DANIEL VIGARINHO DE CAMPOS

Avaliação de Defeitos Tipo Trinca em um Bocal de uma Caldeira de
Geração de Vapor Usando o Procedimento API 579

São Paulo

2019

DANIEL VIGARINHO DE CAMPOS

Avaliação de Defeitos Tipo Trinca em um Bocal de uma Caldeira de
Geração de Vapor Usando o Procedimento API 579

Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São
Paulo para obtenção do Título de
Mestre em Ciências

Área de Concentração:
Engenharia Naval e Oceânica

Orientador: Prof. Titular
Claudio Ruggieri

São Paulo

2019

DANIEL VIGARINHO DE CAMPOS

Avaliação de Defeitos Tipo Trinca em um Bocal de uma Caldeira de
Geração de Vapor Usando o Procedimento API 579

Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São
Paulo para obtenção do Título de
Mestre em Ciências

São Paulo

2019

Autorizo a reprodução e divulgação total ou parcial deste trabalho, por qualquer meio convencional ou eletrônico, para fins de estudo e pesquisa, desde que citada a fonte.

Este exemplar foi revisado e alterado em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com a anuência de seu orientador.

São Paulo, _____ de _____ de _____

Assinatura do autor _____

Assinatura do orientador _____

Catálogo-na-publicação

Campos, Daniel Vigarinho de

Avaliação de Defeitos Tipo Trinca em um Bocal de uma Caldeira de Geração de Vapor Usando o procedimento API 579 / D. V. Campos -- versão corr. -- São Paulo, 2019

99 p.

Dissertação (Mestrado) -- Escola politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Naval e Oceânica.

1.Caldeiras 2.Mecânica da Fratura 3.Estruturas 4.Trincas I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Naval e Oceânica II.t

O binómio de Newton é tão belo como a Vénus de Milo.

O que há é pouca gente para dar por isso.

(Álvaro de Campos, Engenheiro Naval)

RESUMO

Este trabalho disserta sobre os métodos usados para determinar a aceitabilidade de defeitos tipo trinca em um bocal de caldeira de geração de vapor. Inicia com uma avaliação sobre as tensões atuantes em bocais e introduz os conceitos de mecânica da fratura para aceitação de defeitos em estruturas. Propõe um método analítico para estimativa de tensões longitudinais em bocais e o compara ao cálculo de tensões por elementos finitos. Explora um caso de um defeito circunferencial e não-aflorado em um bocal de uma caldeira real a qual fornece corpos de prova que são submetidos a ensaios de impacto a partir dos quais é traçada sua curva de transição dúctil-frágil. Analisa os resultados obtidos a partir destes ensaios e os confronta com os valores nominais e de referência. Esta análise embasa discussão sobre probabilidades de falha e fatores de segurança.

Palavras-chave: Caldeiras. Mecânica da Fratura. Estruturas. Trincas.

ABSTRACT

This work discusses the methods used to determine the acceptability of crack-like flaws in a boiler nozzle. It begins with an evaluation of the stresses acting on nozzles and introduces the concepts of fracture mechanics for the acceptance of defects in structures. An analytical method for estimating longitudinal stresses in nozzles is proposed and compared with numerical results obtained from the finite element method. It explores a case of a circumferential embedded flaw in a nozzle of a real boiler that provides specimens that are subjected to impact tests from which its ductile-brittle transition curve is drawn. It analyzes the results obtained from these tests and confront them with the nominal and reference values. This analysis bases discussion on probabilities of failure and safety factors.

Keywords: Boilers. Fracture Mechanics. Structures. Cracks

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Duas Caldeiras em Uma Usina Termelétrica	22
Figura 2 – Tubulão de Caldeira Com Seus Bocais.....	23
Figura 3 – Trincas em bocais de tubulões.....	24
Figura 4 – Modos de Carregamento.....	25
Figura 5 – Conceito de Indexação da Tenacidade à Fratura.	28
Figura 6 – Comparação entre Valores Teóricos da Tenacidade à Fratura e Experimentais.....	30
Figura 7 – Ajuste de Curva para Resultados de Ensaios Charpy.....	31
Figura 8 – Distribuição de Probabilidades com Destaque para a Região em que o Carregamento Supera a Resistência	32
Figura 9 – Relação Entre Índice de Confiabilidade e Probabilidade de Falha.....	33
Figura 10 – Diagrama FAD.....	37
Figura 11 – Margem de Segurança no Diagrama FAD	38
Figura 12 – Curva FAD Baseada em J para Diferentes Coeficientes de Encruamento n	41
Figura 13 – Procedimento FAD para Avaliação de Defeito Tipo Trinca	46
Figura 14 – Comparação entre a Curva FAD de Dugdale e as que Incluem o Mecanismo de Rasgamento Dútil.....	48
Figura 15 – Diagrama FAD, Conforme Usado pelo Procedimento API 579	49
Figura 16 – Classificação das tensões na espessura de parede de um equipamento pressurizado.....	54
Figura 17 – Método de Cálculo do Momento Fletor em Bocais Conforme ASME BPVC Sec. VIII-1	56
Figura 18 – Sistema de Coordenadas.....	57
Figura 19 – Plano xy	57
Figura 20 – Plano $x\sigma$	58
Figura 21 – Plano $y\sigma$	59
Figura 22 – Vista isométrica do modelo	61
Figura 23 – Vista de planta do modelo.....	61
Figura 24 – Vista de baixo do modelo	62
Figura 25 – Vista lateral do modelo.....	62

Figura 26 – Vista frontal do modelo.....	62
Figura 27 – Bocal Antes da Remoção da Amostra.....	63
Figura 28 – Posições da Amostra Extraída do Bocal e do Corpo de Prova Charpy ..	64
Figura 29 – Extração da Amostra para Fabricação de Corpos de Prova	64
Figura 30 – Amostra Extraída do Bocal.....	65
Figura 31 – Trinca Interna Ressaltada em um Ensaio de Líquido Penetrante	65
Figura 32 – Novo Bocal Forjado.....	66
Figura 33 – Corpos de Prova Charpy Antes (a) e Depois (b) dos Ensaios	67
Figura 34 – Tensões de Membrana Estimadas Analiticamente ($COVs = 0,30$)	68
Figura 35 – Tensões de Von Mises (MPa)	69
Figura 36 – Componente das Tensões que Abre a Trinca em Modo I (MPa)	69
Figura 37 – Caminho para a Linearização das Tensões	70
Figura 38 – Tensões de Membrana Calculadas por Elementos Finitos ($COVs = 0,10$)	71
Figura 39 – Tensões de Flexão Calculadas por Elementos Finitos ($COVs = 0,10$) ...	71
Figura 40 – Tensão de Membrana Conforme a Probabilidade de Falha.....	73
Figura 41 – Curva de Transição Dúctil-Frágil do Aço SA-302 Gr. B.....	73
Figura 42 – Comportamento da Tenacidade à Fratura	74
Figura 43 – Início do Patamar Superior da Curva de Transição Dúctil-Frágil	75
Figura 44 – Resultados Obtidos para a Tenacidade à Fratura do Bocal.....	75
Figura 45 – Altura Máxima da Trinca Calculada para o Modelo Analítico	77
Figura 46 – Altura Máxima da Trinca Calculada para o Modelo de Elementos Finitos	77
Figura 47 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo Analítico de Tensões ($COVs = 0,30$) e Probabilidade de Falha $2,3 \cdot 10^{-2}$).....	83
Figura 48 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo Analítico de Tensões ($COVs = 0,30$) e Probabilidade de Falha 10^{-3})	84
Figura 49 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo Analítico de Tensões ($COVs = 0,30$) e Probabilidade de Falha 10^{-6})	84
Figura 50 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo Analítico de Tensões ($COVs = 0,30$), Tenacidade à Fratura <i>Lower Bound</i> ($110 \text{ MPa}\sqrt{m}$))	85
Figura 52 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo Analítico de Tensões ($COVs = 0,30$), Tenacidade à Fratura por Rolfe-Novak-Barsom, ($183,08 \text{ MPa}\sqrt{m}$)).....	86

Figura 53 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo Analítico de Tensões ($COVs = 0,30$), Tenacidade à Fratura pelo Boletim WRC 265 ($163,70 MPa\sqrt{m}$))	86
Figura 54 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo Analítico de Tensões ($COVs = 0,30$), Tenacidade à Fratura pelo Relatório SINTAP ($154,41 MPa\sqrt{m}$))	87
Figura 55 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo de Tensões por Elementos Finitos ($COVs = 0,10$) e Probabilidade de Falha $2,3 \cdot 10^{-2}$).....	88
Figura 56 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo de Tensões por Elementos Finitos ($COVs = 0,10$) e Probabilidade de Falha 10^{-3})	88
Figura 57 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo de Tensões por Elementos Finitos ($COVs = 0,10$) e Probabilidade de Falha 10^{-6})	89
Figura 58 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo de Tensões por Elementos Finitos ($COVs = 0,30$), Tenacidade à Fratura <i>Lower Bound</i> ($110 MPa\sqrt{m}$)).....	89
Figura 59 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo de Tensões por Elementos Finitos ($COVs = 0,10$), Tenacidade à Fratura <i>Lower Bound</i> Baseado no Modelo MPC ($126,93 MPa\sqrt{m}$))	90
Figura 60 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo de Tensões por Elementos Finitos ($COVs = 0,10$), Tenacidade à Fratura por Rolfe-Novak-Barsom ($183,08 MPa\sqrt{m}$)) ..	90
Figura 61 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo de Tensões por Elementos Finitos ($COVs = 0,10$), Tenacidade à Fratura pelo Boletim WRC 265, ($163,70 MPa\sqrt{m}$)).....	91
Figura 62 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo de Tensões por Elementos Finitos ($COVs = 0,10$), Tenacidade à Fratura pelo Relatório SINTAP ($154,41 MPa\sqrt{m}$))	91
Figura 63 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura lower bound ($110 MPa\sqrt{m}$), probabilidade de falha $2,3 \cdot 10^{-2}$	92
Figura 64 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura lower bound ($110 MPa\sqrt{m}$), probabilidade de falha 10^{-3}	92
Figura 65 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura lower bound ($110 MPa\sqrt{m}$), probabilidade de falha 10^{-6}	93
Figura 66 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura baseada no modelo MPC ($126,93 MPa\sqrt{m}$), probabilidade de falha $2,3 \cdot 10^{-2}$	93
Figura 67 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura baseada no modelo MPC ($126,93 MPa\sqrt{m}$), probabilidade de falha 10^{-3}	94
Figura 68 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura baseada no modelo MPC ($126,93 MPa\sqrt{m}$), probabilidade de falha 10^{-6}	94

Figura 69 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura Rollfe-Novak-Barsom (183,08 $MPa\sqrt{m}$), probabilidade de falha $2,3 \cdot 10^{-2}$	95
Figura 70 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura Rollfe-Novak-Barsom (183,08 $MPa\sqrt{m}$), probabilidade de falha 10^{-3}	95
Figura 71 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura Rollfe-Novak-Barsom (183,08 $MPa\sqrt{m}$), probabilidade de falha 10^{-6}	96
Figura 72 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura pelo WRC 265 (163,70 $MPa\sqrt{m}$), probabilidade de falha $2,3 \cdot 10^{-2}$	96
Figura 73 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura pelo WRC 265 (163,70 $MPa\sqrt{m}$), probabilidade de falha 10^{-3}	97
Figura 74 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura pelo WRC 265 (163,70 $MPa\sqrt{m}$), probabilidade de falha 10^{-6}	97
Figura 75 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura pelo Relatório SINTAP (154,41 $MPa\sqrt{m}$), probabilidade de falha $2,3 \cdot 10^{-2}$	98
Figura 76 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura pelo Relatório SINTAP (154,41 $MPa\sqrt{m}$), probabilidade de falha 10^{-3}	98
Figura 77 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura pelo Relatório SINTAP (154,41 $MPa\sqrt{m}$), probabilidade de falha 10^{-6}	99

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Fatores de Segurança Parciais para Trincas com $a \geq 5\text{mm}$	35
Tabela 2 – Características para uma Placa Plana, Tracionada, com Trinca Central	41
Tabela 3 – Metodologias de Avaliação de Integridade	43
Tabela 4 – Organização do API 579	44
Tabela 5 – Características do Bocal	55
Tabela 6 – Propriedades do Material	55
Tabela 7 – Corpos de Prova para Ensaio Charpy	67
Tabela 8 – Tensões Linearizadas	70
Tabela 9 – Tensão de Membrana: Modelo Analítico vs. Modelo por Elementos Finitos	72

LISTA DE SÍMBOLOS

a	Metade da Altura da Trinca
a_{eff}	Comprimento Efetivo da Trinca
B	Comprimento do Ligamento Não-Trincado
c	Metade do Comprimento da Trinca
COV_r	Coeficiente de Variação da Resistência
COV_s	Coeficiente de Variação do Carregamento
CVN	Energia de Fratura Obtida em Ensaio Charpy
d	Distância entre o Eixo Neutro e a Parede Interna do Vaso
E	Módulo de Elasticidade
e	Distância entre o Eixo Neutro e a Metade da Parede do Vaso
H_{RO}	Parâmetro de Ramberg-Osgood
h_1	Parâmetro Adimensional para a Parte Plástica da Integral J
I	Momento de Inércia
$\hat{i}$	Versor na direção do eixo x
J	Integral que Representa a Taxa de Liberação de Energia
J_{eff}	Integral J Efetiva
J_{el}	Componente Elástico da Integral J
J_{pl}	Componente Plástico da Integral J
K_{eff}	Fator de Intensidade de Tensões Efetivo
K_I	Fator de Intensidade de Tensões
K_I^P	Fator de Intensidade de Tensões devido às Tensões Primárias
K_I^{SR}	Fator de Intensidade de Tensões devido às Tensões Secundárias e Residuais
K_{Ic}	Tenacidade à Fratura do Material
K_r	Razão de Tenacidade

$\hat{j}$	Versor na direção do eixo y
L_H	Comprimento de Influência no Bocal
L_R	Comprimento de Influência no Costado
L_r	Razão de Carga
$L_{r_{max}}$	Razão de Carga Máxima
M	Momento Fletor sobre o Bocal
n	Coeficiente de Encruamento
n_R	Número de Desvios Padrão Abaixo da Média para a Resistência
n_s	Número de Desvios Padrão Acima da Média para o Carregamento
n_{RO}	Parâmetro de Ramberg-Osgood
P	Carga Remota Aplicada; Pressão Interna
P_0	Carga Remota de Referência
PSF_a	Fator de Segurança Parcial do Tamanho da Trinca
PSF_k	Fator de Segurança Parcial da Tenacidade à Fratura
PSF_r	Fator de Segurança Parcial da Resistência
PSF_s	Fator de Segurança Parcial do Carregamento
R_c	Valor Usado para Definir as Regiões de Fratura Frágil e Colapso Plástico
R_i	Raio Interno do Vaso
R_m	Raio Médio do Vaso
r	Raio
r_i	Raio Interno do Bocal
r_m	Raio Médio do Bocal
r_0	Raio Externo do Bocal
S_s	Desvio Padrão da Distribuição do Carregamento
S_r	Desvio Padrão da Distribuição da Resistência
T	Temperatura; Espessura de Parede do Vaso
T_{ref}	Temperatura de Referência
T_0	Parâmetro de Temperatura
t	Espessura de Parede do Bocal
W	Metade da largura da Placa

x	Coordenada Espacial
x_A	Coordenada x do Ponto A
x_B	Coordenada x do Ponto B
x_C	Coordenada x do Ponto C
Y	Fator Geométrico
y	Coordenada Espacial
y_A	Coordenada y do Ponto A
y_B	Coordenada y do Ponto B
y_C	Coordenada y do Ponto C
$\bar{y}$	Distância Até o Centróide
$\bar{\bar{y}}$	Distância a partir do Centróide
α	Constante Adimensional do Material
β	Índice de Confiabilidade
ε_0	Deformação de Referência
ε_{es}	Deformação de Engenharia
ε_{ref}	Deformação de Referência
ε_t	Deformação Verdadeira
θ	Coordenada Angular
θ_0	Ângulo
μ_s	Média da Distribuição do Carregamento
μ_r	Média da Distribuição da Resistência
σ	Tensão
σ_A	Coordenada σ do Ponto A
σ_B	Coordenada σ do Ponto B
σ_b	Tensão de Flexão
$\sigma_{b_{med}}$	Tensão de Flexão Média
σ_C	Coordenada σ do Ponto C
σ_c	Tensão de Colapso Plástico
σ_{es}	Tensão de Engenharia
σ_m	Tensão de Membrana
σ_{max}	Tensão Máxima
σ_{min}	Tensão Mínima
$\sigma_{m_{med}}$	Tensão de Membrana Média

σ_t	Tensão Verdadeira
σ_r	Tensão Residual
σ_{uts}	Limite de Resistência
σ_{ys}	Tensão de Escoamento
σ_0	Tensão de Referência; Coeficiente Uniforme para Distribuição de Tensões Polinomial
σ_1	Coeficiente Linear para Distribuição de Tensões Polinomial
σ_2	Coeficiente Quadrático para Distribuição de Tensões Polinomial
σ_3	Coeficiente de Terceira Ordem para Distribuição de Tensões Polinomial
σ_4	Coeficiente de Quarta Ordem para Distribuição de Tensões Polinomial
$\hat{k}$	Versor na direção do eixo σ
ν	Coeficiente de Poisson
Φ	Fator de Ajuste de Plasticidade para as Tensões Secundárias

SUMÁRIO

1	Introdução.....	19
1.1	Objetivos	20
2	Revisão da Literatura.....	22
2.1	Caldeiras de Geração de Vapor	22
2.2	Avaliação de Integridade Estrutural	24
2.2.1	Mecânica da Fratura.....	24
2.2.2	Métodos de Obtenção do Valor das Propriedades Mecânicas	26
2.2.2.1	Limite de Resistência, Módulo de Elasticidade e Tensão de Escoamento.....	26
2.2.2.2	Tenacidade à Fratura	28
2.2.3	Probabilidades de Falha e Fatores de Segurança Parciais	32
2.2.4	Diagramas de Avaliação de Falha	35
2.2.5	Procedimentos de Avaliação de Integridade	42
2.3	O Procedimento API 579.....	44
2.3.1	O Nível 1 da Seção 9 do Procedimento API 579	45
2.3.2	O Nível 2 da Seção 9 do Procedimento API 579	46
2.3.3	O Nível 3 do Procedimento API 579	50
2.3.3.1	Método A	50
2.3.3.2	Método B	50
2.3.3.3	Método C	51
2.3.3.4	Método D	51
2.3.3.5	Método E	51
2.4	Tensões em Equipamentos Pressurizados	51
2.4.1	Tensões Primárias.....	52
2.4.2	Tensões Secundárias	52
2.4.3	Tensões Residuais	52
2.4.4	Tensões de Pico	53
2.4.5	Tensões de Membrana e Tensões de Flexão	53
3	Materiais e Métodos.....	55
3.1	Aplicação a um Caso Real: Trinca Circunferencial Não Aflorada em um Bocal de Caldeira.....	55

3.1.1	Características do Bocal	55
3.2	Proposta de Procedimento Analítico para Estimar as Tensões Axiais em um Bocal Radial de um Vaso Cilíndrico	56
3.3	Modelo em Elementos Finitos	61
3.3.1	Extração de Amostras do Bocal.....	63
3.3.2	Execução de Ensaios Charpy	66
4	Resultados e Discussão	68
4.1	Tensões Estimadas Analiticamente	68
4.2	Tensões Calculadas por Elementos Finitos	69
4.2.1	Linearização de Tensões.....	69
4.2.2	Introdução dos Fatores de Segurança Parciais às Tensões	70
4.3	Comparação entre as Tensões obtidas pelo Modelo Analítico e pelo Cálculo com Elementos Finitos.....	72
4.4	Valores da Tenacidade à Fratura.....	73
4.5	Tamanho Tolerável de Trinca	76
5	Conclusões	78
6	Referências.....	80
APÊNDICE A - Tamanho Tolerável de Trinca para Tensões Calculadas pelo Modelo Analítico (COVs = 0,30).....		83
APÊNDICE B - Tamanho Tolerável de Trinca para Tensões Calculadas pelo Modelo em Elementos Finitos (COVs = 0,10)		88
APÊNDICE C - Comparação dos Tamanhos Toleráveis de Trinca entre os Calculados com Tensões Analíticas (COVs = 0,30) e com Tensões por Elementos Finitos (COVs = 0,10)		92

1 Introdução

Vapor d'água: um dos mais notáveis feitos da humanidade foi domesticar essa substância para produzir trabalho. A partir de então não estávamos mais restritos à força humana ou à animal, mas vimos descortinarem-se incontáveis possibilidades. Passaram-se dois mil anos desde o grego Hero e seu *aeolipile* até que a geração de vapor se tornasse a alma da indústria.

Seja em pequenas instalações para aquecimento, seja em grandes centrais nucleares, seja na propulsão naval, caldeiras para geração de vapor são componentes basilares da composição da indústria, à medida que não só suprem o vapor que é necessário para os processos, mas também têm participação destacada no circuito de geração de energia elétrica. A contemporânea alteração da matriz energética brasileira, com o desenvolvimento de usinas termelétricas, ainda faz aumentar a importância da disponibilidade de caldeiras para a garantia do abastecimento nacional de energia. São o coração tanto das usinas que trabalham em Ciclo Rankine¹ quanto das que operam em Ciclo Combinado².

Periodicamente, tanto por força de lei quanto por boa prática de manutenção, todas as caldeiras devem ser inspecionadas e reparadas para que se garanta sua integridade mecânica. Para tanto são empregadas técnicas que usam desde o exame visual, exames radiográficos, e até sofisticados ensaios de ultrassom computadorizado.

A execução de ensaios não destrutivos produz como fruto grande conhecimento sobre as condições da caldeira. É então necessário interpretar os resultados dos ensaios e saber avaliar seus limites de operação. Se um defeito for encontrado, deve passar por análise que conclua sobre sua influência na operação segura do equipamento.

A existência de descontinuidades em estruturas e a influência que esses defeitos têm para a operação segura de um equipamento são estudadas pela Mecânica da Fratura. Essa ciência define procedimentos que permitem avaliar a possibilidade de falha da estrutura e servem de base para que se tome uma decisão

¹ Ciclo Termodinâmico no qual energia mecânica é obtida a partir da expansão, em uma máquina térmica, de vapor produzido por uma caldeira.

² Ciclo Termodinâmico no qual energia mecânica é obtida por duas máquinas térmicas: uma turbina a gás e uma máquina a vapor; nesta última o vapor expandido é o que foi produzido por uma caldeira que tem como fonte de calor os gases de exaustão da turbina a gás.

a respeito de promover alguma restrição operacional ao equipamento defeituoso ou mesmo de se ele deve ser retirado de funcionamento.

Caldeiras são normalmente projetadas, e têm sua integridade mecânica avaliada, com base em metodologias estabelecidas por normas e procedimentos de engenharia. As normas de projeto em geral não levam em conta o fato de o equipamento poder possuir defeitos de fabricação nem de se degradar em serviço. Códigos de avaliação de integridade existem e se propõem a orientar uma análise desse tipo. São avaliações de engenharia como o procedimento API 579 [3], que se propõem a orientar a tomada de decisão sobre a operação segura.

Corriqueiramente os engenheiros de campo têm dificuldade em extrair corpos de prova das estruturas para obter informações precisas sobre as propriedades reais dos materiais estruturais, tampouco contam com recursos mais avançados como análise de tensões por elementos finitos. O presente trabalho intenta investigar o quão perto da falha estão ao desprezarem essas ferramentas e utilizarem, em seu lugar, valores nominais (ou de referência) e cálculo analítico de tensões.

A discussão enfatiza a avaliação de defeitos não aflorados planares (bidimensionais) tipo trinca em caldeiras. Esse tipo de defeito é caracterizado por possuir comprimento e altura (ou largura), com uma ponta aguda de raio pequeno. Podem ter origem em falhas de fabricação (como falta de fusão ou de penetração em soldas) ou ser resultado da degradação da estrutura em operação.

Um exemplo real de componente de caldeira trincado tem lugar na presente discussão. Ensaios Charpy feitos em amostras extraídas do componente servem para estimar suas propriedades reais. Chega-se a contribuições importantes para o entendimento da forma com que a presença de descontinuidades estruturais interfere no limite de operação de caldeiras de geração de vapor.

1.1 Objetivos

Esta dissertação tem como objetivos:

- comparar a aceitabilidade de trincas obtida usando propriedades tabeladas dos materiais e a alcançada pelo uso de dados do componente estimados a partir de Ensaios Charpy;

- compreender a importância do método de cálculo das tensões para a avaliação de integridade de estruturas;
- concluir sobre a influência de fatores de segurança na avaliação de uma trinca em uma estrutura e entender seu efeito para a compensação das incertezas no cálculo das tensões e nas propriedades mecânicas dos materiais.

2 Revisão da Literatura

2.1 Caldeiras de Geração de Vapor

Grande parte da energia elétrica produzida no mundo é feita com vapor produzido em caldeiras. Grandes caldeiras são construções magníficas que podem ultrapassar uma centena de metros de altura e produzir milhares de toneladas de vapor por hora com temperatura que se aproxima dos 600°C e pressões que atingem 25MPa. A Figura 1 apresenta uma usina de geração de energia elétrica com destaque para duas caldeiras.

Figura 1 – Duas Caldeiras em Uma Usina Termelétrica

Fonte: [18]

Combustíveis sólidos, líquidos ou gasosos podem ser a fonte de energia para caldeiras. São exemplos carvão, óleo combustível, gás natural, biomassa, resíduos urbanos. Também gases de exaustão de processos podem ser usados como fonte de calor para geração de vapor em caldeiras.

As superfícies de troca térmica de caldeiras aquatubulares são compostas por tubos que conduzem água e que são contatados externamente por gases quentes fornecendo calor. Em uma típica caldeira aquatubular, água líquida é aquecida em componentes chamados economizadores, e conduzida a um reservatório conhecido como tubulão. Dali segue para evaporadores, onde recebe calor até o ponto de saturação, e retorna para o tubulão para que as fases líquida e vapor sejam separadas: a parte líquida é novamente encaminhada aos evaporadores e a parte vapor rumo aos superaquecedores.

Em pontos em que ocorre transições de diâmetros ou ramificações são usados bocais. Em tubulões, bocais são peças usualmente de fabricação forjada que são instaladas para entradas de água ou saídas de vapor. A Figura 2 traz a fotografia de um típico tubulão de caldeira com seus bocais.

Figura 2 – Tubulão de Caldeira Com Seus Bocais

Fonte: [18]

Bocais de tubulões são locais de concentração de tensões e pontos comuns de aparecimento de defeitos. A Figura 3 exemplifica casos de trincas superficiais em bocais de tubulões compilados pelo *Electric Power Research Institute* (EPRI).

Figura 3 – Trincas em bocais de tubulões

Fonte: [15]

2.2 Avaliação de Integridade Estrutural

2.2.1 Mecânica da Fratura

O projeto clássico de estruturas a serem empregadas para resistir a pressão interna considera os materiais de fabricação integralmente perfeitos, sem levar em conta a existência de descontinuidades internas. A partir dos resultados obtidos em um ensaio de tração, as Teorias de Von Mises e de Tresca definem o valor da tensão equivalente crítica para o rompimento de um corpo de prova [16]. No projeto do componente, essa tensão equivalente é comparada àquela que age na partição elementar mais solicitada da estrutura real sob carga de pressão.

Em casos de falhas reais de sólidos em que existem vazios estruturais, contudo, os métodos tradicionais de cálculo não conseguem explicar fraturas decorrentes de solicitações inferiores aos valores considerados como limites admissíveis [8]. Nesses casos os vazios se propagam sem grande deformação. Vazios e descontinuidades podem ter origem no processo de fabricação da peça (por exemplo trincas de tratamento térmico, defeitos de soldagem, falhas em fundição) ou serem fissuras nucleadas durante a operação da estrutura. Uma vez detectada a descontinuidade estrutural, a Mecânica da Fratura entra em ação para estabelecer a segurança da operação da peça e é uma ferramenta extremamente importante na tomada de decisão sobre a aceitabilidade do defeito.

Há três diferentes modos de carregamento relacionados à propagação de uma trinca [25]: Modo I – abertura da trinca por carga de tração normal; Modo II – cisalhamento no plano; Modo III – cisalhamento normal. A Figura 4 ilustra esse conceito. O Modo I é o predominante, considerado para a maior parte dos cálculos estruturais. Uma trinca pode ser idealizada como uma elipse com eixos $2a$ e $2c$.

Figura 4 – Modos de Carregamento

Fonte: [25]

Para interpretar o comportamento do material quanto à propagação da trinca na Mecânica da Fratura Linear Elástica, foi desenvolvido o conceito de Fator de Intensidade de Tensões, K_I [8]. O valor crítico do Fator de Intensidade de Tensões é aquele que causa a falha, equivalente à resistência à fratura.

Compêndios reúnem expressões para cálculo do Fator de Intensidade de Tensões Crítico conforme a geometria da peça, que é introduzida na formulação pelo uso do Fator Geométrico Y , como mostra a eq. (1) [8].

$$K_I = Y\sigma\sqrt{\pi a} \quad (1)$$

Para cada situação, o Fator de Intensidade de Tensões é comparado com a tenacidade à fratura do material para concluir sobre a possibilidade de falha estrutural. A eq. (2) representa a desigualdade que deve ser atendida para ocorrer propagação instável da trinca [8, 11, 12, 25].

$$K_I \geq K_{IC} \quad (2)$$

A existência de uma zona plastificada na ponta da trinca traz a necessidade de utilização de método para avaliação de integridade estrutural mais realista que os dados pela hipótese elástica. A concentração de tensões na ponta da trinca pode levar ao alcance ali da tensão de escoamento do material o que, por sua vez, causa a formação de uma zona plástica circundada por região em que o comportamento do material é elástico. Na zona plástica não são mais aplicáveis os conceitos da Mecânica da Fratura Linear Elástica. Têm lugar então os conceitos de Integral J e *Crack Tip Opening Displacement* (CTOD) [8].

A Integral J é a integral de linha ao longo de um contorno ao redor da ponta da trinca. É a taxa de liberação de energia num corpo trincado, ou o parâmetro que caracteriza as tensões e deformações elasto-plásticas nas vizinhanças da ponta da trinca e é relacionada ao fator de intensidade de tensão em escoamento de pequena escala. Se o carregamento J aplicado superar o valor que o material pode suportar, a trinca torna-se instável [25].

CTOD é a medida da abertura da ponta da trinca. Ocorrerá crescimento da trinca se o CTOD atingir determinado valor crítico, que depende do material, da temperatura, da espessura, da taxa de deformação e do estado de tensões na ponta da trinca [8].

2.2.2 Métodos de Obtenção do Valor das Propriedades Mecânicas

O julgamento sobre a aceitabilidade de um componente trincado exige considerar as propriedades mecânicas do material em avaliação. É necessário conhecer o comportamento tensão x deformação da peça e saber o valor da tenacidade à fratura à temperatura de avaliação.

2.2.2.1 Limite de Resistência, Módulo de Elasticidade e Tensão de Escoamento

Uma avaliação de integridade feita a partir do uso de valores nominais do limite de resistência, do módulo de elasticidade e da tensão de escoamento geralmente é conservadora em comparação a uma que utiliza os valores reais obtidos em um ensaio de tração.

A análise de integridade pode requerer o conhecimento do comportamento tensão x deformação verdadeiro do material. Felizmente, embora um ensaio de tração forneça usualmente o comportamento de engenharia, há correlações que permitem obter aquele a partir deste. A tensão verdadeira pode ser expressa em função da tensão e da deformação de engenharia pela eq. (3) [3].

$$\sigma_t = (1 + \varepsilon_{es})\sigma_{es} \quad (3)$$

A deformação verdadeira, por sua vez, é colocada pela eq. (4) em função da deformação de engenharia [3].

$$\varepsilon_t = \ln(1 + \varepsilon_{es}) \quad (4)$$

O modelo de Ramberg-Osgood define a curva verdadeira da deformação em função da tensão como estabelecido pela eq. (5), com a introdução dos parâmetros H_{RO} e n_{RO} [3].

$$\varepsilon_t(\sigma_t) = \frac{\sigma_t}{E} + \left(\frac{\sigma_t}{H_{RO}} \right)^{\frac{1}{n_{RO}}} \quad (5)$$

Se estiverem disponíveis múltiplos pontos da curva de engenharia, os coeficientes de Ramberg-Osgood podem ser encontrados usando técnicas de regressão. Se apenas os valores da tensão de escoamento e do limite de resistência forem conhecidos, a eq. (6) fornecerá o valor do expoente [3].

$$n_{RO} = \frac{1 + 1,3495 \left(\frac{\sigma_{ys}}{\sigma_{uts}} \right) - 5,3117 \left(\frac{\sigma_{ys}}{\sigma_{uts}} \right)^2 + 2,9643 \left(\frac{\sigma_{ys}}{\sigma_{uts}} \right)^3}{1,1249 + 11,0097 \left(\frac{\sigma_{ys}}{\sigma_{uts}} \right) - 11,7464 \left(\frac{\sigma_{ys}}{\sigma_{uts}} \right)^2} \quad (6)$$

A eq. (7) apresenta a obtenção do outro parâmetro de Ramberg-Osgood [3].

$$H_{RO} = \frac{\sigma_{uts} \exp[n_{RO}]}{n_{RO}^{n_{RO}}} \quad (7)$$

2.2.2.2 Tenacidade à Fratura

No caso da tenacidade à fratura, um valor conservador (*lower-bound*) pode ser estimado por uma metodologia desenvolvida originalmente para avaliação de reatores nucleares, incluída no Código ASME BPVC Seção IX e recomendada pelo procedimento API 579, baseada em uma temperatura de indexação de referência, num método ilustrado na Figura 5.

Figura 5 – Conceito de Indexação da Tenacidade à Fratura.

Fonte: [3]

Segundo o procedimento API 579, a premissa básica é que diferentes aços ferríticos, bem como séries diferentes do mesmo aço, apresentam curvas de tenacidade à fratura em função da temperatura com semelhantes formas, mas com transições dúctil-frágil a diferentes temperaturas [3]. Quando a tenacidade à fratura é colocada contra uma temperatura relativa a uma temperatura de transição de referência, esses dados tendem a colapsar sobre uma curva comum, embora com mais dispersão do que em conjuntos de dados individuais. Esta dispersão adicional reflete o fato de a temperatura de indexação remover a maior parte, mas não toda, a variação entre temperaturas nas curvas de tenacidade à fratura [3]. A temperatura de referência é definida como a temperatura de transição dúctil-frágil máxima estabelecida por um ensaio impacto, e a temperatura de um ensaio Charpy em que a amostra exiba pelo menos 0,89mm de expansão lateral e não menos que 68J de energia absorvida a temperatura de 33°C negativos [3].

Entre os anos 1960 e 1970, grande conjunto de dados de tenacidade à fratura de aços foi plotado contra a temperatura relativa [3]. A curva *lower-bound* é o limite inferior para todos os testes de tenacidade à fratura em processo quase estático (com baixas taxas de carregamento). Esta curva é definida pela eq. (8).

$$K_{Ic} = 36,5 + 3,084 \exp[0,036(T - T_{ref} + 56)] \quad (8)$$

A equação da curva deve ser truncada em $110\text{MPa}\sqrt{m}$. Esse limite passa a ser de $220\text{MPa}\sqrt{m}$ para aços carbono que tenham teor de enxofre comprovadamente inferior a 0,01% [3]. A temperatura de referência é determinada conforme o tipo do aço.

De outra forma, a tenacidade à fratura pode ser estimada a partir de correlações feitas com a energia de fratura obtida em ensaios Charpy (CVN). Algumas diferentes relações existem para o patamar superior da curva de transição dúctil-frágil. O procedimento API 579 [3] fornece a eq. (9), referenciada ao *Metals Properties Concil* (MPC), dada para a tenacidade à fratura em $ksi\sqrt{in}$, a tensão de escoamento em ksi e a temperatura em $^{\circ}F$ e em que o parâmetro de temperatura T_0 é tabelado conforme o tipo do aço.

$$K_{Ic} = \sigma_{ys} \left\{ 1,7 + \left(1,7 - \frac{27}{\sigma_{ys}} \right) \tanh \left[\frac{(T - 75) - T_0}{C} \right] \right\} \quad (9)$$

A eq. (10) representa a Correlação de Rolfe-Novak-Barsom [3]. As unidades são: tenacidade à fratura em $\text{MPa}\sqrt{m}$, tensão de escoamento em MPa e temperatura em $^{\circ}C$.

$$\left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_{ys}} \right)^2 = 0,64 \left(\frac{CVN}{\sigma_{ys}} - 0,01 \right) \quad (10)$$

O *Electrical Power Research Institute* [6] compilou resultados de ensaios de tenacidade para diferentes aços industriais e os confrontou ao comportamento esperado pela Correlação de Rolfe-Novak-Barsom. Ocorre boa equivalência entre os valores teóricos e os experimentais, como mostrado na Figura 6.

Figura 6 – Comparação entre Valores Teóricos da Tenacidade à Fratura e Experimentais

Fonte: [6]

O procedimento API 579 [3] também propõe uma relação entre tenacidade à fratura e ensaio Charpy referenciada ao *Welding Research Concil* (WRC). É a colocada pela eq. (11), para a qual a unidade da tenacidade à fratura é $MPa\sqrt{m}$, a da tensão de escoamento é MPa e a da temperatura é $^{\circ}C$.

$$\left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_{ys}}\right)^2 = 0,52 \left(\frac{CVN}{\sigma_{ys}} - 0,02\right) \quad (11)$$

Também o organismo *Structural Integrity Assessment Procedures for European Industry* – SINTAP [26] coloca uma expressão. A eq. (12) a traz, sendo a tenacidade à fratura em $MPa\sqrt{m}$, a tensão de escoamento em MPa e a temperatura em $^{\circ}C$.

$$K_{Ic} = 0,54CVN + 55 \quad (12)$$

Uma sequência de ensaios Charpy conduzida a diferentes temperaturas pode evidenciar o ponto da mudança do comportamento do material de frágil para dúctil. Inicialmente os valores da energia de impacto são plotados em função da temperatura de ensaio. Escolhendo-se adequadamente as temperaturas de ensaio, dois patamares, inferior e superior, ficam determinados, com uma região de transição entre eles. Uma curva do tipo da eq. (13) pode ser traçada sobre os pontos utilizando-se o método da tangente hiperbólica [3].

$$CVN = A + B \tanh\left(\frac{T - D}{C}\right) \quad (13)$$

Nesse método, o termo A é a média das energias entre os patamares inferior e superior; B é a amplitude das energias entre os patamares inferior e superior. Ambos são extraídos dos dados experimentais. Interpolando-se com uma reta os pontos da região de transição, obtém-se pela equação dela as temperaturas de intersecção entre esta região e cada um dos patamares. Os termos C e D são, respectivamente, a metade da faixa da temperatura de transição e a temperatura da média dos patamares inferior e superior da curva de transição dúctil-frágil.

A Figura 7 explica esses conceitos.

Figura 7 – Ajuste de Curva para Resultados de Ensaios Charpy

Fonte: [3]

2.2.3 Probabilidades de Falha e Fatores de Segurança Parciais

A análise de integridade estrutural envolve o uso de dados que apresentam incertezas e dispersão. Por isso, métodos de análise de confiabilidade são usados para determinar a probabilidade de falha, isto é, a probabilidade de que os efeitos dos carregamentos superem os efeitos da resistência do material [13]. A Figura 8 destaca graficamente a zona de falha de uma estrutura, na interseção das distribuições de carregamento (média μ_s e desvio padrão S_s) e resistência (média μ_r e desvio padrão S_r). Nesta região uma falha ocorreria, mesmo a resistência média sendo superior ao carregamento médio.

Figura 8 – Distribuição de Probabilidades com Destaque para a Região em que o Carregamento Supera a Resistência

Fonte: [13]

Burdekin [13] estabelece a eq. (14) para definir o índice de confiabilidade em função das médias e dos desvios padrão das distribuições de carregamento e resistência.

$$\beta = \frac{\mu_r - \mu_s}{\sqrt{S_r^2 + S_s^2}} \quad (14)$$

Quando todas as variáveis têm distribuição normal, existe uma relação única, mostrada na Figura 9, entre o índice de confiabilidade e a probabilidade de falha [13]. Se a distribuição for de outro tipo, é possível fazer um tratamento estatístico para transformá-la em uma distribuição normal, embora isso possa incorrer em perda de acurácia.

Fonte: [13]

Fatores de Segurança Parciais podem ser aplicados a cada entrada individual de uma equação para dar a confiabilidade desejada sem ser necessário proceder cálculos probabilísticos. O Fator de Segurança Parcial do Carregamento, PSF_s , eq. (15), é a razão entre o valor de projeto e o correspondente valor assumido para representar o carregamento [13].

$$PSF_s = \frac{0,7\beta(COV)_s + 1}{n_s(COV)_s + 1} \quad (15)$$

O número de desvios padrão acima da média para o carregamento é representado por n_s .

De forma semelhante é definido o Fator de Segurança Parcial da Resistência, PSF_r , eq. (16), em que o número de desvios padrão abaixo da média para a resistência é representado por n_r [13].

$$PSF_r = \frac{0,7\beta(COV)_r + 1}{n_r(COV)_r + 1} \quad (16)$$

É chamado coeficiente de variação o quociente entre o desvio padrão e a média. A eq. (17) traz o coeficiente de variação para o carregamento [13].

$$COV_s = \frac{S_s}{\mu_s} \quad (17)$$

A edição 2007 do procedimento API 579 [2] oferecia três diferentes probabilidades de falha, cada uma com seu correspondente índice de confiabilidade. Cada escolha da probabilidade de falha pode ser cruzada com um valor do coeficiente de variação para o carregamento para fornecer os fatores de segurança parciais (de tensão aplicada, de tenacidade à fratura e de tamanho de trinca).

A escolha do coeficiente de variação para o carregamento é feita com base na incerteza associada ao cálculo das tensões aplicadas:

- $COV_s = 0,10$: A ser usado quando o carregamento primário e as tensões primárias correspondentes na região da trinca são computadas ou medidas, e são bem conhecidas;
- $COV_s = 0,20$: A ser usado quando o carregamento primário e as tensões primárias correspondentes na região da trinca são computadas ou medidas, e são razoavelmente bem conhecidas; as incertezas são devidas a possíveis variações no carregamento ou na análise de tensões;
- $COV_s = 0,30$: A ser usado quando a estimativa das tensões primárias é significativamente incerta; essa incerteza resulta do desconhecimento da natureza do carregamento ou da análise de tensões.

A Tabela 1 é extraída do procedimento API 579, edição 2007 [2]. Nesta tabela, para cada par de valores de probabilidade de falha e de coeficiente de variação para o carregamento é possível extrair fatores de segurança parciais que podem ser utilizados nos cálculos de integridade. Fatores de segurança parciais podem ser aplicados à tensão (PSF_s), à tenacidade à fratura (PSF_k) e ao tamanho da trinca (PSF_a). O termo R_c é usado para definir as regiões de fratura frágil e colapso plástico.

Tabela 1 – Fatores de Segurança Parciais para Trincas com $a \geq 5\text{mm}$								
Probabilidade de Falha	COV_s	R_c	$\frac{K_{IC}}{\sigma_{ys}} * 6,275 \leq R_c$			$\frac{K_{IC}}{\sigma_{ys}} * 6,275 > R_c$		
			PSF_s	PSF_k	PSF_a	PSF_s	PSF_k	PSF_a
$2,3(10^{-2})$ ($\beta = 2,0$)	0,1	1,8	1,20	1,33	1,10	1,25	1,0	1,0
	0,2	1,3	1,40	1,54	1,10	1,50	1,0	1,0
	0,3	1,1	1,60	1,67	1,10	1,75	1,0	1,0
10^{-3} ($\beta = 3,09$)	0,1	1,9	1,40	1,67	1,15	1,50	1,0	1,0
	0,2	1,5	1,80	1,43	1,10	2,0	1,0	1,0
	0,3	1,3	2,30	1,43	1,10	2,5	1,0	1,0
10^{-6} ($\beta = 4,75$)	0,1	1,8	1,70	2,0	1,25	2,0	1,0	1,0
	0,2	1,5	2,60	1,82	1,25	3,10	1,0	1,0
	0,3	1,5	3,50	1,67	1,25	4,10	1,0	1,0

Fonte: [2]

2.2.4 Diagramas de Avaliação de Falha

A possibilidade de ocorrência de colapso plástico, fratura frágil ou fratura dúctil em um equipamento pressurizado que contenha uma trinca é apreciada com o uso de um método de avaliação de integridade estrutural conhecido como *Failure Assessment Diagram*, (FAD), ou Diagrama de Avaliação de Falha.

Uma curva de avaliação pode ser obtida a partir de uma expressão do tipo mostrado na eq. (18), que relaciona a razão de tenacidade K_r com a razão de carga L_r e praticamente não sofre influência da geometria da estrutura nem do material do qual é feita [12].

$$K_r = f(L_r) \quad (18)$$

Na expressão da curva, a razão de tenacidade é calculada em termos dos componentes efetivos do fator de intensidade de tensões e da integral J conforme a eq. (19) [8].

$$K_r = \frac{K_I(\sigma, a)}{K_{eff}} = \sqrt{\frac{J(\sigma, a)}{J_{eff}}} \quad (19)$$

A razão de carga, por seu turno, também possui uma expressão matemática que a define, eq. (20) [8]. Aqui há a introdução do conceito da tensão necessária para ocorrer o colapso plástico, σ_c , que depende do tamanho da trinca e da tensão de escoamento.

$$L_r = \frac{\sigma}{\sigma_c(a, \sigma_{ys})} \quad (20)$$

Anderson [8] retoma os trabalhos de Dugdale e Barenblatt, que colocaram nos anos 1960 suas ideias sobre o modelo *strip yield*. Nesta abordagem, ocorre intensificação de tensões na ponta da trinca a ponto de ser ultrapassada a tensão de escoamento do material e ocorrer plastificação. O conceito foi desenvolvido por Dowling e Townley, e por Burdekin e Stone que, em 1966, chegaram a um método de avaliação de integridade de estruturas. É o fator de intensidade de tensões efetivo, proposto pelos dois últimos o estabelecido pela eq. (21) [8]. O termo na segunda raiz quadrada representa a correção para considerar a plastificação na ponta da trinca.

$$K_{eff} = \sigma_{ys} \sqrt{\pi a} \sqrt{\frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left(\frac{\pi}{2} \frac{\sigma}{\sigma_{ys}} \right)} \quad (21)$$

No modelo elasto-plástico perfeito, o colapso plástico acontece não quando a tensão de escoamento é primeiramente atingida, mas sim quando toda a seção transversal da peça está exposta a ela. Por isso, a equação anterior é modificada [8] com a substituição da tensão de escoamento pela tensão de colapso plástico.

Fazendo isso, considerando a tensão atuante igual à que provoca a propagação da trinca, e normalizando o fator de intensidade de tensão efetivo, vem a eq. (22) [8].

$$\frac{K_{eff}}{K_I} = \frac{\sigma_c \sqrt{\pi a} \sqrt{\frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left(\frac{\pi}{2} \frac{\sigma}{\sigma_c} \right)}}{\sigma \sqrt{\pi a}} = \frac{\sigma_c}{\sigma} \sqrt{\frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left(\frac{\pi}{2} \frac{\sigma}{\sigma_c} \right)} \quad (22)$$

Das equações 20 e 22 fica estabelecida a eq. (23), que é curva que dá origem ao Diagrama FAD [8].

$$K_r = L_r \left[\frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left(\frac{\pi}{2} L_r \right) \right]^{-1/2} \quad (23)$$

A curva delimita duas regiões para a operação de um equipamento: uma em que o trabalho é seguro e outra, em que é inaceitável. A partir das condições de carregamento da estrutura, da geometria do componente e das características da descontinuidade posiciona-se o ponto de operação. A região em que o ponto cair define a aceitação da operação [11]. Com o aumento do tamanho da trinca ou o da carga aplicada, o ponto de operação se move em direção à região potencialmente insegura do Diagrama. Ocorre colapso plástico quando $L_r = 1$; se $K_r = 1$, tem-se fratura frágil. Nos casos intermediários, o colapso e a fratura interagem.

A Figura 10 evidencia o aspecto do Diagrama FAD com suas regiões de operação e com a tendência de posicionamento conforme o aumento da trinca.

Fonte: [8]

Fica determinada a margem de segurança de um defeito considerado aceitável [14]. Se os cálculos indicarem, por exemplo, que o defeito recaia no Ponto A da Figura 11, a margem de segurança será dada por $\frac{OB}{OA}$.

Fonte: [14]

O Diagrama FAD original, baseado nas ideias de Dugdale, não circunscrevia o processo de dano por rasgamento dútil [8]. Desenvolvimentos posteriores permitiram incluir também esse mecanismo de falha. O procedimento pioneiro nesse aspecto foi o R6, do organismo inglês *Central Electricity Generating Board*, de 1976. Pela primeira vez o encruamento do material passou a ser considerado no cálculo, com a tensão de colapso plástico sendo aproximada como a média entre o limite de escoamento e a resistência à tração do material.

Nas décadas de 1970 e 1980 Shih e Hutchinson iniciavam desenvolvimento do método para passar a considerar o aumento do encruamento [8]. O Manual EPRI foi publicado em 1981 com um compêndio de soluções para geometrias cilíndricas, baseadas na curva de Ramberg-Osgood.

O conceito desenvolvido pelo EPRI em seu manual de engenharia repousava suas soluções nos avanços que Shih e Hutchinson fizeram sobre o modelo original de Dugdale, baseando-se na aplicação da Integral J em condições elasto-plásticas. Foram considerados os componentes plástico e elástico de J, eq. (24) [8].

$$J = J_{pl} + J_{el} \quad (24)$$

O cálculo da parte plástica foi originado em solução para a para o campo de tensões na ponta da trinca baseado nos estudos de Hutchinson, Rice and Rosengren (a chamada singularidade HRR) e colocado pela eq. (25) [8].

$$J_{pl} = \alpha \varepsilon_0 \sigma_0 B h_1(a/W, n) \left(\frac{P}{P_0} \right)^{n+1} \quad (25)$$

A carga remota de referência P_0 corresponde à carga que causa colapso plástico.

Algumas configurações podem diferir um pouco na forma de suas soluções. Para uma placa engastada que tenha uma trinca central, por exemplo, é feita modificação para reduzir a sensibilidade do termo h_1 [8]. Para essa situação, a parte plástica da integral J é calculada pela eq. (26).

$$J_{pl} = \alpha \varepsilon_0 \sigma_0 \frac{Ba}{W} h_1(a/W, n) \left(\frac{P}{P_0} \right)^{n+1} \quad (26)$$

Já a parte elástica da Integral J é calculada em função do comprimento efetivo da trinca para considerar o tamanho da zona plástica [8]. Daí vem, para estado plano de tensões, a eq. (27).

$$J_{el} = \frac{K_I^2(a_{eff})}{E} \quad (27)$$

Para estado plano de deformações, a eq. (28) utiliza o coeficiente de Poisson e calcula a parte elástica de J.

$$J_{el} = \frac{K_I^2(a_{eff})}{E/(1-\nu^2)} \quad (28)$$

O comprimento efetivo da trinca é obtido a partir de uma correção de primeira ordem para o equacionamento da zona plástica à frente da trinca, resultando, para estado plano de tensões, na eq. (29).

$$a_{eff} = a + \frac{1}{1 + (P/P_0)^2} \frac{1}{2\pi} \left(\frac{n-1}{n+1} \right) \left(\frac{K_I}{\sigma_0} \right)^2 \quad (29)$$

Raciocínio semelhante para o estado plano de deformações conduz à obtenção da eq. (30).

$$a_{eff} = a + \frac{1}{1 + (P/P_0)^2} \frac{1}{6\pi} \left(\frac{n-1}{n+1} \right) \left(\frac{K_I}{\sigma_0} \right)^2 \quad (30)$$

Com base nessas considerações, Anderson [8] atribui ao *Electrical Power Research Institute* o estabelecimento da eq. (31) para a razão de carga.

$$L_r = \frac{P}{P_0} \quad (31)$$

O mesmo Instituto também considerou o comprimento efetivo da trinca e relacionou os componentes plástico e elástico da Integral J para determinar a razão de tenacidade [8], que é posta pela eq. (32).

$$K_r = \sqrt{J_r} = \sqrt{\frac{J_{el}(a)}{J_{el}(a_{eff}) + J_{pl}}} \quad (32)$$

A curva definida dessa forma depende do coeficiente de encruamento, isto é, do comportamento tensão-deformação.

A relação entre os modos de fratura e colapso plástico que é trabalhada com o uso dos diagramas FAD produz resultados seguros e até mesmo conservadores. Assim é possível tomar decisões acerca de aceitabilidade de defeitos os quais relacionam as condições operacionais com valores críticos de tamanhos de defeitos e cargas aplicadas.

Com o objetivo de exemplificar os efeitos que tem o encruamento sobre o desenho da curva de avaliação de falha, cabe fazer uma comparação gráfica. Para tanto, passa-se a considerar uma placa plana, sujeita a uma carga de tração, que possua uma trinca na parte central, e que tenha todas as características expostas pela Tabela 2.

Tabela 2 – Características para uma Placa Plana, Tracionada, com Trinca Central				
Símbolo	Característica	Valor	Unidade	Como é Obtida
$2a$	Altura da Trinca	250	mm	Adotada
a_{eff}	Comprimento Efetivo da Trinca	Função de n	mm	Eq. (29)
B	Comprimento do Ligamento	373	mm	$b = (W - a)/2$
E	Módulo de Elasticidade	207	GPa	Adotada
h_1	Parâmetro Adimensional	função de a , W e n	-	[8]
J_{el}	Componente Elástico de J	Função de n	MJ/m ²	Eq. (27)
J_{pl}	Componente Plástico de J	Função de n	MJ/m ²	Eq. (26)
K_I	Fator de Intensidade de Tensões	Função de n	MPa $\sqrt{m}$	$K_I = \frac{Pf\left(\frac{a}{W}\right)}{t\sqrt{W}}$
P	Carga Aplicada	10	MN	Adotada
t	Espessura da Placa	25	mm	Adotada
$2W$	Largura da Placa	1000	mm	Adotada
α	Constante do Material	1	-	Adotada
ε_0	Deformação de Referência	0,002	-	$\varepsilon_0 = \sigma_0/E$
σ_0	Tensão de Referência	414	MPa	Adotada

A Figura 12 compara as curvas obtidas para alguns diferentes valores do coeficiente de encruamento n , desenhadas a partir dos dados da Tabela 2.

Figura12 – Curva FAD Baseada em J para Diferentes Coeficientes de Encruamento n

Observar que a unidade é o valor máximo da razão de tenacidade. Adicionalmente é importante observar que, conforme aumenta o coeficiente de encruamento, a curva de avaliação de falha passa a apresentar queda cada vez mais brusca à medida que aumenta o valor da razão de carga, num fenômeno atribuído à ocorrência de plastificação.

Anderson [8] pontua que a correção da zona plástica que é aplicada ao componente elástico da Integral J não tem uma base teórica analítica, mas foi incorporado para prover uma transição suave do comportamento linear-elástico para o totalmente plástico. Estimativas de valores de J que incluem a correção da zona plástica são mais próximos a resultados de cálculos elasto-plásticos por elementos finitos do que estimativas de J sem essa correção. As equações para o comprimento efetivo da trinca têm um efeito relativamente pequeno no valor computado para J; o efeito é desprezível para carregamentos pequenos, quando o comportamento é linear-elástico, e para grandes carregamentos, quando o termo totalmente plástico domina.

O conceito do diagrama FAD Baseado em J foi desenvolvido por Ainsworth a partir de 1984 e consolidado para combinar os efeitos do comportamento elástico e os do plástico e foi incorporado por diversas normas e guias, como API 579 (*Fitness-For-Service*, do *American Petroleum Institute*) [3].

2.2.5 Procedimentos de Avaliação de Integridade

A introdução dos conceitos de fator de intensidade de tensões, tenacidade à fratura, integral J e CTOD permitiu pela primeira vez que se atravessasse a fronteira que ignorava a existência de descontinuidades internas nos materiais. Do outro lado da fronteira? A possibilidade de prever a vida daquele componente tendo por base a carga aplicada ou o tamanho da descontinuidade.

Soluções normatizadas que medem a resistência dos materiais à fratura passaram a ser instituídas. Isso inclui procedimentos analíticos e outros, que usam expedientes mais complexos, como elementos finitos. Como há incertezas na determinação dos parâmetros desses cálculos, tais procedimentos incluem usualmente fatores de segurança para que forneçam resultados conservadores.

Foram desenvolvidas para serem usadas na indústria metodologias que permitem avaliar equipamentos que contenham defeitos estruturais. A Tabela 3 compara as mais conhecidas.

Tabela 3 – Metodologias de Avaliação de Integridade

Método Básico	Características	Guias que o Aplicam (Localidade)
Curvas de Projeto	Restrito a trincas afloradas, não requer solução para o fator K.	BS 7910 Nível 1 (GBR), API 1104 (EUA), CSA Z662 (Canadá), CVDA 1984 (China), WES 2805 (Japão)
FAD baseado em Dugdale	Diagrama FAD original, restrito a materiais perfeitamente elasto-plásticos	Antigo PD 6493 e atual BS7910 (Grã-Bretanha); WES 2805 (Japão)
Manual EPRI	Soluções para Integral J e CTOD obtidas por elementos finitos, restrita a poucas geometrias, comportamento aproximado por Ramberg-Osgood.	EWI (EUA), Aramis (França), ASME BPVC Sec. XI (EUA)
Rotina R6	Baseada no modelo de Ainsworth, que é uma generalização do Manual EPRI, inclui apêndices para tratamento de tensões residuais de soldagem e tem análise tipo <i>leak-before-break</i> .	BS 7910 (Grã-Bretanha), API 579 (EUA), SAQ (Suécia) RSE (França), SINTAP (Europa)

Fonte: [27]

Diversos procedimentos de avaliação de integridade coexistem. Em geral, os resultados obtidos pelo uso desses guias são conservadores. Isto quer dizer que uma estrutura que seja reprovada no cálculo não necessariamente vai falhar. Em um caso como esse, análises mais realistas podem assegurar a continuidade da operação.

É claro que, para obter resultados mais precisos, mais complexa deverá ser a abordagem. Essa complexidade cresce tanto do ponto de vista de cálculo e ferramentas matemáticas quanto no sentido de ser necessária maior exatidão das características mecânicas dos materiais.

Num caso mais extremo, procedimentos avançados podem ser requeridos. A base para isso será o desenvolvimento de modelos em elementos finitos e a realização de ensaios mecânicos no objeto da avaliação que possam minimizar as incertezas envolvidas.

O presente trabalho utiliza a metodologia de cálculo oferecida pelo procedimento API 579 *Fitness for Service*.

2.3 O Procedimento API 579

O *American Petroleum Institute* (API,) publicou na década de 1990 a primeira edição de seu procedimento API 579 *Fitness-for-Service*. A edição mais recente é de 2016 [3]. O documento orienta a avaliação de integridade de equipamentos de unidades petroquímicas e industriais. A ênfase está em falhas tipo trinca, mas também são incluídos mecanismos de danos do tipo perda de espessura, corrosão, desalinhamento. A Tabela 4 expõe os tipos de defeitos que podem ser julgados.

Tabela 4 – Organização do Procedimento API 579

Seção	Mecanismo de Dano	Tipo de Abordagem
3	Fratura Frágil	Documento provê procedimentos para avaliar a resistência à fratura frágil de tubulações, tanques e vasos de pressão feitos em aço carbono e aço baixa liga. É possível avaliar condições de operação normal, partida e parada.
4	Perda Generalizada de Material	Manual oferece métodos para avaliar corrosão generalizada, baseadas tanto em medições de espessura localizadas quanto em perfis detalhados.
5	Perda Localizada de Material	São apresentadas técnicas para avaliar a existência de regiões pontuais com baixa espessura em componentes pressurizados.
6	Corrosão por Pites	Documento fornece procedimentos para avaliar áreas com pites, localizadas ou extensas.
7	Empolamento e Laminação	Guia mostra métodos para avaliar empolamentos localizados ou extensos.
8	Desalinhamento de Soldas e Distorções	Procedimento apresenta técnicas para avaliar tensões resultantes de descontinuidades geométricas, incluindo distorções em cascas e defeitos de soldagem.
9	Trincas	São fornecidos procedimentos para avaliar descontinuidades tipo trinca. Recomendações para quantificar o crescimento de trincas também são discutidos.
10	Fluência	Documento fornece procedimentos para determinar a vida residual de um componente que opera em regime de fluência.
11	Danos por Fogo	Manual provê informações para avaliar equipamentos sujeitos a danos causados por exposição a calor e a fogo direto.

Fonte: [9]

O início da aplicação da metodologia de avaliação do procedimento API 579 é identificar o tipo do dano para orientar qual a seção do procedimento seguir. Cada capítulo descreve as limitações e o critério de aceitação do procedimento de análise, e fica fácil decidir sobre a aplicabilidade daquela técnica. Em seguida, é imperativo levantar o projeto original do componente, práticas de fabricação, histórico de serviço, materiais de construção, tensões atuantes, localização do defeito. O manual oferece técnicas para avaliação da vida do componente e sugere intervalos para inspecioná-lo. Também são apresentados métodos de reparo, em conjunto com medidas para controlar a evolução da degradação. A documentação da avaliação deve incluir o registro de todos os dados e decisões feitos em cada passo da análise.

Para a avaliação de trincas, o Procedimento apresenta três distintos níveis de avaliação: Nível 1, Nível 2 e Nível 3. Cada Nível aumenta em dificuldade de cálculo e diminui em conservadorismo. Quanto maior a facilidade de cálculo e o conservadorismo da análise, mais restritivas deverão ser as considerações sobre geometria e materiais.

2.3.1 O Nível 1 da Seção 9 do Procedimento API 579

O Nível 1 é o mais fácil de usar. Fornece critérios conservadores que podem ser aplicados a partir de um mínimo de inspeção e pesquisa que se faça. Quase não requer cálculos e pode ser usado tanto por engenheiros quanto pelo pessoal de inspeção. Consiste em um conjunto de curvas geradas a partir de cálculos conservadores previamente feitos.

O Nível 1 somente pode ser empregado se forem satisfeitos alguns requisitos básicos: o critério original de projeto deve ser reconhecido, o componente em avaliação não pode operar em regime de fluência, não podem ser significativos efeitos de carregamentos dinâmicos, as cargas aplicadas não deverão resultar em crescimento subcrítico da descontinuidade e devem ser satisfeitas limitações de geometria do componente do defeito, de carregamento e de material.

Se a estrutura não for aprovada em análise Nível 1, três caminhos podem ser tomados: realizá-la novamente usando dados mais refinados, promover o reparo ou a substituição do componente ou executar nova análise usando-se desta vez o Nível 2 ou o Nível 3.

2.3.2 O Nível 2 da Seção 9 do Procedimento API 579

O Nível 2 é o procedimento normal de análise. Provê critérios de avaliação mais detalhados e produz resultados menos conservadores que os obtidos com o Nível 1. As informações requeridas são similares às pelo Nível 1, mas os cálculos são mais complexos. A metodologia empregada é a do Diagrama FAD. Até a edição de 2007, usava o conceito de Fator de Segurança Parcial na tenacidade, no tamanho do defeito e nas tensões. A Figura 13 ilustra a sequência de cálculos para a avaliação de uma trinca no Diagrama FAD pelo procedimento API 579. As propriedades do material, as dimensões da trinca e as tensões atuantes são usadas para posicionar o ponto de operação dentro ou fora da área segura do Diagrama.

Figura 13 – Procedimento FAD para Avaliação de Defeito Tipo Trinca

Fonte: [9]

O Nível 2 do procedimento API 579, edição 2016, é percorrido por um encadeamento lógico de doze passos. Adiante a descrição de cada um deles:

Passo 1: Avaliar as condições operacionais e determinar a pressão, a temperatura e as combinações de carregamento suplementares.

Passo 2: Determinar a distribuição de tensões nas vizinhanças do defeito e classificá-las em tensões primárias, tensões secundárias e tensões residuais.

Passo 3: Determinar a tensão de escoamento e o limite de resistência, usando valores reais ou nominais.

Passo 4: Determinar a tenacidade à fratura, usando valor real ou estimado.

Passo 5: Caracterizar as dimensões e a orientação do defeito.

Passo 6: Computar a Tensão de Referência para os esforços primários.

Passo 7: Computar a Relação de Carga, abcissa do Diagrama FAD.

Passo 8: Computar o Fator de Intensidade de Tensões para os esforços primários.

Passo 9: Computar o Fator de Intensidade de Tensões Referência para os esforços secundários e residuais.

Passo 10: Computar o Fator de Interação Plástica.

Passo 11: Computar a Razão de Tenacidade, ordenada do Diagrama FAD.

Passo 12: Avaliar os resultados.

No Diagrama FAD usado pelo procedimento API 579, a estrutura sob avaliação é caracterizada por sua razão de tenacidade, definida pela eq. (33)

$$K_r = \frac{K_I^P + \Phi K_I^{SR}}{K_{mat}} \quad (33)$$

A razão de carga é trabalhada pelo procedimento API 579 pela eq. (34).

$$L_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_{ys}} \quad (34)$$

A Tensão de Referência segue a definição feita por Ainsworth, colocada pela eq. (35), e possui soluções calculadas para uma variedade de configurações. Este parâmetro quantifica o colapso plástico e incorpora efeitos de plasticidade da ponta da trinca e suas implicações sobre a capacidade de carga do material.

$$\sigma_{ref} = \left(\frac{P}{P_0}\right) \sigma_0 \quad (35)$$

O termo P_0 é um valor arbitrário de carregamento e σ_0 é usualmente colocado como igual à tensão de escoamento. Se for feito isso e se a eq. (34) for combinada com a eq (35), virá a eq. (36).

$$L_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_{ys}} = \frac{\left(\frac{P}{P_0}\right) \sigma_0}{\sigma_{ys}} = \frac{\left(\frac{P}{P_0}\right) \sigma_{ys}}{\sigma_{ys}} = \frac{P}{P_0} \quad (36)$$

A razão de tenacidade é obtida pela soma dos componentes primário e secundário do Fator de Intensidade de Tensões. Já a razão de carga computa apenas as tensões primárias, uma vez que tensões secundárias, por definição, não contribuem para o colapso.

No Diagrama FAD usado pelo procedimento API 579, a curva FAD vem dos códigos R6 e BS 7910. A eq. (37) representa a equação empregada pelo procedimento API 579.

$$K_r(L_r) = [1 - 0,14(L_r)^2] \{0,3 + 0,7 \exp(-0,65L_r^6)\} \quad (37)$$

A Figura 14 sobrepõe as curvas da Figura 13 à curva FAD balizada pelo modelo *strip yield* de Dugdale (eq. 23) e à usada pelo procedimento API 579 (eq. 37).

Figura 14 – Comparação entre a Curva FAD de Dugdale e as que Incluem o Mecanismo de Rasgamento Dútil

As curvas quase coincidem para valores de $L_r \leq 1$, e as curvas que incorporam os efeitos do rasgamento dútil se distanciam à medida que L_r cresce a partir de 1.

A Figura 15 deixa claro que o método usado pelo procedimento API 579 é, por levar em conta o rasgamento dútil, mais realista que o modelo de Dugdale, comparável ao que usa as curvas baseadas na Integral J. A segurança é garantida enquanto o ponto de operação for inferior a estas últimas. Conforme aumenta o valor da razão de carga, aproxima-se um ponto (que chega tanto antes quanto for maior o coeficiente de encruamento) em que a curva do procedimento API 579 passaria a superar as curvas baseadas em J, o que é inadmissível em termos de continuidade operacional de uma estrutura. Por isso, o procedimento API 579 determina que sua curva FAD seja truncada conforme o tipo de material (e, portanto, o valor do coeficiente de encruamento). Assim, a razão de carga é limitada a um valor máximo, relacionado ao comportamento tensão deformação do material na eq. (38).

$$L_{r \max} = \frac{1}{2} \left(\frac{\sigma_u + \sigma_{ys}}{\sigma_{ys}} \right) \quad (38)$$

Aqui a tensão de colapso plástico é identificada com o conceito de *flow stress* (ou o valor instantâneo da tensão que causa a continuação da deformação plástica) e estimada como o valor médio entre a tensão de escoamento e o limite de resistência do material.

A Figura 15 traz o Diagrama FAD, com suas linhas de corte para diferentes materiais conforme estabelece o procedimento API 579.

Figura 15 – Diagrama FAD, Conforme Usado pelo Procedimento API 579

Fonte: [3]

2.3.3 O Nível 3 do Procedimento API 579

O Nível 3 é o método mais minucioso e o que gera os resultados menos conservadores. Requer dados mais detalhados de inspeção e mais informações sobre a peça avaliada. A análise deve ser baseada em métodos numéricos, como elementos finitos. É destinado a ser usado por engenheiros especialistas em avaliação de integridade.

Tipicamente, as condições que exigem o emprego do Nível 3 estão relacionadas ao cálculo preciso das tensões atuantes por causa de complexidade da geometria ou do carregamento. Outra situação é aquela em que é esperado que o defeito cresça devido a, por exemplo, tensões cíclicas, e é necessário fazer uma análise de sua vida residual. Ainda, a ferramenta tem lugar em situações que contam com variação abrupta nas tensões atuantes ou nas propriedades do material.

Este procedimento avançado de análise de defeitos estruturais incorpora 5 distintos métodos: A a E. Cada método possui características e aplicabilidade específicas.

Para cada método, uma análise de sensibilidade deve ser feita com o uso de fatores de segurança parciais ou cálculos probabilísticos para considerar incertezas nos parâmetros de entrada.

2.3.3.1 Método A

O Método A é baseado no procedimento do Nível 2, trabalhando com o mesmo conceito do Diagrama FAD.

2.3.3.2 Método B

O Método B estabelece que o Diagrama FAD seja construído apoiando-se nos dados reais do material. Utiliza curva FAD específica para o material apreciado, baseada nos dados de ensaio de tração executado em uma amostra extraída da estrutura.

A curva tensão x deformação de engenharia da peça deve ser convertida em uma curva tensão x deformação verdadeira a partir do uso da Eq. (5). Daí, a deformação de referência ε_{ref} é definida pela eq. (39).

$$\varepsilon_{ref} = \frac{L_r \sigma_{ys}}{E} + \left(\frac{L_r \sigma_{ys}}{H_{RO}} \right)^{\frac{1}{n_{RO}}} \quad (39)$$

Com isso, a razão de tenacidade do Diagrama será tomada pela eq. (40) conforme o valor de L_r .

$$K_r(L_r) = \begin{cases} \left(\frac{E \varepsilon_{ref}}{L_r \sigma_{ys}} + \frac{L_r^3 \sigma_{ys}}{2E \varepsilon_{ref}} \right)^{-\frac{1}{2}}, & \text{se } 0 < L_r \\ 1, & \text{se } L_r = 0 \end{cases} \quad (40)$$

2.3.3.3 Método C

No Método C, o Diagrama FAD deve ser erigido tomando todas as condições reais de carregamento, geometria e propriedades mecânicas da estrutura sob avaliação.

2.3.3.4 Método D

O Método D avança nas considerações sobre a ocorrência de rasgamento dútil. Pode ser usado apenas para materiais que apresentem rasgamento dútil estável, como aços inoxidáveis austeníticos.

2.3.3.5 Método E

O Método E emprega adicionalmente outros procedimentos de avaliação de integridade reconhecidos, como o R6, o BS7910, o WES 2805 ou a Metodologia DPFAD.

2.4 Tensões em Equipamentos Pressurizados

As tensões que agem em equipamentos pressurizados são classificadas pelo procedimento API 579 [3] em quatro categorias. São elas (1) tensões primárias - podem ser primárias de membrana gerais, primárias de membrana locais ou

primárias de flexão, (2) tensões secundárias, (3) tensões residuais e (4) tensões de pico.

2.4.1 Tensões Primárias

A distribuição das tensões primárias é desenvolvida pelo carregamento imposto. Tensões desta categoria são necessárias para satisfazer as leis de equilíbrio. A característica básica das tensões primárias é não ser auto-limitante [22].

As tensões primárias de membrana são produzidas pela pressão interna e outras cargas mecânicas, mas excluindo as tensões secundárias e de pico. Tensões primárias de membrana gerais são distribuídas na estrutura de forma que nenhuma redistribuição de carga ocorre como resultado do escoamento; tensões primárias de membrana locais consideram descontinuidades, mas não concentrações [3].

As tensões primárias de flexão são os componentes das tensões primárias proporcionais à distância do centroide da seção. Excluem descontinuidades e concentrações de tensão.

2.4.2 Tensões Secundárias

A distribuição das tensões secundárias é desenvolvida pela restrição de partes adjacentes. Quando houver incerteza sobre se dada tensão é primária ou secundária, é mais conservador tratá-la como primária [3].

As tensões secundárias (de membrana ou flexão) são tensões auto-limitantes necessárias para satisfazer a continuidade da estrutura. Ocorrem em descontinuidades e podem ser causadas por cargas mecânicas ou por diferenciais de expansão térmica. Excluem concentrações locais de tensões.

2.4.3 Tensões Residuais

Tensões residuais são resultantes de contrações estruturais decorrentes de processos de soldagem. Podem ter valor da ordem da tensão de escoamento do material, mas serem reduzidas com a aplicação de tratamento térmico de alívio de

tensões. Para bocais que tenham passado por tal tratamento, o procedimento API 579 [3] recomenda o uso da eq. (41) para as tensões residuais.

$$\sigma_r = 0,3\sigma_{ys} \quad (41)$$

2.4.4 Tensões de Pico

As tensões de pico são o incremento adicionado às tensões primárias ou às tensões secundárias por um concentrador de tensões (um entalhe, por exemplo). A característica básica desta categoria de tensões é que ela não causa distorções no equipamento e é apenas uma causa de possível ocorrência de fadiga ou falha por fratura tipo frágil [3].

2.4.5 Tensões de Membrana e Tensões de Flexão

A tensão de membrana é constante ao longo da espessura da parede. Pode ser determinada a partir de uma distribuição geral de tensões usando a expressão colocada pela eq. (42) [3].

$$\sigma_m = \frac{1}{t} \int_0^t \sigma dx \quad (42)$$

A tensão de flexão tem valor que varia ao longo da espessura da parede. Pode ser determinada a partir de uma distribuição geral de tensões usando a formulação mostrada pela eq. (43).

$$\sigma_b = \frac{6}{t^2} \int_0^t \sigma \left(\frac{t}{2} - x \right) dx \quad (43)$$

É comum que a distribuição geral de tensões possa ser interpolada por um polinômio do quarto grau. Neste caso, esta distribuição fica caracterizada por uma expressão como a da eq. (44) [3].

$$\sigma(x) = \sigma_0 + \sigma_1 \left(\frac{x}{t} \right) + \sigma_2 \left(\frac{x}{t} \right)^2 + \sigma_3 \left(\frac{x}{t} \right)^3 + \sigma_4 \left(\frac{x}{t} \right)^4 \quad (44)$$

Com isso, a aplicação das eqs. (42) e (43) fornece que a tensão de membrana e a tensão de flexão podem ser obtidas diretamente a partir dos coeficientes deste polinômio [3]. A tensão de membrana fica representada desta forma pela eq. (45).

$$\sigma_m = \sigma_0 + \frac{\sigma_1}{2} + \frac{\sigma_2}{3} + \frac{\sigma_3}{4} + \frac{\sigma_4}{5} \quad (45)$$

A eq. (46), por sua vez, de modo semelhante determina o cálculo da tensão de flexão.

$$\sigma_b = -\frac{\sigma_1}{2} - \frac{\sigma_2}{2} - \frac{9\sigma_3}{20} - \frac{6\sigma_4}{15} \quad (46)$$

A Figura 16 é reproduzida do procedimento API 579 [3]. Ela representa a distribuição das tensões ao longo da espessura da parede de um equipamento pressurizado. Mostra também a classificação destas tensões em tensão de pico, tensão de flexão e tensão de membrana.

Figura 16 – Classificação das tensões na espessura de parede de um equipamento pressurizado

Fonte: [3]

3 Materiais e Métodos

3.1 Aplicação a um Caso Real: Trinca Circunferencial Não Aflorada em um Bocal de Caldeira

Uma caldeira real em que foi localizado um defeito tipo trinca tem lugar na discussão. A trinca está localizada em um bocal do tubulão da caldeira, tem orientação circunferencial e é interna (“*embedded*”).

3.1.1 Características do Bocal

A Tabela 5 agrupa as características do componente e as da trinca considerada. Os valores de operação estão associados às grandezas do vapor d’água gerado pela caldeira.

Tabela 5 – Características do Bocal		
Parâmetro	Valor	Unidade
Pressão de Projeto	14,71	MPa
Temperatura de Operação	325	°C
Diâmetro Externo do Bocal	763	mm
Espessura de Parede do Bocal	150	mm
Diâmetro Externo do Tubulão	2000	mm
Espessura de Parede do Tubulão	94	mm
Raio do Eixo da Trinca	306,5	mm
Ângulo de Início da Trinca	0	rad

A Tabela 6 lista as propriedades nominais do aço SA-302 Gr. B, material do que é constituído o tubulão, fornecidas pelo Código ASME BPVC Sec. II. São as mesmas consideradas para o material de enchimento da solda com o bocal.

Tabela 6 – Propriedades do Material		
Parâmetro	Valor	Unidade
Material	SA-302 Gr. B	-
Tipo	Mn-1/2Mo	-
Tensão de Escoamento Nominal a 25 °C	345	MPa
Tensão de Escoamento Nominal a 325 °C	289	MPa
Módulo de Elasticidade Nominal a 25 °C	200.000	MPa
Módulo de Elasticidade Nominal a 325 °C	180.000	MPa

Fonte: [6]

3.2 Proposta de Procedimento Analítico para Estimar as Tensões Axiais em um Bocal Radial de um Vaso Cilíndrico

O estado de tensões em um bocal é complexo. Técnicas computacionais com elementos finitos têm sido preferidas para determinar tais tensões com acurácia. De forma exploratória, um procedimento analítico é proposto aqui para estimar as tensões axiais, ter seus resultados utilizados para prever a propagação de uma trinca na conexão e, posteriormente, ser comparado à solução do cálculo por elementos finitos.

O Código ASME BPVC Sec VIII-1 [7] apresenta um método de cálculo do momento fletor a que fica submetido um bocal radial em um vaso cilíndrico sujeito a uma pressão P . Pelo Código, esse cálculo é obrigatório para bocais que atendam a algumas características estabelecidas (entre elas, ter diâmetro maior que 40 pol). O método é resumido na Figura 17.

Figura 17 – Método de Cálculo do Momento Fletor em Bocais Conforme ASME BPVC Sec. VIII-1

Conforme a Teoria de Lamé, a tensão axial em um vaso de pressão é fornecida pelo uso da eq. (47).

$$\sigma = \frac{r_i^2 P}{(r_o^2 - r_i^2)} \quad (47)$$

Introduz-se agora o sistema de coordenadas mostrado na Figura 18, com um plano espacial xy e com um eixo σ representando a tensão atuante.

Figura 18 – Sistema de Coordenadas

A Figura 19 posiciona o centro do bocal na origem do plano xy . O centro da trinca é considerado estando no raio r .

Figura 19 – Plano xy

Ficam determinadas a tensão máxima e a tensão mínima, que ocorrem respectivamente no eixo x (sob a geratriz do vaso) e nos pontos mais afastados deste eixo.

A eq. (48) reproduz a tensão máxima, resultante da consideração dos esforços de membrana e flexão.

$$\sigma_{max} = \frac{r_i^2 P}{(r_0^2 - r_i^2)} + \frac{M\bar{y}}{I} \quad (48)$$

A eq. (49) identifica a tensão mínima, que é igualmente oriunda da consideração tanto do esforço de membrana quanto do esforço de flexão conforme o desenvolvimento do modelo de tensões.

$$\sigma_{min} = \frac{r_i^2 P}{(r_0^2 - r_i^2)} - \frac{M\bar{y}}{I} \quad (49)$$

Para determinar o valor da tensão ao longo do raio médio do bocal numa posição y , calcula-se a interseção de dois entes geométricos: (1) o plano formado pelo conjunto de valores de tensão e (2) o cilindro de raio r centrado no eixo σ .

A Figura 20 exhibe o plano $x\sigma$ desse sistema de coordenadas com a representação da tensão.

A Figura 21 expõe a representação da tensão axial que atua no bocal no plano $y\sigma$ do sistema de coordenadas.

Nesse sistema são as coordenadas dos pontos A, B e C designadas respectivamente pela eq. (50), pela eq. (51) e pela eq. (52).

$$A = (0, 0, \sigma_{max}) \quad (50)$$

$$B = (r, 0, \sigma_{max}) \quad (51)$$

$$C = (0, r, \sigma_{min}) \quad (52)$$

Portanto, o vetor $\overrightarrow{AB}$ é dado pela eq. (53).

$$\begin{aligned} \overrightarrow{AB} &= (x_B - x_A)\hat{i} + (y_B - y_A)\hat{j} + (\sigma_B - \sigma_A)\hat{k} \\ \overrightarrow{AB} &= (r - 0)\hat{i} + (0 - 0)\hat{j} + (\sigma_{max} - \sigma_{max})\hat{k} \\ \overrightarrow{AB} &= r\hat{i} \end{aligned} \quad (53)$$

Da mesma forma, o vetor $\overrightarrow{AC}$ vem na eq. (54).

$$\begin{aligned}\overrightarrow{AC} &= (x_C - x_A)\hat{i} + (y_C - y_A)\hat{j} + (\sigma_C - \sigma_A)\hat{k} \\ \overrightarrow{AC} &= (0 - 0)\hat{i} + (r - 0)\hat{j} + (\sigma_{min} - \sigma_{max})\hat{k} \\ \overrightarrow{AC} &= r\hat{j} + (\sigma_{min} - \sigma_{max})\hat{k}\end{aligned}\tag{54}$$

O produto vetorial entre $\overrightarrow{AB}$ e $\overrightarrow{AC}$ estabelece a equação do plano das tensões, eq (55).

$$\begin{aligned}\overrightarrow{AB} \times \overrightarrow{AC} &= \begin{vmatrix} \hat{i} & \hat{j} & \hat{k} \\ r & 0 & 0 \\ 0 & r & \sigma_{min} - \sigma_{max} \end{vmatrix} = r(\sigma_{min} - \sigma_{max})\hat{j} + r^2\hat{k} \\ r(\sigma_{max} - \sigma_{min})y + r^2\sigma + d &= 0\end{aligned}\tag{55}$$

Da substituição no ponto $A = (0,0,\sigma_{max})$ na equação do plano representada pela eq. (55) é obtida a igualdade $d = -r^2\sigma_{max}$. A substituição desta igualdade na própria eq. (55) fornece a eq. (56).

$$r(\sigma_{max} - \sigma_{min})y + r^2\sigma - r^2\sigma_{max} = 0\tag{56}$$

Agora, para obter a interseção com o cilindro de raio r , basta fazer a transformação para coordenadas cilíndricas, com $y = r\sin\theta$, e obter a eq. (57).

$$\sigma(\theta) = \sigma_{max} - (\sigma_{max} - \sigma_{min})\sin\theta\tag{57}$$

Esta é a expressão analítica que estabelece a tensão no raio r do bocal em função do ângulo θ .

Para cada ângulo θ_0 , a distribuição de tensões axiais ao longo da espessura da parede do bocal (uma vez que $t = r_0 - r_i$) pode ser interpolada por um polinômio do quarto grau.

Assim, é possível aplicar a eq. (45) e a eq. (46). Dos coeficientes desse polinômio são calculadas automaticamente a tensão de membrana e a tensão de flexão.

3.3 Modelo em Elementos Finitos

Foi construído um modelo sólido tridimensional da conexão tubulão – bocal no *software* Salome-Meca 2017 [27] para a determinação das tensões atuantes. A simetria do tubulão permitiu a modelagem parcial da geometria, com a devida aplicação das condições de contorno nos planos seccionados.

A Figura 22 mostra uma vista isométrica do modelo.

Figura 22 – Vista isométrica do modelo

A Figura 23 traz a vista de planta do modelo.

Figura 23 – Vista de planta do modelo

A Figura 24 representa a vista de baixo do modelo.

Figura 24 – Vista de baixo do modelo

A Figura 25 ilustra a vista lateral do modelo.

Figura 25 – Vista lateral do modelo

A Figura 26 coloca a vista frontal do modelo.

Figura 26 – Vista frontal do modelo

3.3.1 Extração de Amostras do Bocal

Amostras foram extraídas do bocal para a fabricação de corpos de prova e execução de ensaios de impacto. A Figura 27 é uma foto do bocal antes da remoção da amostra para fabricação dos corpos de prova.

Figura 27 – Bocal Antes da Remoção da Amostra

Será avaliado o conservadorismo embutido no uso de propriedades mecânicas nominais / tabeladas em contraponto aos números reais daquele material.

Ensaio Charpy realizados a diferentes temperaturas permitiram a constituição da curva de transição dúctil-frágil do aço SA-302 Gr.B.

Os valores da energia de impacto Charpy são utilizados em correlações matemáticas para fornecer o valor da tenacidade à fratura do material. As fórmulas utilizadas são a Correlação de Rolfe-Novak-Barsom, a Correlação recomendada pelo WRC 265 e a Correlação Recomendada pelo SINTAP. Os resultados serão comparados entre si, com o fornecido pelo procedimento API 579 e com o Baseado no Modelo MPC.

Para obter propriedades realistas do material em avaliação, cada corpo de prova Charpy foi fabricado de forma que a disposição de seu entalhe coincidissem com a posição da trinca. A Figura 28 é uma representação da posição do corpo de prova em relação à da trinca no bocal: a linha tracejada simboliza a fronteira da amostra que foi extraída.

Figura 28 – Posições da Amostra Extraída do Bocal e do Corpo de Prova Charpy

A Figura 29 registra os trabalhos de extração da amostra do bocal, a partir da qual foram usinados os corpos de prova.

Figura 29 – Extração da Amostra para Fabricação de Corpos de Prova

A Figura 30 reproduz uma fotografia da amostra já retirada do bocal para confecção dos corpos de prova Charpy. Os corpos de prova serão fabricados a partir da localização exata da trinca, com o objetivo de obter características tão fiéis quanto possível da região analisada.

Figura 30 – Amostra Extraída do Bocal

Inspeção na superfície de corte permitiu localizar a trinca interna. A Figura 31 a destaca, ressaltada por um ensaio de líquido penetrante.

Figura 31 – Trinca Interna Ressaltada em um Ensaio de Líquido Penetrante

O bocal defeituoso da caldeira foi integralmente substituído por uma nova peça forjada, que é mostrada na Figura 32.

Figura 32 – Novo Bocal Forjado

3.3.2 Execução de Ensaios Charpy

Foram fabricados vinte e um corpos de prova Charpy a partir da amostra retirada do bocal. Os ensaios foram realizados conforme a Norma ASTM E23 [4], a temperaturas que variam entre -100°C e $+100^{\circ}\text{C}$, conforme a Tabela 7. Para cada temperatura foram utilizados três corpos de prova, formando um conjunto. É considerada a média entre os três valores obtidos para a energia de impacto.

Tabela 7 – Corpos de Prova para Ensaio Charpy

Corpo de Prova	Temperatura de Ensaio (°C)
CP1	-100
CP2	-100
CP3	-100
CP4	-60
CP5	-60
CP6	-60
CP7	-30
CP8	-30
CP9	-30
CP10	0
CP11	0
CP12	0
CP13	+30
CP14	+30
CP15	+30
CP16	+60
CP17	+60
CP18	+60
CP19	+100
CP20	+100
CP21	+100

Para obter resultados a baixas temperaturas, os corpos de prova são resfriados com nitrogênio líquido. No caso de aquecimento, utiliza-se um forno. Ao atingir a temperatura alvo, o corpo é rapidamente retirado do ambiente controlado e recebe impacto sem sofrer variação de temperatura relevante. A Figura 33 traz um conjunto de corpos de prova antes (a) e depois (b) da execução dos ensaios.

Figura 33 – Corpos de Prova Charpy Antes (a) e Depois (b) dos Ensaio

4 Resultados e Discussão

4.1 Tensões Estimadas Analiticamente

O modelo analítico de tensões é aplicado ao bocal da caldeira real. Considerando-se que este cálculo de tensões é simplificado, para definir os fatores de segurança adequados considera-se o valor de $COV_s = 0,30$ para o coeficiente de variação para o carregamento. Isto permite aplicar os fatores de segurança parciais sugeridos pelo procedimento API 579, edição 2007 [2], e obter a tensão de membrana σ_m para os três valores de probabilidade de falha identificados.

No caso considerado, a trinca tem início em $\theta_0 = 0$, donde a tensão de membrana na ponta da trinca é igual a σ_{max} . Por este modelo, o valor da tensão de flexão na ponta da trinca é igual a zero.

A Figura 34 mostra o comportamento das tensões de membrana para o caso do bocal real.

Figura 34 – Tensões de Membrana Estimadas Analiticamente ($COV_s = 0,30$)

Como esperado, o efeito dos fatores de segurança faz com que, quanto menor a probabilidade de falha desejada, maior é a tensão de membrana a ser considerada na avaliação. Isso conduzirá a uma extensão admissível de trinca cada vez menor conforme diminui a probabilidade de falha.

4.2 Tensões Calculadas por Elementos Finitos

A simulação por elementos finitos fornece a impressão das tensões na região estudada. Para caracterizar o componente, a Figura 35 assenta a distribuições de tensões de Von Misses, com plano de corte em $\theta_0 = 0$.

A Figura 36 representa o componente de tensões que abre a trinca em Modo I, com plano de corte em $\theta_0 = 0$.

4.2.1 Linearização de Tensões

A categorização de tensões conforme estabelece o procedimento API 579 requer que as tensões sejam linearizadas. A linearização do componente das tensões que abre a trinca em Modo I é feita usando o modelo em elementos finitos.

O caminho para a linearização escolhido, do ponto P1 para o ponto P2, segue o plano da trinca e é apresentado pela Figura 37.

Figura 37 – Caminho para a Linearização das Tensões

A Tabela 8 reúne os resultados linearizados do componente das tensões que abre a trinca em Modo I.

Tabela 8 – Tensões Linearizadas

Categoria da Tensão	Valor (MPa)
Tensão de Membrana	31,65
Tensão de Flexão	2,28
Tensão de Membrana + Tensão de Flexão	33,93

4.2.2 Introdução dos Fatores de Segurança Parciais às Tensões

O cálculo das tensões por elementos finitos é associado ao coeficiente de variação $COV_s = 0,10$. A tensão de membrana σ_m , considerados os fatores de segurança parciais sugeridos pelo procedimento API 579, edição 2007, para cada probabilidade de falha vem na Figura 38.

Figura 38 – Tensões de Membrana Calculadas por Elementos Finitos ($COV_s = 0,10$)

A tensão de flexão σ_b , considerados os fatores de segurança parciais sugeridos pelo procedimento API 579, edição 2007, para cada probabilidade de falha vem na Figura 39.

Figura 39 – Tensões de Flexão Calculadas por Elementos Finitos ($COV_s = 0,10$)

4.3 Comparação entre as Tensões obtidas pelo Modelo Analítico e pelo Cálculo com Elementos Finitos

Para todos os casos, o modelo analítico de tensões forneceu tensões superiores às obtidas quando se empregou elementos finitos. Ainda, quanto menor a probabilidade de falha considerada, maior é a diferença relativa entre os modelos de tensões. Uma comparação entre os valores calculados para a tensão de membrana aparece na Tabela 9.

Tabela 9 – Tensão de Membrana: Modelo Analítico vs. Modelo por Elementos Finitos

Caso	Modelo Analítico	Modelo por Elementos Finitos	Diferença
Tensão “Pura”	64,86 MPa	31,65 MPa	51 %
Probabilidade de Falha $2,3 \cdot 10^{-2}$	113,51 MPa	39,59 MPa	65 %
Probabilidade de Falha 10^{-3}	162,15 MPa	47,47 MPa	71 %
Probabilidade de Falha 10^{-6}	265,93 MPa	63,30 MPa	76 %

Fonte: Produção própria

Embora o modelo analítico não tenha capturado a ocorrência das tensões de flexão que apareceram na avaliação por elementos finitos (no maior caso 4,57 MPa), as diferenças entre as tensões de membrana, sempre a favor do modelo analítico, indicam que é seguro adotá-lo.

Por outro lado, com o modelo analítico perde-se a sensibilidade da probabilidade de falha, uma vez que a tensão (113,51 MPa) calculada para a maior probabilidade de falha ($2,3 \cdot 10^{-2}$) é quase o dobro da encontrada por elementos finitos (63,30 MPa) para a menor probabilidade de falha (10^{-6}).

As tensões de membrana também podem ser plotadas em função da probabilidade de falha, donde poder-se-ia extrair por interpolação novos pares tensão-probabilidade além daqueles sugeridos pela edição 2007 do procedimento API 579. A Figura 40 exemplifica.

Figura 40 – Tensão de Membrana Conforme a Probabilidade de Falha

Importante notar também que, quando a probabilidade de falha admitida passa a ser maior que 10^{-3} , o valor da tensão de membrana passa a ser menos influenciado pela probabilidade de falha do que o que ocorre para valores de probabilidade muito pequenos.

4.4 Valores da Tenacidade à Fratura

A curva de transição dúctil-frágil do aço SA-302 Gr. B foi traçada utilizando-se o método da tangente hiperbólica a partir dos resultados dos ensaios Charpy. A Figura 41 a reproduz.

Figura 41 – Curva de Transição Dúctil-Frágil do Aço SA-302 Gr. B

O comportamento dúctil-frágil do material ficou bem caracterizado. O patamar inferior tem energia equivalente a 10,8 J e termina quando a temperatura chega ao valor de -61,4 °C. O patamar superior tem energia equivalente a 184,1 J e inicia aos 16,6 °C. Entre eles, a região de transição. A temperatura de transição dúctil-frágil, tomada como o ponto médio entre elas duas, fica definida como -22,4 °C.

O patamar superior da curva de transição dúctil-frágil ajustada a partir dos dados experimentais de energia de impacto Charpy pode ser comparado com o comportamento da tenacidade à fratura *lower-bound* do material em função da temperatura, expressada eq. (8) e truncada em $110\text{MPa}\sqrt{m}$, o que é feito pela Figura 42.

Figura 42 – Comportamento da Tenacidade à Fratura

Dessa comparação, o valor limite de $110\text{MPa}\sqrt{m}$, que pode ser visto como o patamar superior da curva de transição dúctil-frágil, é seguro. Ele passa a vigorar a partir de 59,6 °C, momento também conservador se comparado ao patamar superior da curva dúctil-frágil obtida pelos ensaios Charpy, de 16,6 °C, Figura 43.

Figura 43 – Início do Patamar Superior da Curva de Transição Dúctil-Frágil

O valor da energia de impacto Charpy obtida nos ensaios é convertido no da tenacidade à fratura do material. Os resultados são coletados graficamente pela Figura 44. Nesta figura, as correlações que usam os valores provenientes dos ensaios Charpy são identificadas como tal pela sinalização nas colunas correspondentes no gráfico. As colunas não sinalizadas não dependem do uso de valores de ensaios para chegar ao número da tenacidade à fratura.

Figura 44 – Resultados Obtidos para a Tenacidade à Fratura do Bocal

Entre os diferentes métodos de obtenção da tenacidade à fratura, o mais conservador foi o *lower bound* colocado pelo procedimento API579; o menos conservador foi o que utilizou a correlação de Rolfe-Novak-Barsom a partir dos dados experimentais Charpy. Os três métodos que empregam os dados de ensaios proveram resultados de tenacidade a fratura superiores aos dois métodos que não os empregam, num atestado de conservadorismo para esses últimos, embora a correlação de Rolfe-Novak-Barsom tenha apresentado resultado 19% superior ao método SINTAP.

4.5 Tamanho Tolerável de Trinca

Uma série de simulações realizada permitiu confrontar as diferentes abordagens possíveis para determinação do tamanho tolerável de trinca no bocal. São comparados:

- modelo de cálculo de tensões (analítico vs elementos finitos);
- probabilidade de falha;
- método de obtenção da tenacidade à fratura.

Os resultados das simulações do modelo analítico estão reunidos no Apêndice A. Os resultados do modelo de elementos finitos estão no Apêndice B. O Apêndice C contém a comparação entre esses dois modelos. A Figura 45 sumariza os resultados para o modelo analítico; a Figura 46, para o modelo de elementos finitos. Nesse tipo de gráfico, o comprimento da trinca é alocado no eixo das abcissas, e a tenacidade à fratura é disposta no eixo das ordenadas. A altura máxima calculada da trinca é representada pelo diâmetro das circunferências no plano.

Os tamanhos de trinca toleráveis seguiram a lógica de que, quanto maior o comprimento da trinca, menor a altura máxima admissível. Da mesma forma, quanto maior o valor da tenacidade à fratura, maior pode ser a trinca existente na estrutura. A única exceção ocorreu para o modelo de elementos finitos, tenacidade à fratura pela correlação SINTAP ($154,41MPa\sqrt{m}$), que resultou em uma singularidade.

Para todos os casos, a redução da probabilidade de falha é acompanhada pela redução do tamanho tolerável de trinca. Entretanto, a influência da probabilidade de falha parece ser menor do que escolha da correlação da tenacidade à fratura ou do que a opção por utilizar ensaios Charpy.

Figura 45 – Altura Máxima da Trinca Calculada para o Modelo Analítico

Figura 46 – Altura Máxima da Trinca Calculada para o Modelo de Elementos Finitos

O modelo de elementos finitos forneceu valores de tamanho tolerável de trinca sempre superiores aos obtidos com o modelo analítico de tensões. Isto é explicado pelo fato de este ter produzido tensões atuantes superiores àquele. Todavia, para a situação em que tenacidade à fratura foi encontrada pela correlação de Rolfe-Novak-Barson, quase não houve diferenças. Este é justamente o método que encaminhou o maior entre os valores de tenacidade à fratura analisados, indicando que essa propriedade “encobriu” a diferença de tensão entre os modelos, mesmo que significativa.

5 Conclusões

Um defeito circunferencial e não-aflorado foi encontrado em um bocal de uma caldeira. Corpos de prova foram extraídos e submetidos a ensaios de impacto, que forneceram dados para a determinação da curva de transição dúctil-frágil do componente. As tensões no bocal foram modeladas analiticamente e usando o método dos elementos finitos, para comparação.

Foram confrontados diferentes métodos de obtenção da tenacidade à fratura e algumas correlações entre ela e a energia absorvida por um corpo de prova num ensaio Charpy. Foi debatida a influência do modelo do cálculo de tensões e o uso de fatores de segurança parciais na determinação do tamanho tolerável de trinca num bocal de caldeira.

Das análises são extraídas as seguintes conclusões:

- Ensaios Charpy são capazes de fornecer estimativas para o valor da tenacidade à fratura.
- Distintas correlações para obtenção da tenacidade à fratura a partir da energia Charpy produzem resultados diferentes (até a ordem de 19%).
- À luz dos fatores de segurança parciais, os cálculos de aceitabilidade de uma trinca são influenciados pela forma de obtenção da tenacidade à fratura mais do que pela escolha da probabilidade de falha.
- O tamanho máximo de trinca admissível é mais afetado por probabilidades de falha pequenas do que por grandes.
- Os valores sugeridos pelo procedimento API 579 para os fatores de segurança parciais são seguros. Parecem até mesmo ser conservadores.
- É aceitável realizar a análise de uma trinca usando um modelo simplificado para estimar as tensões em um bocal pressurizado.

6 Sugestões para Trabalhos Futuros

O desenvolvimento desta pesquisa abriu possibilidades de investigações que fornecem contribuições à mecânica da fratura e à análise de integridade estrutural.

São sugestões para trabalhos futuros:

- Executar ensaios de tenacidade à fratura em componentes reais de caldeiras.
- Comparar os resultados dos ensaios de tenacidade à fratura com os obtidos usando as correlações que usam os dados de ensaios Charpy.
- Executar ensaios de tração em componentes reais de caldeiras.
- Obter os tamanhos máximos de trinca toleráveis utilizando o valor real da tensão de escoamento obtido nos ensaios de tração.
- Confrontar os resultados alcançados usando o valor nominal da tensão de escoamento aos obtidos com o emprego da tensão de escoamento real adquirida em ensaio de tração.
- Expandir as análises para outras geometrias de trinca e para outros materiais de construção usados em caldeiras de geração de vapor.
- Realizar análises de confiabilidade a fim de determinar novos fatores de segurança parciais, correspondentes a outros valores de probabilidade de falha.
- Comparar a aplicação do procedimento API 579 a outras metodologias de avaliação de integridade estrutural.

7 Referências

1. AINSWORTH, R. A.; BANNISTER, A. C.; ZERBST, U. An Overview of the European Flaw Assessment Procedure SINTAP and its Validation. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, p. 869-876, 2000.
2. AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **API 579**: Fitness-For-Service. Washington, 2007. 1128 p.
3. AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **API 579**: Fitness-For-Service. Washington, 2016. 1128 p.
4. AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E23**: Standard Test Methods for Notched Bar Impact Testing of Metallic Materials. West Conshohocken, 2012. 119 p.
5. AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. **ASME BPVC I**: Rules for Construction of Power Boilers. New York, 2015. 1147 p.
6. AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. **ASME BPVC II-D**: Materials Properties (Metric). New York, 2015. 922 p.
7. AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. **ASME BPVC VIII-1**: Rules for Construction of Pressure Vessels. New York, 2015. 869 p.
8. ANDERSON, T. L. **Fracture Mechanics**: Fundamentals and Applications. College Station: Texas A&M University, 1994. 667p.
9. ANDERSON, T. L.; OSAGE, D. A. API 579: A Comprehensive Fitness-for-Service Guide. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, p. 953-963, 2000.
10. BERTOLDI, E.; **Análise de Ensaio ao Impacto em Corpo de Prova**. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Escola de Engenharia, Departamento de Metalurgia. 17 p.
11. BROEK. D. **Elementary Engineering Fracture Mechanics**, The Hague: Martinus Nijhoff, 1984. 469 p.
12. BROEK. D. **The Practical Use of Fracture Mechanics**, Dordrecht: Kluwer Academic, 1988. 522 p.
13. BURDEKIN, F. M.; General Principles of the Use of Safety Factors in Design and Assessment. **Engineering Failure Analysis** **14**, p. 420–433, 2007.
14. CRUZ, J. R. B. **Procedimento Analítico para Previsão do Comportamento Estrutural de Componentes Trincados**, 1998. 110 p. Tese - Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, São Paulo.

15. EPRI. **Evaluation of Thermal-, Creep- and Corrosion-Fatigue of Heat Recovery Steam Generator Pressure Parts**. Palo Alto: Electric Power Research Institute, 2006. (Technical Report 1010440).
16. EPRI. **Fracture Toughness of Aged Boiler Drums**. Palo Alto: Electric Power Research Institute, 2007. (Technical Report 1013359).
17. FERRABOLI, R.; RUGGIERI, C. Application of ECA Procedures in Integrity Assessments of Ductile Pipes With Axial Flaws. **6th International Pipeline Conference**, Canada, 2006.
18. KITTO, J. B.; STULTZ, S. C. (Ed.). **Steam: It's Generation and Use**. 41ª Edição. Barbeton: The Babcock & Wilcox Company, 2005.
19. MACHADO, R. O. **Análise de Criticidade de Descontinuidade em um Bocal de um Vaso de Pressão**, 2011. 148 p. Dissertação - Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre.
20. MADIA, M.; RIESCH-OPPERMANN, H.; ZERBST, U.; BERETTA, S. **A New Full-Probabilistic Framework for the Structural Integrity Assessment OF Structures Containing Cracks**, Milano. 10 p.
21. MARTINS, F. J. S. **Análise da Possibilidade de Crescimento Subcrítico de Descontinuidades Durante a Realização de Testes Hidrostáticos em Vasos de Pressão e seus Possíveis Efeitos**, 2009. 129 p. Dissertação - Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre.
22. MIRANDA, J. R. F. **Análise das Tensões Atuantes em Interseções entre Bocais e Vasos de Pressão Cilíndricos Sem e Com Chapa de Reforço sob Pressão Interna**, 2007. 124 p. Dissertação - Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte.
23. MUHAMMED, A. Background to the Derivation of Partial Safety Factors for BS 7910 and API 579. **Engineering Failure Analysis** **14**, p. 481–488, 2007.
24. PEREIRA FILHO, J. S. **Análise de Efeitos de Teste Hidrostático em Vaso de Pressão**, 2004. 133 p. Dissertação - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.
25. SCHEURS, P. J. G. **Fracture Mechanics**. Eindhoven University of Technology - Department of Mechanical Engineering - Materials Technology, 2012. 162 p.
26. STRUCTURAL INTEGRITY ASSESSMENT PROCEDURES FOR EUROPEAN INDUSTRY. **SINTAP**. Task 5, University of Cantabria, 1997.
27. STRUCTURES AND THERMOMECHANICS ANALYSIS FOR STUDIES AND RESEARCH. Disponível em <<http://code-aster.org>>

28. ZERBST, U.; AINSWORTH, R. A.; SCHWALBE, K. -H. Basic Principles of Analytical Flaw Assessment Methods. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, p. 855-867. 2000.

APÊNDICE A - Tamanho Tolerável de Trinca para Tensões Calculadas pelo Modelo Analítico ($COV_s = 0,30$)

Cada valor de probabilidade de falha possui fatores de segurança parciais correspondentes. Os fatores de segurança fornecidos pela edição 2007 são usados na determinação do tamanho tolerável de trinca. Cálculos são feitos segundo a edição 2016 do procedimento API 579, Nível 3, Método A, e os resultados são apresentados conforme o método de obtenção da tenacidade à fratura utilizado em cada caso. Comparação é feita contra a situação-base da tenacidade à fratura *lower bound* ($110MPa\sqrt{m}$).

A Figura 47 expõe os resultados obtidos para o modelo analítico de tensões ($COV_s = 0,30$), probabilidade de falha $2,3(10^{-2})$ conforme os métodos de obtenção da tenacidade à fratura do material.

Figura 47 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo Analítico de Tensões ($COV_s = 0,30$) e Probabilidade de Falha $2,3(10^{-2})$)

A Figura 48 expõe os resultados obtidos para o modelo analítico de tensões ($COV_s = 0,30$), probabilidade de falha 10^{-3} conforme os métodos de obtenção da tenacidade à fratura do material.

Figura 48 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo Analítico de Tensões ($COV_s = 0,30$) e Probabilidade de Falha 10^{-3})

A Figura 49 expõe os resultados para o modelo analítico de tensões ($COV_s = 0,30$), probabilidade de falha 10^{-6} conforme os métodos de obtenção da tenacidade à fratura do material.

Figura 49 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo Analítico de Tensões ($COV_s = 0,30$) e Probabilidade de Falha 10^{-6})

O valor da tenacidade à fratura varia conforme o método de obtenção aplicado. Assim, para cada situação, dimensões distintas da trinca são toleráveis. Comparação é feita para os tamanhos máximos da trinca conforme a probabilidade de falha adotada.

A Figura 50 expõe os resultados para o modelo analítico de tensões ($COV_s = 0,30$) e tenacidade à fratura *lower bound* ($110 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$).

Figura 50 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo Analítico de Tensões ($COV_s = 0,30$), Tenacidade à Fratura *Lower Bound* ($110 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$))

A Figura 51 expõe os resultados para o modelo analítico de tensões ($COV_s = 0,30$) e tenacidade à fratura *lower bound* baseada no modelo MPC ($126,93 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$).

Figura 51 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo Analítico de Tensões ($COV_s = 0,30$), Tenacidade à Fratura *Lower Bound* Baseado no Modelo MPC ($126,93 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$))

A Figura 52 expõe os resultados para o modelo analítico de tensões ($COV_s = 0,30$) e tenacidade à fratura segundo a correlação de Rolfe-Novak-Barsom ($183,08 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$).

Figura 52 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo Analítico de Tensões ($COV_s = 0,30$), Tenacidade à Fratura por Rolfe-Novak-Barsom, ($183,08 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$))

A Figura 53 expõe os resultados para o modelo analítico de tensões ($COV_s = 0,30$) e tenacidade à fratura recomendada pelo Boletim WRC 265 ($163,70 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$).

Figura 53 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo Analítico de Tensões ($COV_s = 0,30$), Tenacidade à Fratura pelo Boletim WRC 265 ($163,70 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$))

A Figura 54 expõe os resultados para o modelo analítico de tensões ($COV_s = 0,30$) e tenacidade à fratura recomendada pelo Relatório SINTAP ($154,41 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$).

Figura 54 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo Analítico de Tensões ($COV_s = 0,30$), Tenacidade à Fratura pelo Relatório SINTAP ($154,41 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$))

APÊNDICE B - Tamanho Tolerável de Trinca para Tensões Calculadas pelo Modelo em Elementos Finitos ($COV_s = 0,10$)

O coeficiente de variação COV_s correspondente ao cálculo de tensões por elementos finitos é 0,30. A Figura 55 põe os resultados para probabilidade de falha $2,3(10^{-2})$ conforme os métodos de obtenção da tenacidade à fratura do material.

Figura 55 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo de Tensões por Elementos Finitos ($COV_s = 0,10$) e Probabilidade de Falha $2,3(10^{-2})$)

A Figura 56 expõe os resultados obtidos para as tensões calculadas por elementos finitos ($COV_s = 0,10$), probabilidade de falha 10^{-3} conforme os métodos de obtenção da tenacidade à fratura do material.

Figura 56 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo de Tensões por Elementos Finitos ($COV_s = 0,10$) e Probabilidade de Falha 10^{-3})

A Figura 57 expõe os resultados para as tensões calculadas por elementos finitos ($COV_s = 0,10$), probabilidade de falha 10^{-6} conforme os métodos de obtenção da tenacidade à fratura do material.

Figura 57 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo de Tensões por Elementos Finitos ($COV_s = 0,10$) e Probabilidade de Falha 10^{-6})

A Figura 58 acomoda os resultados para o modelo de tensões por elementos finitos ($COV_s = 0,10$) e tenacidade à fratura *lower bound* ($110MPa\sqrt{m}$).

Figura 58 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo de Tensões por Elementos Finitos ($COV_s = 0,30$), Tenacidade à Fratura *Lower Bound* ($110MPa\sqrt{m}$))

A Figura 59 expõe os resultados para o modelo de tensões por elementos finitos ($COV_s = 0,10$) e tenacidade à fratura *lower bound* baseada no modelo MPC ($126,93 \text{ MPa}\sqrt{m}$).

Figura 59 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo de Tensões por Elementos Finitos ($COV_s = 0,10$), Tenacidade à Fratura *Lower Bound* Baseado no Modelo MPC ($126,93 \text{ MPa}\sqrt{m}$))

A Figura 60 expõe os resultados para o modelo de tensões por elementos finitos ($COV_s = 0,10$) e tenacidade à fratura segundo a correlação de Rolfe-Novak-Barsom ($183,08 \text{ MPa}\sqrt{m}$).

Figura 60 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo de Tensões por Elementos Finitos ($COV_s = 0,10$), Tenacidade à Fratura por Rolfe-Novak-Barsom ($183,08 \text{ MPa}\sqrt{m}$))

A Figura 61 expõe os resultados para o modelo de tensões por elementos finitos ($COV_s = 0,10$) e tenacidade à fratura recomendada pelo Boletim WRC 265 ($163,70 \text{ MPa}\sqrt{m}$).

Figura 61 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo de Tensões por Elementos Finitos ($COV_s = 0,10$), Tenacidade à Fratura pelo Boletim WRC 265, ($163,70 \text{ MPa}\sqrt{m}$))

A Figura 62 expõe os resultados para o modelo de tensões por elementos finitos ($COV_s = 0,10$) e tenacidade à fratura recomendada pelo Relatório SINTAP ($154,41 \text{ MPa}\sqrt{m}$).

Figura 62 – Tamanho Tolerável de Trinca (Modelo de Tensões por Elementos Finitos ($COV_s = 0,10$), Tenacidade à Fratura pelo Relatório SINTAP ($154,41 \text{ MPa}\sqrt{m}$))

APÊNDICE C - Comparação dos Tamanhos Toleráveis de Trinca entre os Calculados com Tensões Analíticas ($COV_s = 0,30$) e com Tensões por Elementos Finitos ($COV_s = 0,10$)

A Figura 63 mostra os resultados para a tenacidade à fratura *lower bound* ($110 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$) e a probabilidade de falha $2,3(10^{-2})$ conforme o modelo de tensões utilizado.

Figura 63 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura *lower bound* ($110 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$), probabilidade de falha $2,3(10^{-2})$)

A Figura 64 mostra os resultados para a tenacidade à fratura *lower bound* ($110 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$) e a probabilidade de falha 10^{-3} conforme o modelo de tensões utilizado.

Figura 64 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura *lower bound* ($110 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$), probabilidade de falha 10^{-3})

A Figura 65 mostra os resultados para a tenacidade à fratura *lower bound* ($110 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$) e a probabilidade de falha 10^{-6} conforme o modelo de tensões utilizado.

Figura 65 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura *lower bound* ($110 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$), probabilidade de falha 10^{-6})

A Figura 66 mostra os resultados para a tenacidade à fratura baseada no modelo MPC ($126,93 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$) e a probabilidade de falha $2,3(10^{-2})$ conforme o modelo de tensões utilizado.

Figura 66 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura baseada no modelo MPC ($126,93 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$), probabilidade de falha $2,3(10^{-2})$)

A Figura 67 mostra os resultados para a tenacidade à fratura baseada no modelo MPC ($126,93 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$) e a probabilidade de falha 10^{-3} conforme o modelo de tensões utilizado.

Figura 67 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura baseada no modelo MPC ($126,93 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$), probabilidade de falha 10^{-3})

A Figura 68 mostra os resultados para a tenacidade à fratura baseada no modelo MPC ($126,93 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$) e a probabilidade de falha 10^{-6} conforme o modelo de tensões utilizado.

Figura 68 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura baseada no modelo MPC ($126,93 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$), probabilidade de falha 10^{-6})

A Figura 69 mostra os resultados para a tenacidade à fratura por Rollfe-Novak-Barsom ($183,08 \text{ MPa}\sqrt{m}$) e a probabilidade de falha $2,3(10^{-2})$ conforme o modelo de tensões utilizado.

Figura 69 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura Rollfe-Novak-Barsom ($183,08 \text{ MPa}\sqrt{m}$), probabilidade de falha $2,3(10^{-2})$)

A Figura 70 mostra os resultados para a tenacidade à fratura por Rollfe-Novak-Barsom ($183,08 \text{ MPa}\sqrt{m}$) e a probabilidade de falha 10^{-3} conforme o modelo de tensões utilizado.

Figura 70 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura Rollfe-Novak-Barsom ($183,08 \text{ MPa}\sqrt{m}$), probabilidade de falha 10^{-3})

A Figura 71 mostra os resultados para a tenacidade à fratura por Rollfe-Novak-Barsom ($183,08 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$) e a probabilidade de falha 10^{-6} conforme o modelo de tensões utilizado.

Figura 71 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura Rollfe-Novak-Barsom ($183,08 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$), probabilidade de falha 10^{-6})

A Figura 72 mostra os resultados para a tenacidade à fratura pelo WRC 265 ($163,70 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$) e a probabilidade de falha $2,3(10^{-2})$ conforme o modelo de tensões utilizado.

Figura 72 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura pelo WRC 265 ($163,70 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$), probabilidade de falha $2,3(10^{-2})$)

A Figura 73 mostra os resultados para a tenacidade à fratura pelo WRC 265 ($163,70 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$) e a probabilidade de falha 10^{-3} conforme o modelo de tensões utilizado.

Figura 73 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura pelo WRC 265 ($163,70 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$), probabilidade de falha 10^{-3})

A Figura 74 mostra os resultados para a tenacidade à fratura pelo WRC 265 ($163,70 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$) e a probabilidade de falha 10^{-6} conforme o modelo de tensões utilizado.

Figura 74 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura pelo WRC 265 ($163,70 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$), probabilidade de falha 10^{-6})

A Figura 75 mostra os resultados para a tenacidade à fratura pelo Relatório SINTAP ($154,41 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$) e a probabilidade de falha $2,3(10^{-2})$ conforme o modelo de tensões utilizado.

Figura 75 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura pelo Relatório SINTAP ($154,41 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$), probabilidade de falha $2,3(10^{-2})$)

A Figura 76 mostra os resultados para a tenacidade à fratura pelo Relatório SINTAP ($154,41 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$) e a probabilidade de falha 10^{-3} conforme o modelo de tensões utilizado.

Figura 76 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura pelo Relatório SINTAP ($154,41 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$), probabilidade de falha 10^{-3})

A Figura 77 mostra os resultados para a tenacidade à fratura pelo Relatório SINTAP ($154,41 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$) e a probabilidade de falha 10^{-6} conforme o modelo de tensões utilizado.

Figura 77 – Tamanho Tolerável de Trinca (tenacidade à fratura pelo Relatório SINTAP ($154,41 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$), probabilidade de falha 10^{-6})