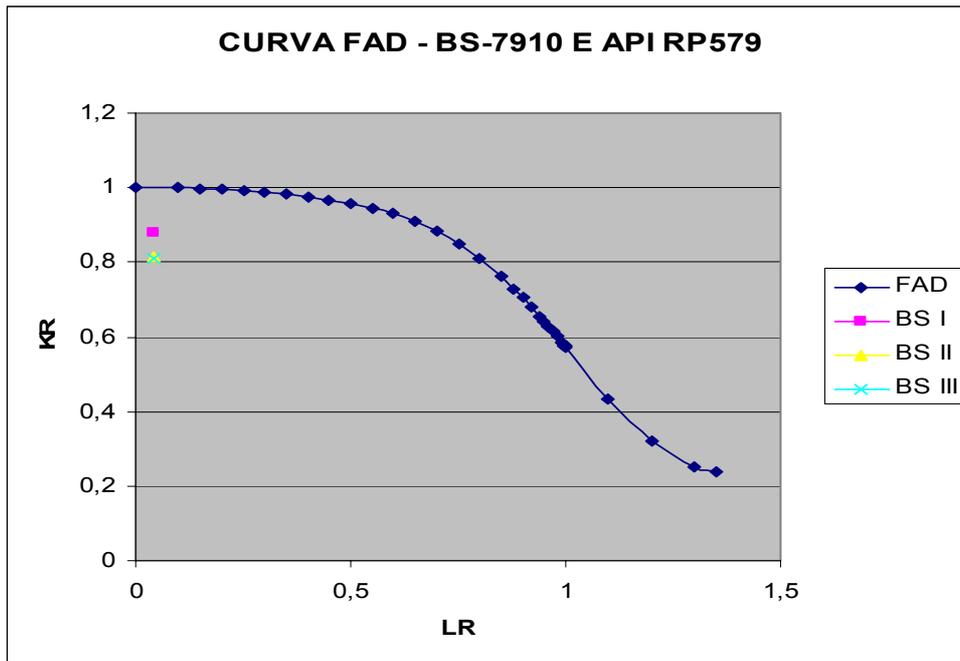


Figura 4.10 – Curva FAD e pontos plotados (BS-7910)

Verifica-se que todos os três casos estão plotados abaixo da curva FAD, na zona de propagação frágil, significando que não haverá propagação instável. É importante ressaltar que como se trata de uma avaliação de propagação e não de uma análise de integridade, não foram utilizados fatores de segurança parciais, conforme recomendado pela BS-7910.

4.1.2.2 – Análise de Estabilidade pelo API RP579

De maneira análoga, avaliada a mesma geometria de placa 2-D analisada no item anterior, mas sob outro procedimento. Utilizada a Seção 9, Nível II, que também considera os conceitos de linearização da distribuição de tensões, soluções para a σ_{ref} e K_I , além da mesma curva FAD. Consideradas as mesmas linearizações de tensões, em dois casos distintos, conforme a Tabela 4.5:

TABELA 4.5 - TENSÕES LINEARIZADAS CONSIDERADAS (MPa)

	Caso API IV	Caso API V
Pm	12,5	9,2
Pb	-7,5	-2,7

A principal diferença deste procedimento em relação ao anterior é a adoção de uma função polinomial de quarta ordem com finalidade ajustar a curva de distribuição de tensões, para o cálculo de K_I :

$$K_I = [G_0\sigma_0 + G_1\sigma_1\left(\frac{a}{t}\right) + G_2\sigma_2\left(\frac{a}{t}\right)^2 + G_3\sigma_3\left(\frac{a}{t}\right)^3 + G_4\sigma_4\left(\frac{a}{t}\right)^4]\sqrt{\pi a} \quad (4.6)$$

onde

G_0, G_1, G_2, G_3 e G_4 são termos fornecidos para a geometria em função de a/t , e $\sigma_0, \sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ e σ_4 são fatores da curva de ajuste para a distribuição de tensões na seção. Utilizando recursos do software EXCEL, foi determinada a função polinomial de quarta ordem que melhor se ajustou à curva de distribuição de tensões no Caso API IV, sendo plotada conforme a Figura 4.11:

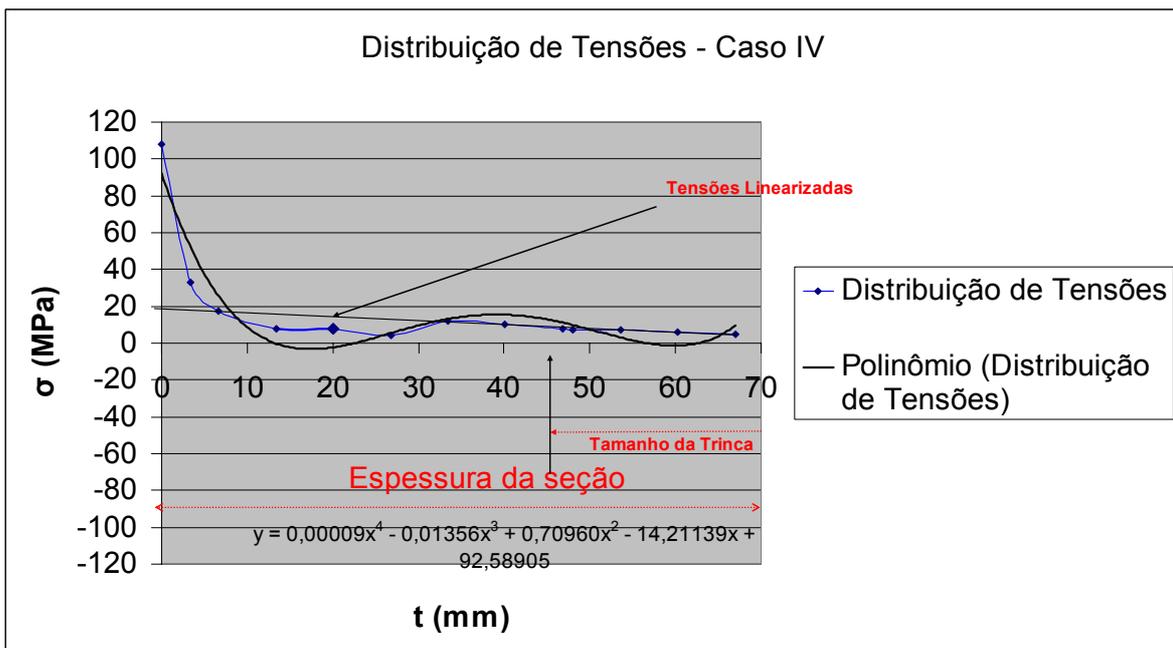


Figura 4.11 – Distribuição de tensões e linearização – CASO IV

Para o Caso V, em que se considerou a distribuição de tensões na seção da trinca, a função polinomial de ajuste de quarta ordem ficou reduzida a uma função de segunda ordem, como segue na Figura 4.12:

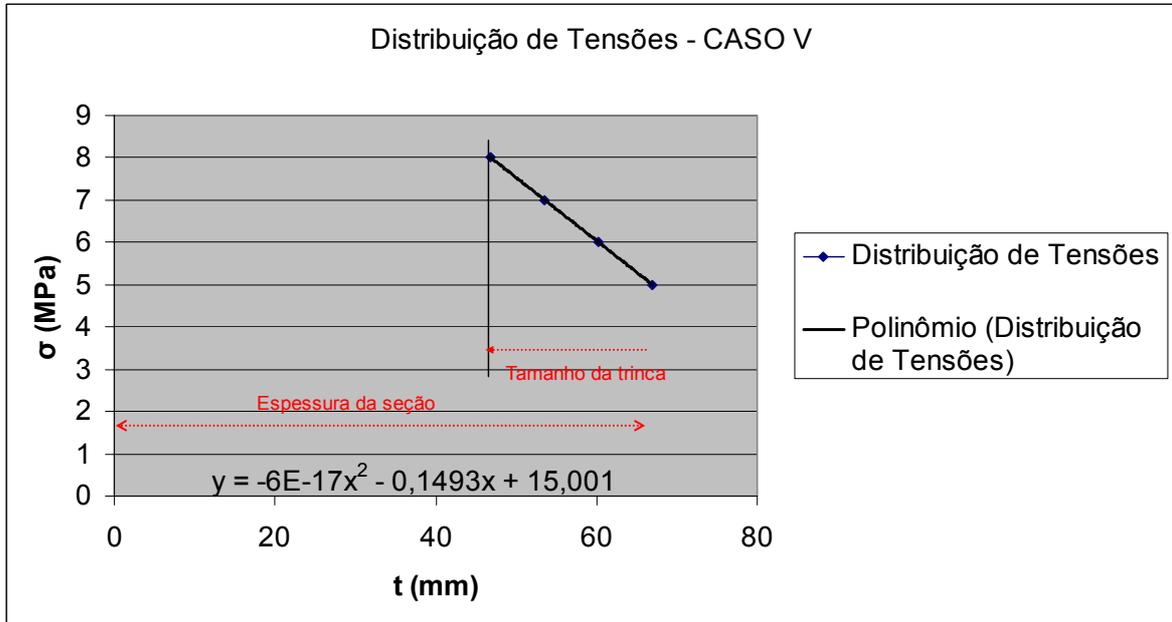


Figura 4.12 – Distribuição de tensões e linearização – CASO V

A tensão de referência para a mesma geometria da Fig.4.9, foi calculada utilizando

$$\sigma_{ref} = \frac{Pb + 3Pma'' \sqrt{[(Pb + 3Pma'')]^2 + 9Pm^2(1 - a'')^2}}{3(1 - a'')^2} \quad (4.7)$$

onde $a'' = a/t$.

A tensão residual de soldagem foi considerada uniforme, na direção das tensões de membrana, igual à tensão de escoamento do material A106 GrB, equivalente a 241 MPa. Finalmente, utilizando as relações acima e o valor de K_{IC} igual a $136 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$, foram obtidos os parâmetros K_R e L_R , como segue na Tabela 4.6:

TABELA 4.6 - VALORES DE K_R E L_R (API RP579)

CASO	K_R	L_R
IV	0,73	0,08
V	0,57	0,07

Plotando os dois pontos na curva FAD, tem-se (Figura 4.13):

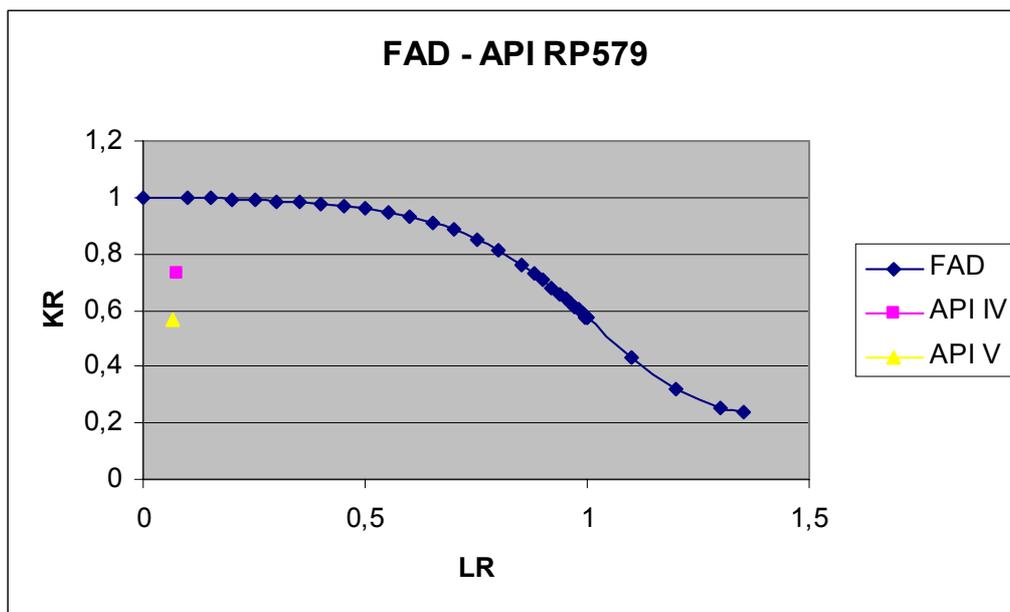


Figura 4.13 – Curva FAD e pontos plotados (API RP579)

Finalmente, agrupando os cinco casos analisados (BS e API), obtém-se (Figura 4.14):

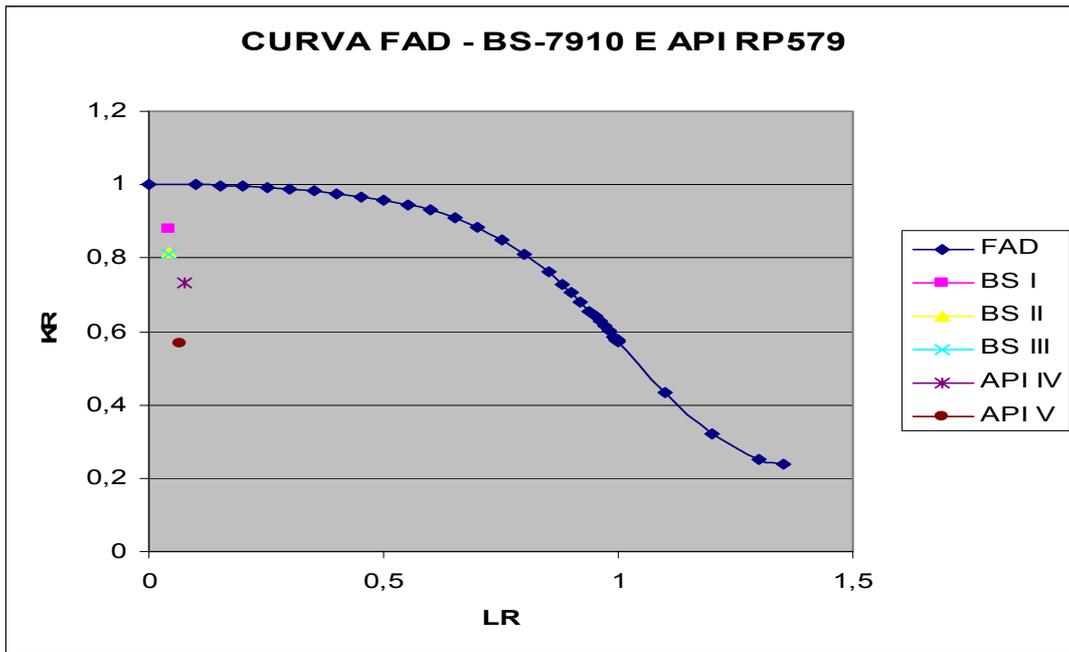


Figura 4.14 – Curva FAD para os cinco casos avaliados

Todas as cinco análises se situaram abaixo da curva FAD, caracterizando a estabilidade da descontinuidade para as condições de TH.

4.1.2.3 - Cálculo de J_{total}

A parcela elástica do J_{total} pode ser facilmente obtida a partir do cálculo de K_I (em EPT) por relação já apresentada no Capítulo 2, item 2.3.5. Para o cálculo da parcela plástica foi utilizado um modelo de placa 2-D com trinca lateral e momento fletor, solução publicada por Anderson [1], tabela 12.16 (Compilação de Soluções de K , J , Adequação e Cargas Limite). Esta geometria possui a seguinte formulação para o J_{pl} :

$$J_{pl} = \alpha \epsilon_0 S_y \frac{ba}{W} h_1 \left(\frac{P}{P_0} \right)^{n+1} \quad (4.8)$$

onde

A = constante adimensional, considerada igual a 1

ϵ_0 =deformação específica para a tensão de escoamento, igual a S_y/E

S_y = tensão de escoamento, MPa

h_1 = fator adimensional, função de a , W , n , λ)

P = carga aplicada, N

P_o = carga de plastificação no ligamento, N

n = expoente, igual a 1/0,334

O valor obtido para J_{pl} foi igual a 1,85 kJ/m², que somado aos valores de J_{el} para cada um dos cinco valores de K_I calculados (Casos BS I, BS II, BS III, API IV e API V), resulta em (Tabela 4.7):

TABELA 4.7 - RESULTADOS DO CÁLCULO DE J_{TOTAL}

	BS I	BS II	BS III	API IV	API V
J_{el} (kPa.m)	64	43	43	47	28
J_{pl} (kPa.m)	2	2	2	2	2
J_{total} (kPa.m)	66	45	45	49	30
J_{IC} (kPa.m)*	508	508	508	508	508
Ocorrência	“blunting”	“blunting”	“blunting”	“blunting”	“blunting”
Δa (mm)	0,14	0,09	0,09	0,10	0,06
J_{el}/J_{pl}	32	21,5	21,5	23,5	14

(*) O valor de J_{IC} foi obtido para o material A106 GrB, na tabela F5 do Apêndice F, do API RP579.

Nas três condições avaliadas pela BS-7910 e nas duas avaliadas pelo API RP579, os valores de J_{total} não superam a J_{IC} , caracterizando-se a não propagação subcrítica, isto é, ocorre apenas o “blunting” (arredondamento) da ponta da trinca, com uma pequena propagação Δa equivalente ao resultado da relação $(J_{total}/2*\sigma_y)$, que corresponde a $\delta/2$, ou metade do valor do COD (“crack opening displacement”) [20].

4.1.2.4 – Cálculo de Fadiga

A análise de propagação por fadiga mecânica devida aos carregamentos oriundos dos TH's pode ser verificada pela lei de Paris [BS],

$$\frac{da}{dN} = A(\Delta K)^m \quad (4.9)$$

sendo

da/dN = taxa de crescimento para cada ciclo de pressão,

\underline{A} e \underline{m} = constantes que dependem dos materiais, meio e frequência do carregamento,

ΔK = variação do fator de intensidade de tensões devido ao carregamento do TH.

De acordo com a BS-7910, considerando o meio inerte e temperatura até 100° C, as constantes \underline{A} e \underline{m} valem $5,21 \times 10^{-13}$ e 3 respectivamente, para ΔK expresso em N/mm^2 . Considerando que o equipamento em questão sofrerá durante sua vida, estimada em 40 anos, um total de 06 TH's, teremos (Tabela 4.8):

TABELA 4.8 - CÁLCULO DO CRESCIMENTO DA TRINCA POR FADIGA DURANTE OS TH'S

CASO	K_I (MPa.m ^{1/2})	ΔK (N/mm ²)	da/dN (mm)	Δa (mm)
BS I	116,21	3672,34	2,58E-02	0,15
BS II	95,13	3006,27	1,42E-02	0,08
BS III	95,16	3006,92	1,42E-02	0,08
API IV	99,69	3150,27	1,63E-02	0,10
API V	77,51	2449,22	7,65E-03	0,05

A coluna de Δa representa o crescimento da descontinuidade pela aplicação de seis TH's ao longo da vida do equipamento.

4.1.2.5 – Cálculo do Critério “Leak Before Break” (LBB)

Pela geometria da descontinuidade do bocal e pelos modelos 2-D adotados, não foi possível analisar o critério de LBB pela BS-7910 ou pelo API RP579. Entretanto, observando os diagramas FAD, é fácil verificar que haverá ruptura antes que possa haver um vazamento. Este tema será tratado em maior detalhe no Capítulo 5.

4.2 – COLUNA EM AÇO INOXIDÁVEL AUSTENÍTICO

O estudo da coluna de aço inoxidável foi inteiramente conduzido pelo uso de soluções analíticas publicadas pelo API RP579 [5] e por Anderson [1]. É apresentado no Apêndice 4 um fluxograma detalhado desta análise.

4.2.1 – Cálculo do fator de Intensidade de Tensões

A geometria da coluna e das descontinuidades analisadas está mostrada na Fig. 3.3. Trata-se de uma região do costado do equipamento, entre dois cordões de solda, atacada por corrosão-sob-tensão, com 2.576 mm de comprimento e 2000 mm de largura. Por ser uma superfície inteiramente atacada, apresentando trincas com várias ramificações, foi necessário inscrever toda esta região em um retângulo de lado igual à distância entre as soldas (Fig. 9.6, Capítulo 9 do API RP579, ref. [5]). Como não há informações referentes à profundidade das trincas, serão avaliadas descontinuidades com profundidades progressivas a cada 0,25 mm. A Figura 4.15 a seguir mostra as características destas descontinuidades:

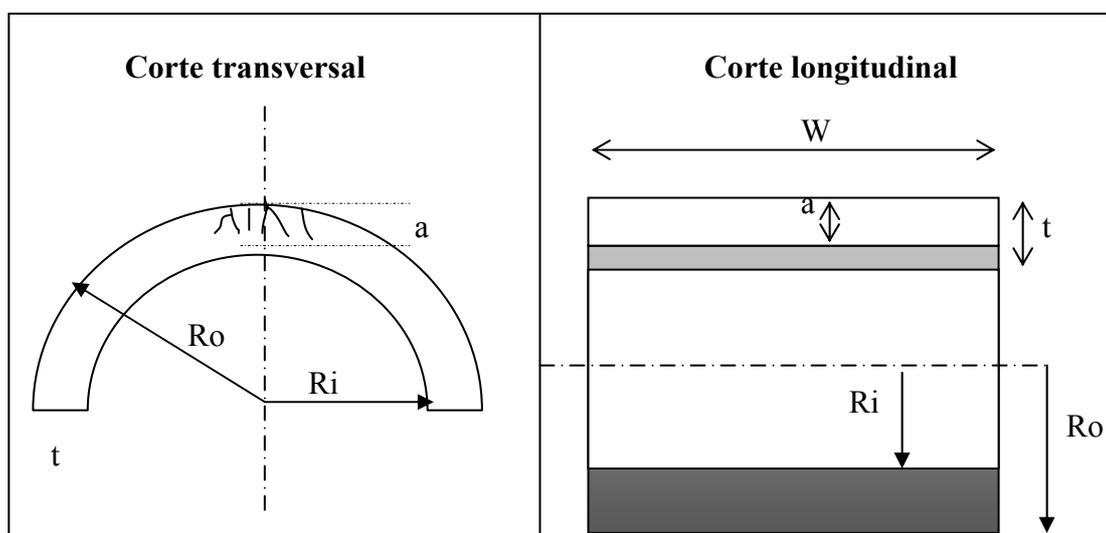


Figura 4.15 – Características das descontinuidades e geometria adotada para a análise

A geometria simples permitiu o cálculo do fator de intensidade de tensões K_I , através da utilização de formulação contida no apêndice C, equação C.187, referência [5], modo I

de fratura, para uma trinca superficial externa, de comprimento infinito, em superfície cilíndrica, reproduzida a seguir:

$$K_I = \frac{pR_i^2}{R_o^2 - R_i^2} [2G_0 + 2G_1\left(\frac{a}{R_i}\right) + 3G_2\left(\frac{a}{R_i}\right)^2 + 4G_3\left(\frac{a}{R_i}\right)^3 + 5G_4\left(\frac{a}{R_i}\right)^4] \sqrt{\pi a} \quad (4.10)$$

onde

p = pressão interna aplicada (no caso, a pressão de TH)

R_i = raio interno da coluna

R_o = raio externo da coluna

a = profundidade considerada para a trinca (em valores progressivos, a cada 0,25 mm)

G₀, G₁, G₂, G₃, G₄ = fatores de forma, calculados por interpolação da tabela C.9, função de R_i/t e a/t. Como resultado, os valores calculados de K_I em função das profundidades de trincas foram (Tabela 4.9):

TABELA 4.9 - VALORES DE K_I (MPa.m^{1/2}) EM FUNÇÃO DO TAMANHO DE TRINCA

a (mm)	0,25	0,50	0,75	1,0	1,25	1,50	1,75	2,0	2,25	2,50
K _I	1,79	2,64	3,37	4,04	4,76	5,79	6,88	8,02	9,21	10,91

a (mm)	2,75	3,0	3,25	3,50	3,75	4,0	4,25	4,50	4,75
K _I	13,42	16,07	18,87	21,81	28,65	38,45	48,77	59,59	70,88

Observação: esta solução se aplica apenas a trincas inferiores a 80% da espessura nominal de 6 mm, o que equivale a 4,75 mm.

4.2.2 – Mecanismo de Fratura

Tendo em vista a ocorrência de plastificação na ponta da trinca, o fato de o aço inoxidável austenítico ser bastante dútil, e também o fato de serem espessuras finas, torna-se necessária a identificação dos possíveis mecanismos de fratura, se elástico (MFEL) ou elastoplástico (MFEP). Isto será necessário para verificar adequadamente a estabilidade das mesmas. Pelo procedimento proposto por Dowling [20], Fig. 2.5, para cada tamanho de trinca a e valores de K_I, são calculados os seguintes parâmetros:

$$2,5\left(\frac{K_I}{S_y}\right)^2 \quad (4.11)$$

e

$$r_0 = \left(\frac{1}{2\pi}\right)\left(\frac{K_I}{S_y}\right)^2 \quad (4.12)$$

sendo r_0 = raio de plastificação.

Comparando estes parâmetros com \underline{a} e com o valor do ligamento (t-a), conclui-se pela aplicação dos seguintes critérios (Tabela 4.10):

TABELA 4.10 - CRITÉRIOS A SEREM ADOTADOS EM FUNÇÃO DO TAMANHO DE TRINCA

a (mm)	0,25	0,50	0,75	1,0	1,25	1,50	1,75	2,0	2,25	2,50
critério	MFEL	MFEL	MFEL	MFEL	MFEL	MFEL	a+r ₀	J ou δ	J ou δ	J ou δ

a (mm)	2,75	3,0	3,25	3,50	3,75	4,0	4,25	4,50	4,75
critério	J ou δ								

onde,

MFEL – mecânica da fratura elástica linear, em EPT;

a+r₀ – mecânica da fratura elástica linear, substituindo o valor de \underline{a} originalmente utilizado por a+r₀;

J (integral) ou **δ** (COD) – avaliação por critério elastoplástico.

Verifica-se que quanto menores são o tamanho da trinca e fatores de intensidade, mais próximos de um EPD, pois a zona plastificada é pequena. À medida que a trinca aumenta, caminha-se em direção ao EPT em virtude do aumento da zona plastificada, quando comparada com a espessura e ligamento (t-a). A utilização da MFEL fica então restrita à comparação direta dos valores de K_I com a tenacidade à fratura do material,

K_{mat} . Este valor, que não está diretamente disponível, pode ser estimado através de dados existentes em literatura. O API RP579 [5], apêndice F, estima que um valor bastante adequado para o K_{mat} do aço inoxidável austenítico deve ser $220 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$, que praticamente independe da temperatura, pois esses aços não mostram uma transição dútil/frágil. Outros dados de literatura [27], [29] e [39], apontam para valores de tenacidade à fratura do material nesta mesma faixa. Verifica-se, então, que tanto os cinco primeiros valores de trinca analisados quanto os demais possuem valores de K_I inferiores ao K_{mat} , ou seja, não haverá propagação crítica em nenhum desses casos. Fazendo-se a correção proposta pelo procedimento para o tamanho de trinca igual a 1,75 mm, somando-se o valor correspondente do raio de plastificação, é calculado um novo valor de K_I igual a $8,03 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$, ainda muito inferior ao K_{mat} .

Para os demais pontos com valores de a a partir de 2 mm, será utilizado o critério baseado no mecanismo elastoplástico, pela avaliação da *integral J* ou pelo δ (COD). Será visto no item 4.2.5 a aplicação do critério Dowling e Townley, que contempla a análise de estabilidade das trincas também considerando o critério elastoplástico.

4.2.3 - Cálculo de J_{total}

Para determinar a possibilidade do crescimento subcrítico das trincas, terão que ser calculados os valores da *integral J*, para a geometria existente e para cada tamanho de trinca considerado. Como visto no Capítulo 2, o J_{total} é subdividido em duas parcelas, uma elástica e a outra plástica. A parcela elástica pode ser calculada diretamente a partir do K_I , pelas relações já vistas. O cálculo da parcela plástica do J_{total} foi realizado através da solução encontrada na Tabela 12.13, Capítulo 12 da referência [1] - Anderson (Compilação de Soluções de K, J , Adequação e Cargas Limite). Para esta configuração, tem-se:

$$J_{pl} = \alpha \varepsilon_0 S_y \left[(t-a) \frac{a}{t} \right] h_1 \left(\frac{P}{P_0} \right)^{n+1} \quad (4.13)$$

onde

α = constante igual a 1

ε_0 = deformação específica para tensão de escoamento, igual a S_y/E

S_y = tensão de escoamento, em MPa

t = espessura do costado, mm

t-a = ligamento, em mm

a = tamanho da trinca, em mm

h_1 = fator de forma, função de a/b e n (por interpolação na tabela 12.13)

P = Carga aplicada (em N)

Po = carga de plastificação do ligamento, em N

n = expoente de encruamento, igual a 3,45 [37]

Os valores de J_{total} , calculados foram (Tabela 4.11):

TABELA 4.11 - VALORES DE J_{total} (kPa.m) CALCULADOS PARA CADA TAMANHO DE TRINCA

a (mm)	0,25	0,50	0,75	1,0	1,25	1,50	1,75	2,0	2,25	2,50
J_{el}	0,02	0,04	0,06	0,09	0,12	0,18	0,34	0,34	0,45	0,63
J_{pl}	0,01	0,01	0,02	0,02	0,04	0,05	0,09	0,16	0,29	0,53
J_{total}	0,03	0,05	0,08	0,11	0,16	0,23	0,43	0,50	0,74	1,16
J_{el}/J_{pl}	2,00	4,00	3,40	3,00	3,00	3,60	3,80	2,13	1,60	1,20

a (mm)	2,75	3,0	3,25	3,50	3,75	4,0	4,25	4,50	4,75
J_{el}	0,95	1,36	1,88	2,50	4,32	7,78	12,52	18,69	26,45
J_{pl}	1,10	1,90	5,30	13,0	37,3	106,2	364,6	1614,5	7506,7
J_{total}	2,02	3,26	7,13	15,5	41,6	114,0	377,1	1633,2	7533,2
J_{el}/J_{pl}	0,86	0,72	0,36	0,19	0,12	0,07	0,03	0,01	0,00

Os valores grifados em vermelho acusam os tamanhos de trinca onde o J_{total} ultrapassou o J_{IC} . Conforme visto na revisão bibliográfica, estes valores de J_{total} deverão ser comparados ao J_{IC} (valor crítico) para determinar se haverá ou não propagação subcrítica. O API RP579 fornece parâmetros que permitiram a construção de uma curva J-R (apêndice F, tabela F.5), vista a seguir (Figura 4.16):

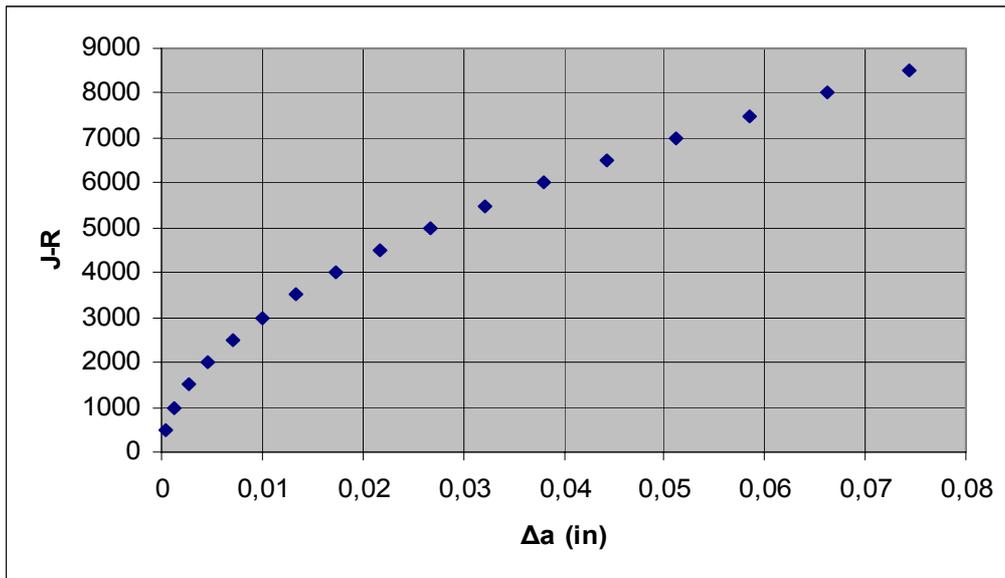


Figura 4.16 - Curva J-R para o AISI 304

Esta curva foi gerada pela equação

$$J = C(\Delta a)^n \quad (4.14)$$

sendo

J = valor em in-psi

C = 32.758

Δa = incremento da trinca (in)

n = expoente de encruamento,

e permitirá o cálculo dos incrementos Δa, que são os valores do CSCD. Ainda de acordo com o API RP579, o J_{IC} para este material é igual a 6.500 in-psi, equivalente a 1138 kPa.m. O gráfico da Figura 4.17 resume os resultados obtidos e a comparação com o valor de J_{IC} .

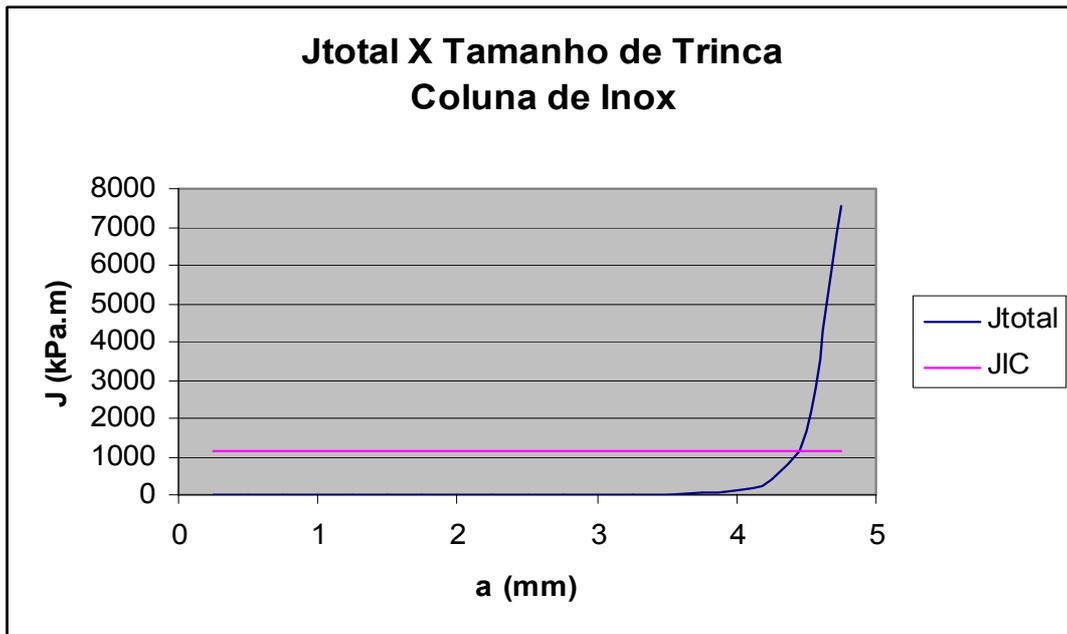


Figura 4.17 – J_{TOTAL} X Tamanho de trinca

Valores de a entre 4,25 e 4,5 mm (75% da espessura) superam o valor de J_{IC} , caracterizando o crescimento subcrítico de descontinuidade durante a aplicação da carga de TH. Para os demais valores de J_{total} , haverá um incremento no tamanho da trinca em função do “blunting” (arredondamento) que é equivalente ao resultado da relação $(J_{total}/2*\sigma_y)$, correspondendo a $\delta/2$, ou metade do valor do COD (“crack opening displacement”). O gráfico da Figura 4.18 apresenta os valores de Δa , crescimento da trinca pela aplicação do TH, pelo “blunting” ou pelo CSCD:

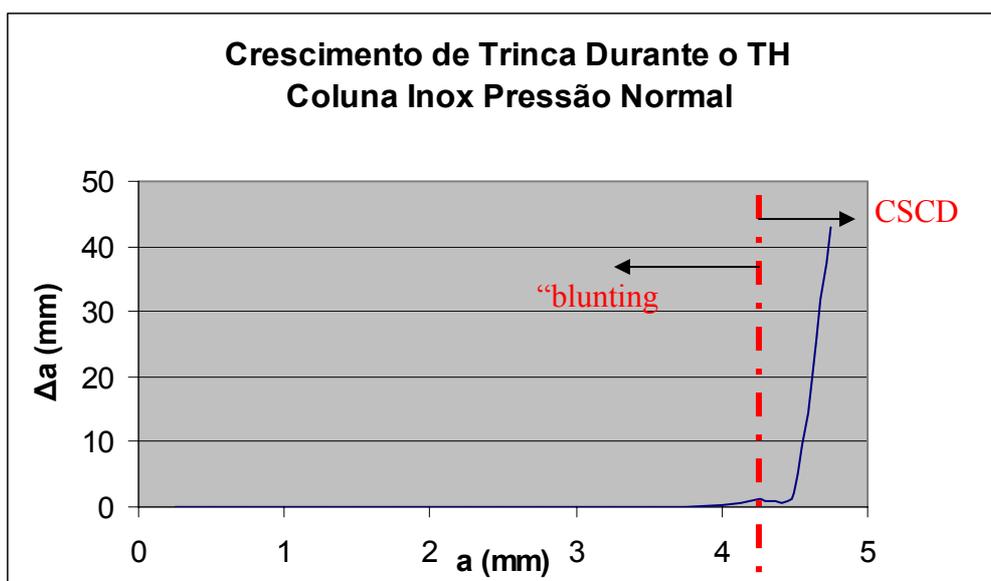


Figura 4.18 – Crescimento das trincas após aplicação de pressão normal de TH

4.2.4 – Cálculos Utilizando Máxima Pressão de TH

Analisando os valores do carregamento aplicado, foi verificado que as tensões de TH são muito inferiores à tensão de escoamento, conforme visto na Tabela 4.12:

TABELA 4.12 - TENSÕES CIRCUNFERENCIAIS DE MEMBRANA APLICADAS NA COLUNA DURANTE O TH

Tensão de TH Considerada (*)	Tensão Escoamento	Tensão Máxima Aplicável de TH(**)
64,83 MPa	172,4 MPa	146,54 MPa

(*) Tensão calculada a partir das condições de projeto

(**) Tensão máxima calculada considerando eficiência de junta igual a 0,85

Este equipamento apresentou “folga” de projeto possivelmente em função de outras cargas ou devido à filosofia adotada pela projetista, caracterizado pelo fator de segurança igual a 2,26 (146,5/64,83). Utilizando a pressão de TH igual a 146,54 ao invés de 64,83 MPa, teremos uma condição de TH mais severa, porém dentro da filosofia do ASME Seção VIII Divisão 1. Para efeito de comparação, foram repetidos os mesmos cálculos feitos até aqui, só que com a tensão máxima aplicável de TH, para

caracterizar a partir de que tamanho de trinca haveria a propagação subcrítica na condição limite do código.

Dentro do mesmo procedimento já descrito no item anterior, foram calculados os fatores K_I , determinados os critérios de fratura e os valores de J_{el} , J_{pl} e J_{total} para os diversos tamanhos de trinca, resultando na Tabela 4.13:

TABELA 4.13 - PARÂMETROS J_{TOTAL} (kPa.m) CALCULADOS PARA MÁXIMA PRESSÃO DE TH

a (mm)	0,25	0,50	0,75	1,0	1,25	1,50	1,75	2,0	2,25	2,50
J_{el}	0,12	0,26	0,42	0,61	0,84	1,25	1,76	2,39	3,16	4,43
J_{pl}	0,38	0,47	0,66	0,90	1,35	2,05	3,44	5,89	10,91	20,08
J_{total}	0,50	0,73	1,08	1,51	2,19	3,30	5,2	8,28	14,07	24,51
J_{el}/J_{pl}	0,32	0,55	0,64	0,67	0,62	0,61	0,51	0,41	0,29	0,22

a (mm)	2,75	3,0	3,25	3,50	3,75	4,0	4,25	4,50	4,75
J_{el}	6,70	9,61	13,26	17,71	30,54	55,02	88,52	132,16	186,99
J_{pl}	40,3	71,4	197,5	489,3	1402	3995	13714	60735	282393
J_{total}	47,02	81,01	210,8	507,0	1432	4050	13802	60867	282579
J_{el}/J_{pl}	0,17	0,13	0,07	0,04	0,02	0,01	0,01	0,00	0,00

Nesta condição limítrofe do projeto, para $J_{IC} = 1138$ kPa.m, a propagação subcrítica ocorre a partir de uma trinca com tamanho entre 3,50 e 3,75 mm. Neste estudo, haveria propagação subcrítica com $a = 3,75$ mm, ou seja, 62,5% da espessura nominal. O gráfico da Figura 4.19 resume os resultados obtidos e a comparação com J_{IC} .

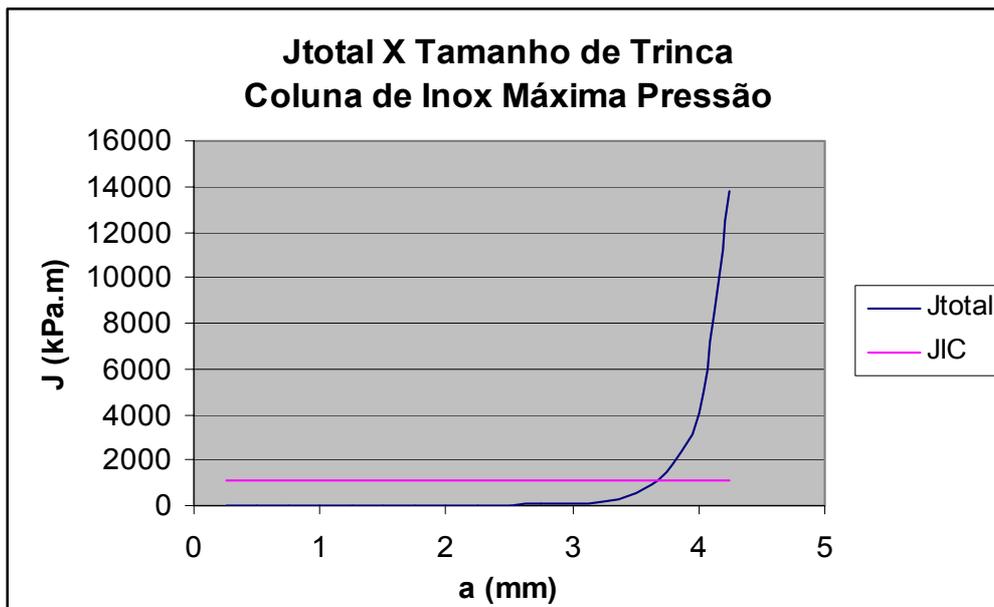


Figura 4.19 – J_{TOTAL} X Tamanho de trinca

Dentro do mesmo formato já adotado, é apresentado o gráfico da Figura 4.20 de crescimento originado do TH com máxima pressão, seja pelo “blunting” ou pelo CSCD:

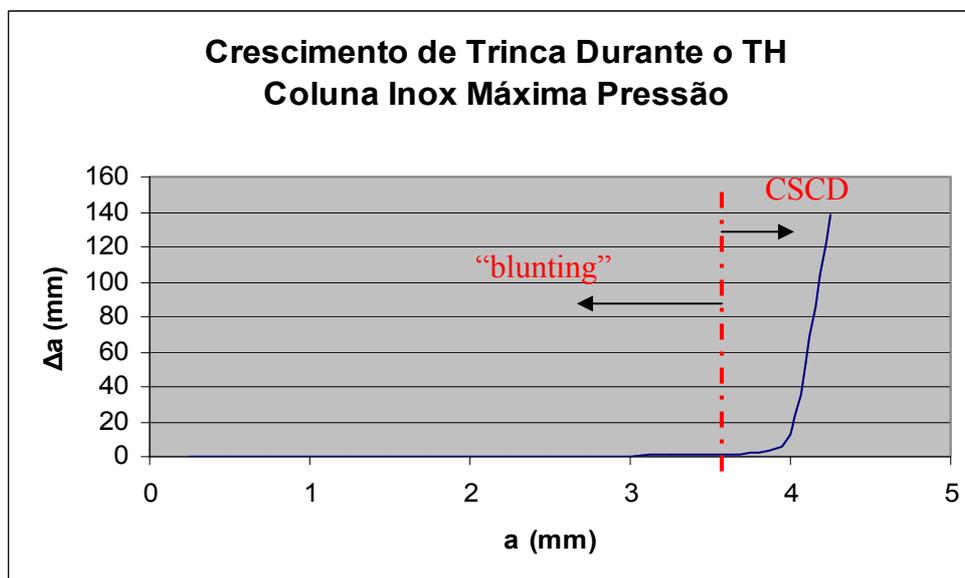


Figura 4.20 – Crescimento das discontinuidades após aplicação do TH com máxima pressão

4.2.5 – Análise de Estabilidade pela BS-7910

Efetuada a análise da estabilidade pelo nível 2A, utilizando a curva FAD (“Failure Assessment Diagram”), método de Dowling e Townley [19]. Por este método, serão calculados os parâmetros K_R e L_R . K_R representa o quociente entre o fator de intensidade de tensões corrigido pelo fator de interação de plasticidade, pela tenacidade à fratura do material, enquanto que L_R representa o quociente entre a tensão de referência pela tensão de escoamento, conforme a seguir descrito:

$$K_R = \frac{K_I}{K_{mat}} + \rho \quad (4.15)$$

e

$$L_R = \frac{\sigma_{ref}}{S_Y} \quad (4.16)$$

sendo

K_I = fator de intensidade de tensões, corrigido onde aplicável

ρ = fator de interação de plasticidade, nesta análise igual a 0 (zero),

K_{mat} = tenacidade à fratura do material, considerada $220 \text{ MPa.m}^{1/2}$,

S_Y = tensão de escoamento, igual a $172,4 \text{ MPa}$, e

$$\sigma_{ref} = 1,2MsPm + \frac{2Pb}{3(1-a'')^2} \quad (4.17)$$

sendo

$$Ms = \frac{1}{(1 - (\frac{a}{t}))}, \quad (4.18)$$

a = tamanho da trinca, t = espessura do costado,

Pm = tensão de membrana,

P_b = tensão primária devida à flexão, considerada igual a 0 (zero), e
 $a'' = a/t$.

A combinação destes dois parâmetros K_R e L_R e sua plotagem na curva FAD permite confirmar ou não a estabilidade da geometria para as condições impostas, considerando os tamanhos crescentes de trincas (Figura 4.21):

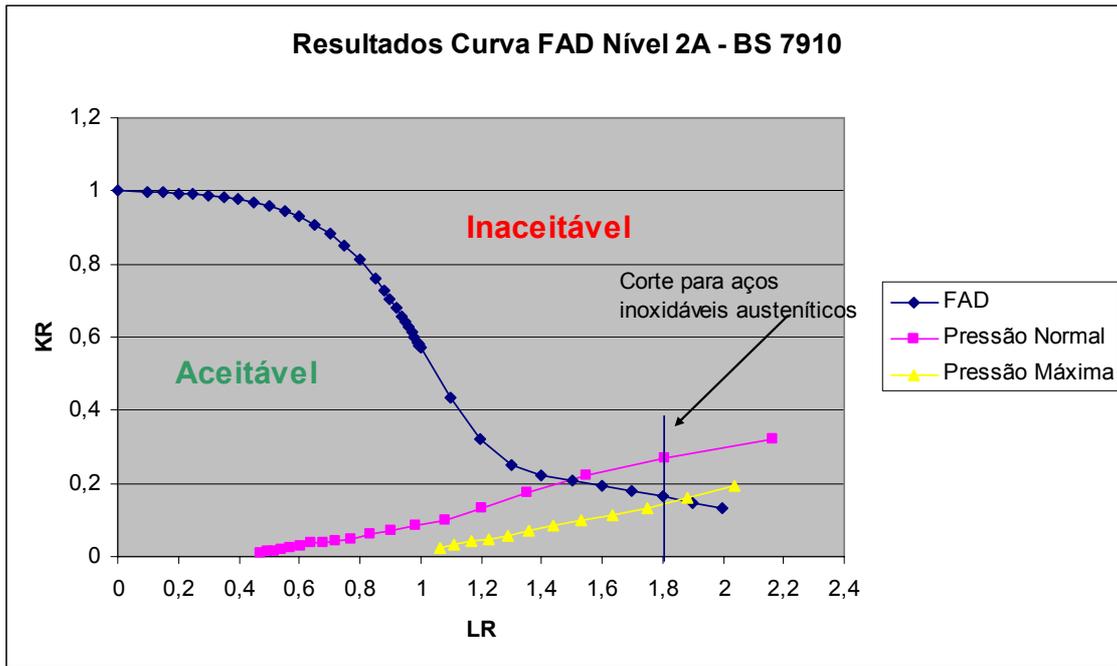


Figura 4.21 – Curva FAD para duas condições de TH

A avaliação por Dowling e Townley resultou na aceitação e não-aceitação de tamanhos de trinca acima de um determinado valor, por ocorrência de falha dútil. Pela aplicação da pressão normal de TH, que é função da pressão de projeto, não foram aceitas trincas com profundidades superiores a 4,0 mm, ou 66,7% da espessura nominal. Já para a condição de aplicação da pressão máxima de TH, que é função da PMTA, não foram aceitas trincas com profundidades superiores a 2,5 mm, equivalentes a 41,7% da espessura nominal.

4.2.6 – Avaliação da Propagação por CST e Fadiga

A avaliação da propagação por fadiga durante a execução dos TH's estará associada à propagação por CST, ao “blunting” da trinca, ao CSCD e à propagação por rasgamento.

Isto ocorre porque entre os períodos de aplicação dos TH's, haverá propagação por CST e as trincas anteriormente existentes após aplicação do último TH terão crescido. As equações de crescimento de trincas por fadiga seguirão a lei de Paris, conforme mostrado no item 4.1.2.4. Por estar sujeito a um meio corrosivo e para razão entre mínima e máxima tensões igual a zero, os valores dos parâmetros \underline{A} e \underline{m} serão respectivamente (estágio A) 3×10^{-13} e 1,30. Para a condição em que o K_I encontrado atingir $70,88 \text{ MPa.m}^{1/2}$ (maior valor de K_I), a propagação por fadiga será igual a $4,1 \times 10^{-8}$ mm para seis ciclos de pressurização, valor que podemos considerar desprezível. De outro lado, a ocorrência de CST para os aços inoxidáveis, depende diretamente do fator de intensidade de tensões, K_I , como segue:

$$\frac{da}{dN} = C' K^n \quad (4.19)$$

onde

da/dN é a taxa de crescimento das trincas, \underline{C}' e \underline{n}' são constantes relacionadas ao material, meio e demais condições de teste, e K o fator de intensidade de tensões. O meio corrosivo em contato com o aço inoxidável, responsável pelo desenvolvimento da CST em nosso problema não é conhecido. Entretanto, para efeito de análise da interação entre CST e fadiga pelo TH, simularemos uma situação aproximada, para um fator de intensidade de tensões $27 \text{ MPa.m}^{1/2}$. Para este valor de K_I , a velocidade de propagação é $1,4 \times 10^{-9}$ mm/s, num meio contendo cloretos [40]. Supondo seis anos entre TH's, o crescimento por CST durante este período é de 0,26 mm. Partindo de uma trinca com 3,5 mm de profundidade (e K_I próximo do valor de $27 \text{ MPa.m}^{1/2}$) e considerando a propagação por CST ao longo das campanhas operacionais, teremos durante os TH's periódicos propagações por "blunting", CSCD e, ao final do terceiro ciclo, a ruptura, com a seguinte curva de crescimento da descontinuidade (Figura 4.22):

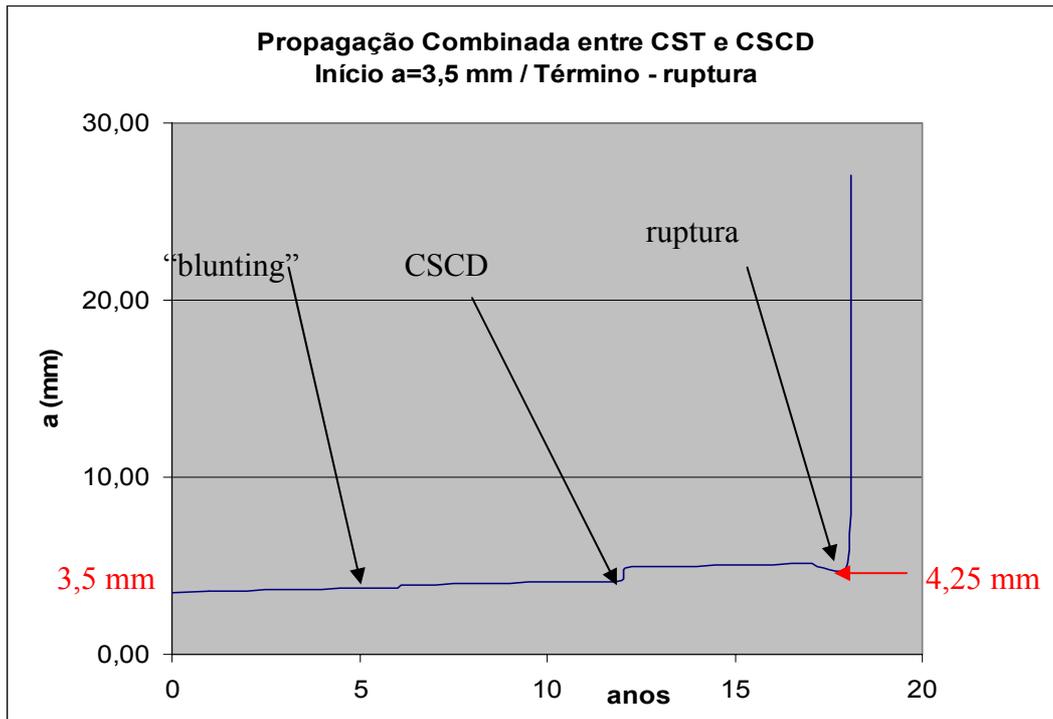


Figura 4.22 – Propagação combinada por CST e fadiga com pressão normal de TH

4.2.7 – Avaliação pelo Critério “Leak Before Break” (LBB)

A característica da geometria da região afetada está baseada numa trinca externa em superfície cilíndrica de dimensão infinita (vide Fig. 4.15). A profundidade da trinca não varia no seu comprimento, conforme modelo adotado. Desta forma, a avaliação pelo critério LBB se torna bastante simplificada, pois a frente da trinca é retangular e paralela à superfície interna do cilindro, e a mesma atingiria o tamanho crítico antes do equipamento apresentar qualquer vazamento. O crescimento das trincas na direção da espessura levaria a uma condição em que haveria falha súbita antes que houvesse vazamento. Pela curva FAD da Fig. 4.21, caso a trinca atingisse valores superiores a 4,0 mm e 2,5 mm para as condições de pressão normal de TH e pressão máxima de TH respectivamente, haveria propagação associada a colapso plástico instantaneamente.

CAPÍTULO 5 - DISCUSSÃO E ANÁLISE

5.1 – GERAL

Avaliadas as duas diferentes situações em que houve resultados distintos com a aplicação dos TH's. O vaso de aço carbono apresentou risco de uma fratura frágil e não apresentou crescimento subcrítico durante a pressurização inicial ou periódica, como será discutido no próximo item. Já a coluna de aço inoxidável apresentou crescimento subcrítico e rasgamento dútil para as maiores descontinuidades. Então, podemos afirmar que como resultado de um TH, tanto uma quanto outra alternativa podem ocorrer, e isto será função de variáveis relacionadas ao contexto, como serão detalhadas no capítulo seguinte. Vale ressaltar que os dois equipamentos foram construídos de materiais bastante comuns e adequadamente especificados para cada aplicação.

Verificando o desenvolvimento e os resultados obtidos no Capítulo 4, faremos a seguir uma discussão sobre aspectos que consideramos relevantes para permitir uma análise final neste trabalho.

5.2 – VASO DE AÇO CARBONO

Para a geometria de bocal com uma trinca circunferencial (Fig.3.1), foram obtidos resultados do cálculo dos fatores de intensidade de tensões, foram feitas verificações de estabilidade, cálculos de J_{total} e verificação de crescimento subcrítico, e verificação da propagação por fadiga. Serão discutidos os resultados obtidos e comparadas as diferentes situações e as metodologias utilizadas.

5.2.1 – Cálculo dos Fatores de Intensidade de Tensões

O procedimento de avaliação da descontinuidade no bocal iniciou-se pela determinação da distribuição de tensões. Em seguida, foram calculados os fatores de intensidade de tensões para o modo de falha específico (K_I), por três procedimentos distintos:

- 1) Pela BS-7910,
- 2) Pelo API RP579, e

3) Pelo método dos elementos finitos.

O cálculo pelo método dos elementos finitos utilizando o ANSYS 7.0, considerou a análise linear e elástica, e as solicitações foram aplicadas à geometria em forma de pressão sobre as superfícies, inclusive nas faces da trinca, para reproduzir a situação real. Nomeada esta análise como ANSYS VI. Para efeito de comparação, também foi realizada análise sem a aplicação da pressão nas faces da trinca, isto porque o modelo de placa 2-D utilizado não considera este carregamento na trinca. Esta análise foi nomeada de ANSYS VII. O aparecimento de fator de intensidade de tensões K_{II} (modo II de fratura, cizalhante) como resultado do comando KCALC do ANSYS, reflete a distinção entre os modelos analíticos e as análises por elementos finitos, e finalmente a aplicação de carregamento nas bordas da trinca, o que não é previsto no modelo 2-D. Não foi considerada a tensão residual de soldagem na modelagem pelo ANSYS, portanto os valores calculados representam apenas a parcela relacionada às tensões primárias. A tabela a seguir permite a comparação entre os valores obtidos pelos diferentes métodos de cálculo de K_I , parcela relacionada às tensões primárias (Tabela 5.1):

TABELA 5.1 - RESULTADOS OBTIDOS PARA K_I CALCULADO A PARTIR DAS TENSÕES PRIMÁRIAS ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$)

	BS I	BS II	BS III	API IV	API V	ANSYS VI	ANSYS VII
K_I	23,85	2,78	2,80	24,60	4,16	8,0	5,6

Obs: o resultado ANSYS VI foi obtido com a aplicação da pressão de TH nas faces da trinca, enquanto que no ANSYS VII não houve a aplicação desta pressão.

Nas cinco análises efetuadas, a parcela K_I relacionada às tensões residuais foi significativamente maior que a parcela originada das tensões primárias. Isto significa que a influência das tensões residuais foi muito superior à das tensões de carregamento, tanto pela BS quanto pelo API (Tabela 5.2).

TABELA 5.2 - RELAÇÃO ENTRE K_I RESIDUAL E K_I PRIMÁRIO

	BS I	BS II	BS III	API IV	API V
K_I^R/K_I^P	3,9	33,3	33,0	2,7	15,7

Os procedimentos da BS e API partilham de modelos simplificados de placa 2-D com tensões aplicadas remotamente, e por este motivo não reproduziram fielmente a situação real. Entretanto, se não houve uma convergência maior entre os sete casos, os valores das análises BS II, BS III, API V e ANSYS VII atingiram a mesma ordem de grandeza no cálculo de K_I , pois estas análises foram mais focadas no estado de tensões que ocorre nas proximidades da trinca e não na seção inteira, sendo por isso mais precisas. Considerando as análises na seção inteira e a aplicação dos fatores de concentração de tensões (caso BS I) versus a curva polinomial de 4ª ordem (caso API IV), conclui-se que os resultados foram bastante próximos (23,85 versus 24,60) e os procedimentos equivalentes. Entretanto, na comparação do primeiro grupo com o segundo há uma diferença importante e esperada. A linearização das tensões e aplicação dos procedimentos, como nestes casos específicos, facilita a análise especialmente quando há a possibilidade de propagação da descontinuidade, entretanto há perda em precisão a favor da segurança.

5.2.2 – Resultados por Dowling & Townley

A curva apresentada na Figura 4.14 para as cinco análises realizadas evidencia que não haverá falha durante a aplicação do TH, pois todos os pontos plotados estão abaixo da curva FAD. Este comportamento era esperado, já que este equipamento existe e foi testado após sua fabricação e não falhou, não havendo qualquer alteração posterior nas condições de TH, como:

- 1) Alteração na tenacidade à fratura do material, fruto de interação com o meio ou de operação em elevadas temperaturas.
- 2) Alterações na geometria do bocal devido a processos de corrosão. Estas alterações geométricas poderiam levar ao incremento ou alteração na distribuição de tensões.
- 3) Aumento da descontinuidade, já que não há qualquer mecanismo de dano que promova isto.

Em resumo, como não houve quaisquer alterações nestas variáveis (tenacidade à fratura, geometria e tamanho da descontinuidade), será verificada a estabilidade do bocal durante o próximo TH periódico.

5.2.3 – Resultados pela Análise do J_{total}

A soma da parcela elástica do J_{TOTAL} calculada a partir do K_I , à parcela plástica calculada a partir do método de Anderson [1] comprovou que não haverá propagação subcrítica (CSCD) em nenhum dos cinco casos analisados (Tabela 4.7). Entretanto, ao ser aplicado o primeiro carregamento, haverá um “blunting”, que é o arredondamento da ponta da descontinuidade seguida por uma pequena deformação plástica no valor de $\delta/2$, sendo δ o valor do COD para o material na temperatura de TH. Esta pequena deformação será responsável pela “estabilização” da descontinuidade, aumentando o raio de curvatura e reduzindo o concentrador de tensões [1] [20]. Como esta geometria não foi alterada durante a operação do equipamento, o efeito do “blunting” ocorrido durante o TH original após a fabricação, não mais se repetirá num TH periódico, já que as variáveis determinantes não foram alteradas.

Analisando os valores encontrados para a relação J_{el}/J_{pl} (Tabela 4.7), verificamos que a parcela elástica é muito superior à parcela plástica. Isto confirma o fato de haver um maior peso da relação K_I / K_{mat} do que da relação σ_{ref} / S_y na posição de cada ponto na curva FAD. Em outras palavras, apesar do nível de tensões no eixo X ser relativamente baixo (tensão de membrana igual a 11,88 MPa), o fato da trinca se encontrar em uma região de solda sem alívio de tensões e relativamente espessa (38 mm), além do material possuir elevada resistência e moderada tenacidade (curva B, UCS-66), fizeram com que os resultados mais se aproximassem de uma fratura frágil que de um rasgamento dútil. Como a parcela J_{pl} é pequena, e o valor de L_R está muito distante do limite plástico pela curva FAD, não existe a possibilidade do crescimento subcrítico durante o TH.

5.2.4 – Propagação por Fadiga

A análise da propagação por fadiga durante os TH's de acordo com os critérios da BS-7910 revelou que os incrementos são pouco significativos mesmo após a sexta pressurização (consideramos toda a vida do equipamento, ou quase quarenta anos de

serviço) situando-se abaixo de 0,9% do tamanho original. Entretanto, as propagações por “blunting” nas pressurizações são bastante superiores quando comparadas à propagação por fadiga (Tabela 5.3):

TABELA 5.3 - PROPAGAÇÃO POR FADIGA E PELO “BLUNTING” (EM MM)

	BS I	BS II	BS III	API IV	API V
FADIGA (06 CICLOS)	0,15	0,08	0,08	0,10	0,05
“BLUNTING” (01 CICLO)	0,14	0,09	0,09	0,10	0,06

Consideramos, por isto, que os efeitos do “blunting” e fadiga combinados trarão aumentos desprezíveis de tamanho da trinca ao longo dos 40 anos de vida útil.

5.2.5 – Critério “Leak-Before-Break”

Vimos que os cinco casos situam-se muito próximos à borda da curva FAD, na região propícia à fratura frágil (proximidade do eixo K_R). Substituindo progressivamente os valores de a (tamanho de trinca) de modo a tornar o K_R próximo de 1, identificamos os valores limítrofes a partir dos quais haveria propagação instantânea, conforme a seguir (Tabela 5.4):

TABELA 5.4 - TAMANHOS CRÍTICOS DE TRINCA PARA FRATURA FRÁGIL

	BS I	BS II	BS III	API IV	API V
$a_{\text{crítico}}$ (mm)	26	38	38	22	24
% nominal	37	54	54	31	34

Assim, para uma seção com 70,25 mm de largura, caso fossem atingidos valores entre 31 e 54% da espessura da seção total haveria fratura frágil, antes de haver qualquer tipo de vazamento.

5.3 – COLUNA DE AÇO INOXIDÁVEL

Como não houve informações relativas à profundidade das trincas geradas por CST, feita uma avaliação de tamanhos progressivos a cada de 0,25 mm, até 80% da espessura nominal. Também foram analisadas duas situações distintas no que tange às cargas aplicadas: a primeira, pressão de TH definida em função da pressão de projeto, a segunda, pressão máxima de TH definida em função da PMTA. Em seguida serão avaliados os resultados obtidos.

5.3.1 - Cálculo dos Fatores de Intensidade de Tensões e Mecanismo de Fratura

Calculados valores de K_I para cada tamanho de trinca analisado, considerando a geometria da Fig. 4.15. Visto que o cálculo do K_I também levou em consideração uma função polinomial de 4ª ordem, função de parâmetros G_n e da relação a/R_i . Os valores obtidos refletem diretamente a geometria e a não existência de tensões residuais ou secundárias. Caracterizando o mecanismo de falha segundo Dowling [20], foram encontrados EPT's para todos os tamanhos de trinca.

5.3.2 – Resultados por Dowling & Townley e J_{total}

Por este critério, foi obtida a curva FAD para as duas condições de TH (Fig.4.21). Pode ser verificado que os pontos que representam os valores progressivos de trincas estão dispostos na região de falha dútil. Isto, em parte, devido à elevada tenacidade à fratura do aço inoxidável austenítico, que resulta em valores de K_R extremamente baixos, mas também devido a considerar tamanhos de trinca até 80% da espessura nominal, o que eleva os valores de L_R . Também como seria esperado, com a máxima pressão de TH foram obtidos valores de CSCD e de rasgamento dútil superiores aos obtidos na condição de TH normal, conforme Tabela 5.5:

TABELA 5.5 - TAMANHO DE TRINCA A PARTIR DO QUAL OCORRE CSCD OU FALHA DÚTIL (EM MM)

	CONDIÇÃO DE PRESSÃO NORMAL DE TH	CONDIÇÃO DE MÁXIMA PRESSÃO DE TH
CSCD	4,50	3,75
FALHA DÚTIL	4,25	2,75

Verificado que os valores calculados para falha dútil são inferiores aos valores a partir dos quais ocorre o CSCD, contrariando o que seria esperado. Entretanto, como as propriedades do material representadas pelos valores de J_{IC} , S_y e K_{mat} foram obtidas a partir de fontes distintas, e não a partir de ensaios do material utilizado na fabricação da coluna, podemos explicar haver desvios como este.

5.3.3 – Propagação por Fadiga e CST

Na simulação realizada para valores de K_I próximos a $27 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ [21] haverá um crescimento anual das trincas na ordem de 0,26 mm. O crescimento das trincas pela aplicação do critério de fadiga a cada ciclo de TH foi calculado ser muito inferior aos efeitos do “blunting” e CSCD. Assim sendo, estes dois últimos mecanismos prevalecerão sobre a fadiga durante o TH.

5.3.4 – Critério “Leak Before Break”

Os maiores tamanhos de trinca nos dois casos analisados que ainda situam-se dentro da curva FAD são iguais a 4,0 e 2,5,mm respectivamente para pressão normal e máxima pressão de TH. Por este motivo, e já que a frente da trinca é retangular, conforme o modelo adotado (Figura 4.15) haverá ruptura por falha dútil antes de haver qualquer vazamento.

5.4 – DISCUSSÃO FINAL

Ambos os casos analisados levam a concluir que as condições em que operam os equipamentos podem ser responsáveis por alterações nas configurações dos TH's periódicos, frente ao TH original. No caso do bocal trincado no vaso de aço carbono, foi caracterizada uma situação em que apesar de haver uma descontinuidade de grande porte, a mesma não se propagará (e isto ocorreu na prática). Visto que apesar de distinções entre os métodos de análise, todos chegaram a comprovar a estabilidade do mesmo. No outro caso, a coluna deteriorou-se ao longo dos 25 anos em que esteve em serviço, com extensas regiões trincadas. Neste exemplo foi possível caracterizar que, tendo sido submetida a um mecanismo de dano, a aplicação de um novo TH na coluna pode significar tanto o “blunting”, o crescimento subcrítico (CSCD) ou a propagação por rasgamento dútil. Na comparação final entre os dois casos, enquanto o vaso de aço carbono está mais próximo da falha por fratura frágil por possuir elevada espessura e a trinca encontrar-se sujeita a tensões residuais, a coluna de inox está mais próxima da falha por rasgamento dútil, pela redução do ligamento à medida que a trinca cresce. De grande modo, este comportamento reflete as propriedades dos materiais e as localizações das trincas.

Finalizando, foram vistos exemplos de situações em que haverá ou não propagação durante o TH. Não foi avaliado se a propagação subcrítica ou crítica é desejada ou não durante um teste periódico, ou o que se espera de um TH e também não foi objetivo principal desta dissertação a conclusão sobre as vantagens e desvantagens, e o balanço final, entretanto este assunto será ainda discutido no Capítulo 6.

CAPÍTULO 6 - VARIÁVEIS RELACIONADAS À PROPAGAÇÃO E FLUXOGRAMA DE AVALIAÇÃO DE TH'S

O objetivo deste capítulo é levantar as variáveis determinantes da ocorrência da propagação subcrítica ou crítica durante um TH periódico, de maneira a permitir a elaboração de um fluxograma de análise.

6.1 – VARIÁVEIS QUE DETERMINARÃO A PROPAGAÇÃO DE DESCONTINUIDADES EM TH'S PERIÓDICOS

Estas variáveis são os fatores que determinarão a alteração das condições verificadas durante o TH inicial do equipamento, realizado ao término de sua fabricação. A premissa de que a sobrevivência ao TH inicial, como caracterizado por artigo da NASA [24], determina o ponto de partida desta análise. O fato de ter sobrevivido ao TH inicial significa que não havia na ocasião defeito de tamanho maior que o crítico, para o nível de solicitação mecânica, geometria e para a tenacidade à fratura do material, e que houve acomodação de tensões e outros benefícios (“shakedown”, escoamentos localizados). Com base nos trabalhos feitos até aqui, foram levantados para os diferentes mecanismos de propagação o que são consideradas as variáveis determinantes, como segue:

- 1) Alteração no tamanho da descontinuidade (ou aparecimento de nova);
- 2) Alteração das propriedades do material (ou variação de temperatura de teste);
- 3) Mudança de geometria.

Estas variáveis serão tratadas em detalhes nos itens a seguir.

6.2 – ALTERAÇÃO NO TAMANHO DA DESCONTINUIDADE / TRINCA

Descontinuidades geradas durante a fabricação poderão propagar de modo frágil durante o TH inicial, caso sejam aceitas pelo controle de qualidade e sejam maiores que o

tamanho crítico. Caso existam e não se propaguem, serão postas em serviço junto com o equipamento. A partir deste momento, algumas situações poderão vir a ocorrer:

- A) A descontinuidade não sofre qualquer interação com o meio ou condições operacionais do equipamento, ficando inerte (sem crescimento). Neste caso, um TH periódico será uma repetição do TH inicial, sem chance de haver propagação de qualquer natureza (desde que demais variáveis não sejam alteradas).
- B) A descontinuidade cresce devido à interação com o meio ou com as variáveis operacionais. Isto pode gerar três efeitos distintos num TH periódico: primeiro, se a descontinuidade superar o valor crítico, haverá uma fratura frágil; se não superar o tamanho crítico, poderá haver apenas um novo “blunting” com uma pequena propagação, ou o CSCD.
- C) Outra situação é o aparecimento de uma descontinuidade devido à interação do equipamento com o meio, ou devido às variáveis de processo. Isto pode ser exemplificado pelo aparecimento de uma trinca de fadiga ou de CST, como no caso da coluna de inox. Como não existiam durante a realização do TH inicial, três efeitos distintos poderão ocorrer: propagação frágil (se for maior que o tamanho crítico para as condições de TH periódico), apenas o “blunting” ou o CSCD.

6.3 – ALTERAÇÃO DAS PROPRIEDADES DO MATERIAL

Durante o TH inicial, as descontinuidades existentes são “contidas” de propagação pelas propriedades do material, basicamente pela tenacidade à fratura, K_{mat} . O limite de escoamento é outra propriedade que está relacionada à propagação e ao cálculo do J_{pl} . As possibilidades relacionadas a estas variáveis são:

- A) Material não sofre alteração nas propriedades mecânicas por influência do meio (por exemplo, não sofre nitretação, carbonetação, decarbonetação, oxidação, fragilização pelo hidrogênio, etc.) ou por degradação por temperatura (esboroamento ou esferoidização da perlita, grafítização, fase sigma, fragilidade aos 885° F, etc.). Assim, mantidas inalteradas as demais variáveis, não é de se esperar que haja qualquer chance de propagação de descontinuidades preexistentes.

- B) Material reage com o meio ou sofre de degradação térmica. Como resultados, podem cair a tenacidade à fratura, limite de resistência e tensão de escoamento. Devido a estes efeitos, podem ocorrer fratura frágil, “blunting” ou CSCD, na presença de descontinuidades preexistentes e antes inertes. Para descontinuidades de grande magnitude, a queda do limite de escoamento pode resultar na falha dútil.
- C) Temperatura de TH periódico é inferior à temperatura do TH inicial. Apesar do material não ter sido alterado, a menor temperatura de TH resultará em menor tenacidade à fratura e haverá possibilidade de fratura frágil na presença de descontinuidades preexistentes e antes inertes.

6.4 – MUDANÇA DE GEOMETRIA

Com respeito à geometria do equipamento, é possível afirmar que:

- A) Caso não haja qualquer alteração geométrica de qualquer natureza, não haverá alteração do campo de tensões na ponta das descontinuidades e dos fatores geométricos utilizados para calcular os fatores de intensidade de tensões, não sendo esperada qualquer propagação durante o TH.
- B) A ocorrência de corrosão mesmo que uniforme, no costado de um equipamento, aumentará o nível de tensões que poderá estar remotamente agindo sobre uma descontinuidade de fabricação, por exemplo. Na condição do TH inicial, o nível de tensões era inferior e o tamanho da descontinuidade inferior ao crítico. A partir do momento que o nível de tensões aumenta com a redução da espessura, o valor crítico diminui, e a descontinuidade existente pode vir a se propagar por três mecanismos: por fratura frágil, “blunting” ou CSCD.
- C) Na ocorrência de corrosão alveolar ou empolamentos, por exemplo, ou na ocorrência de outra forma de dano relacionada a perda localizada de massa, além da alteração do campo de tensões pode vir a ocorrer alteração dos fatores geométricos, podendo resultar em fratura frágil, “blunting” ou CSCD.

6.5 – FLUXOGRAMA DE ANÁLISE

Objetivando concluir se haverá ou não propagação de descontinuidades durante um TH, foi desenvolvido um fluxograma que considerou as variáveis “determinantes” já analisadas. Assim, devem ser seguidas as seguintes etapas de análise (vide fluxograma no Apêndice 5):

A) Determinação se o equipamento foi testado após sua fabricação: normalmente, vasos de pressão são testados por imposição dos códigos de construção, entretanto, podem existir situações onde isto não ocorra. Testar hidrosticamente pela primeira vez um equipamento sempre será perigoso pelo risco de ruptura catastrófica, especialmente se o controle de qualidade e procedimentos de fabricação não foram adequados.

B) Tendo sido testado após a fabricação, os efeitos benéficos do TH terão sido adquiridos (relaxamento ou “shakedown” da estrutura).

C) Identificação da sujeição do equipamento a mecanismos de danos que possam vir a deteriorá-lo. Isto pode ser realizado com auxílio de práticas recomendadas especialmente desenvolvidas para esta finalidade (referências [3] e [4]). Caso não haja mecanismos de danos associados ao equipamento, o mesmo poderá ser testado sem qualquer perigo, tomando-se a precaução de não testá-lo com temperatura inferior à temperatura do seu TH inicial.

D) Havendo sujeição a mecanismos de danos, teremos que conhecer as eventuais descontinuidades existentes e calcular sua estabilidade para que o TH possa ser aplicado. Se as descontinuidades forem estáveis na condição de TH, o mesmo será seguro.

E) Caso estas descontinuidades não sejam estáveis nas condições de TH, pode-se reduzir a pressão de teste, ou então utilizar o “warm prestressing”, TH com temperatura mais elevada, objetivando o aumento da tenacidade à fratura do material [16]. Deve ser avaliado se haverá necessidade de reparos.

F) Caso tenham se desenvolvido mas não sejam conhecidas, as descontinuidades podem levar o equipamento à fratura frágil, “blunting” ou mesmo ao CSCD durante o TH.

6.6 – SOBRE PROPÓSITOS, VANTAGENS E DESVANTAGENS DOS TH’S PERIÓDICOS

Esta dissertação caracterizou as variáveis que levam à propagação crítica e subcrítica de descontinuidades durante um TH. Tratar de propósitos, vantagens e desvantagens é seguramente voltar à discussão apresentada na revisão bibliográfica. Alguns autores, como Cowan et alii [18] e Formby [23], são claramente favoráveis à realização dos TH’s periódicos, entretanto outros como Njo [33] se posicionam em contrário. Os argumentos a favor do TH periódico são geralmente a rapidez com que se avalia a integridade dos equipamentos, e os eventuais “bluntings” que resultarão em estabilidade de descontinuidades. Em compensação, os argumentos em contrário estão relacionados aos efeitos invisíveis que levam ao CSCD. E afinal, qual é o balanço entre estas duas tendências? À luz dos dois exemplos analisados nesta dissertação, e considerando as variáveis relacionadas à propagação em TH’s periódicos descritas neste capítulo, serão analisados em seguida os resultados possíveis e esperados durante a execução dos TH’s periódicos, procurando citar os vantagens e desvantagens.

6.6.1 – Ocorrência de Vazamento

A aplicação de um TH pode resultar em duas alternativas visíveis: ocorrência de vazamento ou não. Duas formas de vazamentos poderão ocorrer: com fratura frágil ou com pequeno CSCD. Afinal, a ocorrência de uma fratura frágil é positiva ou negativa? Visto que na fabricação ela é dispendiosa e deve ser evitada [24] [26]. E em testes periódicos, em equipamentos de processo? Além de fatores econômicos envolvidos, existem riscos para os equipamentos e pessoas em instalações industriais. A informação que emana após a sobrevivência a um TH é que o equipamento está íntegro, e assim ficará por um período de tempo que não podemos a priori precisar, ou então se falhou, foi no momento certo. Um pequeno vazamento, entretanto, dará sinais de que algum mecanismo de dano se instalou no equipamento e uma descontinuidade se propagou de modo subcrítico, dando a oportunidade de reparos de menor monta. Esta parece uma alternativa interessante para a identificação de uma descontinuidade. Entretanto, olhando para os dois exemplos que foram analisados nesta dissertação, verifica-se que em ambos os casos o critério “leak before break” (LBB) não foi atendido, ou seja,

haveria a fratura frágil ou rompimento dútil antes de ocorrer o vazamento. Uma geometria de trinca mais favorável, a elíptica, por exemplo, favoreceria mais à conformidade com o LBB. Então, em alguns casos haveria a chance de interceptar o dano durante o TH de modo subcrítico, em outros seria através de propagação crítica.

6.6.2 – Não Ocorrência de Vazamento

A ocorrência do não vazamento, ou melhor, a não ocorrência de vazamento durante um TH periódico conduziria a duas outras possibilidades: a não ocorrência de qualquer tipo de propagação de descontinuidade, e a ocorrência de CSCD sem que houvesse vazamento. A não ocorrência de qualquer propagação significará uma condição igual à do TH inicial, como visto no fluxograma apresentado no subitem anterior. Já a ocorrência de CSCD, significará que o equipamento teve sua vida e sua margem de segurança reduzidas, sem que sejam deixadas “pistas”.

Apesar de não pretender-se esgotar este assunto, fica claro que a realização de um o balanço entre vantagens e desvantagens parece ser necessária a cada situação de TH. No próximo capítulo, serão relacionados alguns tópicos para trabalhos futuros, visando dar continuidade ao assunto.

CAPÍTULO 7 - CONCLUSÕES

7.1 – CONCLUSÕES – VASO DE AÇO CARBONO

A partir do desenvolvimento e discussão, é possível concluir que:

A) O vaso de aço carbono não apresentou qualquer tipo de propagação durante a aplicação do TH periódico. Isto está relacionado ao mesmo não ter sido submetido a qualquer tipo de deterioração ao longo dos 12 anos que operou.

B) Como a profundidade da trinca é menor que o tamanho crítico (Tabela 5.4) para todas as análises realizadas, pode-se concluir que não houve e não haverá propagação crítica caso não haja um aumento da mesma ou do carregamento.

C) A parcela do fator de intensidade de tensões K_I relacionada à tensão residual de soldagem foi muito superior à parcela relacionada à tensão aplicada. Enquanto a tensão primária aplicada situou-se na faixa de 11,18 MPa, a tensão residual de soldagem foi considerada igual a 241 MPa.

D) A aplicação de fatores de concentração de tensões pelo procedimento da BS I, superestimou demasiadamente o efeito da descontinuidade. A análise pelos procedimentos BS II e BS III foi mais precisa, por considerar as tensões nas proximidades da descontinuidade. O mesmo pode ser dito das análises pelos procedimentos API IV (semelhante ao BS I) e API V (semelhante aos BS's II e III). A função polinomial de 4ª ordem empregada pelo API V ajustou adequadamente à distribuição determinada pelo ANSYS (coeficiente de correlação $R^2=0,8965$).

E) As parcelas elásticas tiveram maior participação no cálculo do J_{total} . A parcela plástica foi considerada pequena em relação à parcela elástica.

F) Todas as análises confirmaram um EPT, pelo procedimento do Dowling [20]. Isto se deu devido aos elevados valores de K_I frente às pequenas espessuras de ligamento, que aliviam a triaxialidade de tensões (EPD).

G) A tenacidade à fratura do aço carbono A106 GrB (estimada igual à do A515 Gr60) de $136 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$, foi muito inferior à do aço inoxidável AISI 304L, do exemplo da coluna trincada (igual a $220 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$). Isto representou grande variação de valores de K_R quando as duas análises foram comparadas. É possível caracterizar quantitativamente a segurança da utilização dos aços inoxidáveis quando a questão gira

em torno da propagação frágil. Enquanto no primeiro estudo a fratura frágil poderia ocorrer a partir de uma trinca com 31% da espessura da seção, no caso da coluna de inox foi atingida 71% da seção sem que se aproximasse da fratura frágil.

H) A propagação por fadiga mecânica pelas pressurizações em TH's periódicos, independentemente de outros mecanismos de propagação foi considerada de efeito desprezível. O efeito do "blunting" foi mais pronunciado que o efeito da fadiga.

I) Geometrias e modelos de trincas com frente retangular são inadequadas para a condição de LBB. Nestes casos haverá ruptura por qualquer mecanismo (frágil ou dútil) antes que possa haver vazamento.

J) A utilização do software de elementos finitos ANSYS, permitiu a análise da geometria do bocal, de difícil solução analítica, através de modelos simples. Entretanto, a opção de não modelar o sólido certamente prejudicou a precisão dos cálculos.

K) Defeitos de fabricação podem não propagar durante a realização do TH inicial ou periódico.

7.2 – CONCLUSÕES - COLUNA DE AÇO INOXIDÁVEL

Pode ser concluído que:

A) A coluna apresentou propagações por "blunting", CSCD e falha dútil para os maiores tamanhos de descontinuidades, na condição normal de TH. Para a condição de máxima pressão de TH, houve CSCD e rasgamento dútil para tamanhos de trinca menores que para a condição de pressão normal.

B) Para os pontos que se apresentaram dentro da curva FAD e para a condição de pressão normal, o maior valor de K_I obtido, para uma trinca de 4,0 mm foi de 38,45 $\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$. Para a condição de máxima pressão de TH, o maior K_I calculado para uma trinca de 2,5 mm foi 29 $\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$, último ponto dentro da curva FAD. Ambos situaram-se muito abaixo do limite K_{mat} igual a 220 $\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$. Verifica-se que em situações semelhantes existe uma tendência do aço inoxidável a não falhar por fratura frágil. O fato de não haverem tensões residuais de soldagem nesta análise limitaram os valores calculados para K_R .

C) A parcela plástica superou grandemente a parcela elástica nesta avaliação, para todos os tamanhos de trinca. Isto corrobora com a conclusão do item B.

D) Todas as análises confirmaram um EPT, pelo procedimento do Dowling [20]. Isto se deu devido às baixas espessuras de costado e dos ligamentos, que aliviaram a triaxialidade de tensões (EPD).

E) A propagação por fadiga mecânica também se mostrou inferior à propagação pelo “blunting” ou pelo CSCD.

F) Da mesma forma que para o vaso de aço carbono, a verificação do critério LBB esbarrou no modelo e característica de frente de trinca retangular. Neste caso, haveria fratura antes que houvesse vazamento, mas pelo mecanismo falha dútil.

7.3 – CONCLUSÕES GERAIS

Considerando ambas análises, ainda pode ser concluído:

A) Existem variáveis que são determinantes da possibilidade de propagação de descontinuidades durante um TH periódico. São elas:

- Alteração no tamanho da descontinuidade (ou aparecimento de nova);
- Alteração das propriedades do material (ou variação de temperatura de teste);
- Mudança de geometria.

B) Desde que estas variáveis se tornem presentes, será possível haver a propagação subcrítica ou crítica durante um TH periódico.

C) A ocorrência de mecanismos de danos em equipamentos industriais, desempenha papel importante na possibilidade de deflagração das variáveis descritas no item A. Por este motivo, a identificação dos mecanismos que agem sobre os equipamentos deve preceder a utilização de TH's para a definição das estratégias.

D) O TH inicial desempenha papel fundamental na garantia da integridade durante a vida de um equipamento, permitindo-os trabalhar no regime elástico. Os efeitos de “shakedown” e “blunting” ocorridos durante o TH são importantes fatores para salvaguardar a “saúde” dos equipamentos durante sua vida útil.

E) A validade de um TH para garantir a integridade de um equipamento está inversamente relacionada à velocidade de deterioração a que o mesmo está sujeito. Mais rápida a deterioração em serviço, menor a sobrevida “garantida” pelo TH periódico.

F) Seguramente não seria vantajoso esperar haver uma falha catastrófica num TH periódico em um vaso de pressão. Isto poderia gerar grandes prejuízos materiais e eventualmente pessoais. O crescimento subcrítico durante um TH sem que se saiba da sua ocorrência também pode ser considerado como nocivo, pois haverá um encurtamento da vida residual e das margens de segurança, sem que se possa avaliar suas conseqüências.

G) O conhecimento da condição real do equipamento através de boas práticas de inspeção é uma das principais fontes de garantia da integridade dos mesmos. A revisão bibliográfica alertou para a utilização de técnicas de inspeção para a identificação de danos ou mesmo a substituição do ensaio periódico tradicional (referências [25], [28], [31], [33] e [40]). O ideal é que a aplicação do TH ocorra após uma avaliação sobre potenciais mecanismos de danos e condição física do equipamento, conforme foi mostrado no fluxograma do item 6.5.

7.4 – SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Tendo em vista as dificuldades relacionadas à sua execução, os riscos envolvidos e a necessidade de definições exatas dos seus propósitos, bem como discutir as vantagens e desvantagens dos TH's, serão necessários trabalhos futuros para complementar a abordagem do tema. São sugestões que fazemos:

- Estudos sobre procedimentos alternativos: TH's com pressões mais baixas, custo/benefício, etc.
- Utilização de ensaios de emissão acústica: durante a revisão bibliográfica, diversos artigos foram encontrados sobre a utilização de ensaios de emissão acústica para a caracterização de crescimento crítico ou subcrítico de descontinuidades durante pressurizações [25] [28].
- Discussão e balanço sobre vantagens e desvantagens em situações específicas de equipamentos em diferentes ramos industriais.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] Anderson, T. L., Fracture Mechanics, Second Edition, CRC Press, 1995, USA
- [2] ANSYS 7.0 Documentation, ANSYS INC.
- [3] API BRD581, Base Resource Document on Risk-Based Inspection, Second Edition, Out/2000, American Petroleum Institute Publishing Services, Washington D C, USA
- [4] API RP571, Damage Mechanisms Affecting Fixed Equipment in the Refinery Industry, Recommended Practice, First Edition, Dez/2003, American Petroleum Institute Publishing Services, Washington D C, USA
- [5] API RP579 - Fitness for Service, Recommended Practice, First Edition, Jan/2000, American Petroleum Institute Publishing Services, Washington D C, USA
- [6] ASM Metals Handbook, Volume 11, Ninth Edition, American Society for Metals, Capítulos
- [7] ASM Metals Handbook, Volume 13, Ninth Edition, Seventh Printing, American Society for Metals, Capítulos
- [8] ASME - American Society of Mechanical Engineers, Criteria of the ASME Boiler and Pressure Vessel Code for Design by Analysis in Sections III and VIII, Division 2, Publicação ASME
- [9] ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section VIII, Division 1 e Division 2
- [10] Barsom, J. M., Rolfe, S. T., Fracture and Fatigue Control in Structures, Second Edition, 1987, Prentice-Hall, New Jersey, USA, Capítulos
- [11] Batty, W. J., O'Callaghan, P. W., Probert, S.D., Corrosion Under Insulants, Applied Energy, 16, pag. 239-247, 1984
- [12] Bernstein, Martin D., Design Criteria for Boilers and Pressure Vessels in the U.S.A., Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 110, Novembro de 1988
- [13] Borges, R. A., O Efeito de Testes Hidrostáticos em Defeitos Subcríticos Presentes em Equipamentos Estáticos, 25º Seminário de Inspeção de Equipamentos, IBP, 1997
- [14] Brasil, Norma Regulamentadora 13 do Ministério do Trabalho e Emprego, 26 de Abril de 1995, Governo Federal

[15] BS 7910 - Guide on Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Metallic Structures, British Standard

[16] Chell, G. G., Haigh, J. R., The Effect of Warm Prestressing on Proof Tested Pressure Vessels, *Int. Journal of Pressure Vessel & Piping*, 23, pag.121-132, 1986

[17] Chell, G. G., The Effects of Subcritical Crack Growth on the Fracture Behavior of Cracked Ferritic Steels After Warm Prestressing, *Fatigue Fracture Engng. Struct.*, Vol.9, n.4, pg. 259-274, 1986

[18] Cowan, A., Picker, C., Some Considerations of Overpressure Test / Limiting Defect Size Arguments for Ferritic Pressure Vessels, *Int. Journal of Pressure Vessel & Piping*, 15, pag. 105-123, 1984

[19] Da Rosa, Edison, *Mecânica da Fratura*, Apostilha do Curso de Mestrado, UFSC, 2002

[20] Dowling, Norman E., *Mechanical Behavior of Materials*, Second Edition, 1999, Prentice-Hall, New Jersey, USA, Capítulos

[21] Engelhardt, G. R., Macdonald, D. D., Urquidi-Macdonald, M., Development of Fast Algorithms for Estimating Stress Corrosion Crack Growth Rate, *Corrosion Science*, 41, pág. 2267-2302, 1999

[22] Ewalds, H. L., Wanhill, R. J. H., *Fracture Mechanics*, Second imprint, 1985, Delftse Uitgevers Maatschappij, London

[23] Formby, C. L., Use of Overpressure Test to Indicate Fitness for Purpose of a Ferritic Pressure Vessel, *Int. Journal of Pressure Vessel & Piping*, 19, pag. 47-68, 1985

[24] *Fracture Control of Metallic Pressure Vessels*, NASA - National Aeronautics and Space Administration, SP-8040, May, 1970

[25] Gehrhardt, H. J., Eisenblätter, J., Jax, P., Maier, H.J., Waschkie, E., Experimental Study on the Application of Acoustic Emission During the Hydraulic Pressurization of a Reactor Pressure Vessel, *Nuclear Engineering Design*, 102, pág. 289-305, 1987

[26] Hayes, B., Six Case Histories of Pressure Vessel Failures, *Engineering Failure Analysis*, Vol. 3, N. 3, pag. 157-170, 1996

[27] Hilders, O. A., Santana, M. G., Toughness and Fractography of Austenitic Type 304 Stainless Steel with Sensitization Treatments at 973 K, *Metallography*, 21, pag.151-164, 1988

[28] Hutton, P. H., Kurtz, R. J., Pappas, R. A., Acoustic Emission Monitoring of ZB-1 Intermediate Scale Vessel Test, Nuclear Engineering and Design, 84, pag. 171-178, 1985

[29] Maloy, S. A., James, M. R., Willcutt, G., Sommer, W. F., Sokolov, M., Snead, L. L., Hamilton, M. L., Garne, F. R., The mechanical Properties of 316L/304L Stainless Steel, Alloy 718 and Mod 9Cr-1 Mo After Irradiation in a Spallation Environment, Journal of Nuclear Materials, 296, pag.119-128, 2001

[30] Moreton, D. N., Moffat, D. G., The Effect of Proof Testing on The Behavior of Two Stainless Steel Pressure Vessel Drumheads, Int. Journal of Pressure Vessel & Piping, 48, pag. 321-330, 1991

[31] National Transportation Safety Board, Special Investigation Report, Inspection and Testing of Railroad Tank Cars, PB92-917010, NTSB/SIR-92/05

[32] Nichols, R. W., The Using of Overstressing Techniques to Reduce the Risk of Subsequent Brittle Fracture, Brit. Weld. Journal, 15, pag. 21 e 75, 1968.

[33] Njo, D. H., Stable Crack Growth During Overstressing or Proof Testing of Pressure Vessels, CSNI Report N. 113, Committee on Safety of Nuclear Instalations, Paris, France, Julho de 1985

[34] Phaal, P., Macdonald, K. A., Brown, P. A., Correlations Between Fracture Toughness and Charpy Impact Energy, Co-operative Research Programme, TWI, Dezembro de 1994

[35] Scott, P. M., Anderson, T. L., Osage, D. A., Wilkowski, G. M., Review of Existing FFS Criteria for Crack-Like Flaws, Bulletin 430, Welding Research Council, New York, USA, Abril de 1998

[36] Silva, P. S. P., Relatório Técnico "Tolerância do material a Trincas Circunferenciais em Bocais de Torres e Vasos de Pressão", COPENE, Set/1988

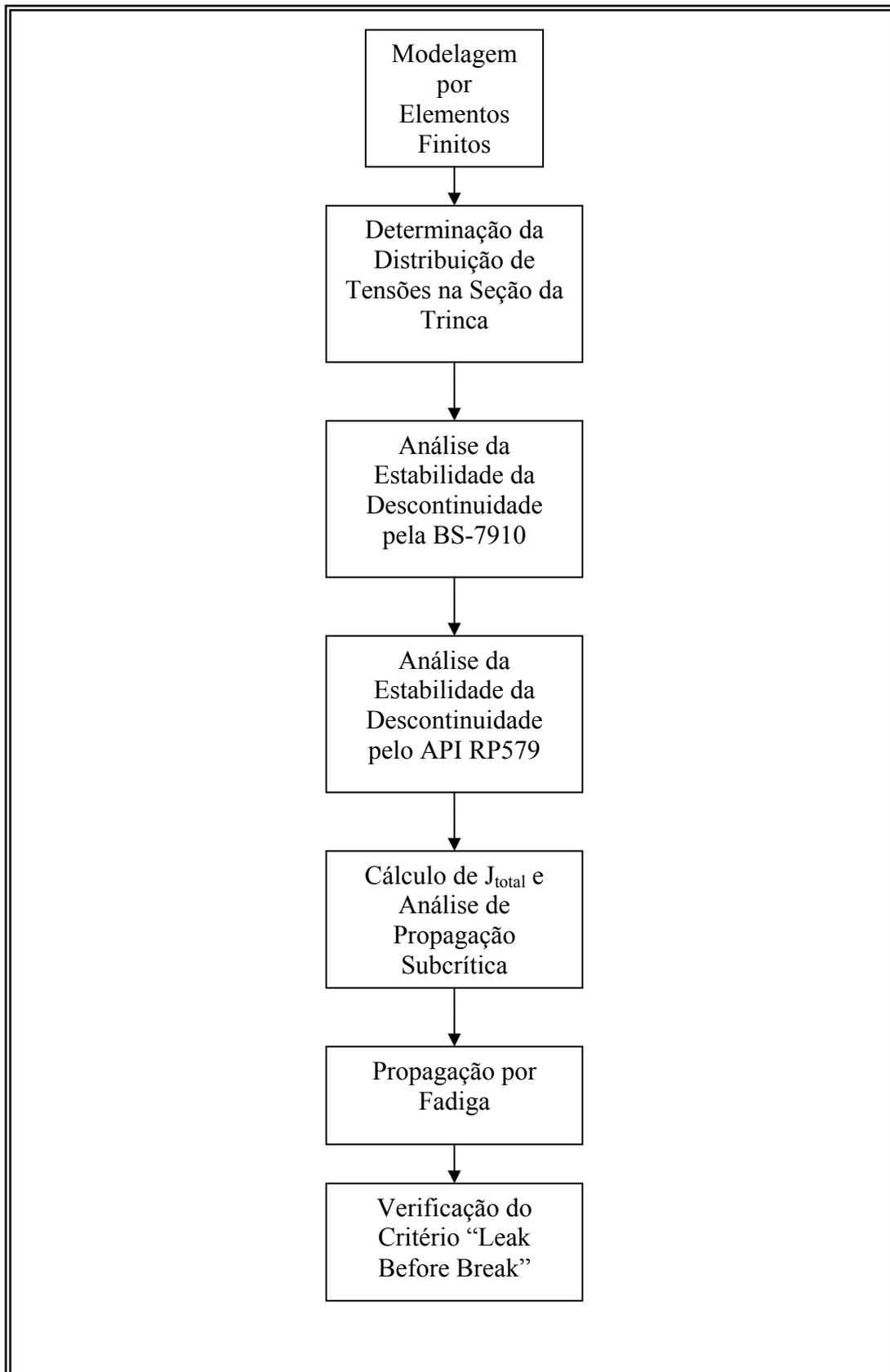
[37] Stainless Steel Technical Data, Three-Ply Stainless / Carbon Steel Composite, Allegheny Ludlum

[38] Takahashi, Yukio, Evaluation of Leak-Before-Break Assessment Methodology for Pipes with a Circumferential Through-wall Crack, Int. Journal of Pressure Vessel & Piping, 79, pag. 385-392, 2002

[39] Timofeev, B. T., Karzov, G. P., Blumin, A. A., Anikovskiy, V. V., Fracture Toughness of Austenitic Welded Joints, Int. Journal of Pressure Vessels & Piping, 76, pag. 393-400, 1999

[40] Yasinko, E. A., Vieth, P. H., Dick, D. D., Pierantoni, T. D., Nidd, P. G., Platte Inspection Program Supports Alternative to Hydrostatic Testing, Oil & Gas Journal, Vol. 99, ISS. 13, pag. 54-59, 2001

APÊNDICE 1 - FLUXOGRAMA DE AVALIAÇÃO, VASO DE AÇO CARBONO



APÊNDICE 2 - MODELOS E RESULTADOS OBTIDOS DA ANÁLISE POR ELEMENTOS FINITOS

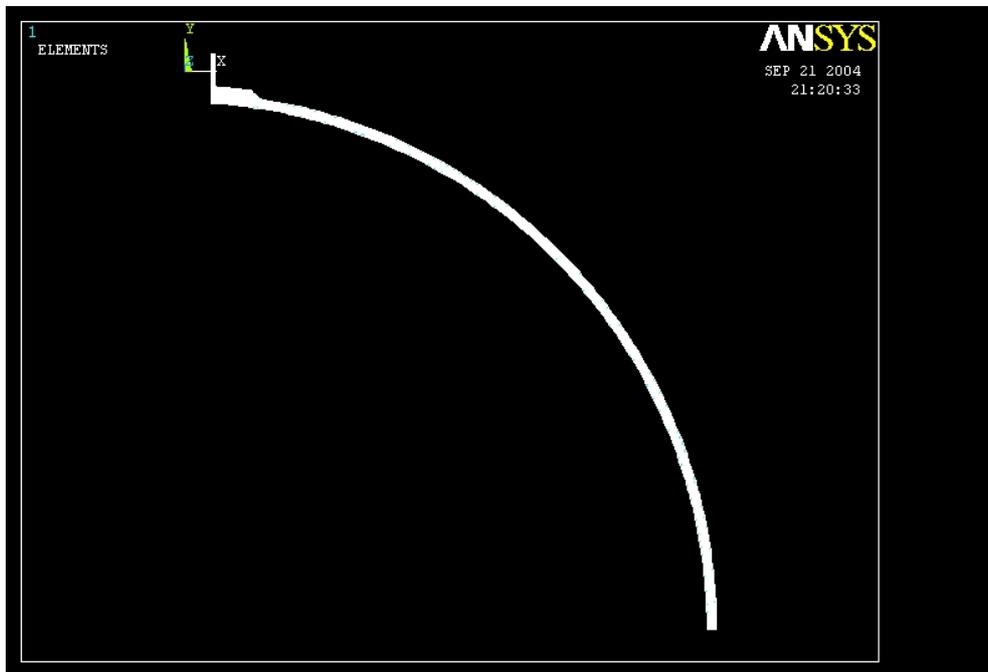


Figura AP2.1 – Forma geral do modelo sem trinca, composto por uma única área

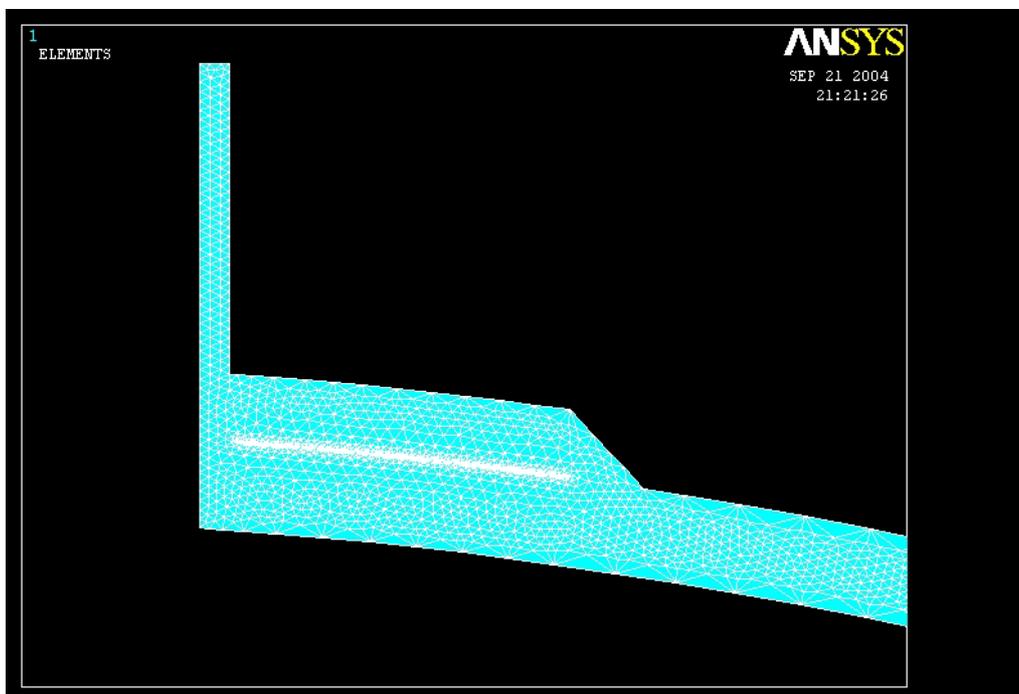


Figura AP2.2 – Malha gerada na região do flange e chapa de reforço da conexão, modelo sem trinca

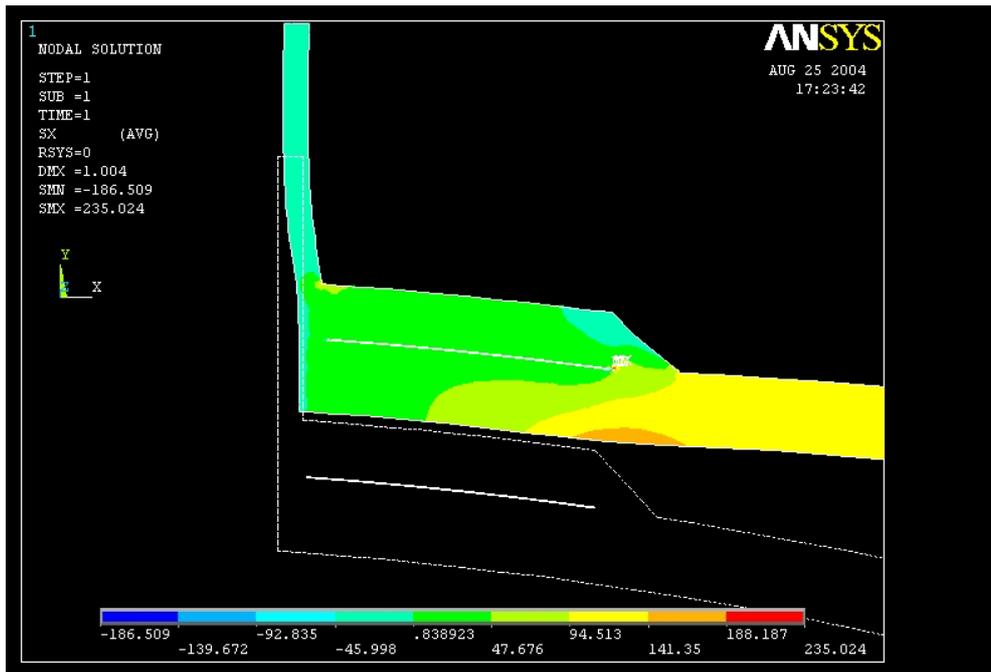


Figura AP2.3 – Mesma posição da figura anterior, mostrando as tensões no eixo X resultantes e deformada, modelo sem trinca

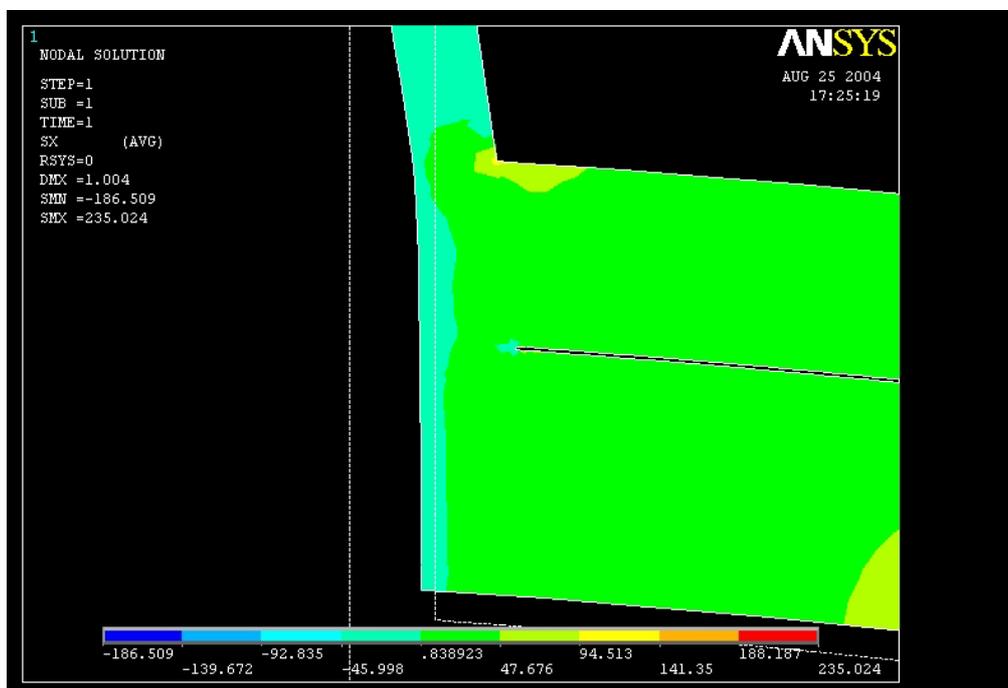


Figura AP2.4 – Seção da trinca, apresentando a distribuição de tensões no eixo X em escala de cores, modelo sem trinca



Figura AP2.5 – Detalhe da região da seção da trinca entre a chapa de reforço e material do costado, modelo sem trinca

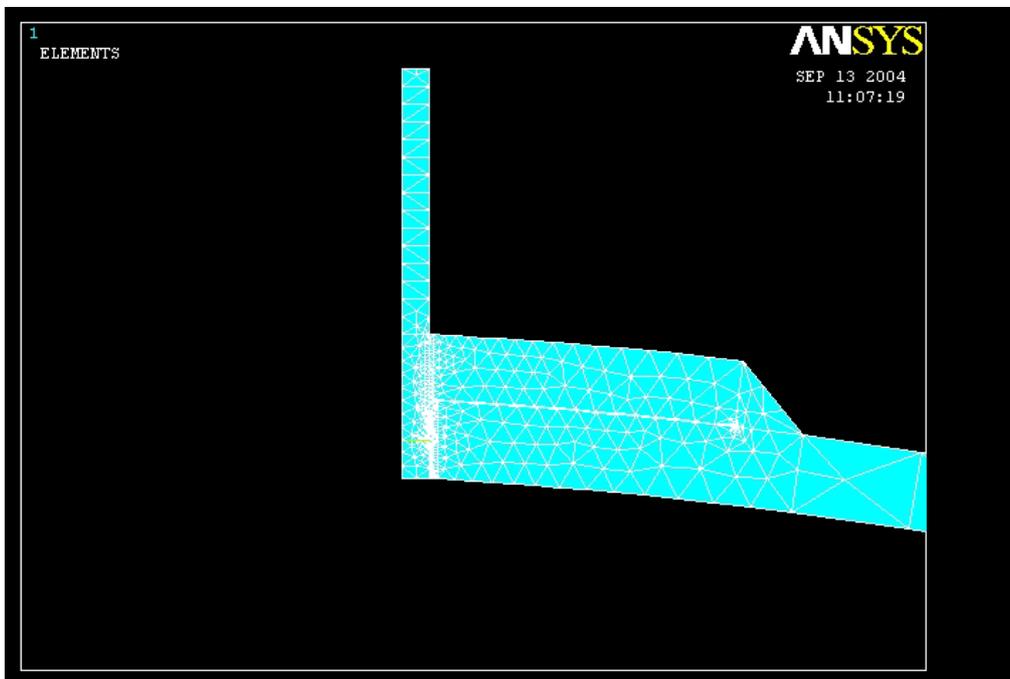


Figura AP2.6 – Malha gerada na região do flange e chapa de reforço da conexão, modelo com trinca

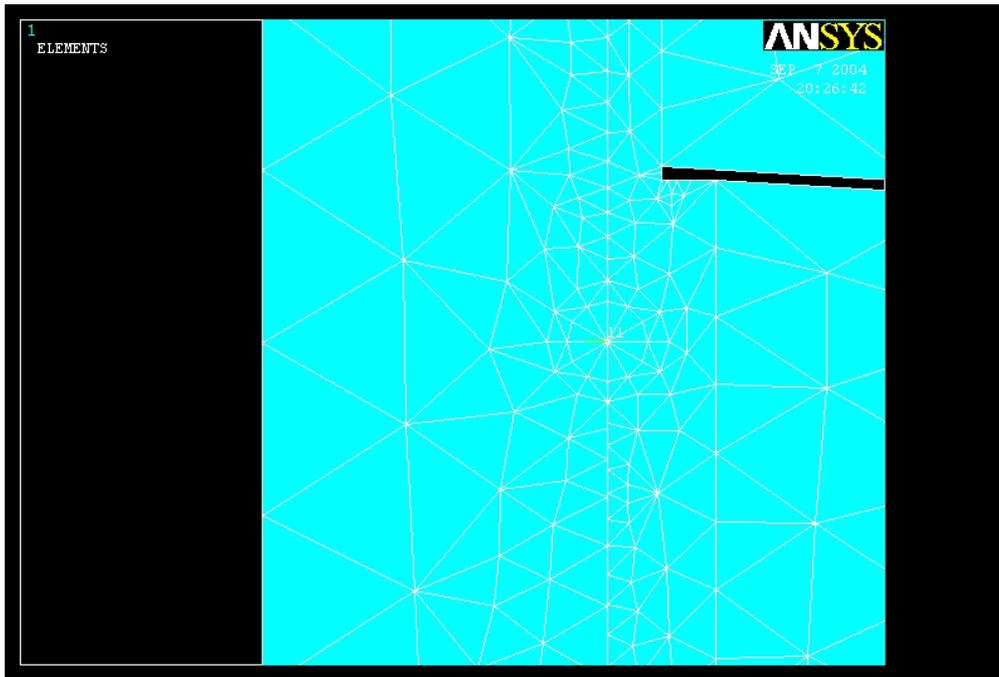


Figura AP2.7 – Detalhe da malha gerada com elementos singulares em torno da ponta da trinca

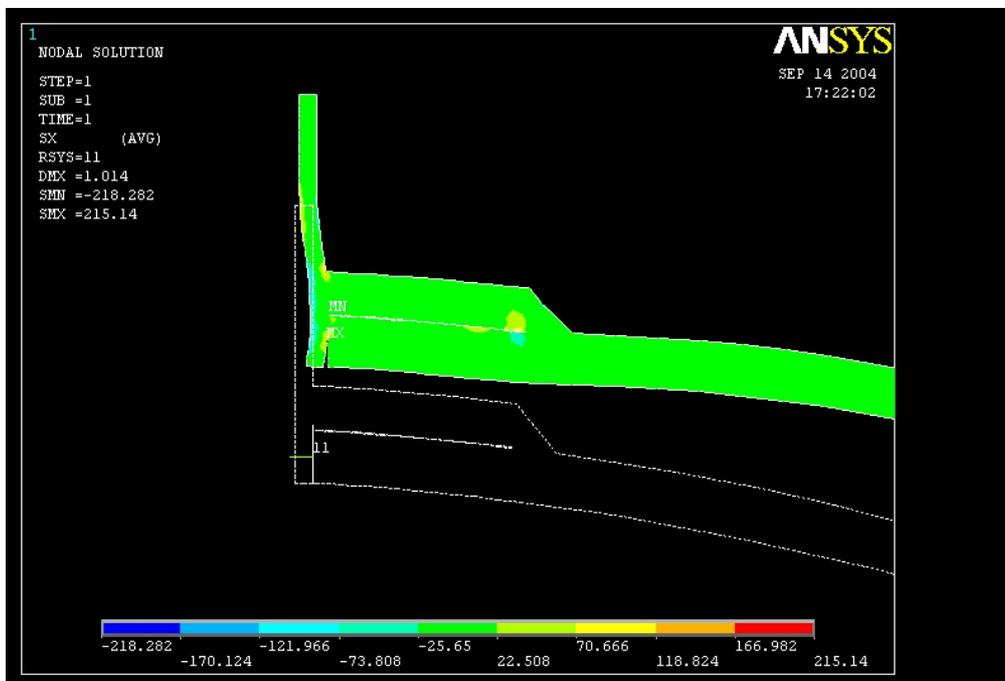


Figura AP2.8 – Mesma posição da figura AP2.6, mostrando as tensões resultantes e deformada, modelo com trinca

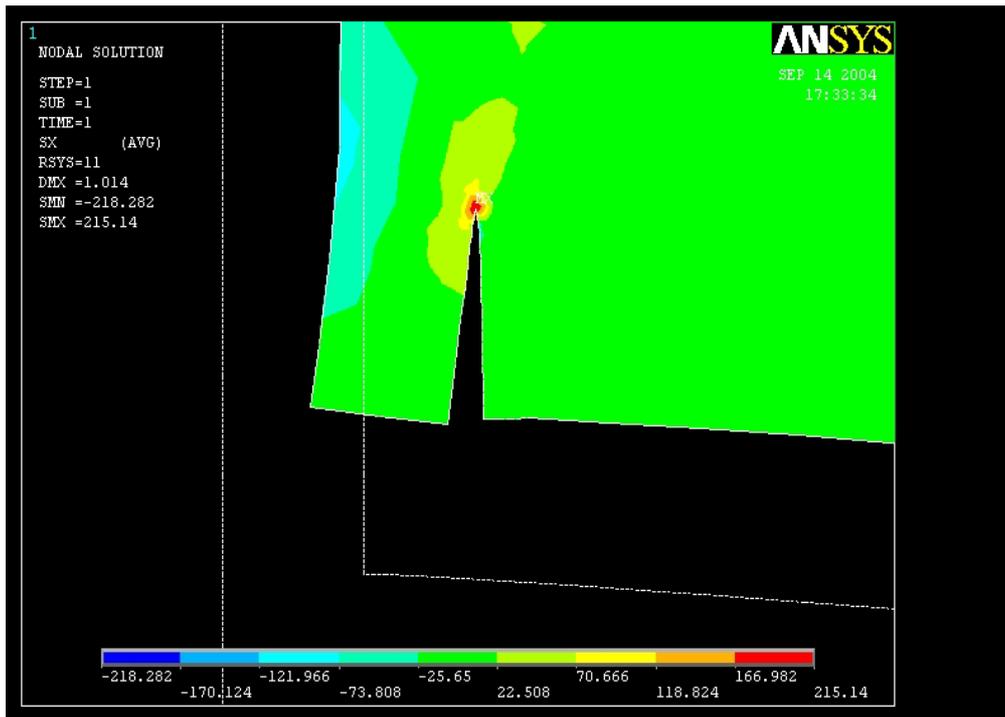


Figura AP2.9 – Detalhe da região da trinca, modelo **com** aplicação de pressão nas faces da trinca

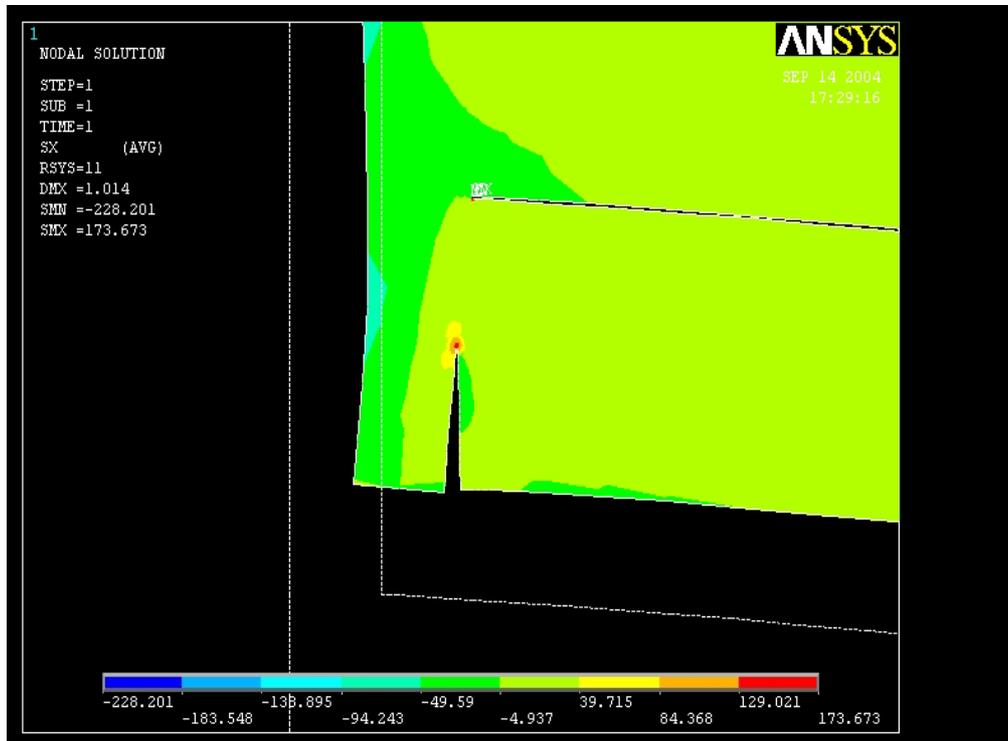


Figura AP2.10 – Detalhe da região da trinca, modelo **sem** aplicação de pressão nas faces da trinca

APÊNDICE 3 - COMPARAÇÃO ENTRE SOLUÇÕES PELO SÓLIDO AXISSIMÉTRICO E ANALÍTICA

A solução encontrada para o cálculo de K_I pela modelagem por elementos finitos do bocal (item 4.1.1.1) necessita de validação através do experimento em uma geometria de referência, gerada utilizando a mesma metodologia com elementos axissimétricos e que possua uma solução analítica conhecida. Esta comparação permitirá calcular fatores de correção que serão aplicados sobre a solução calculada pelo ANSYS 7.0 (Tabelas 4.1 e 4.2). A geometria escolhida foi a de um eixo com uma trinca circular, conforme mostrado na figura a seguir:

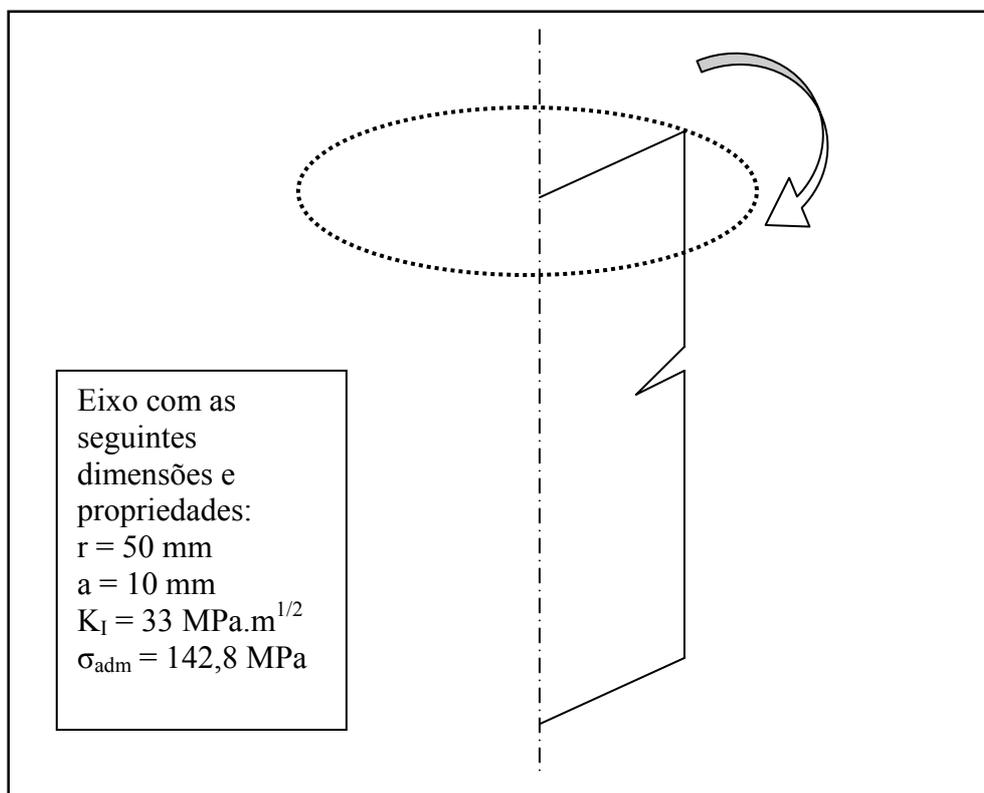


Figura AP3.1 – Sólido de revolução apresentando trinca, gerado a partir de elementos axissimétricos

Esta geometria sujeita a uma tensão longitudinal igual à tensão admissível de 142,8 MPa, possui solução analítica obtida do BS-7910 [15], conforme a seguir:

$$K_I = (M_m \sigma_m + M_b \sigma_b) \sqrt{\pi a} \quad (\text{AP3.1})$$

onde

K_I = fator de intensidade de tensões, em MPa.m^{1/2}

σ_m = tensão de membrana, em MPa

σ_b = tensão de flexão, igual a zero,

e fatores geométricos:

$$M_m = \frac{r^{1,5}}{2(r-a)^{1,5}} \left[1 + 0,5 \left(\frac{r-a}{r} \right) + 0,375 \left(\frac{r-a}{r} \right)^2 - 0,363 \left(\frac{r-a}{r} \right)^3 + 0,731 \left(\frac{r-a}{r} \right)^4 \right] \quad (\text{AP3.2})$$

$$M_b = \frac{0,375 r^{2,5}}{(r-a)^{2,5}} \left[1 + 0,5 \left(\frac{r-a}{r} \right) + 0,375 \left(\frac{r-a}{r} \right)^2 + 0,313 \left(\frac{r-a}{r} \right)^3 + 0,273 \left(\frac{r-a}{r} \right)^4 + 0,537 \left(\frac{r-a}{r} \right)^5 \right] \quad (\text{AP3.3})$$

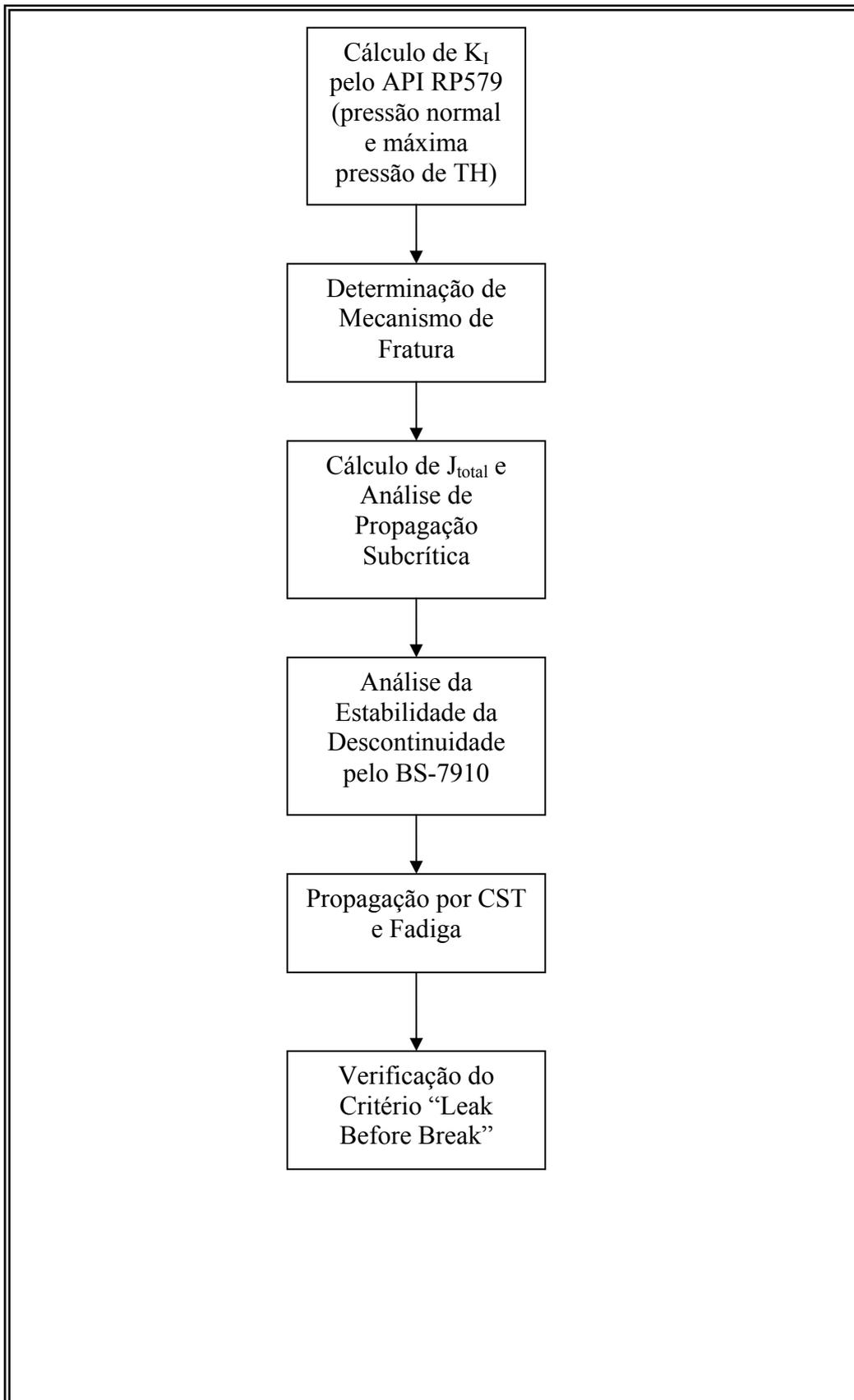
Por esta solução, foi encontrado $M_m=1,22$ e $K_I = 30,88$ MPa.m^{1/2}.

A solução por elementos finitos, utilizando o elemento axissimétrico PLANE2, resultou, dentro da mesma metodologia usada para análise do bocal, em valores de K_I iguais a 31,71 e 31,41 MPa.m^{1/2}, para as condições de trinca inteira e meia-trinca respectivamente, ambas as condições considerando estado plano de deformações (EPD). Assim, comparando a média aritmética das soluções calculadas pelo ANSYS, com a solução analítica, tem-se o seguinte fator de correção:

$$FC = \frac{30,88}{\frac{(31,71 + 31,41)}{2}} = 0,9785 \quad (\text{AP3.4})$$

Este fator de correção deve ser aplicado sobre o valor de K_I calculado para o bocal, utilizando a mesma metodologia de modelagem por elementos finitos (item 4.1.1.2).

**APÊNDICE 4 - FLUXOGRAMA DE AVALIAÇÃO – COLUNA DE AÇO
INOXIDÁVEL**



APÊNDICE 5 - FLUXOGRAMA DE ANÁLISE DE APLICAÇÃO DE TH'S

