



UNIVERSIDADE FEDERAL DE CAMPINA GRANDE
CENTRO DE CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIDADE ACADÊMICA DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

GABRIEL DE CASTRO COELHO

**AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE UM VASO DE PRESSÃO
DANIFICADO POR TRINCAS: Análise Numérica e Adequação ao Serviço**

CAMPINA GRANDE – PB

2018



GABRIEL DE CASTRO COELHO

**AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE UM VASO DE PRESSÃO
DANIFICADO POR TRINCAS: Análise Numérica e Adequação ao Serviço**

Dissertação de mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Campina Grande em cumprimento às exigências para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área de Concentração: Sistemas Termomecânicos

Linha de Pesquisa: Análise e Projeto de Sistemas Termomecânicos

Orientadores: Prof. Dr. Antonio Almeida Silva

Prof. Dr. Marco Antonio dos Santos

CAMPINA GRANDE – PB

2018

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA BIBLIOTECA CENTRAL DA UFCG

C672a Coêlho, Gabriel de Castro.
Avaliação da integridade estrutural de um vaso de pressão danificado por trincas : análise numérica e adequação ao serviço / Gabriel de Castro Coêlho. – Campina Grande, 2018.
207 f. : il. color.

Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Campina Grande, Centro de Ciências e Tecnologia, 2018.
"Orientação: Prof. Dr. Antonio Almeida Silva, Prof. Dr. Marco Antonio dos Santos".
Referências.

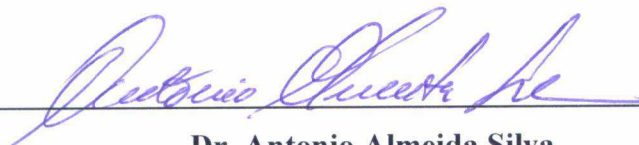
1. Engenharia Mecânica. 2. Fitness For Service (FFS). 3. Trinca Superficial. I. Silva, Antonio Almeida. II. Santos, Marco Antonio dos. III. Título.

CDU 621 (043)

AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE UM VASO DE PRESSÃO
DANIFICADO POR TRINCAS: ANÁLISE NUMÉRICA E ADEQUAÇÃO
AO SERVIÇO.

GABRIEL DE CASTRO COELHO

Dissertação Aprovada em 26/02/2018 pela Banca Examinadora constituída dos seguintes
membros:



Dr. Antonio Almeida Silva

Orientador


PPGEM/UAEM/CCT/UFCG



Dr. Marco Antonio dos Santos

Orientador

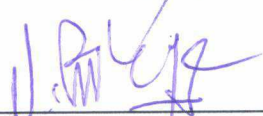
PPGEM/UAEM/CCT/UFCG



Dr. Neilor César dos Santos

Examinador Externo

IFPB – João Pessoa-PB.



Dr. Jorge Antonio Palma Carrasco

Examinador Externo

DEMEC/UFPE

DEDICATÓRIA

A Deus, pai eterno e zeloso cujo amor, carinho e compreensão nunca me deixaram em momento algum da minha vida. Obrigado, Senhor.

Aos meus pais, João Gilberto e Fabíola, por terem me levado até este ponto com todo amor, carinho, educação e orientação, em todos os momentos de minha vida. Meu eterno amor e agradecimento.

À minha noiva e eterna namorada, Adrielle Gaião, que tanto suporte me deu durante esta etapa de minha vida. Meu eterno obrigado pelo seu incentivo, carinho, compreensão e conselhos. Seria impossível imaginar a vida sem você ao meu lado.

Aos demais familiares, em especial, minha bisavó, Maria José (in memorian) e minhas avós, Maria Idalina e Maria da Guia, mulheres fortes e matriarcas de toda uma estrutura familiar que me rodeia até hoje como fonte de apoio. Infinitamente agradecido.

AGRADECIMENTOS

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Campina Grande e todos docentes deste, que contribuíram de alguma forma através das aulas e orientações a parte;

Em especial, aos professores Antonio Almeida Silva e Marco Antonio dos Santos, pelas orientações de ordem técnica para este trabalho e quanto a postura de pesquisador e docente que busco um dia ser;

Ao professor Neilor Cesar dos Santos pelas orientações quanto à aprendizagem e aplicação do Método dos Elementos Finitos neste trabalho;

Aos colegas do mestrado, pelo auxílio durante as disciplinas e conhecimentos trocados ao longo desta jornada;

Ao apoio financeiro fornecido pela Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES).

...Meu muito obrigado!

“Na vida, não vale tanto o que temos, nem tanto importa o que somos. Vale o que realizamos com aquilo que possuímos e, acima de tudo, importa o que fazemos de nós”.

Emmanuel.

Importância.

COÊLHO, Gabriel de Castro. **Avaliação da Integridade Estrutural de um Vaso de Pressão Danificado por Trincas: Análise Numérica e Adequação Ao Serviço.** 2018, 207f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Universidade Federal de Campina Grande. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. Campina Grande – PB. 2018.

RESUMO

Com o intuito de se ter uma melhor análise de engenharia (avaliação de vida útil remanescente) *versus* menor número de intervenções (parada de equipamento para manutenção) foram elaboradas normas técnicas de *Fitness For Service* (FFS – Adequação ao Serviço), que procuram explorar os limites de carregamentos, permitindo a utilização de estruturas e componentes danificados de forma mais eficiente, estendendo suas campanhas operacionais. Este trabalho teve como objetivo realizar os procedimentos de FFS das normas americana API-579/ASME FFS-1 (2016) e britânica BS 7910 (2013) por meio da análise de uma trinca superficial longitudinal localizada na superfície externa de um vaso de pressão cilíndrico, em cada nível de cada norma, tal que uma comparação entre as duas normas foi feita de modo a avaliar qual das duas normas é capaz de prover dimensões críticas maiores, que na prática proporcionariam maiores campanhas operacionais de estruturas e componentes danificados. Como ferramenta de análise, o MEF foi usado através do *software* ABAQUS®. Resultados indicaram em todas as comparações dos 3 (três) níveis de avaliação de cada norma que a BS 7910 (2013) oferece uma avaliação crítica de engenharia menos conservadora, já que tanto pelas soluções analíticas como pelos resultados via MEF, conseguiu-se por esta determinar tamanhos críticos maiores quando em comparação a norma americana. Conclui-se, portanto, que a BS 7910 (2013) desde a absorção da FITNET (2008) tornou-se um procedimento bem mais prático em termos de aplicação e menos conservador quando comparado a norma API 579/ASME FFS-1 (2016), para os casos estudados.

Palavras-Chave: Adequação ao serviço. API 579/ASME FFS-1. BS 7910. Trinca superficial. Método dos elementos finitos.

COÊLHO, Gabriel de Castro. **Structural Integrity Assessment of a Pressure Vessel Damaged by Cracks: Numerical Analysis and Fitness-For-Servive**. 2018, 207p. Master Thesis (Master in Mechanical Engineering). Federal University of Campina Grande. Graduate Program in Mechanical Engineering. Campina Grande – PB, Brazil. 2018.

ABSTRACT

Intending on having a better engineering analysis (remaining life assessment) versus lower interventions (equipment stop for maintainance) Fitness For Service (FFS) standards were elaborated to explore the load limits, allowing the use of damaged structures and components in a more efficient way, extending their operational campaigns. This thesis implemented the FFS procedures of the American standard API 579/ASME FFS-1 (2016) and the British standard BS 7910 (2013) by the analysis of a surface longitudinal crack on the external surface of a cylindrical pressure vessel, in each level of assessment of each standard so that a comparison between each standard could be performed to evaluate which one is capable of providing higher critical dimensions that in real situation would mean higher operational time of ddamaged structures and components. FEM was used through the ABAQUS® software. Results indicated that in all comparisons of the 3 (three) assessment levels of each standard, BS 7910 (2013) provided a less conservative engineering critical assessment since, by both numerical and analytical solutions, this standard was able to determine higher critical sizes in comparison to the American standard. As a general concluding remark, BS 7910 (2013), since the absorption of the FITNET (2008) procedures, has become a much more practical and less conservative procedure when compared to the API 579/ASME FFS-1 (2016).

Key words: Fitness-for-service. API 579/ASME FFS-1. BS 7910. Surface crack. Finite element method.

ARTIGOS PUBLICADOS

COELHO, G. C.; SILVA, A. A.; SANTOS, M. A.; SANTOS, N. C. The Use of XFEM for Stress Intensity Factor Estimation of Surface Cracks. In: ABCM International Congress of Mechanical Engineering – COBEM, 24., 2017, Curitiba - PR. **Anais...** Curitiba: ABCM, 2017. Disponível em: <<https://abcm.org.br/proceedings/index/COB17>>.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 – Amplitude da mecânica da fratura na ciência e engenharia e suas escalas de uso.	37
Figura 2– Comparação entre as abordagens de projeto: (a) análise clássica; (b) análise pela mecânica da fratura.....	38
Figura 3 – Concentrador de tensão elíptico em uma placa sendo carregada por tração remota.	39
Figura 4 – Estado de tensões e sistema de coordenadas polares definido à frente da trinca.	41
Figura 5 – Modos de carregamento global e deformação local que podem ser aplicados a uma trinca.	42
Figura 6 – Estimativas de primeira e segunda ordem para a zona plástica pela abordagem de Irwin.....	45
Figura 7 – Modelo de escoamento em tiras de Dugdale. (a) Tamanho da trinca considerada; (b) localização das zonas plásticas.....	46
Figura 8 – Esquema de tensões no EPD (triaxialidade). (a) Tensões em um elemento infinitesimal; (b) círculo de Mohr equivalente.....	47
Figura 9 – (a) Zonas plásticas previstas pelo critério de falha de von Mises (análise linear); (b) zonas plásticas obtidas por análise elásticas não-lineares via elementos finitos em comparação com a zona plástica elástica; e (c) efeito no encruamento do material na zona plástica.....	48
Figura 10 – Efeito da triaxialidade à frente da trinca em relação à tenacidade à fratura do material.....	49
Figura 11 – Esquema da condição da zona plástica em relação a zona dominada pela singularidade para um corpo de prova e uma estrutura.	50
Figura 12 – Contorno arbitrário ao redor da frente da trinca.	52
Figura 13– Comportamento tensão-deformação de um material elasto-plástico e um material não-linear elástico.....	52
Figura 14 – Variação de I_n com n para o EPT e EPD.	54
Figura 15 – Variação das funções σ_{ij} e ε_{ij} com θ e $n = 3$	54
Figura 16 – (a) Zona de processo dominada pela Integral J e processo de propagação de trinca pela coalescência de vazios; (b) embotamento da trinca e definição geométrica de CTOD.	56

Figura 17 – (a) Esquema de medição por extensimetria da abertura da boca do corpo de prova para inferir o valor de CTOD; (b) esquema de ligação do extensômetro no corpo de prova.	57
Figura 18 – Relação entre d_n e n para vários valores de σ_{YS}/E e $\alpha = 1$ no: (a) EPT; (b) EPD.....	58
Figura 19 – Conceito de idealização dos tipos de trincas citados.	63
Figura 20 – Posição relativa ao longo da frente de uma trinca com geometria (a) elíptica e derivadas; (b) retangular e derivadas.....	64
Figura 21 – Aplicação da Abordagem pela Curva de Projeto pelo conceito de (a) força motriz; e (b) diagrama de avaliação.	65
Figura 22 – Aplicação da solução totalmente plástica da EPRI a uma trinca na borda de uma placa com e sem a correção da zona plástica.....	67
Figura 23 – Esquema referente ao modelo de tratamento de engenharia. (a) Conceito do método; (b) esquema experimental de medição de δ_5 ; (c) uma aplicação do método.	69
Figura 24 – FAD encontrado na primeira versão da norma R6 (1976).....	70
Figura 25 – Comparação do FAD proposto por Ainsworth (1984) em comparação com a proposta de Milne (1983) e com o FAD definido na primeira edição da norma R6 modificado para (a) aço A533B; (b) aço C-Mn.	72
Figura 26 – FAD derivado da opção 2 de avaliação da norma R6, revisão 3 (1986).	73
Figura 27 – FAD derivado da opção 1 de avaliação da norma R6, revisão 3 (1986).	74
Figura 28 – Histórico da norma BS 7910 e o que foi implementado em cada edição até 2013.	76
Figura 29 – Fluxograma geral de avaliação crítica de engenharia pela norma BS 7910 (2013).....	79
Figura 30 – Fluxograma para caracterização de defeitos conforme BS 7910 (2013).	82
Figura 31 – (a) Comparação dos diagramas FAD Nível 2a da BS 7910 de 2005 com as Opções 1 e 2 de 2013; (b) progressão das 3 (três) opções de avaliação da BS 7910 (2013).....	83

Figura 32 – Fluxograma geral de avaliação crítica de engenharia pela norma API 579/ASME FFS-1 (2016).	88
Figura 33 – FAD do nível 2 da norma API 579/ASME FFS-1 (2016).	95
Figura 34 – Organização do nível 3 de avaliação da API 579/ASME FFS-1 (2016).	97
Figura 35 – Derivação do diagrama FAD baseado na Integral J. (a) Inferência de K_I^P pela curva K_I versus P ; (b) efeitos de plasticidade no diagrama FAD; e (c) diagrama FAD normalizado com L_r .	98
Figura 36 – Solução via MEF (linha contínua) por elementos de funções lineares para um problema unidimensional (linha tracejada).	102
Figura 37 – Corpo bidimensional com condições de contorno de Dirichlet e Neumann prescritas.	104
Figura 38 – Discretização de um domínio Ω com contorno Γ por elementos finitos.	108
Figura 39 – Triângulo de Pascal para o caso bidimensional com a respectiva ordem assumida pelo monômio e quantidade de termos totais assumidos pelo elemento.	109
Figura 40 – Triângulo de Pascal para o caso bidimensional com a respectiva ordem assumida pelo monômio e quantidade de termos totais assumidos pelo elemento.	109
Figura 41 – Taxa de convergência em termos do erro em função do tamanho do elemento (a) para um elemento linear ($\alpha = 2$); (b) para um elemento quadrático ($\alpha = 3$).	115
Figura 42 – Elementos com deslocamento de nós intermediários. (a) Elemento retangular de 8 nós; (b) Elemento triangular de 6 nós; (c) Elemento hexaédrico de 20 nós; e (d) Elemento prismático de 20 nós. A ponta da trinca se localiza no nó 1 de cada elemento.	117
Figura 43 – Distribuição dos elementos <i>quarter-point</i> colapsados ao redor da ponta da trinca, formando a roseta de elementos (em azul).	118
Figura 44 – (a) Elemento retangular de 8 nós, (b) colapsado e (c) hexaédrico colapsado.	118
Figura 45 – Esquema para determinação dos fatores de intensidade de tensão pelo método DIM (a) bidimensional; (b) tridimensional; e (c) parâmetro L' para superfícies de elementos não retangulares.	119

Figura 46 – Esquema de subdivisão do contorno Γ em <i>nel</i> elementos contidos ao redor da frente da trinca.	121
Figura 47 – Esquema da trinca superficial de geometria semi-elíptica na superfície externa do vaso, direção longitudinal.	124
Figura 48 – Curvas tensão-deformação de engenharia e verdadeira para o aço ASTM A516 Gr.70.	125
Figura 49 – Curva de ensaio de impacto Charpy para o aço ASTM A516 Gr.70. ...	125
Figura 50 – Fluxograma geral do procedimento para comparação entre as normas.	126
Figura 51 – Fluxograma relativo a comparação 1.	128
Figura 52 – Fluxograma relativo a comparação 2 e 3.	129
Figura 53 – Esquema de dois componentes sendo amarrados juntos pela técnica de restrição por amarração (<i>tie constraint</i>).	132
Figura 54 – Exemplo de aplicação da técnica de restrição por amarração (<i>tie constraint</i>) a um modelo do vaso de pressão.	132
Figura 55 – (a) Modelo utilizado para simulação de todas as trincas; (b) trinca aberta diante do carregamento.	133
Figura 56 – (a) Adaptação da malha ao redor da trinca; (b) contornos da malha ao redor da trinca.	134
Figura 57 – Perfil de K_I obtido pelas soluções da BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 (2016) e via MEF para a trinca 1, com $a = 5$ mm, $c = 10$ mm e $a/t = 0,26$	137
Figura 58 – Perfil de K_I obtido pelas soluções da BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 (2016) e via MEF para a trinca 2, com $a = 8$ mm, $c = 16$ mm e $a/t = 0,42$	137
Figura 59 – Perfil de K_I obtido pelas soluções da BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 (2016) e via MEF para a trinca 3, com $a = 11$ mm, $c = 22$ mm e $a/t = 0,58$	138
Figura 60 – Perfil de K_I obtido pelas soluções da BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 (2016) e via MEF para a trinca 4, com $a = 14$ mm, $c = 28$ mm e $a/t = 0,74$	138
Figura 61 – Perfil de K_I obtido pelas soluções da BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 (2016) e via MEF para a trinca 5, com $a = 15$ mm, $c = 30$ mm e $a/t = 0,79$	139
Figura 62 – Perfil de K_I obtido pelas soluções da BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 (2016) e via MEF para a trinca 6, com $a = 15,8$ mm, $c = 31,6$ mm e $a/t = 0,83$	139
Figura 63 – Perfil de K_I obtido pelas soluções da BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 (2016) e via MEF para a trinca 7, com $a = 16$ mm, $c = 32$ mm e $a/t = 0,84$	140

Figura 64 – Perfil de K_I obtido pelas soluções da BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 (2016) e via MEF para a trinca 8, com $a = 16,4$ mm, $c = 32,8$ mm e $a/t = 0,86$	140
Figura 65 – Perfil de K_I obtido pelas soluções da BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 (2016) e via MEF para a trinca 9, com $a = 16,5$ mm, $c = 33$ mm e $a/t = 0,87$	141
Figura 66 – Perfil de K_I obtido pelas soluções da BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 (2016) e via MEF para a trinca 10, com $a = 17,18$ mm, $c = 34,36$ mm e $a/t = 0,90$	141
Figura 67 – Perfil de K_I obtido pelas soluções da BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 (2016) e via MEF para a trinca 11, com $a = 17,28$ mm, $c = 34,56$ mm e $a/t = 0,91$	142
Figura 68 – Perfil de K_I obtido pelas soluções da BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 (2016) e via MEF para a trinca 12, com $a = 17,3$ mm, $c = 34,6$ mm e $a/t = 0,91$	142
Figura 69 – Relação de a/t versus K_I em $\phi = 0^\circ$ e $\phi = 90^\circ$ pela solução da BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 (2016) e via MEF.	145
Figura 70 – Análise elástica não-linear para a trinca 8, com $a = 16,4$ mm, $c = 32,8$ mm e $a/t = 0,86$. (a) Convergência do modelo com $h = 10$; (b) perfil de J versus ϕ	147
Figura 71 – Análise elástica não-linear para a trinca 9, com $a = 16,5$ mm, $c = 33$ mm e $a/t = 0,87$. (a) Convergência do modelo com $h = 10$; (b) perfil de J versus ϕ	148
Figura 72 – Análise elástica não-linear para a trinca 10, com $a = 17,18$ mm, $c = 34,36$ mm e $a/t = 0,90$. (a) Convergência do modelo com $h = 10$; (b) perfil de J versus ϕ	149
Figura 73 – Perfil normalizado Integral J pelo ângulo paramétrico de trinca superficial de geometria semi-elíptica	150
Figura 74 – Curva de triagem para trinca paralela a um cordão de solda longitudinal.	152
Figura 75 – Perfil de K_I obtido pelas soluções da BS 7910 (2013) e API 579/ASME FFS-1 (2016) para a trinca crítica de acordo com o nível 1 de avaliação da API 579/ASME FFS-1 (2016), com $a = 5$ mm, $c = 28$ mm e $a/t = 0,26$	152
Figura 76 – Diagrama FAD para a opção 1 da BS 7910.	153
Figura 77 – Diagramas FAD da opção 2 da BS 7910 (2013) e nível 2 da API 579/ASME FFS-1 (2016).	155
Figura 78 – Gráfico de convergência para o modelo elástico não-linear.	159

Figura 79 – Curvas de J_e^{max} , J_p^{max} e J^{max} em função de P_{int} obtidas pelo modelo elástico linear e não-linear.....	161
Figura 80 – FAD da opção 3 da BS 7910 (2013).	162
Figura 81 – Estimativa de P_{int} equivalente a $Kr _{Lr=1}$	163
Figura 82 – FAD do nível 3C da API 579/ASME FFS-1 (2016).....	163
Figura 83 – Diagramas FAD da opção 3 da BS 7910 (2013) e nível 3C da API 579/ASME FFS-1 (2016).....	165
Figura 84 – Progressão dos níveis de avaliação da norma BS 7910 (2013).....	167
Figura 85 – Progressão dos níveis de avaliação da norma API 579/ASME FFS-1 (2016).....	168
Figura 86 – Tamanho crítico a_c determinado pelas avaliações das normas BS 7910 (2013) e API 579/ASME FFS-1 (2016) com as soluções do Anexo A e análises via MEF.....	169
Figura 87 – Tamanho crítico c_c determinado pelas avaliações das normas BS 7910 (2013) e API 579/ASME FFS-1 (2016) com as soluções do Anexo A e análises via MEF.....	169
Figura 88 – Disposição das trincas superficiais na direção longitudinal nas paredes (a) externa e (b) interna do vaso de pressão.	183
Figura 89 – Fluxograma relativo à avaliação crítica de engenharia das opções 1, 2 e 3 da norma BS 7910 (2013).	191
Figura 90 – Regras de recharacterização de defeitos de acordo com o Anexo E da norma BS 7910 (2013) para (a) uma trinca embutida; (b) uma trinca superficial. ...	193
Figura 91 – Fluxograma relativo à avaliação crítica de engenharia do nível 1 da norma API 579/ASME FFS-1 (2016).	197
Figura 92 – Fluxograma relativo à avaliação crítica de engenharia do nível 2 da norma API 579/ASME FFS-1 (2016).	198
Figura 93 – Fluxograma relativo à avaliação crítica de engenharia do nível 3C da norma API 579/ASME FFS-1 (2016).	199
Figura 94 – Curvas de triagem para chapa plana com defeito paralelo ao cordão de solda.....	200
Figura 95 – Curvas de triagem para cilindro com junta longitudinal e defeito paralelo à junta.	200

Figura 96 – Curvas de triagem para cilindro com junta longitudinal e defeito perpendicular à junta.....	201
Figura 97 – Curvas de triagem para cilindro com junta circunferencial e defeito paralelo à junta.	201
Figura 98 – Curvas de triagem para cilindro com junta circunferencial e defeito perpendicular à junta.....	202
Figura 99 – Curvas de triagem para esfera com junta circunferencial e defeito paralelo à junta.	202
Figura 100 – Curvas de triagem para esfera com junta circunferencial e defeito perpendicular à junta.....	203

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Mecanismos de deterioração causadores de falhas e suas incidências na indústria.....	30
Tabela 2 – Seleção do tipo de curva de triagem apropriada.	91
Tabela 3 – Resumo dos principais elementos triangulares e suas funções de forma nodais.....	110
Tabela 4 – Resumo dos principais elementos tetraédricos e suas funções de forma nodais.....	111
Tabela 5 – Resumo dos principais elementos retangulares e suas funções de forma nodais.....	112
Tabela 6 – Resumo dos principais elementos hexaédricos e suas funções de forma nodais.....	113
Tabela 7 – Parâmetros geométricos e operacionais do vaso de pressão a ser usado como objeto de estudo.	123
Tabela 8 – Propriedades mecânica do aço ASTM A516 Gr.70.....	124
Tabela 9 – Variações dimensionais da trinca a serem inseridas nos diagramas FAD.	134
Tabela 10 – Destaque do tamanho médio de malha que mais se aproximou pelos critérios de convergência estabelecidos no Cap. V.....	135
Tabela 11 – Informações dos modelos numéricos que que mais se aproximou pelos critérios de convergência estabelecidos no Cap. V.....	136
Tabela 12 – Valor máximo de K_I obtidos via BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 e MEF. Todos os valores de fator de intensidade de tensão estão em $\text{MPa}\sqrt{\text{mm}}$	144
Tabela 13–Dados conforme os critérios de convergência para atestar a independência dos valores de σ_{mises}^{max} , com relação à malha.....	146
Tabela 14 – Valores de tamanho de malha h que convergiram os modelos elásticos não-lineares e o valor J^{max} encontrado em cada trinca.	150
Tabela 15 – Dados necessários de acordo com o procedimento de nível 1 de avaliação da API 579/ASME FFS-1 (2016) para determinação dos tamanhos críticos das trincas.	151
Tabela 16 – Comparativo das dimensões críticas obtidas por ambas as normas na comparação de nível 1. EL – Elástico Linear; ENL – Elástico Não-Linear.	154

Tabela 17 – Comparativo das dimensões críticas obtidas por ambas as normas na comparação de nível 2. EL – Elástico Linear; ENL – Elástico Não-Linear.	157
Tabela 18 – Dados referentes ao refinamento progressivo de malha para o modelo das análises elásticas não-lineares.....	158
Tabela 19 – Valores obtidos de L_r , σ_{ref} , P_{int} , J_e^{max} , J_p^{max} , J^{max} e K_r para montagem do diagrama FAD da opção 3 da BS 7910 (2013).....	160
Tabela 20 – Valores obtidos de L_r , σ_{ref} , P_{int} , σ_p , J_e^{max} , J_p^{max} , J^{max} e K_r para montagem do diagrama FAD do nível 3C da API 579/ASME FFS-1 (2016).....	164
Tabela 21 – Comparativo das dimensões críticas obtidas por ambas as normas na comparação 3. EL – Elástico Linear; ENL – Elástico Não-Linear.....	166
Tabela 22 – Organização da norma BS 7910 (2013).	189
Tabela 23 – Regra de alinhamento de defeitos não coplanares conforme BS 7910 (2013).....	192
Tabela 24 – Organização da norma API 579/ASME FFS-1 (2016).....	194
Tabela 25 – Seleção da curva de temperatura de isenção do material.....	203
Tabela 26 – Temperatura de referência para avaliação no nível 1 para aços carbono.	206
Tabela 27 – Temperatura de referência para avaliação no nível 1 para aços de baixa liga.....	206

LISTA DE SÍMBOLOS

a	Metade da profundidade da trinca.	[m]
a_{eff}	Tamanho da trinca acrescido da zona plástica de Irwin.	[m]
A_m	Termos de ordem superior para a amplitude do m-ésimo termo do campo de tensões em um corpo elástico linear que contém uma trinca.	[MPa]
A_r	Parâmetro para construção da curva de tensão-deformação de acordo com a norma BS 7910 (2013).	-
b	Metade da dimensão do eixo menor de uma geometria elíptica.	[m]
\vec{b}	Vetor que define as forças de corpo.	-
B	Espessura do corpo de prova.	[m]
c	Metade da abertura (comprimento) da trinca.	[m]
\bar{d}	Diferença global percentual.	[%]
d_n	Constante adimensional na relação entre CTOD e Integral J.	-
ds	Arco infinitesimal ao longo do contorno arbitrário Γ .	[m]
dy	Deslocamento infinitesimal normal ao plano da trinca.	[m]
D	Matriz constitutiva do material.	-
E	Módulo de elasticidade.	[GPa]
f	Matriz de força global.	-
f^e	Matriz de forças elementar.	-
f_{Γ}^e	Matriz de forças de contorno elementar.	-
f_{Ω}^e	Matriz de forças de corpo elementar.	-
f_{ij}	Funções adimensionais de θ do campo de tensões em um corpo elástico linear que contém uma trinca.	-
F_b	Fator geométrico adimensional para trincas de quina.	-
F_e	Fator geométrico adimensional para trincas elíptica.	-
F_{ref}	Fator geométrico da tensão de referência.	-
F_s	Fator geométrico adimensional para trincas semielípticas.	-
F_{YS}	Carregamento de escoamento	[N]

$g_{ij}^{(m)}$	Função dimensional de θ para o m-ésimo termo de ordem superior do campo de tensões em um corpo elástico linear que contém uma trinca.	[MPa]
G	Taxa de liberação de energia.	[J/m ²]
G_c	Tenacidade à fratura em termos de taxa de liberação de energia.	[J/m ²]
φ	Módulo de cisalhamento.	[GPa]
h	Parâmetro adimensional para calcular J_p pela formulação da EPRI; tamanho de malha na discretização por MEF.	-
I_n	Constante de integração do campo HRR.	-
J	Integral J.	[MPa.m]
J_e	Componente elástica (ou componente de escoamento em menor escala) da Integral J.	[MPa.m]
J_{mat}	Tenacidade à fratura em termos de Integral J.	[MPa.m]
J^{max}	Valor máximo do perfil de Integral J total.	[MPa.m]
J_p	Componente plástica (ou componente de escoamento em maior escala) da Integral J.	[MPa.m]
J_{YS}	Valor da Integral J durante escoamento.	[MPa.m]
K	Fator de intensidade de tensão.	[MPa√m]
\mathbf{K}	Matriz de rigidez global.	-
\mathbf{K}^e	Matriz de rigidez elementar.	-
K_I	Fator de intensidade de tensão para o modo <i>I</i> de carregamento.	[MPa√m]
K_{II}	Fator de intensidade de tensão em modo <i>II</i> de carregamento.	[MPa√m]
K_{III}	Fator de intensidade de tensão em modo <i>III</i> de carregamento.	[MPa√m]
K_I^A	Fator de intensidade de tensão obtido pela solução analítica.	[MPa√m]
K_I^{MEF}	Fator de intensidade de tensão obtido por MEF.	[MPa√m]
K_{IC}	Tenacidade à fratura em termos de fator de intensidade de tensão.	[MPa√m]

K_I^P	Fator de intensidade de tensão gerado pela trinca devido aos carregamentos primários.	[MPa√m]
K_I^S	Fator de intensidade de tensão gerado pela trinca devido aos carregamentos secundários.	[MPa√m]
K_I^{SR}	Fator de intensidade de tensão devido às tensões secundárias e residuais.	[MPa√m]
K_J	Fator de intensidade de tensão equivalente em função da Integral J.	[MPa√m]
K_{mat}	Tenacidade à fratura em termos de fator de intensidade de tensão.	[MPa√m]
K_r	Razão de tenacidade.	-
$K_r _{L_r=1}$	Razão de tenacidade para $L_r = 1$.	-
K_r^{ep}	Razão de tenacidade em função da Integral J total máxima.	-
L	Dimensão característica para calcular J_p pela formulação da EPRI.	[m]
L_r, L_r^P	Razão de carregamento.	-
$L_{r,max}$	Razão de carregamento máxima ou valor de corte para evitar o colapso plástico nos diagramas FAD.	-
m	Constante adimensional para cálculo de CTOD.	-
n	Expoente de encruamento do material.	-
\mathbf{n}	Vetor unitário normal a Γ .	-
N	Número pontos com valores de fator de intensidade de tensão obtidos ao longo da geometria semi-elíptica.	-
N^e	Matriz de funções de forma do elemento.	-
$O(h^\alpha)$	Ordem dos termos não representados pela aproximação numérica.	-
P	Carregamento aplicado característica para calcular J_p pela formulação da EPRI.	[N]
P_b	Tensão primária de flexão.	[MPa]
P_L	Tensão local de membrana primeira.	[MPa]
P_m	Tensão primária de membrana.	[MPa]
P_o	Carregamento de referência para calcular J_p pela formulação da EPRI.	[N]

Q	Raiz quadrada da integral elíptica de segundo tipo.	-
Q_b	Tensão secundária de flexão.	[MPa]
Q_m	Tensão secundária de membrana.	[MPa]
r	Coordenada polar definida pela origem à frente da trinca.	[m]
r_D	Estimativa do tamanho da zona plástica de Dugdale.	[m]
r_p	Estimativa de segunda ordem do tamanho da zona plástica de Irwin.	[m]
r_y	Estimativa de primeira ordem do tamanho da zona plástica de Irwin.	[m]
$r_y(\theta)$	Estimativa de primeira ordem do tamanho da zona plástica de Irwin para qualquer θ .	[m]
R_{eH}	Limite superior de escoamento do material com escoamento descontínuo.	[MPa]
R_{eL}	Limite inferior de escoamento do material com escoamento descontínuo.	[MPa]
R_i	Raio interno de um vaso de pressão de paredes cilíndricas ou esféricas.	[MPa]
S	Tensão admissível.	[MPa]
S_r	Razão de carregamento definido na primeira edição da norma R6.	-
t	Espessura da placas para trincas semielípticas e elípticas e metade para trincas elípticas.	[m]
\vec{t}	Vetor de carregamento trativo.	-
\vec{T}	Vetor de tração.	-
T_{op}	Temperatura de operação.	[°C]
T_{ref}	Temperatura de referência.	[°C]
u_x	Deslocamento na direção X.	[m]
u_y	Deslocamento na direção Y.	[m]
u_z	Deslocamento na direção Z.	[m]
\vec{u}	Vetor de deslocamento; matriz de deslocamento global.	-
\bar{u}	Vetor cujas componentes são deslocamentos prescritos.	-
V	Abertura da boca do corpo de prova para medição de CTOD; Fator de correção plástico.	[m] -

W	Largura da placa para trincas um quarto de elipse e metade para trincas elípticas e semielípticas; comprimento do corpo do vaso de pressão com paredes cilíndricas.	[m]
\vec{W}	Vetor de funções ponderadoras.	-
\mathcal{W}	Densidade de energia de deformação.	[J/m ³]
$W - a$	Ligamento de material à frente da trinca em um corpo de prova.	[m]
Y	Fator de correção geométrico para a configuração de corpos finitos.	-
z	Altura do suporte do extensômetro na medição de CTOD.	[m]
α	Constante adimensional da formulação de Ramberg-Osgood.	-
γ_p	Energia de deformação plástica.	[J]
γ_s	Energia de superfície específica.	[J/m]
Γ	Contorno arbitrário.	[m]
Γ_t	Condições de contorno de Neumann (natural).	-
Γ_u	Condições de contorno de Dirichlet (essencial).	-
δ	Deslocamento da abertura da ponta da trinca (CTOD).	[m]
δ_5	Valor de CTOD levando em conta a abertura de medição de 5 mm no Modelo de Tratamento de Engenharia.	[m]
δ_{5YS}	Valor de CTOD durante escoamento para mesma abertura de medição no Modelo de Tratamento de Engenharia.	[m]
δ_e	Componente elástica de CTOD.	[m]
δ_{mat}	Tenacidade à fratura em termos de CTOD.	[m]
δ_p	Componente plástica de CTOD.	[m]
$\Delta\varepsilon$	Variação de deformação existente para materiais com escoamento descontínuo.	[m/m]
ε	Vetor de deformação.	-
ε_{ij}	Tensor deformação.	-
$\tilde{\varepsilon}_{ij}(n, \theta)$	Função adimensionais de n e θ do campo de deformações HRR.	-
ε_{ref}	Deformação de referência.	[m/m]
ε_{YS}	Deformação de escoamento.	[m/m]

θ	Coordenada polar definida pela origem à frente da trinca.	[rad]
μ	Parâmetro no Método da Tensão de Referência que vale 0,75 para o EPD e 1 para o EPT.	-
ν	Coeficiente de Poisson.	-
ρ	Raio de curvatura na extremidade da elipse; fator de interação plástica.	[m]
σ	Tensão de tração remota ao concentrador de tensão.	[MPa]
$\vec{\sigma}$	Tensor de tensão.	-
σ_1, σ_2 e σ_3	Tensões principais que definem o EPD (triaxialidade).	[MPa]
σ_c	Tensão de colapso do material.	[MPa]
σ_f	Tensão de fluxo.	[MPa]
σ_{ij}	Tensor de tensão.	-
$\tilde{\sigma}_{ij}(n, \theta)$	Função adimensional de n e θ do campo de tensões HRR.	-
$\sigma_{m\acute{a}x}$	Tensão no local do concentrador de geometria elíptica.	[MPa]
σ_{mises}	Tensão equivaçente de Von Mises.	[MPa]
σ_{ref}	Tensão de referência.	[MPa]
σ_U	Limite de resistência.	[MPa]
σ_{xx}	Tensão normal na direção ao eixo X.	[MPa]
σ_{YM}	Limite de escoamento mínimo do material à temperatura ambiente.	[MPa]
σ_{YS}	Limite de escoamento.	[MPa]
σ_{yy}	Tensão normal na direção do eixo Y.	[MPa]
σ_{zz}	Tensão normal na direção do eixo Z.	[MPa]
$\vec{\tau}$	Tensor de tensões internas no corpo.	-
τ_{xy}	Tensão cisalhante perpendicular ao eixo X e na direção do eixo Y.	[MPa]
τ_{xz}	Tensão cisalhante perpendicular ao eixo X e na direção do eixo Z.	[MPa]
τ_{yz}	Tensão cisalhante perpendicular ao eixo Y e na direção do eixo Z.	[MPa]
ϕ	Ângulo elíptico ou paramétrico.	[°]
Φ	Fator de interação plástica de acordo com a norma API 579/ASME FFS-1 (2016).	-

∇_s	Vetor gradiente simétrico.	-
∇_s^T	Transposta do vetor gradiente simétrico.	-

SUMÁRIO

CAPÍTULO I – DEFINIÇÃO DO PROBLEMA	30
1.1 Introdução	30
1.2 Objetivos	31
1.2.1 Objetivo Geral.....	31
1.2.2 Objetivos Específicos	31
1.3 Justificativa	32
1.5 Delimitação do Trabalho	35
1.6 Estruturação do Trabalho	35
CAPÍTULO II – MECÂNICA DA FRATURA	37
2.1 Definição da Mecânica da Fratura	37
2.2 Breve Histórico da Mecânica da Fratura	38
2.3 Mecânica da Fratura Linear Elástica	40
2.3.1 Fator de Intensidade de Tensão	41
2.3.2 Plasticidade à Frente da Trinca	44
2.3.3 Tenacidade à Fratura na MFLE	48
2.4 Mecânica da Fratura Elasto-Plástica	51
2.4.1 Integral J.....	51
2.4.2 Deslocamento da Abertura da Ponta da Trinca – CTOD.....	55
2.4.3 Relação entre Integral J e CTOD	57
CAPÍTULO III – ADEQUAÇÃO AO SERVIÇO (<i>FITNESS-FOR-SERVICE</i>)	59
3.1 Conceito de Adequação Ao Serviço	59
3.2 Caracterização de Trincas	62
3.3 Métodos de Avaliação de Trincas	64
3.3.1 A Curva de Projeto	65
3.3.2 Soluções do Tipo Totalmente Plásticas da EPRI	66
3.3.3 O Método da Tensão de Referência.....	67
3.3.4 O Modelo de Tratamento de Engenharia.....	68
3.3.5 O Diagrama de Avaliação de Falha.....	70
3.4 A Norma BS 7910 (2013)	76
3.4.1 Histórico e Organização	76
3.4.2 Avaliação Crítica de Engenharia	78
3.5 A Norma API 579/ASME FFS-1 (2016)	85

3.5.1	Histórico e Organização	85
3.5.2	Avaliação Crítica de Engenharia	87
CAPÍTULO IV – MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS		101
4.1	Conceito do Método dos Elementos Finitos	101
4.2	Elasticidade Linear – Forma Forte e Fraca do Problema	103
4.3	Discretização por Elementos Finitos Aplicada a Elasticidade Linear..	106
4.4	Tipos de elementos	107
4.4.1	Funções de Forma.....	107
4.4.2	Completitude e Continuidade	108
4.4.3	Elementos Triangulares e Tetraédricos	109
4.4.4	Elementos Retangulares e Hexaédricos.....	111
4.5	Convergência.....	114
4.6	Elementos Finitos na Mecânica da Fratura	116
4.6.1	Cálculo do Fator de Intensidade de Tensão pelo MEF	119
4.6.2	ABAQUS® e Mecânica da Fratura Computacional	121
CAPÍTULO V – METODOLOGIA.....		123
5.1	Objeto de Estudo	123
5.2	Material e Propriedades Mecânicas	124
5.3	Procedimento para Comparação das Normas	126
5.4	Análises via MEF	130
5.5	Aferição do Comportamento Plástico à Frente das Trincas.....	131
5.6	Modelagem do Vaso de Pressão no ABAQUS®	131
CAPÍTULO VI – RESULTADOS E DISCUSSÕES		133
6.1.	Análises via MEF	133
6.1.1	Modelo Desenvolvido	133
6.1.2	Resultados das Simulações via MEF – Análises Elásticas Lineares	134
6.1.3	Discussão dos Resultados via MEF – Análises Elásticas Lineares.....	143
6.1.4	Resultados das Simulações via MEF – Análises Elásticas Não-Lineares ..	145
6.1.4	Discussão dos Resultados via MEF – Análises Elásticas Não-Lineares	149
6.2	Resultados da Comparação de Nível 1	151
6.2.1	Determinação do Tamanho Crítico pela API 579/ASME FFS-1 (2016)	151
6.2.2	Determinação dos Tamanhos Críticos pela BS 7910 (2013)	153
6.2.3	Análise dos resultados da Comparação de Nível 1	153
6.3	Resultados da Comparação de Nível 2.....	154

6.3.1	Determinação dos Tamanhos Críticos pela BS 7910 (2013) e pela API 579/ASME FFS-1 (2016).....	155
6.3.2	Análise dos Resultados da Comparação de Nível 2.....	156
6.4	Resultados da Comparação de Nível 3.....	157
6.4.1	Montagem do FAD da Opção 3 da BS 7910 (2013).....	158
6.4.2	Montagem do FAD do Nível 3C da API 579/ASME FFS-1 (2016).....	162
6.4.3	Determinação dos Tamanhos Críticos pela BS 7910 (2013) e pela API 579/ASME FFS-1 (2016).....	165
6.4.4	Análise dos Resultados da Comparação de Nível 3.....	165
6.5	Progressão dos níveis de avaliação das normas BS 7910 (2013) e API 579/ASME FFS-1 (2016).....	167
	CAPÍTULO VII – CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	171
7.1	Conclusões	171
7.2	Sugestões para Trabalhos Futuros	172
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	174
	ANEXO A – SOLUÇÕES ANALÍTICAS PARA FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÃO	183
	ANEXO B – ITENS REFERENTES A NORMA BS 7910 (2013)	189
	ANEXO C – ITENS REFERENTES A NORMA API 579/ASME FFS-1 (2016)	194

CAPÍTULO I

DEFINIÇÃO DO PROBLEMA

1.1 Introdução

De acordo com Telles (2001, p.1), os vasos de pressão são “genericamente todos os recipientes estanques, de qualquer tipo, dimensões, formato ou finalidade, capazes de conter um fluido pressurizado”. São equipamentos extremamente importantes na indústria em geral, sendo sua integridade estrutural um fator de grande atenção.

Em diversas situações de uso na indústria, os vasos de pressão podem falhar durante sua operação. A Tab. 1 mostra a incidência dos principais mecanismos de deterioração causadores de falhas, onde destacam-se corrosão, fadiga, fratura frágil e sobrecarga.

Tabela 1 – Mecanismos de deterioração causadores de falhas e suas incidências na indústria.

Mecanismo	Incidência percentual
Corrosão	29 %
Fadiga	25 %
Fratura Frágil	16 %
Sobrecarga	11 %
Corrosão em alta temperatura	7 %
Corrosão sob tensão/fadiga combinada com corrosão/fragilização por hidrogênio	6 %
Fluência	3 %
Desgaste, abrasão e erosão	3 %

Fonte – Adaptado de ALEXANDER (1985 *apud* FERRANTE, 2002, p.24).

Os mecanismos de deterioração podem ser associados a presença de defeitos do tipo trincas (como fadiga, fratura frágil, corrosão sob tensão, fadiga combinada com corrosão, fragilização por hidrogênio e fluência) e estas têm efeito na resistência mecânica da estrutura ou componente que as contêm, já que são intensificadores de

tensões. Como resultado, tem-se tensões localizadas que superam os limites de segurança estipulados por projeto, o que pode levar a defeitos críticos que em alguns casos podem se tornar acidentes catastróficos.

Mesmo com a estrutura sujeita a condições de carregamento previstas durante a etapa de projeto, é possível que estes acidentes ocorram. Por este motivo, a compreensão da mecânica da fratura, o uso de métodos para identificação de descontinuidades e procedimentos de determinação da vida útil residual destas estruturas são de extrema importância no ambiente industrial e acadêmico (FRANCESCHINI, 2011, p.1).

Com o intuito de se ter uma melhor análise de engenharia (avaliação de vida útil remanescente) *versus* menor número de intervenções (parada de equipamento para manutenção) foram elaboradas normas técnicas de *Fitness For Service* (FFS – Adequação ao Serviço). Estas procuram explorar os limites de carregamentos, permitindo a utilização do ativo danificado de forma mais eficiente, estendendo sua campanha operacional.

Dentre as normas para adequação ao serviço de estruturas e componentes metálicos, 2 (duas) se destacam com grande aplicação na indústria, a norma americana API-579/ASME FFS-1 e a norma britânica BS 7910.

1.2 Objetivos

1.2.1 Objetivo Geral

Analisar modelos de trincas superficiais na parede de um vaso de pressão por meio do método dos elementos finitos e realizar os procedimentos de adequação ao serviço através das 2 (duas) normas (API-579/ASME FFS-1:2016 e BS 7910:2013) pela análise de aceitação das descontinuidades.

1.2.2 Objetivos Específicos

- Modelar trincas superficiais de geometria semi-elíptica na superfície externa do corpo cilíndrico de um vaso de pressão, respeitando as geometrias destas em relação a espessura de parede do equipamento;
- Analisar as trincas modeladas via elementos finitos para estabelecer o campo de tensões e deformações que as mesmas geram nas regiões críticas para um

carregamento gerado pela pressão interna de trabalho, considerando um incremento do tamanho das trincas;

- Determinar os fatores de intensidade de tensão das trincas geradas diante da pressão interna simulada;
- Verificar o comportamento das trincas nos vários níveis de avaliação das normas API-579/ASME FFS-1 (2016) e BS 7910 (2013);
- Analisar os limites de aceitabilidade destas descontinuidades em cada nível de cada norma através da determinação dos tamanhos críticos para cada configuração de trinca.

1.3 Justificativa

A análise de vida residual de um equipamento danificado é estratégico para uma indústria, pois o aumento das extensões de campanha permite a programação dos investimentos, evitando gastos financeiros desnecessários e melhoria contínua da produtividade. Ainda, sob o ponto de vista de segurança operacional, saber quando o defeito causado vai se tornar crítico é fundamental para se evitar incidentes que gerem acidentes catastróficos e impactos ambientais.

Na indústria, as trincas são de grande preocupação para a garantia da continuidade operacional dos equipamentos e sua segurança operacional. Assim, é extremamente importante se conhecer a causa destas descontinuidades, as formas de mitigá-las, bem como avaliar a sua severidade a fim de caracterizá-las quanto a sua influência na integridade estrutural da estrutura (FRANCESCHINI, 2011, p.4).

Neste quesito, a análise por elementos finitos se torna imprescindível para obtenção de resultados mais precisos, aumentando a confiabilidade das análises. Anderson (2005, p.553) afirma que a modelagem numérica de problemas da mecânica da fratura se tornou ferramenta indispensável, já que relativamente poucos problemas práticos têm solução exata através dos métodos analíticos.

Desta forma, a análise numérica de um problema de trincas se torna uma contribuição importante como referência aos problemas reais da indústria. Além disso, o estudo comparativo da adequação ao serviço destas descontinuidades frente às normas API-579/ASME FFS-1 (2016) e BS 7910 (2013) pela metodologia de

aceitação de descontinuidades e a comparação entre os níveis de conservadorismo nas metodologias de análise destas é algo bastante vantajoso para futuras aplicações industriais.

1.4 Estado da arte

Trabalhos de pesquisa e de engenharia aplicada têm sido executados na avaliação de estruturas e equipamentos contendo defeitos. Estes trabalhos tanto têm como intenção a aplicação dos procedimentos já existentes nas normas quanto de desenvolvimento e aprimoramento destes procedimentos.

Cabral (2007) desenvolveu uma ferramenta computacional baseada no *software* comercial MSC.PASTRAN para geração automática de modelos de dutos com defeitos de corrosão a serem analisados via elementos finitos. Almeida (2012) realizou o estudo da integridade estrutural um vaso de pressão com região danificada por corrosão através da norma API 579/ASME FFS-1 (2007), validando o procedimento de adequação ao serviço através de análise numérica via elementos finitos, tanto na análise de tensões quanto durante transiente térmico do mesmo.

Mais específico aos problemas da Mecânica da Fratura, Martins (2009) avaliou as condições de ocorrência de crescimento subcrítico de descontinuidades durante a realização de testes hidrostáticos em vasos de pressão através da análise de rasgamento dúctil utilizando o *software* Crackwise, que incorpora integralmente os procedimentos da norma BS 7910 (2005), validando a metodologia desta norma como uma ferramenta que proporciona melhores condições para a realização do teste, sem comprometer a integridade do equipamento e a segurança.

Franceschini (2011) estudou diferentes aspectos da interação de trincas induzidas pelo hidrogênio utilizando metodologias de diferentes níveis de complexidade das normas API 579/ASME FFS-1 (2007) e BS 7910 (2005), realizando também a modelagem e análise via elementos finitos das condições de operação de um vaso de pressão.

Silva (2016) utilizou os procedimentos da metodologia dos diagramas de avaliação de falha da norma BS 7910 (2005) para avaliação de trincas passantes longitudinais em risers rígidos, utilizando análises numéricas para validar os valores

dos fatores de intensidade de tensões em relação aos valores calculados analiticamente.

Estudos comparativos entre normas de FFS também vêm sendo realizados. Ramos (2009) fez o estudo comparativo das normas API 579/ASME FFS-1 (2007) e BS 7910 (2005) através da avaliação de uma trinca longitudinal, localizada próxima a um cordão de solda, em uma geometria cilíndrica hipotética com e sem tratamento térmico, por meio do diagrama de análise de falhas e realizando comparações entre ambas metodologias, apontando que a norma britânica possui um procedimento mais amistoso de ser colocado em prática, mas a norma americana provê dimensões críticas maiores.

Eren; Hadley; Nikbin (2011) fizeram um estudo comparativo entre a metodologia da soluções de carregamento limite da norma FITNET (2008) e a metodologia de tensão de referência da norma BS 7910 (2005) com intenção de avaliar qual metodologia seria implementada na nova edição da norma britânica para avaliação de colapso plástico. Este estudo comprovou a eficácia da metodologia de tensã de refeência da norma britânica, que foi mantida em sua versão de 2013.

Medina (2014) analisou os principais procedimentos para ensaio de tenacidade à fratura sob condições elastoplásticas e os procedimentos de avaliação da integridade estrutural das normas BS 7910 (2005), API 579/ASME FFS-1 (2007), SSM Research Report (2008) e SINTAP (1999) para previsões de carga de fratura com testes em placas trincadas centralmente, estabelecendo fatores de segurança para as previsões destas normas em relação aos resultados experimentais. O procedimento da norma SSM Research Report (2008) foi o menos conservador, mostrando menores fatores de segurança. Além disso, os resultados obtidos entre as outras normas foram muito próximos.

Larrosa; Ainsworth (2015) compararam os procedimentos das normas BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 (2016) e R6 (2015) focando nas soluções dos fatores de intensidade de tensão e soluções para colapso plástico e seus efeitos nas metodologias de avaliação. Bourga et al (2016) compararam as soluções relacionadas às análises de *Leak-Before-Break* (vazamento antes da ruptura) das normas BS 7910 (2013) e API 579/ASME FFS-1 (2007).

1.5 Delimitação do Trabalho

O trabalho tem como foco única e exclusivamente a comparação dos procedimentos de adequação ao serviço para defeitos do tipo trincas usando como objeto de estudo um vaso de pressão industrial com uma trinca superficial longitudinal localizada na superfície externa. Desta forma, este trabalho se limitará a:

- Explorar a fundamentação teórica com relação à (ao):
 - mecânica da fratura sob o ponto de vista de um problema complexo da mecânica dos sólidos, não abordando a questão metalúrgica ou de ensaio laboratorial da mesma;
 - práticas de adequação ao serviço, passando pelo conceito, formas de caracterização e avaliação de trincas pelos procedimentos de cada norma;
 - método dos elementos finitos, com conceituação, características e aplicação à mecânica da fratura.
- Comparar as duas normas, se limitando a busca dos fatores de intensidade de tensão, valores de Integral J e outros dados pertinentes aos procedimentos de cada uma delas.

1.6 Estruturação do Trabalho

Este trabalho está dividido em 7 (sete) capítulos, seguidos de referências bibliográficas e anexos, assim organizados:

- O Capítulo I trata da descrição geral do problema a ser abordado, estabelecimento dos objetivos gerais e específicos, justificativa para elaboração deste trabalho e delimitações do mesmo;
- O Capítulo II trata sobre os princípios da mecânica da fratura, especialmente conceito, desenvolvimento da base da mecânica da fratura linear elástica e da mecânica da fratura elasto-plástica;
- O Capítulo III trata das normas de adequação ao serviço, em especial seus conceitos, formas de caracterização de trincas, métodos de avaliação de trincas, com destaque à metodologia do Diagrama de Avaliação de Falha;

- O Capítulo IV trata do método dos elementos finitos, método numérico que será adotado neste trabalho, passando pelo seu conceito, características e aplicação deste aos problemas da mecânica da fratura;
- O Capítulo V trata da metodologia, onde serão abordados aspectos relativos ao vaso de pressão, materiais e propriedades mecânicas a serem consideradas, aos procedimentos para comparação das normas e ao uso do *software* ABAQUS® como ferramenta para as análises;
- O Capítulo VI trata dos resultados obtidos e a discussão quanto às comparações dos procedimentos de cada norma;
- O Capítulo VII trata das conclusões obtidas a partir dos resultados e discussões, e sugestões para trabalhos futuros;

CAPÍTULO II

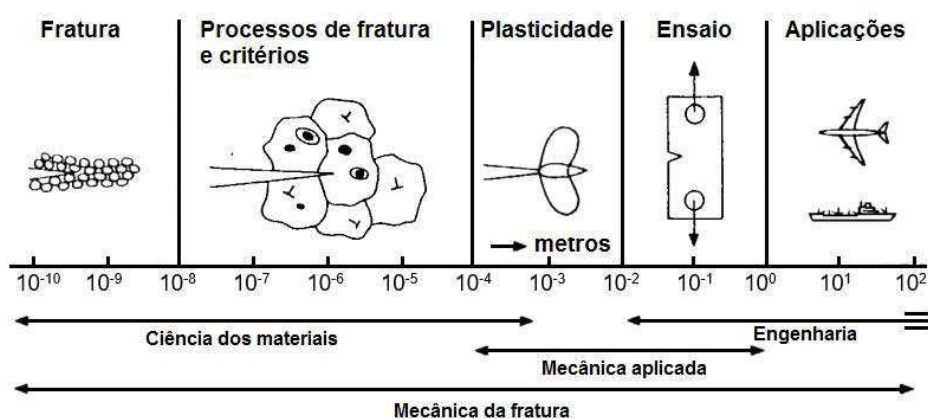
MECÂNICA DA FRATURA

Este capítulo trata dos princípios básicos da mecânica da fratura. A seção 2.1 se destina a definição e campos de aplicação da mecânica da fratura. Na seção 2.2 é feito um resumo do histórico desta ciência. A seção 2.3 trata dos princípios da mecânica da fratura linear elástica, enquanto a seção 2.4 trata dos princípios da mecânica da fratura elasto-plástica.

2.1 Definição da Mecânica da Fratura

A mecânica da fratura é o estudo do comportamento mecânico de componentes e estruturas com defeitos do tipo trinca sujeitos a carregamento aplicado (PEREZ, 2004, p.25). Seu desenvolvimento se deu quando o processo de análise e projeto de estruturas se tornou insuficiente para explicar falhas diante de níveis de sollicitação abaixo dos tidos como admissíveis (ROSA, 2002, p.153). Esta ciência pode ser abordada em muitas escalas, algumas delas resumidas na Fig. 1.

Figura 1 – Amplitude da mecânica da fratura na ciência e engenharia e suas escalas de uso.



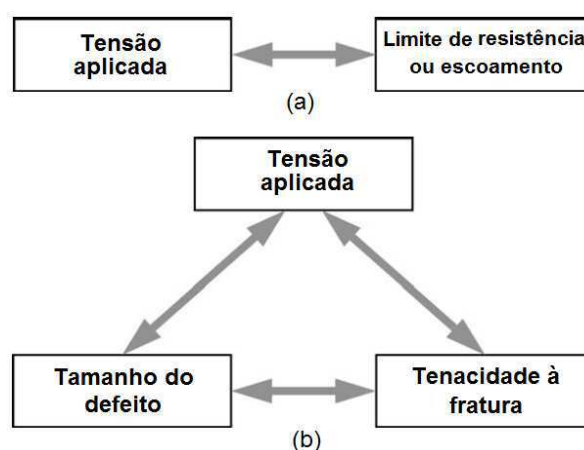
Fonte – Adaptado de BROEK, 1984, p.8.

Sob um ponto de vista atômico, a fratura pode ser vista como a separação dos planos atômicos; sob o ponto de vista microestrutural, o processo de fratura pode ser estudado para determinação da natureza da falha; já sob o ponto de vista de

engenharia, o material é tratado como um corpo sólido contínuo e analisado através do campo de tensões e deformações (ZEHNDER, 2012, p.3).

Especificamente do ponto de vista de engenharia, a mecânica da fratura é considerada uma abordagem de análise e projeto mais robusta quando comparada aos critérios de projeto clássicos, permitindo incluir a combinação de fatores importantes para prevenção da nucleação e/ou crescimento da tipo trinca, tais como o tamanho do defeito, o carregamento aplicado e a tenacidade à fratura (Fig. 2).

Figura 2– Comparação entre as abordagens de projeto: (a) análise clássica; (b) análise pela mecânica da fratura.



Fonte – Adaptado de ANDERSON, 2005, p.13.

2.2 Breve Histórico da Mecânica da Fratura

Com a revolução industrial, houve o surgimento em grande escala de materiais relativamente mais dúcteis para uso estrutural (além dos tradicionais materiais frágeis utilizados até então, como madeira, tijolos e argamassa) como o aço, o que veio a remover a restrição de carregamentos compressivos ao conceito de projeto de estruturas e cada vez mais possibilitou projetos baseados em carregamento de tração. Contudo, estruturas ainda vinham a falhar mesmo sob carregamentos abaixo dos limites de resistência dos materiais que as compunham.

Até então, o conceito quantitativo de um defeito era entendido pela teoria de concentradores de tensão. Especificamente no caso de uma placa com furo elíptico carregada remotamente por tração, σ , conforme Fig. 3, tem-se que o fator de

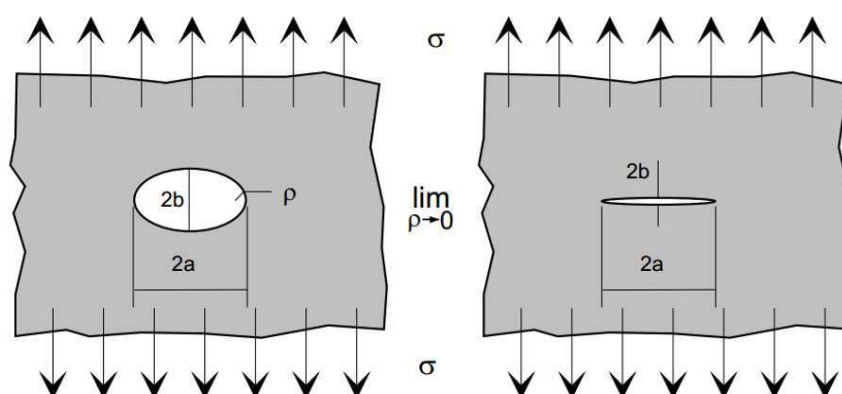
concentração de tensão é dado por Inglis (1913, *apud* PILKEY, W. D.; PILKEY, D. F., 2008, p.215):

$$\frac{\sigma_{m\acute{a}x}}{\sigma} = 1 + \frac{2a}{b} \quad (1)$$

sendo $\sigma_{m\acute{a}x}$ a tensão no local do concentrador; e a e b definem a geometria elíptica do concentrador. O raio de curvatura ρ na extremidade da elipse é dado por:

$$\rho = \frac{b^2}{a} \quad (2)$$

Figura 3 – Concentrador de tensão elíptico em uma placa sendo carregada por tração remota.



Fonte – Adaptado de ROSA, 2002, p.155.

Observa-se que para transformar o furo elíptico mostrado na Figura 3 em um defeito do tipo trinca, ρ teria que tender a zero, implicando também que b teria que a zero, e isto levaria a um paradoxo, pois o fator de concentração de tensão dado pela equação (1) tenderia ao infinito, resultando em uma tensão também de magnitude infinita na ponta da trinca.

A partir de 1920 com o trabalho de Griffith, foi proposto uma conexão das tensões de fratura e o tamanho do defeito, evocando a primeira lei da termodinâmica e formulando a teoria de fratura através do balanço energético entre a energia de deformação (relativa ao carregamento) se tornando maior que energia para criar a superfície de fratura (relativa ao material), o que proporcionava o crescimento da trinca (ANDERSON, 2005, p.9).

Após a Segunda Guerra Mundial, Irwin verificou que o trabalho de Griffith já oferecia as bases necessárias para o estudo de fraturas em estruturas e estendeu a

abordagem de Griffith para metais, ao mesmo tempo que Orowan, considerando conceito da taxa de liberação de energia, G , apresentando uma nova metodologia para solucionar os problemas de fratura (ANDERSON, 2005, p.10). A principal modificação com relação ao trabalho de Griffith foi a adição da energia dissipada pelo escoamento plástico local (PEREZ, 2004, p.34):

$$G = 2(\gamma_s + \gamma_p) = \frac{\pi a \sigma^2}{E'} \quad (3)$$

sendo γ_s a energia de superfície específica; γ_p a energia de deformação plástica; a é a metade do tamanho da trinca, conforme Fig. 3; σ o carregamento remoto a estrutura; e E' dado por:

$$E' = \begin{cases} E, \text{ para } EPT^1 \\ \frac{E}{(1-\nu^2)}, \text{ para } EPD^2 \end{cases} \quad (4)$$

sendo E o módulo de elasticidade do material e ν o coeficiente de Poisson. Para a fratura, é necessário que a taxa de liberação de energia promovida por σ seja igual a um valor crítico e totalmente intrínseco ao material, denominado tenacidade à fratura, G_c , e a propagação da trinca só ocorre se $G \geq G_c$ (ANDERSON, 2005, p.13).

Através de uma técnica semi-inversa para análise de tensões e deformações à frente de uma trinca desenvolvida por Westergaard em 1938, Irwin se utilizou desta para mostrar que estas tensões e deformações podiam ser descritas por uma única constante, chamada de Fator de Intensidade de Tensão, K , que podia ser usada como parâmetro controlador para avaliar o estado crítico de uma trinca. Irwin verificou que K podia ser relacionado à taxa de liberação de energia elástica através de (*apud* ANDERSON, 2005, p.10,15; PEREZ, 2004, p.35,39):

$$G = \frac{K^2}{E'} \quad (5)$$

2.3 Mecânica da Fratura Linear Elástica

A Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) pode ainda ser definida como a metodologia para análise de defeitos planares do tipo trinca a ser empregada em situações onde a possibilidade de ocorrência de deformação plástica ao redor da

¹ Estado Plano de Tensão.

² Estado Plano de Deformação.

frente da trinca é pequena, podendo esta restrição ser função das propriedades do material ou de fatores geométricos (KANNINEN; POPELAR, 1985, p.13; STROHAECKER, 1999, p.18). Alguns exemplos de materiais que podem ser analisados pela MFLE são: todos os materiais de alta resistência da indústria aeroespacial, aços de alta resistência e baixa liga (ARBL), aços inoxidáveis deformados à frio, entre outros (BROEK, 1988, p.48).

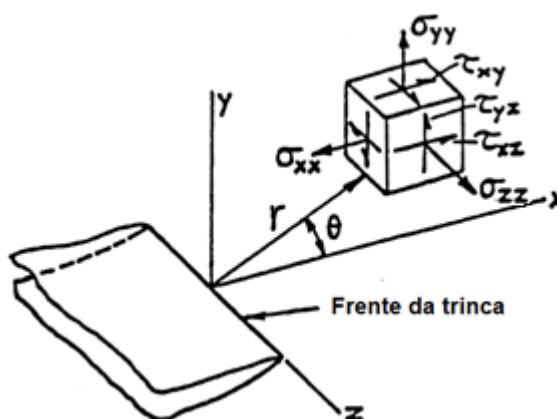
2.3.1 Fator de Intensidade de Tensão

O Fator de Intensidade de Tensão introduzido por Irwin (1957, p.364) é uma grandeza física usada como um parâmetro de controle para avaliar o estado crítico de uma trinca (PEREZ, 2004, p.39). Assumindo um material isotrópico de comportamento elástico linear, o campo de tensões em qualquer corpo elástico linear que contém uma trinca pode ser definido, conforme Irwin (ANDERSON, 2005, p.42):

$$\sigma_{ij} = \left(\frac{k}{\sqrt{r}}\right) f_{ij}(\theta) + \sum_{m=0}^{\infty} A_m r^{\frac{m}{2}} g_{ij}^{(m)}(\theta) \quad (6)$$

sendo σ_{ij} o tensor de tensões; r e θ as coordenadas polares definidas pela origem à frente da trinca, conforme Fig.4; k uma constante; f_{ij} funções adimensionais de θ ; A_m e $g_{ij}^{(m)}$ os termos de ordem superior, respectivamente, para a amplitude e a função dimensional de θ para o m-ésimo termo.

Figura 4 – Estado de tensões e sistema de coordenadas polares definido à frente da trinca.

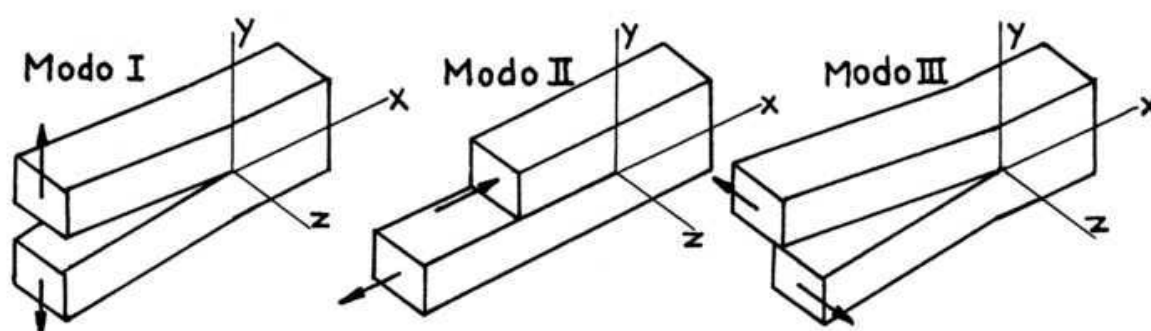


Fonte – Adaptado de TADA; PARIS; IRWIN, 2000, p.3.

Os termos de alta ordem dependem da geometria, mas o termo principal depende apenas da relação $1/\sqrt{r}$ e a medida que r tende a zero, o termo principal tende ao infinito e os outros termos permanecem finitos ou nulos. Assim, as tensões próximas à frente da trinca variam com a relação $1/\sqrt{r}$ de forma independente da geometria do corpo.

Os campos de tensões próximos à frente da trinca podem ser classificados em três tipos básicos, cada um associado com um modo global de carregamento e local de deformação, mas cuja superposição se torna suficiente para descrição do caso tridimensional mais geral (TADA; PARIS; IRWIN, 2000, p.2). Estes modos são ilustrados na Fig. 5.

Figura 5 – Modos de carregamento global e deformação local que podem ser aplicados a uma trinca.



Fonte – Adaptado de TADA; PARIS; IRWIN, 2000, p.2.

O modo de carregamento *I* é conhecido como o modo de abertura e está associado com deslocamento local no qual as superfícies da trinca se afastam (simetria com relação aos planos XY e XZ, conforme Fig. 6a). O modo *II* de carregamento é conhecido como o modo de deslizamento de aresta (TADA; PARIS; IRWIN, 2000, p.2) ou de cisalhamento no plano (ANDERSON, 2005, p.43) e está associado com deslocamento local no qual as superfícies se deslizam uma em relação à outra e perpendicular à frente de trinca (simetria com relação ao plano XY e antissimétrica com relação a XZ, conforme Fig. 6b). O modo *III* de carregamento é conhecido como o modo de rasgamento (PEREZ, 2004, p.40) ou de cisalhamento fora do plano (ANDERSON, 2005, p.43) e está associado com o deslizamento das superfícies da trinca uma com relação a outra em paralelo à frente da trinca

(antissimétrica com relação aos planos XY e XZ, conforme Fig. 6c). Na prática, o modo *I* de carregamento é o que mais se verifica em estruturas e aplicações reais.

Com relação a equação (6), f_{ij} e k são dependentes do modo de carregamento, mas todos os modos produzem a singularidade $1/\sqrt{r}$. Assim, substituindo k pelo fator de intensidade de tensão, K , tal que $K = k\sqrt{2\pi}$, e desprezando os termos de alta ordem, tem-se para o modo *I* de carregamento, por exemplo, os campos de tensão e deformação (TADA; PARIS; IRWIN, 2000, p.3; ANDERSON, 2005, p.44):

$$\begin{cases} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \tau_{xy} \end{cases} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \begin{cases} \left[1 - \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] \\ \left[1 + \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] \\ \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right) \end{cases} \quad (7)$$

$$\sigma_{zz} = \begin{cases} 0, EPT \\ \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}), EPD \end{cases} \quad (8)$$

$$\tau_{xz} = \tau_{yz} = 0 \quad (9)$$

$$\begin{cases} u_x \\ u_y \end{cases} = \frac{K_I}{2g} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \begin{cases} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[\kappa - 1 + 2 \sin^2\left(\frac{\theta}{2}\right)\right] \\ \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[\kappa + 1 - 2 \cos^2\left(\frac{\theta}{2}\right)\right] \end{cases} \quad (10)$$

$$u_z = 0 \quad (11)$$

$$\kappa = \begin{cases} 3 - 4\nu, EPD \\ (3 - \nu)/(1 + \nu), EPT \end{cases} \quad (12)$$

sendo K_I o fator de intensidade de tensão para o modo *I* de carregamento, g o módulo de cisalhamento e u_x , u_y e u_z os deslocamentos nas direções X, Y e Z, respectivamente. Sendo assim, o fator de intensidade tensão define a amplitude da singularidade à frente da trinca e as tensões próximas a ela crescem proporcionalmente a esta magnitude (ANDERSON, 2005, p.45).

O fator de intensidade de tensão para uma configuração particular de trinca pode ser definido em função da tensão remota à localização da trinca, da geometria da trinca e da configuração do corpo que contém a trinca (PEREZ, 2004, p.41). De acordo com Irwin, para uma placa infinita com trinca central de tamanho $2a$ sob carregamento remoto em modo *I* (ANDERSON, 2005, p.46):

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (13)$$

Para a configuração de corpos finitos, aplica-se o fator de correção geométrico Y , que é função da geometria da trinca em relação as dimensões finitas do corpo, tal que:

$$K_I = Y\sigma\sqrt{\pi a} \quad (14)$$

cujas soluções existem em diversos *handbooks* e compêndios para geometrias comuns de engenharia.

Em materiais reais, no entanto, as tensões à frente da trinca são finitas pois a frente da trinca é finita, já que fisicamente sempre existirá um certo grau de deformação nesta, e o fenômeno de plasticidade nos metais, por exemplo, leva ao relaxamento dessas tensões (ANDERSON, 2005, p.61). Assim, a MFLE se torna cada vez menos precisa à medida que a zona inelástica à frente da trinca cresce (PEREZ, 2004, p.95), mas correções podem ser feitas de forma a compensar estes efeitos, desde que estes sejam moderados.

2.3.2 Plasticidade à Frente da Trinca

Quando da existência de zona plastificada à frente da trinca, quando o seu tamanho é muito menor que o tamanho característico da trinca ($r \ll a$), tem-se o fenômeno de escoamento em pequena escala (*small-scale yielding*). Já quando o tamanho característico da trinca é menor que o tamanho da zona plástica ($r > a$), tem-se o fenômeno de escoamento em larga escala (*large-scale yielding*).

O fenômeno de plasticidade à frente da trinca pode ser previsto através da abordagem de Irwin ou da aproximação de Dugdale. Ambas as abordagens estimam o tamanho da zona plástica quando o escoamento é moderado à frente da trinca, o que permite uma compensação deste fenômeno no fator de intensidade de tensão, também dito fator de intensidade de tensão efetivo, K_{eff} .

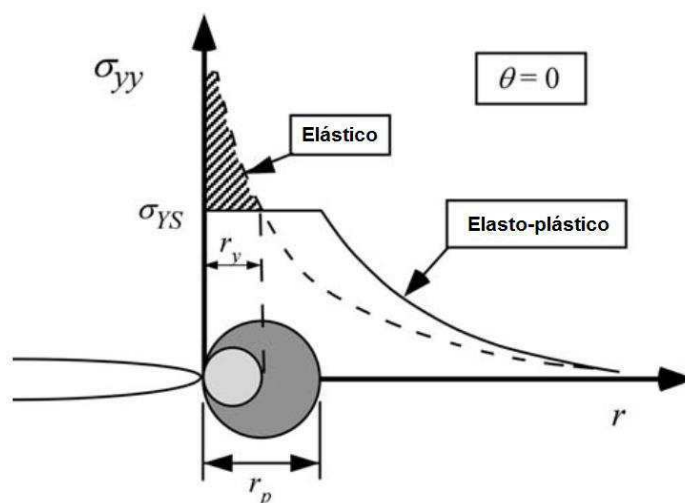
A abordagem de Irwin para estimativa do tamanho da zona plástica tem como base a equação (7), para $\sigma_{yy}(\theta = 0) = \sigma_{YS}$ (ANDERSON, 2005, p.61):

$$r_y = \begin{cases} \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{YS}} \right)^2, EPT \\ \frac{1}{6\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{YS}} \right)^2, EPD \end{cases} \quad (15)$$

sendo r_y uma estimativa de primeira ordem do tamanho da zona plástica durante o escoamento e σ_{YS} o limite de escoamento do material. Se o material fosse linear elástico, as tensões cresceriam além de σ_{YS} , conforme a área hachurada da Fig. 6. Porém, para um material elasto-plástico, estas tensões não excedem o limite de escoamento, pois a zona plástica cresce de forma a acomodá-las. Assim, uma nova estimativa de segunda ordem é dada por Irwin (*apud* GDOUTOS, 1993, p.64):

$$r_p = \begin{cases} \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{YS}} \right)^2, EPT \\ \frac{1}{3\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{YS}} \right)^2, EPD \end{cases} \quad (16)$$

Figura 6 – Estimativas de primeira e segunda ordem para a zona plástica pela abordagem de Irwin.

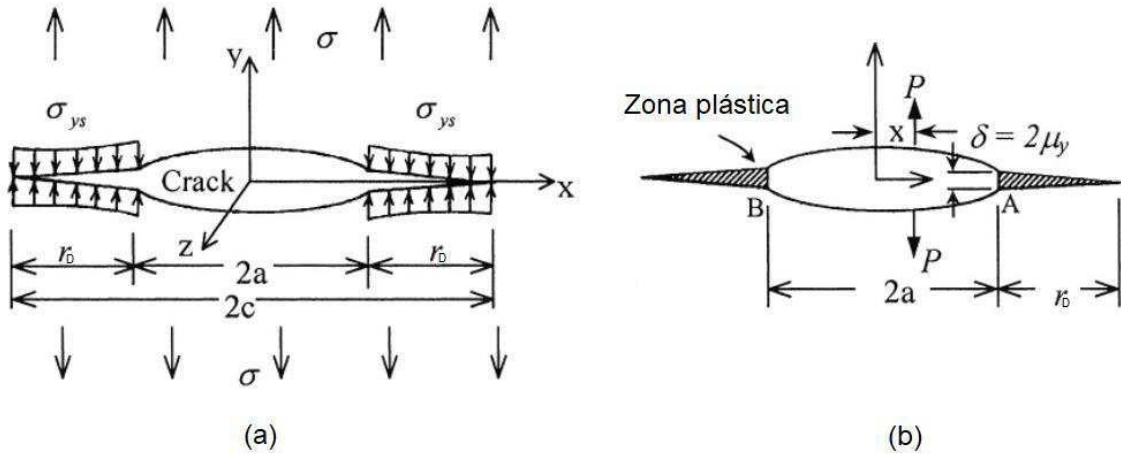


Fonte – Adaptado de ANDERSON, 2005, p.62.

A aproximação de Dugdale, também chamada de modelo de bandas de escoamento (*strip yield model*) propõe uma zona plástica delgada ao longo da frente da trinca em um material que não sofre encruamento plástico, em EPT. Esta zona plástica é modelada considerando uma trinca de tamanho $2a + 2r_D$, conforme Fig. 7a, onde r é a extensão da zona plástica, conforme Fig. 7b. Ao longo de r_D , está submetida uma tensão de fechamento da ordem de σ_{YS} . O tamanho da zona plástica estimado pela aproximação de Dugdale é (PEREZ, 2004, p.102):

$$r_D = \frac{\pi}{8} \left(\frac{K_I}{\sigma_{YS}} \right)^2 \quad (17)$$

Figura 7 – Modelo de escoamento em tiras de Dugdale. (a) Tamanho da trinca considerada; (b) localização das zonas plásticas.



Fonte – Adaptado de PEREZ, 2004, p.101.

Comparando a estimativa de segunda ordem de Irwin com a estimativa de Dugdale, no EPT, percebe-se que $r_y = 0,81r_D$ (PEREZ, 2004, p.103). Ambas as abordagens, no entanto, apenas estimam o tamanho da zona plástica no plano $\theta = 0$.

Uma forma de se avaliar o tamanho da zona plástica em todos os ângulos θ é aplicando um critério de falha, como o de von Mises. Por este, a falha ocorre quando a tensão equivalente de von Mises for igual ou maior ao limite de escoamento uniaxial do material, $\sigma_{mises} \geq \sigma_{YS}$. A tensão equivalente de von Mises é dada por (DOWLING, 2013, p.290):

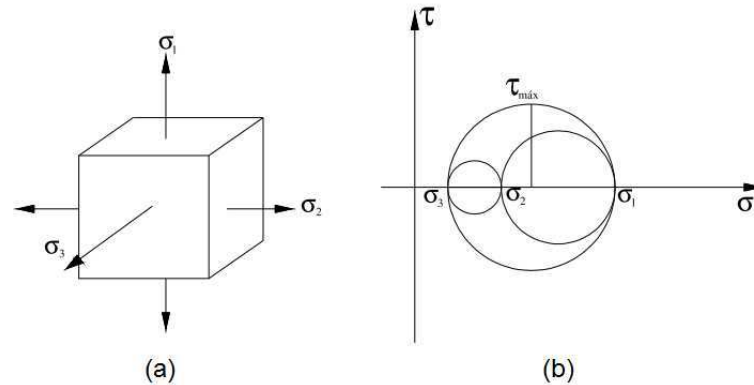
$$\sigma_{mises} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \quad (18)$$

onde σ_1 , σ_2 e σ_3 representam as tensões principais que definem o EPD (triaxialidade), conforme Fig. 8a. Pelo círculo de Mohr, ilustrado na Fig. 8b, tem-se que (BEER et al., 2008, p.468):

$$\sigma_1, \sigma_2 = \frac{\sigma_{xx} + \sigma_{yy}}{2} \pm \left[\left(\frac{\sigma_{xx} - \sigma_{yy}}{2} \right)^2 + \tau_{xy}^2 \right]^{1/2} \quad (19)$$

$$\sigma_3 = \begin{cases} 0, EPT \\ \nu(\sigma_1 + \sigma_2), EPD \end{cases} \quad (20)$$

Figura 8 – Esquema de tensões no EPD (triaxialidade). (a) Tensões em um elemento infinitesimal; (b) círculo de Mohr equivalente.



Fonte – Adaptado de MEDINA, 2014, p.31.

Substituindo as equações (7) e (8) em (19) e (20), respectivamente, tem-se (ANDERSON, 2005, p.67):

$$\begin{cases} \sigma_1 \\ \sigma_2 \end{cases} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \begin{cases} 1 + \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \\ 1 - \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \end{cases} \quad (21)$$

$$\sigma_3 = \begin{cases} 0, EPT \\ \frac{2\nu K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right), EPD \end{cases} \quad (22)$$

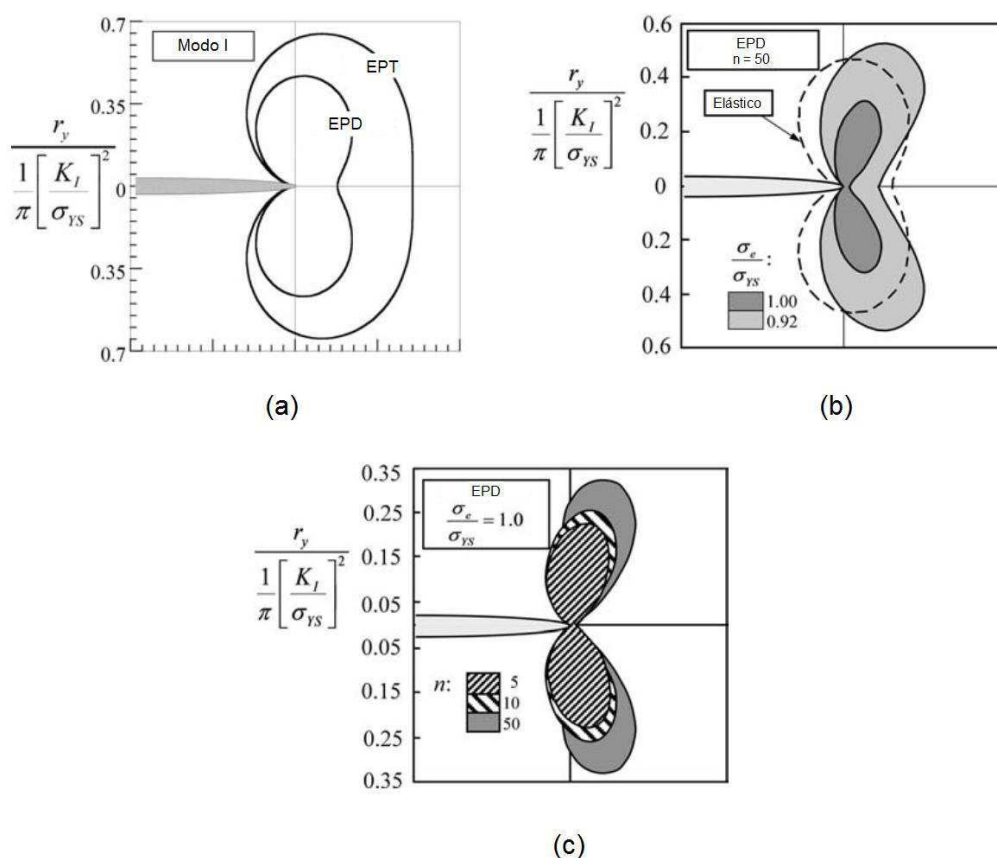
No limite do critério de falha de von Mises, $\sigma_e = \sigma_{YS}$, e substituindo as equações (21) e (22) na equação (18) e resolvendo para $r(\theta)$, tem-se (ANDERSON, 2005, p.67):

$$r_y(\theta) = \begin{cases} \frac{1}{4\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{YS}}\right)^2 \left[1 + \cos\theta + \frac{3}{2}\sin^2\theta\right], EPT \\ \frac{1}{4\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{YS}}\right)^2 \left[(1 - 2\nu)^2(1 + \cos\theta) + \frac{3}{2}\sin^2\theta\right], EPD \end{cases} \quad (23)$$

A Figura 9a mostra o formato da zona plástica para o modo I de carregamento pela equação (23). A diferença de tamanho entre o EPT e o EPD se deve à supressão do escoamento pelo estado triaxial de tensões. Apesar de resultarem em melhores previsões, as zonas plásticas geradas pela equação (23) não são estritamente corretas, visto que o critério de falha de von Mises é baseado em uma análise puramente elástica (ANDERSON, 2005, p.67). A Fig. 9b mostra a comparação entre a zona plástica prevista pela equação (23) no EPD e zonas plásticas obtidas por análises elásticas não-lineares via elementos finitos, enquanto a Fig. 9c mostra a

influência do encruamento do material nestas, também obtido por análises elásticas não-lineares via elementos finitos.

Figura 9 – (a) Zonas plásticas previstas pelo critério de falha de von Mises (análise linear); (b) zonas plásticas obtidas por análise elásticas não-lineares via elementos finitos em comparação com a zona plástica elástica; e (c) efeito no encruamento do material na zona plástica.



Fonte – Adaptado de ANDERSON, 2005, p.68,69.

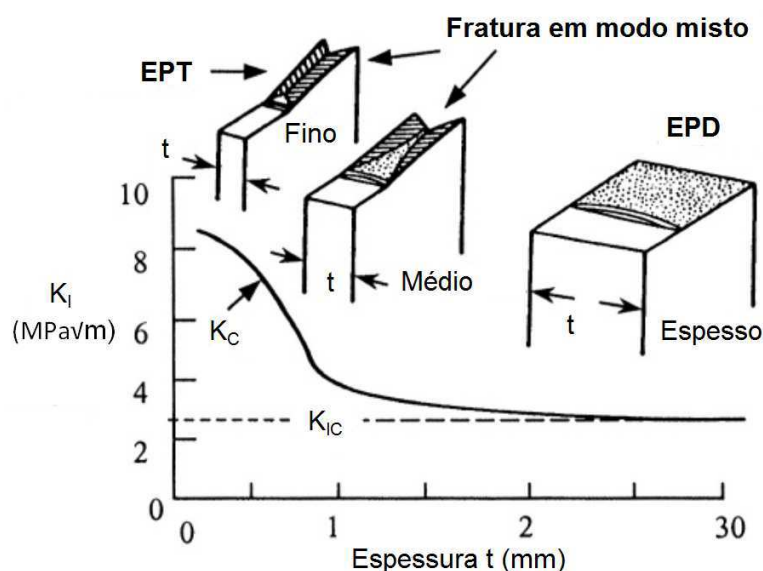
2.3.3 Tenacidade à Fratura na MFLE

Tenacidade à fratura é uma propriedade intrínseca ao material, sendo definida como a resistência que um material oferece em relação a propagação de uma trinca sob EPT (ANDERSON, 2005, p.299; ASTM E399, 2012, p.2). Sua medição experimental e padronização assume contribuição de suma importância na aplicação da mecânica da fratura na avaliação de integridade estrutural, projeto baseado na tolerância ao defeito, avaliações de adequação ao serviço e análise de resistência residual de componentes e estruturas (ZHU; JOYCE, 2012, p.1), já que este

parâmetro será usado como critério de falha em muitas destas análises. Destacam-se a norma ASTM E399 (2012) e BS 7448 – Parte 1 (1991), normas americana e britânica, respectivamente, destinadas a determinação de tenacidade à fratura em materiais metálicos sob a ótica da MFLE.

É importante frisar que o valor crítico determinado por estas normas são obtidos para o EPD, sendo comum o uso do termo “tenacidade à fratura no EPD”. Isto tem como base o comportamento observado deste parâmetro com relação à triaxialidade de tensão à frente da trinca, conforme ilustrado na Fig. 10.

Figura 10 – Efeito da triaxialidade à frente da trinca em relação à tenacidade à fratura do material.



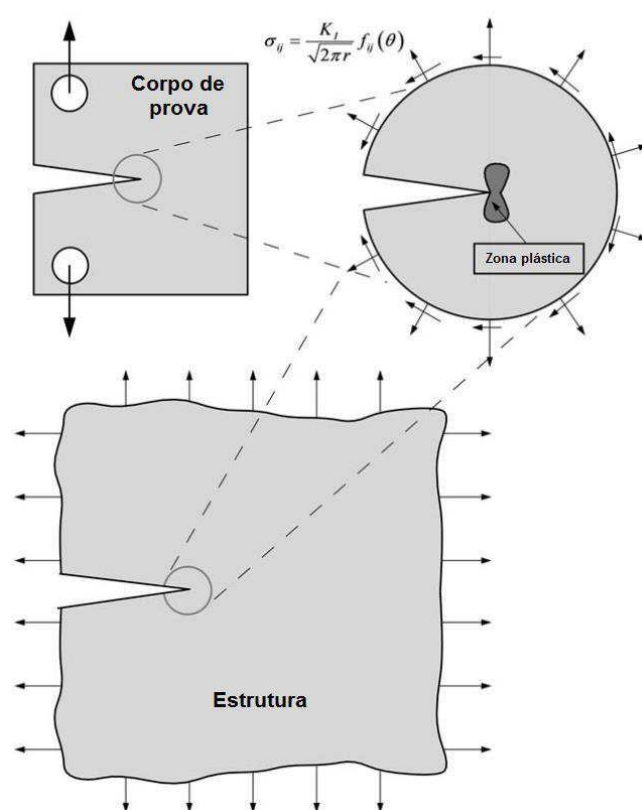
Fonte – Adaptado de PEREZ, 2004, p.63.

Enquanto o EPT prevalece à frente da trinca para baixa espessura (baixa restrição), este induz um valor aparente de tenacidade à fratura, K_C . À medida que se vai transitando do EPT para o EPD, e portanto da biaxialidade para a triaxialidade à frente da trinca (aumento de restrição), a tenacidade à fratura tende a ficar insensível à espessura, assumindo um valor de piso, K_{IC} . Portanto, garantir a triaxialidade à frente da trinca para a determinação da tenacidade à fratura exige uma alta restrição nesta. De acordo com a norma ASTM E399-12 (2012), o EPD é garantido quando $r_y < B/25$ (GDOUTOS, 1993, p.65) e, portanto, pela equação (16), tem-se que corpos de prova devem obedecer a relação (ASTM E399-12, 2012, p.6) :

$$a, B, (W - a) \geq 2,5 \left(\frac{K_{IC}}{\sigma_{YS}} \right)^2 \quad (24)$$

sendo B a espessura do corpo de prova; e $(W - a)$ o ligamento do material à frente da trinca. Assim, a tenacidade à fratura K_{IC} obtida através de um corpo de prova que obedece as dimensões estabelecidas pela equação (24) representaria a propriedade intrínseca do material de uma estrutura real trincada.

Figura 11 – Esquema da condição da zona plástica em relação a zona dominada pela singularidade para um corpo de prova e uma estrutura.



Fonte – Adaptado de ANDERSON, 2005, p.70.

Esta condição é obtida mesmo com relação aos efeitos inelásticos à frente da trinca, desde que a região plastificada seja suficientemente pequena e se encontre dentro da zona dominada pela singularidade da trinca, conforme ilustra a Fig. 11. Quando esta zona plástica não mais estiver contida na zona dominada pela singularidade da trinca, a MFLE falha em prever o estado da trinca e passa-se a exigir uma abordagem não linear, intitulada mecânica da fratura elasto-plástica.

2.4 Mecânica da Fratura Elasto-Plástica

A Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP) estuda os fenômenos de fratura acompanhados de escoamento em larga escala à frente da trinca, fenômeno este observado em materiais com comportamento não-lienar (LIU, 2005, p.281). Este comportamento é observado na maioria dos materiais estruturais, que possuem alta tenacidade e baixo limite de escoamento e são extensivamente usados na indústria de geração de energia, construção, química, petroquímica e de exploração de petróleo e gás (SAXENA, 1998, p.81).

Nos materiais metálicos, este comportamento é chamado de plasticidade e o material é tido como dúctil. O modelo aproximado deste comportamento é o modelo não-linear elástico ou deformação de plasticidade (*deformation plasticity*).

Os principais parâmetros para avaliação do estado de uma trinca cujo material exhibe comportamento não-linear são a Integral J e o Deslocamento da Abertura da Ponta da Trinca (*Crack Tip Opening Displacement – CTOD*).

2.4.1 Integral J

A Integral J foi desenvolvida por Rice (1968) e consiste em uma integral de contorno independente do caminho e pode ser considerada como uma variação da energia potencial de um corpo com incremento de extensão da trinca (LIU, 2005, p.282). Considerando um corpo homogêneo de material elástico linear ou elástico não-linear livre das forças de corpo sob EPD, conforme Fig. 12, define-se matematicamente a Integral J como (RICE, 1968, p.379):

$$J = \int_{\Gamma} \left(\mathcal{W} dy - \mathbf{T} \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial x} ds \right) \quad (25)$$

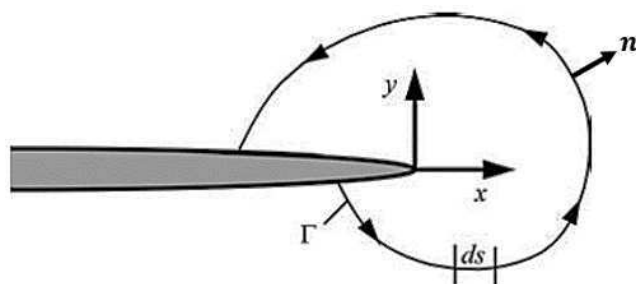
sendo \mathbf{u} o vetor de deslocamento; ds é um arco infinitesimal ao longo do contorno arbitrário Γ , avaliado no sentido anti-horário; dy é o deslocamento infinitesimal normal ao plano da trinca; \mathbf{T} é o vetor de tração; e \mathcal{W} a densidade de energia de deformação, ambos definidos respectivamente por:

$$\mathbf{T} = \sigma_{ij} \mathbf{n} \quad (26)$$

$$\mathcal{W} = \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \quad (27)$$

sendo \mathbf{n} o vetor unitário normal a Γ e ε_{ij} o tensor deformação.

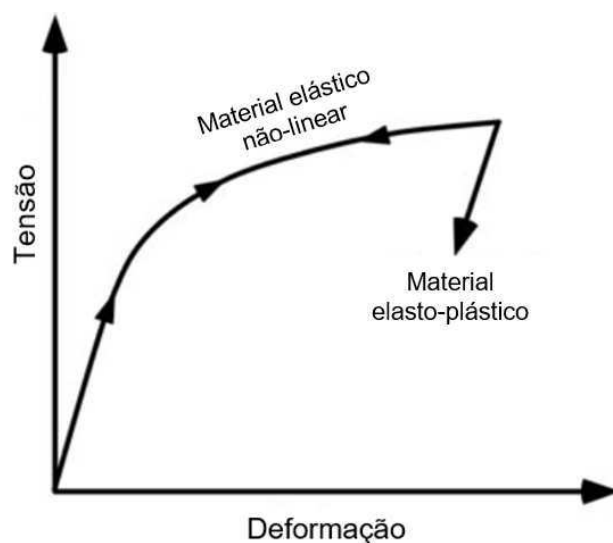
Figura 12 – Contorno arbitrário ao redor da frente da trinca.



Fonte – Adaptado de ANDERSON, 2005, p.110.

A independência do caminho escolhido está diretamente relacionada ao fato do material ser aproximado a um comportamento elástico não-linear (KANNINEN; POPELAR, 1985, p.67), que difere um pouco de um material elasto-plástico, conforme ilustra a Fig. 13.

Figura 13– Comportamento tensão-deformação de um material elasto-plástico e um material não-linear elástico.



Fonte – Adaptado de ANDERSON, 2005, p.108.

Esta diferença se encontra no comportamento do material durante descarregamento: enquanto um material elasto-plástico descarrega por um caminho diferente e linear com inclinação igual o módulo de elasticidade, um material elástico não-linear descarrega pelo mesmo caminho do carregamento (ANDERSON, 2005, p.107). Assim, desde que não haja descarregamento significativo, a Integral J pode

ser usada como um fator de controle para caracterização de comportamento plástico de materiais dúcteis contendo trincas estacionárias (PEREZ, 2004, p.138).

A Integral J pode ser considerada também como igual a taxa de liberação de energia elástica para um corpo de prova de comportamento elástico não linear que contém uma trinca (GDOUTOS, 1993, p.160; ANDERSON, 2005, p.108). Assim, neste caso, $J = G$ (LIU, 2005, p.284):

$$J = \frac{K_I^2}{E'} \quad (28)$$

Analogamente ao fator de intensidade de tensão, a Integral J também pode ser usada como um parâmetro para caracterização dos campos de tensão e deformação à frente da trinca. Esta caracterização pode ser feita através das Equações de Campo HRR.

2.4.1.1 Equações de Campo HRR

Hutchinson (1968) e Rice; Rosengren (1968) mostraram a relação existente entre a magnitude da Integral J e o campo de tensões e deformações à frente de uma trinca existente em um material elástico não-linear, que se tornaram conhecidos como os campos HRR (Hutchinson, Rice e Rosengren) (SAXENA, 1998, p.88). O material considerado pela análise obedecia a relação de Ramberg-Osgood (DOWLING, 2013, p.644):

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{YS}} = \frac{\sigma}{\sigma_{YS}} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_{YS}} \right)^n \quad (29)$$

sendo ε_{YS} a deformação de escoamento; α uma constante adimensional; e n é o expoente de encruamento do material.

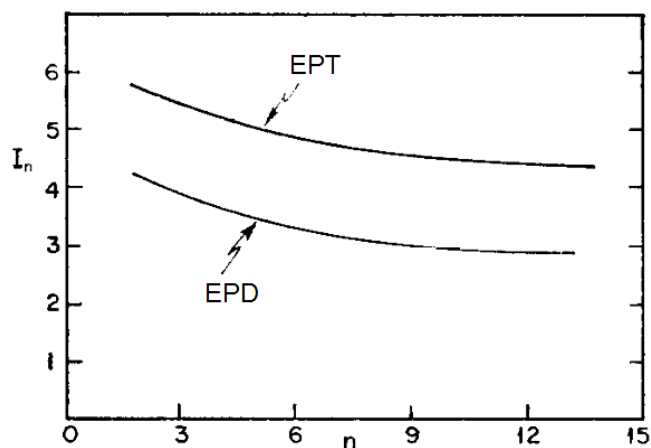
Considerando que a Integral J é independente ao caminho escolhido, um caminho circular com centro posicionado na frente da trinca, raio r e coordenadas θ , tem-se que os campos de tensão e deformação podem ser dados por (SAXENA, 1998, p.90; ANDERSON, 2005, p.112):

$$\sigma_{ij} = \sigma_{YS} \left(\frac{EJ}{\alpha \sigma_{YS}^2 I_n r} \right)^{\frac{1}{n+1}} \tilde{\sigma}_{ij}(n, \theta) \quad (30)$$

$$\varepsilon_{ij} = \frac{\alpha \sigma_{YS}}{E} \left(\frac{EJ}{\alpha \sigma_{YS}^2 I_n r} \right)^{\frac{n}{n+1}} \tilde{\varepsilon}_{ij}(n, \theta) \quad (31)$$

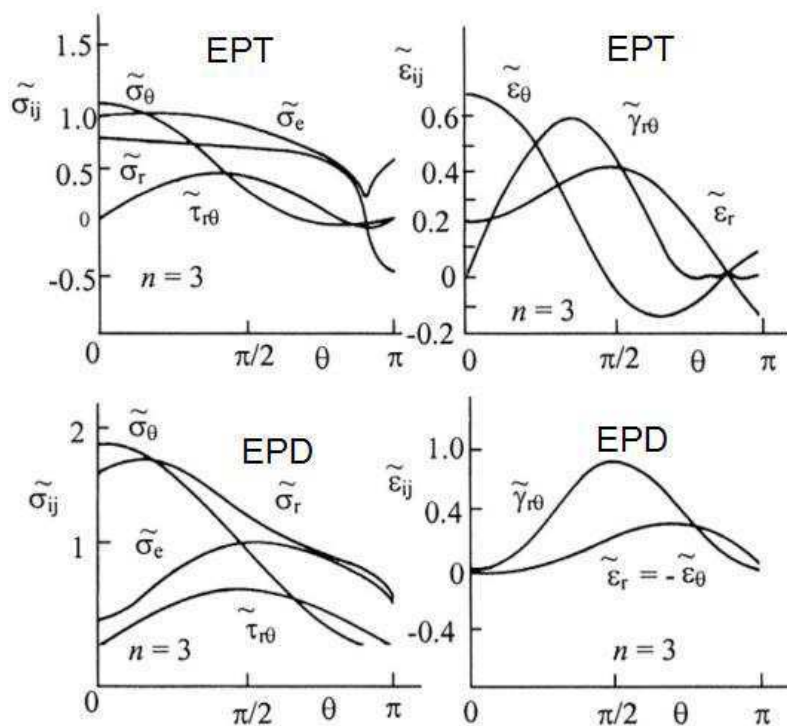
sendo $\tilde{\sigma}_{ij}(n, \theta)$ e $\tilde{\varepsilon}_{ij}(n, \theta)$ funções adimensionais de n e θ ; I_n uma constante de integração que depende de n . A Fig. 14 mostra a variação de I_n com n para o EPD e o EPT. A Fig. 15 mostra a variação das funções $\tilde{\sigma}_{ij}$ e $\tilde{\varepsilon}_{ij}$ com θ e $n = 3$.

Figura 14 – Variação de I_n com n para o EPT e EPD.



Fonte – Adaptado de HUTCHINSON, 1968, p.22.

Figura 15 – Variação das funções $\tilde{\sigma}_{ij}$ e $\tilde{\varepsilon}_{ij}$ com θ e $n = 3$.



Fonte – Adaptado de PEREZ, 2004, p.154.

Pelas equações (30) e (31), percebe-se que para um material elástico não-linear que segue a relação de Ramberg-Osgood, a singularidade diante dos campos HRR é da ordem de $r^{-1/(n+1)}$. De fato, para o caso em que $n = 1$ (material elástico linear), verifica-se a singularidade $1/\sqrt{r}$. Assim, a Integral J define a amplitude da singularidade dos campos HRR e descreve completamente as condições dentro da zona plástica (PEREZ, 2004, p.154; ANDERSON, 2005, p.112), desde que siga as condições já impostas.

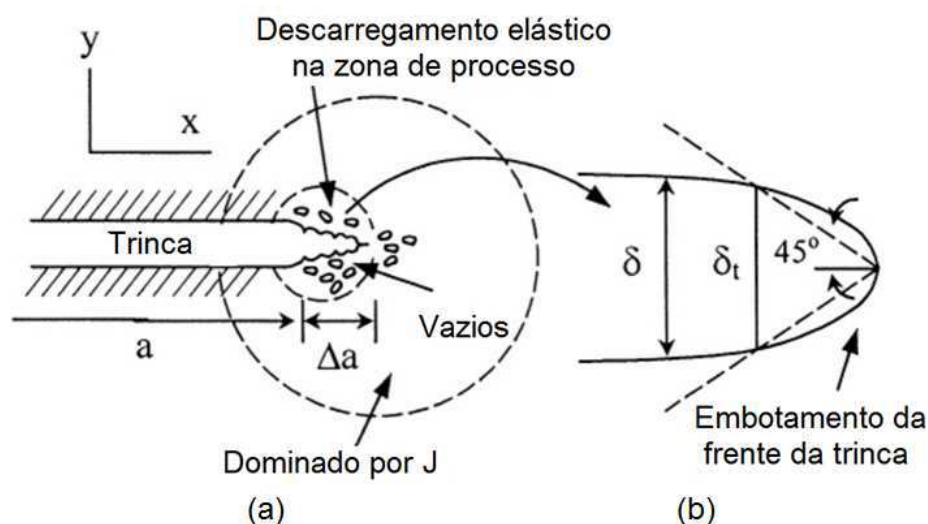
Como limitação do uso das equações de campo HRR, tem-se que estas foram desenvolvidas em cima da suposição de um material que segue a relação de Ramberg-Osgood. Outra limitação é que os campos HRR não levam em conta grandes deformações presentes à frente da trinca, já que se baseia na teoria de pequenas deformações e esta só é válida para deformações de até 10% (SAXENA, 1998, p.92; ANDERSON, 2005, p.113). Ainda, os campos HRR não consideram o efeito de embotamento da trinca, fenômeno constantemente observado em materiais elasto-plásticos.

Desta forma, percebe-se que a Integral J é uma forma de caracterização do estado da trinca com enfoque puramente mecânico, sem a consideração de efeitos metalúrgicos e microestruturais (MEDINA, 2014, p.46). Quando o enfoque é mais voltado à metalurgia, buscando uma correlação microestrutural com o estado da trinca, o parâmetro mais utilizado é o CTOD.

2.4.2 Deslocamento da Abertura da Ponta da Trinca – CTOD

O Deslocamento da Abertura da Ponta da Trinca (*Crack-Tip Opening Displacement* – CTOD ou δ) é uma técnica laboratorial utilizada para quantificar o estado da trinca correlacionando a medida de abertura apresentada pela ponta (ou frente) da trinca. A técnica foi primeiramente proposta por Wells em 1961 cuja tentativa foi de aproximar o CTOD com o fator de intensidade de tensão da trinca no limite do estado de escoamento de pequena escala através da estimativa de zona plástica de Irwin, assim mostrando que esta técnica é apropriada quando a MFLE não mais é válida (ANDERSON, 2005, p.104). Geometricamente, CTOD é ilustrado na Fig.16.

Figura 16 – (a) Zona de processo dominada pela Integral J e processo de propagação de trinca pela coalescência de vazios; (b) embotamento da trinca e definição geométrica de CTOD.



Fonte – Adaptado de PEREZ, 2004, p.148.

Burdekin; Stone (1966) se utilizaram da aproximação de Dugdale como uma forma alternativa de analisar o CTOD, tal que este podia ser definido como o deslocamento da ponta da trinca (*Crack-Opening Displacement – COD* ou δ) para uma trinca passante central de tamanho $2a$ em uma placa submetida a tração remota (BURDEKIN; STONE, 1966. p.149):

$$\delta = \frac{K_I^2}{E\sigma_{YS}} = \frac{G}{\sigma_{YS}} \quad (32)$$

Porém, a aproximação de Dugdale assume EPT em um material que não sofre encruamento plástico. Uma forma mais geral é expressa por (ANDERSON, 2005, p.105):

$$\delta = \frac{K_I^2}{mE\sigma_{YS}} \quad (33)$$

sendo m uma constante adimensional com valor de 1 para EPT e 2 para EPD.

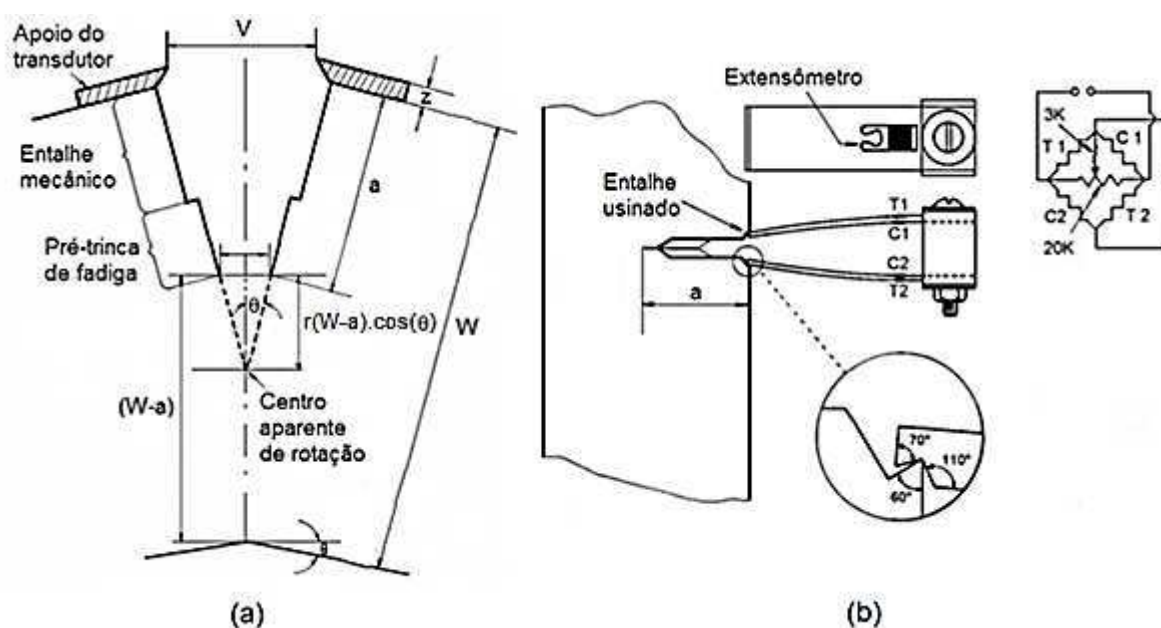
Atualmente, abertura da boca, V , é medida por extensimetria e o valor de CTOD é inferido assumindo que o corpo de prova apresenta metades rígidas que rodam sobre um ponto de articulação (centro aparente de rotação), conforme mostrado na Fig. 17. De acordo com Wells, a abertura da boca é diretamente

proporcional ao valor de CTOD por semelhança de triângulos (STROHAECKER, 1999, p.28):

$$\delta_p = \frac{r(W-a)V}{r(W-a)+a+z} \quad (34)$$

sendo r o fator rotacional, definido entre 0 e 1, e z a altura do suporte do extensômetro.

Figura 17 – (a) Esquema de medição por extensimetria da abertura da boca do corpo de prova para inferir o valor de CTOD; (b) esquema de ligação do extensômetro no corpo de prova.



Fonte – Adaptado de STROHAECKER, 1999, p.29.

Este modelo, no entanto, torna-se impreciso quando os deslocamentos são puramente elásticos e bastante precisos quando plásticos (ANDERSON, 2005, p.106). Assim, pode-se assumir este modelo para prever uma componente plástica, δ_p , enquanto a componente elástica, δ_e , seria prevista pela equação (33), de tal forma que:

$$\delta = \delta_e + \delta_p = \frac{K_I^2}{mE'\sigma_{YS}} + \frac{r(W-a)V_g}{r(W-a)+a+z} \quad (35)$$

2.4.3 Relação entre Integral J e CTOD

Shih (1981) demonstrou a relação entre a Integral J e o CTOD além dos limites de validade da MFLE através da avaliação dos deslocamentos à frente da trinca impostos pela solução dos campos HRR e deslocamentos relacionados à frente da

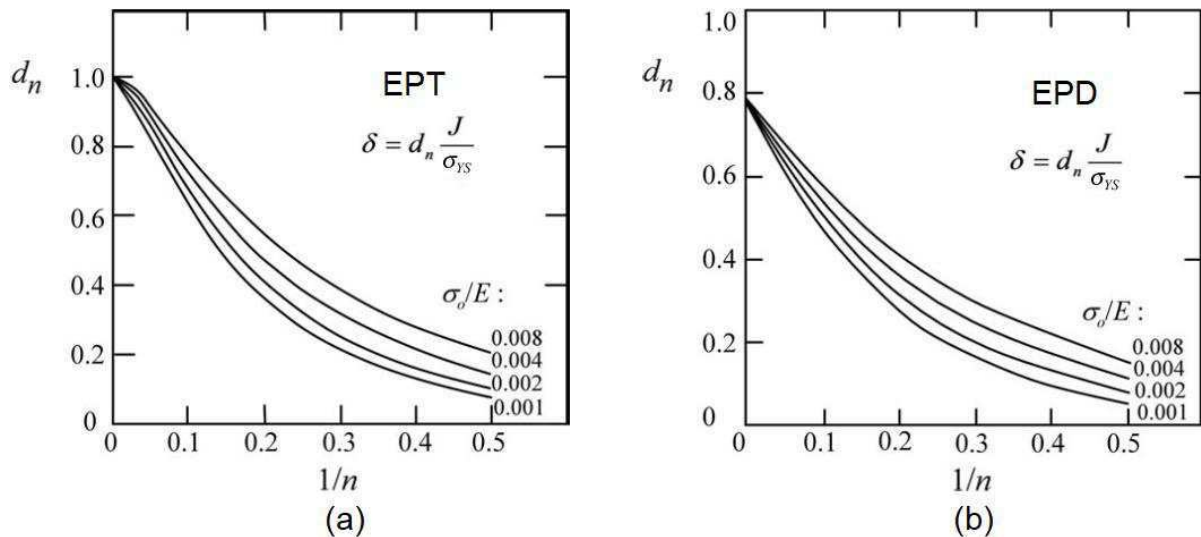
trinca com relação a J e propriedades de fluxo do material, tal que (SHIH, 1981, p.308; ANDERSON, 2005, p.121):

$$\delta = d_n \frac{J}{\sigma_{YS}} \quad (36)$$

sendo d_n uma constante adimensional varia fortemente com n e relativamente com $\alpha\sigma_{YS}/E$ (conforme Fig. 18), tal que:

$$d_n = \frac{2\tilde{u}_y(\pi,n)\left\{\frac{\alpha\sigma_{YS}}{E}[\tilde{u}_x(\pi,n)+\tilde{u}_y(\pi,n)]\right\}^{1/n}}{I_n} \quad (37)$$

Figura 18 – Relação entre d_n e n para vários valores de σ_{YS}/E e $\alpha = 1$ no: (a) EPT; (b) EPD.



Fonte – Adaptado de ANDERSON, 2005, p.121.

A relação da equação (36) mostra que existe uma relação única entre J e δ para um dado material, sendo ambas parâmetros válidos para caracterização de materiais elasto-plásticos e a tenacidade à fratura pode ser estabelecida através de valores críticos de ambos (ANDERSON, 2005, p.123)

CAPÍTULO III

ADEQUAÇÃO AO SERVIÇO (*FITNESS-FOR-SERVICE*)

Este capítulo trata dos princípios abordados nas normas BS 7910 (2013) e API 579/ASME FFS-1 (2016) e seus procedimentos para avaliação de descontinuidades do tipo trincas. Na seção 3.1 é definido o conceito de adequação ao serviço. Na seção 3.2 é mostrada como devem ser caracterizadas as trincas a serem avaliadas. Na seção 3.3 faz-se um resumo das abordagens existentes para avaliação da integridade de estruturas contendo trincas. Na seção 3.4 mostra-se como funciona a abordagem de avaliação de trincas pelo Diagrama de Avaliação de Falhas. A seção 3.5 se dedica a norma BS 7910 (2013), mostrando sua organização e o procedimento em 3 (três) níveis diferentes para avaliação de defeitos do tipo trincas. Por último, a seção 3.6 se dedica ao mesmo para a norma API 579/ASME FFS-1 (2016).

3.1 Conceito de Adequação Ao Serviço

A integridade estrutural de uma estrutura ou componente é um dos fatores de maior preocupação dos engenheiros, já que defeitos críticos podem levar a falhas e estas podem resultar em perdas inestimáveis de vida humana, impacto ambiental e prejuízos econômicos.

Durante o século XIX, muitos acidentes ocorreram relacionados a erros de projeto, em grande parte atribuídos a defeitos pré-existentes no material. Dentre as providências tomadas para mitigar tais falhas, o investimento na melhoria dos processos de fabricação e detecção destas foram os principais responsáveis pela redução do número de falhas (DONATO, 2005, p.10). Contudo, em diversas situações, defeitos em formas de descontinuidades continuavam a surgir nas estruturas, exigindo uma análise cada vez mais baseada na engenharia para estabelecimento de níveis de aceitação destes durante campanha operacional.

Assim, visando garantir que estas análises pudessem ser conduzidas de acordo com métodos reconhecidos (HADLEY, 2009, p.556), surgiram normas de adequação ao serviço, como a API 579/ASME FFS-1 e ASME Seção XI/ Apêndice A e H (EUA); BS 7910, R6 e R5 (Reino Unido); SINTAP e FITNET (Europa); SAQ/FoU e SSM *Research Report* 2008:1 (Suécia); DNV-RP-F108 e DNV-OS-F101/Anexo

A(Noruega); WES 2805 (Japão); RCC-MR/Apêndice A16 (França); entre outros. Estas normas permitem utilizar o ativo danificado de forma mais eficiente, estendendo sua campanha operacional.

A primeira definição de adequação ao serviço foi dada por Wells (*apud* BARSOM; ROLFE, 1999, p.384) como sendo uma forma de descrever a atual segurança ou confiabilidade de uma estrutura em dado tempo, levando em consideração o seu carregamento atual, tamanho do defeito, tenacidade à fratura, condições de serviço, etc., de uma maneira realista de forma que a “adequação” para a continuidade de operação de uma estrutura possa ser estabelecida em uma base racional.

A definição para o termo contida na norma API 579/ASME FFS-1 diz que:

[...] avaliações de adequação ao serviço são avaliações quantitativas de engenharia que são efetuadas para demonstrar a integridade estrutural de um componente em serviço, que pode conter um defeito ou dano, ou que pode estar operando sob uma condição específica que pode levar a falha. (API 579/ASME FFS-1, 2016, p.1-1, tradução nossa).

A definição encontrada na norma BS 7910 para o termo adequação ao serviço é um pouco menos direta, mas também esclarecedora:

[...] diz-se que por este princípio uma estrutura é considerada adequada para seu propósito, desde que as condições para sua falha não sejam atingidas [...] a decisão no tocante à rejeição, diminuição dos parâmetros operacionais ou reparo desta estrutura pode ser baseada neste princípio, tanto sob a luz de experiência com material similar anteriormente documentada, combinação de tensões e condições do meio ou com base na Avaliação Crítica de Engenharia³ [...]. (BS 7910, 2013, p.1, tradução nossa).

Normas de adequação ao serviço têm sido amplamente utilizadas no setor industrial nos problemas de surgimento e crescimento de defeitos como forma de determinar a sua severidade em estruturas e componentes que as contêm, podendo estipular o restante de vida útil operacional destes, mantendo os critérios mínimos de

³O termo Avaliação Crítica de Engenharia (*Engineering Critical Assessment – ECA*) é comumente utilizado para designar os procedimentos de adequação ao serviço baseados nos princípios da mecânica da fratura, onde um componente com falha é avaliado como passivo ou não de sofrer fratura frágil, fadiga, fluência ou colapso plástico, sob condições de carregamento específicas (THE WELDING INSTITUTE, 2017).

segurança operacional. Isto significa avaliar a vida útil remanescente da estrutura ou componente danificado, o que pode ser feito através das avaliações críticas de engenharia usando os procedimentos de adequação ao serviço destas normas (BEZENSEK et al., 2011, p.837).

Uma tendência tem sido observada pela necessidade de uso de normas de adequação ao serviço atualmente e isto vem sendo promovido pelo crescimento do nível de performance operacional de estruturas e componentes; surgimento de novos materiais, tecnologias de união e princípios de projeto; crescimento do uso de inspeção não destrutiva combinado com uso de ensaios não destrutivos melhorados; o problema de envelhecimento de materiais; e crescimento de eventos de falhas por fadiga e fratura (ZERBST; SCHWALBE; AINSWORTH; 2003, p.4)

Uma avaliação crítica de engenharia, independente da norma em que se baseia, segue os seguintes pontos:

- Identificar o tipo de defeito (trinca, perda de espessura, colapso plástico, abaulamento, etc);
- Estabelecer os dados essenciais da estrutura ou componente (propriedades do material, carregamentos, meio de operação, etc);
- Caracterizar o defeito por tamanho, forma e distribuição (se ocorre de forma múltipla);
- Avaliar os mecanismos de deterioração do componente ou estrutura e a taxa de crescimento do defeito que este sofre;
- Determinar o tamanho crítico do defeito para falha final;
- Avaliar o crescimento subcrítico do defeito;
- Estimar as consequências de uma possível falha;
- Realizar análises sensitivas⁴.

Dentre os pontos apresentados, é importante destacar a importância da caracterização do defeito, já que a força motriz de uma trinca pode ser contabilizada em termos da geometria e dimensões, e isto pode ser crucial para estabelecer se a

⁴ Metodologia que permite a avaliação individual de diferentes valores de cada variável para verificar a sensibilidade que cada possui no fator de segurança utilizado no projeto ou método de avaliação (MILNE; DOWLING; 2003, p.572).

estrutura ou componente que o contém pode conviver com o mesmo durante operação.

3.2 Caracterização de Trincas

A obtenção das dimensões de uma trinca é um passo crucial para uma boa avaliação crítica de engenharia e isto é feito através de ensaios não destrutivos (ENDs). Porém, muitos ENDs são incapazes de caracterizar precisamente o perfil à frente da trinca e, mesmo que este perfil fosse conhecido, a maioria das soluções analíticas disponíveis existem apenas para perfis simples (ANDERSON, 2003, p.227). Assim, torna-se necessária a idealização da forma da trinca, tomando-se a trinca idealizada como mais severa que a trinca real através de dimensões mais conservadoras, de acordo com o tipo de trinca (ZERBST *et al.*, 2007, p.56).

As trincas podem ser do tipo superficiais, passantes, embutidas, de quina e de borda, conforme mostra a Fig. 19. Nesta, é possível ver os tipos de trincas acima citados e sua idealização.

As dimensões das trincas adquirem a máxima dimensão da trinca real. Ainda, trincas embutidas, superficiais e de quina são idealizadas com geometria elíptica, semi-elíptica e um quarto de elipse, respectivamente. Já trincas passantes e de borda são idealizadas com uma geometria retangular. Essas idealizações geram perfis de propriedades ao longo da posição relativa à frente da trinca, conforme Fig. 20.

Na Figura 20a, o ângulo ϕ é definido como um ângulo elíptico e caracteriza o perfil a frente das trincas de perfil elíptico, semi-elíptico e um quarto de elipse. A solução analítica para o fator de intensidade de tensão, por exemplo, de trincas sob carregamento em modo *I* de tração remota em uma placa com estes perfis é (NEWMAN; RAJU; 1984, p.7, 10, 13):

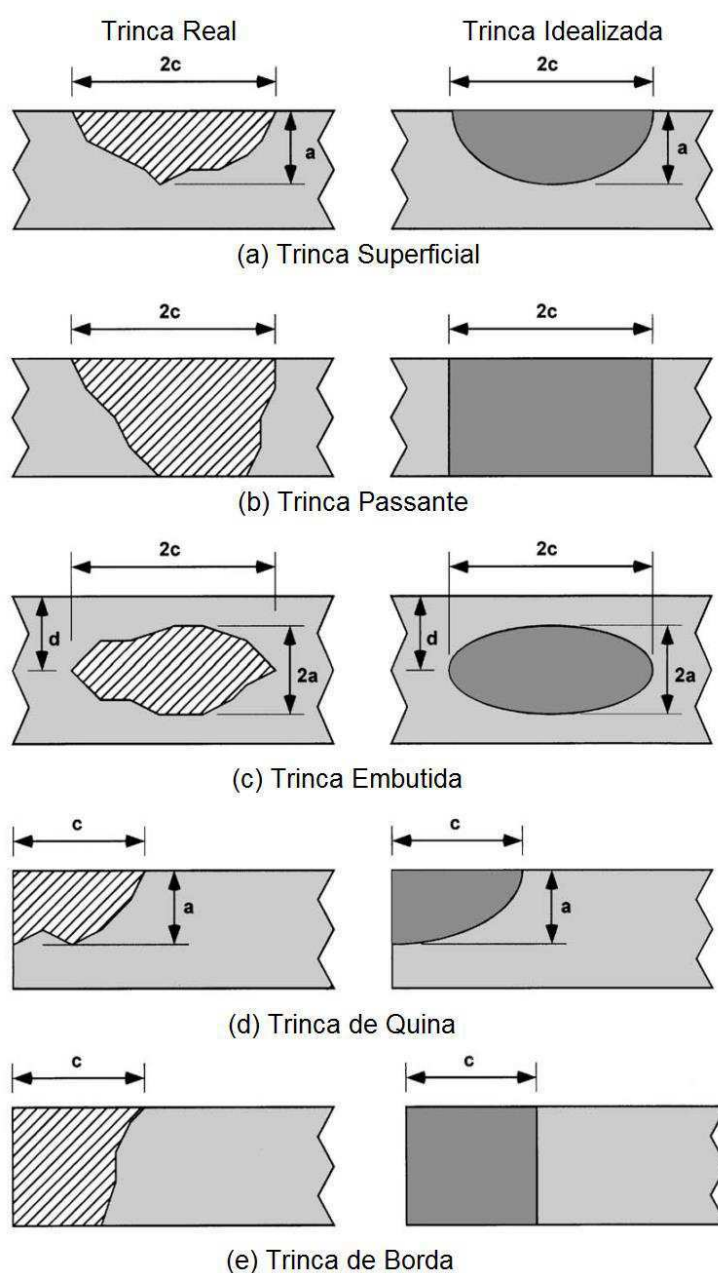
$$K_I = \sigma \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} \begin{cases} F_e \left(\frac{a}{c}, \frac{a}{t}, \frac{c}{W}, \phi \right), & -\pi \leq \phi \leq \pi \text{ (Trinca Elíptica)} \\ F_s \left(\frac{a}{c}, \frac{a}{t}, \frac{c}{W}, \phi \right), & 0 \leq \phi \leq \pi \text{ (Trinca Semi-elíptica)} \\ F_b \left(\frac{a}{c}, \frac{a}{t}, \frac{c}{W}, \phi \right), & 0 \leq \phi \leq \frac{\pi}{2} \text{ (Trinca Um Quarto de Elipse)} \end{cases} \quad (38)$$

onde a é a profundidade da trinca; W é a largura da placa para trincas um quarto de elipse e metade para trincas elípticas e semi-elípticas; c é metade da abertura (comprimento) da trinca; t é a espessura da placas para trincas semi-elípticas e

elípticas e metade para trincas elípticas; σ é o carregamento de tração remoto à posição da trinca na placa; F_e , F_s e F_b são os fatores geométricos adimensionais para trincas elípticas, semielípticas e de quina, respectivamente; e Q é definido como um parâmetro da forma da trinca e tem sua solução dada pela raiz quadrada da integral elíptica de segundo tipo (ANDERSON, 2003, p.229):

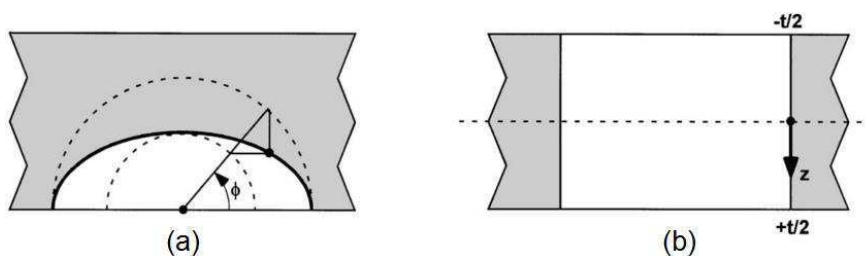
$$Q^2 = \int_0^{\pi/2} \left[\sqrt{1 - \frac{c^2 - a^2}{c^2} \sin^2(\phi)} \right] d\phi \quad (39)$$

Figura 19 – Conceito de idealização dos tipos de trincas citados.



Fonte – Adaptado de ANDERSON, 2003, p.228.

Figura 20 – Posição relativa ao longo da frente de uma trinca com geometria (a) elíptica e derivadas; (b) retangular e derivadas.



Fonte – Adaptado de ANDERSON, 2003, p.228.

A equação (39) não possui solução de forma fechada e uma boa aproximação para ela, com erro máximo quando usado na equação (38) de 0,13%, é (NEWMAN; RAJU; 1984, p.6):

$$Q = \begin{cases} 1 + 1,464 \left(\frac{a}{c}\right)^{1,65}, & \text{para } \frac{a}{c} \leq 1 \\ 1 + 1,464 \left(\frac{c}{a}\right)^{1,65}, & \text{para } \frac{a}{c} > 1 \end{cases} \quad (40)$$

Ambas as normas BS 7910 (2013) e API 576/ASME FFS-1 (2016) trabalham com a idealização da geometria da trinca, conforme mostrado no anexo M da norma BS 7910 (2013) e no anexo 9B da norma API 576/ASME FFS-1 (2016), onde podem ser encontradas soluções analíticas para diversas geometrias idealizadas de trincas contidas em estruturas de diversas geometrias. No Anexo A, podem ser encontrados as soluções de ambas as normas para um cilindro vazado submetido a pressão interna com trinca superficial localizado na superfície externa e na direção longitudinal.

3.3 Métodos de Avaliação de Trincas

Os métodos de avaliação de trincas são extensivamente utilizados em diversas normas existentes como uma maneira de determinar se a existência de determinada trinca em um componente ou estrutura pode ser considerada segura diante dos parâmetros de operação. Isto pode ser feito através de dois princípios: diagrama de força motriz e/ou por diagrama de avaliação.

O conceito de avaliação de uma trinca por sua força motriz consiste em avaliar um parâmetro da trinca (K , δ , J) e comparar sua variação com uma propriedade do material (K_{mat} , δ_{mat} , J_{mat}). A trinca tem comportamento seguro enquanto não atingir o valor crítico, definido pela propriedade do material.

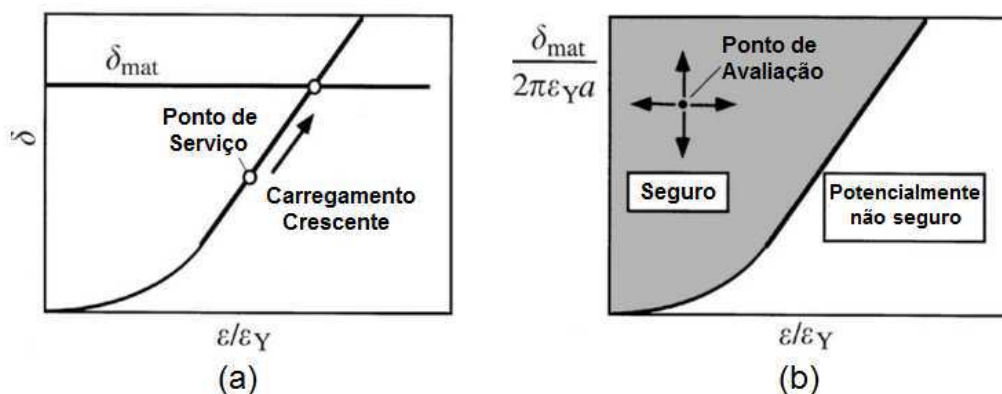
Os diagramas de avaliação têm um conceito parecido, mas baseiam-se na construção de uma linha de falha através da normalização da força motriz da trinca de forma independente da geometria que a contém (ZERBST; SCHWALBE; AINSWORTH; 2003. p.23). A avaliação é feita pela posição relativa de um ponto dependente da geometria com relação à linha de falha: abaixo desta linha, a estrutura ou componente está seguro; acima, encontra-se potencialmente não seguro.

Os principais métodos de avaliação de trincas são: a Curva de Projeto; as Soluções do Tipo Totalmente Plásticas da EPRI; o Método da Tensão de Referência; o Modelo de Tratamento de Engenharia; e o Diagrama de Avaliação de Falha.

3.3.1 A Curva de Projeto

A abordagem da Curva de Projeto (*Design Curve*) basicamente se utiliza da ideia de que o CTOD (δ) (também a Integral J) depende da deformação local relacionadas de maneira quadrática na região de escoamento local e de maneira linear na seção de ligamento restante (ZERBST et al., 2007, p.9; ZERBST; SCHWALBE; AINSWORTH; 2003, p.23). Este método pode ser usado tanto como diagrama de força motriz quanto como diagrama de avaliação, conforme Fig. 21.

Figura 21 – Aplicação da Abordagem pela Curva de Projeto pelo conceito de (a) força motriz; e (b) diagrama de avaliação.



Fonte – Adaptado de ZERBST; SCHWALBE; AINSWORTH; 2003, p.24.

As curvas mostradas na Figura 21 foram desenvolvidas pelo *The Welding Institute* e são usadas para aplicações em aços ferríticos (ZERBST; SCHWALBE; AINSWORTH; 2003, p.23):

$$\delta = 2\pi\varepsilon_Y a \begin{cases} (\varepsilon/\varepsilon_{YS})^2, & (\varepsilon/\varepsilon_{YS}) \leq 0,5 \\ (\varepsilon/\varepsilon_{YS}) - 0,25, & (\varepsilon/\varepsilon_{YS}) > 0,5 \end{cases} \quad (41)$$

$$\frac{\delta_{mat}}{2\pi\varepsilon_Y a} = \begin{cases} (\varepsilon/\varepsilon_{YS})^2, & (\varepsilon/\varepsilon_{YS}) \leq 0,5 \\ (\varepsilon/\varepsilon_{YS}) - 0,25, & (\varepsilon/\varepsilon_{YS}) > 0,5 \end{cases} \quad (42)$$

A principal vantagem das curvas de projeto é não necessitar das soluções de fatores de intensidade de tensões, enquanto a principal desvantagem é não conseguir separar a deformação em componentes complexas. Além disso, seu campo de aplicação é restrito a trincas rasas (profundidade pequena) originadas em entalhes (ZERBST et al., 2007, p.9)

3.3.2 Soluções do Tipo Totalmente Plásticas da EPRI

As soluções do tipo totalmente plásticas da EPRI⁵ (*Fully Plastic Solutions of the EPRI Type*) surgiram com a intenção de determinar soluções de escoamento puramente plástico, Integral J e CTOD baseado em tabelas de soluções obtidas através de análises por elementos finitos. Neste método, a Integral J (ou CTOD) é dividida em uma componente elástica (ou componente de escoamento em menor escala, J_e) e uma componente plástica (ou componente de escoamento em maior escala, J_p) (ZERBST et al., 2007, p.11; ZERBST; SCHWALBE; AINSWORTH; 2003, p.26):

$$J = J_e + J_p \quad (43)$$

A componente elástica J_e pode ser obtida pelo fator de intensidade de tensão com correção da zona plástica na ponta da trinca, enquanto a componente plástica é dada por (ANDERSON, 2005, p.399):

$$J_p = \alpha \varepsilon_o \sigma_o h L \left(\frac{P}{P_o} \right)^{n+1} \quad (44)$$

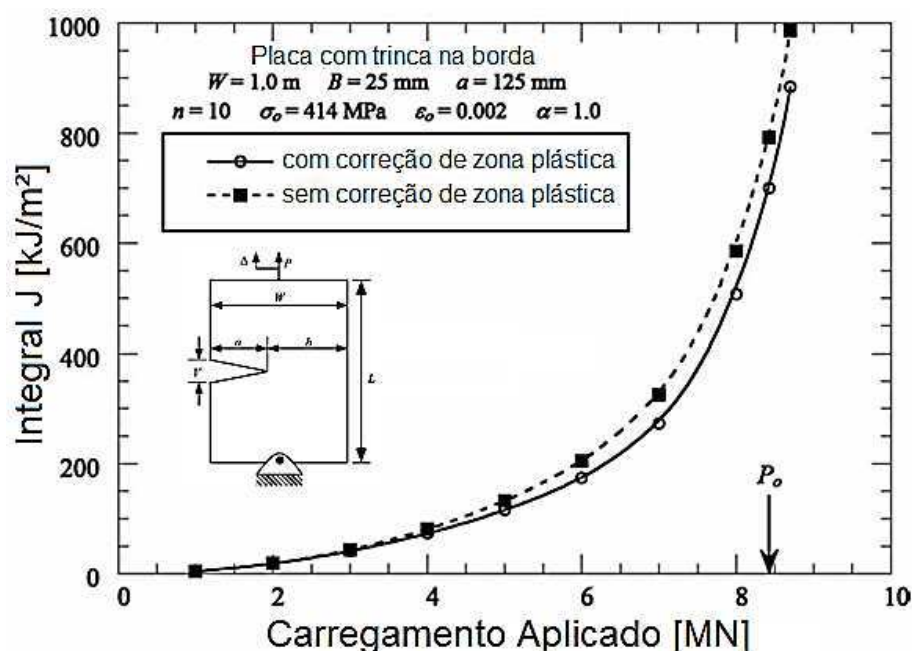
onde α , ε_o e σ_o são parâmetros da formulação de Ramberg-Osgood; L é uma dimensão característica, que pode ser arbitrariamente escolhida, mas frequentemente identificada como a dimensão de ligamento de material à frente da trinca ou o tamanho da trinca (ZERBST et al., 2007, p.12); P é o carregamento aplicado; P_o é o carregamento de referência, que pode ser arbitrariamente escolhido, mas usualmente

⁵Electric Power Research Institute

é definido como o carregamento onde a seção de material à frente da trinca excede o limite de escoamento; n é o expoente de encruamento do material; e h é um parâmetro adimensional dependente da geometria e de n , determinado por análise numérica para a configuração desejada.

Este método é mais utilizado como diagrama de força motriz, mas também pode ser usado como diagrama de avaliação. A Fig. 22 mostra sua aplicação a uma placa com trinca na borda para um carregamento aplicado crescente.

Figura 22 – Aplicação da solução totalmente plástica da EPRI a uma trinca na borda de uma placa com e sem a correção da zona plástica.



Fonte – Adaptado de ANDERSON, 2005, p.401.

A principal vantagem deste método é ser baseado em análises por elementos finitos, apesar de apenas haver soluções para problemas em 2D (ZERBST et al., 2007, p.12). A principal desvantagem se encontra na aplicação restrita a certas geometrias, aquelas para as quais existem tabelas de h disponíveis (ZERBST; SCHWALBE; AINSWORTH; 2003, p.26).

3.3.3 O Método da Tensão de Referência

As dificuldades das soluções totalmente plásticas da EPRI foram parcialmente solucionadas com a formulação do Método de Tensão de Referência (*Reference*

Stress Method) pela CEGB⁶ (atual *British Energy*), desenvolvido no contexto de fluência em regime permanente (ZERBST et al., 2007, p.12).

A primeira modificação foi a introdução do comportamento da curva de tensão-deformação verdadeira do material através da deformação de referência, ε_{ref} , na componente plástica, J_p , o que permitiu uma descrição exata do material. A segunda modificação foi feita na dependência da variável h com o expoente de encruamento do material n , redefinindo o carregamento de referência P_o tal que houvesse uma mínima variação de h com n (AINSWORTH, 1984, p. 635). Assim, h podia corresponder ao valor de $n = 1$, o que equivalia a um comportamento elástico do material, possibilitando a relação com o fator de intensidade de tensão, levando assim em conta a geometria do componente ou estrutura (ZERBST; SCHWALBE; AINSWORTH; 2003, p.27):

$$J_p = \frac{\mu K^2}{E} \left[\frac{E \varepsilon_{ref}}{\sigma_{ref}} - 1 \right] \quad (45)$$

onde μ é 0,75 para o EPD e 1 para o EPT; e σ_{ref} é a tensão de referência correspondente a ε_{ref} pela formulação de Ramberg-Osgood.

Descobriu-se, no entanto, que P_o era próximo do carregamento de escoamento F_{YS} , o que permitiu que σ_{ref} fosse definido por (ZERBST et al., 2007, p.13):

$$\sigma_{ref} = \frac{F}{F_{YS}} \sigma_{YS} \quad (46)$$

onde, então, ε_{ref} pode ser determinada através da curva de tensão-deformação verdadeira correspondente ao valor de σ_{ref} .

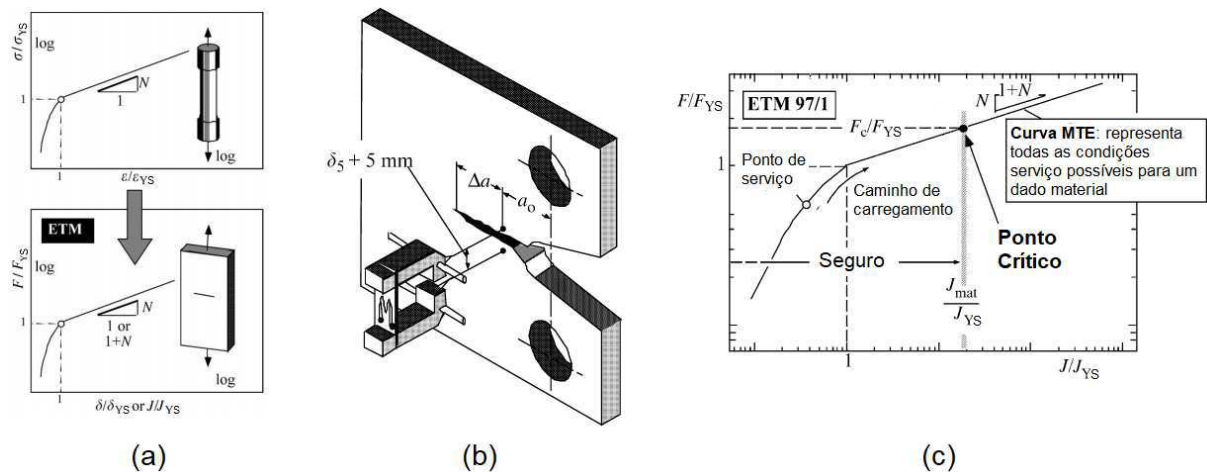
3.3.4 O Modelo de Tratamento de Engenharia

O Modelo de Tratamento de Engenharia (*Engineering Treatment Model*) é um método cuja concepção se baseia exclusivamente na determinação da força motriz da trinca, juntando método analítico para esta determinação e um método experimental para determinação das propriedades do material (ZERBST; SCHWALBE; AINSWORTH; 2003, p.27).

⁶Central Electricity Generating Board

O conceito principal é a transferência do comportamento de tensão-deformação de um material para o ligamento a frente da trinca do mesmo material em escoamento, conforme Fig. 23a.

Figura 23 – Esquema referente ao modelo de tratamento de engenharia. (a) Conceito do método; (b) esquema experimental de medição de δ_5 ; (c) uma aplicação do método.



Fonte – Adaptado de ZERBST; SCHWALBE; AINSWORTH; 2003, p.27,28.

Utilizando-se de analogia com o comportamento do material em escoamento, é possível definir para a região plástica (ZERBST; SCHWALBE; AINSWORTH; 2003, p.28):

$$\frac{\delta_5}{\delta_{5YS}} = \left(\frac{F}{F_{YS}}\right)^{1/n} = \left(\frac{J}{J_{YS}}\right)^{1/(1+n)} \quad (47)$$

onde δ_5 é o valor de CTOD levando em conta a abertura de medição de 5 mm, conforme Fig. 23b; δ_{5YS} é o valor de CTOD durante escoamento para mesma abertura de medição; e J_{YS} é o valor da Integral J durante escoamento.

Na Figura 23c, é possível ver a aplicação do método. O ponto crítico de operação é determinado pela razão J_{mat}/J_{YS} e, enquanto o ponto de serviço J/J_{YS} não atingir o ponto crítico, a operação da estrutura ou componente contendo a trinca se encontra segura.

3.3.5 O Diagrama de Avaliação de Falha

O Diagrama de Avaliação de Falha (*Failure Assessment Diagram – FAD*) foi desenvolvido por Dowling e Townley (1975) como sendo um diagrama de integração de engenharia para análise de fratura que se utiliza de dois critérios de falha: MFLE e colapso plástico. Atualmente, contempla como mecanismos de falha a fratura frágil, modo misto de fratura e colapso plástico. Estes critérios foram utilizados na primeira edição em 1976 da norma R6 cuja curva era definida por:

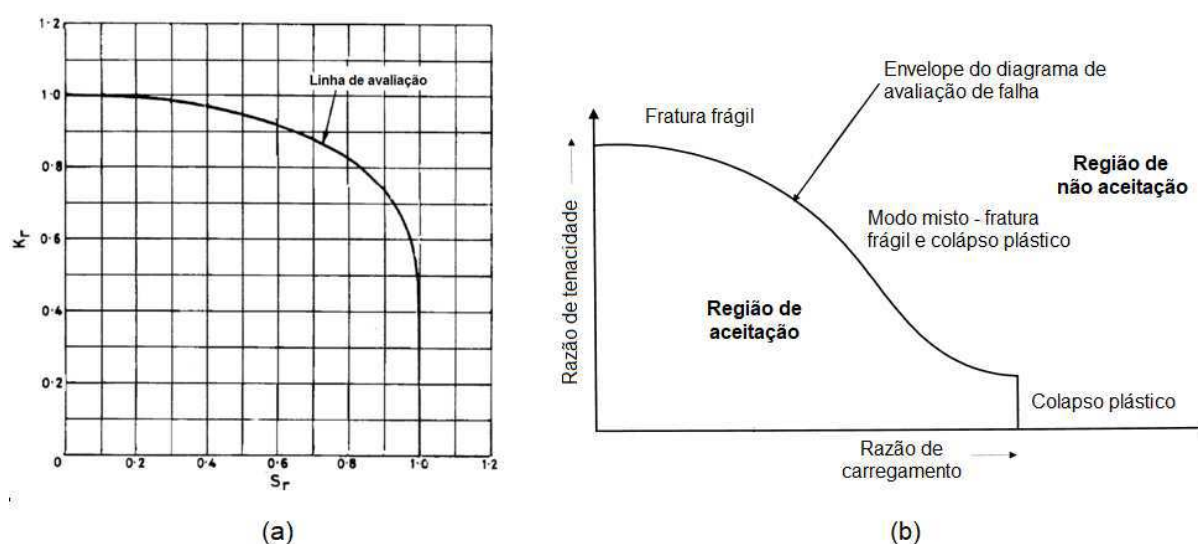
$$K_r = S_r \left\{ \left[\frac{8}{\pi^2} \right] \ln \left[\sec \left(\frac{\pi}{2} S_r \right) \right] \right\}^{-1/2} \quad (48)$$

onde S_r é a razão de carregamento, definida por:

$$S_r = \frac{\sigma}{\sigma_c} \quad (49)$$

sendo σ a tensão aplicada ao componente; e σ_c a tensão de colapso do material. Este diagrama pode ser visto na Fig. 24(a) e na Fig. 24(b) pode-se ver um diagrama esquemático mostrando os 3 (três) mecanismos de falha atualmente contemplados.

Figura 24 – FAD encontrado na primeira versão da norma R6 (1976).



Fonte – Adaptado de AINSWORTH, 2003, p.95; ANDERSON; OSAGE, 2001, p.956.

A avaliação se dá através do ponto de avaliação referente ao componente contendo o defeito, composto pela razão de carregamento definida pela equação (49) e a razão de tenacidade, K_r (ANDERSON, 2005, p.411):

$$K_r = \frac{K_I}{K_{mat}} \quad (50)$$

onde K_{mat} é a tenacidade à fratura do material em termos de fator de intensidade de tensão. Se o ponto de avaliação referente ao componente (S_r, K_r) se encontra abaixo da curva do FAD, este é considerado como seguro para operação. Caso contrário, é considerado potencialmente não seguro.

Bloom (1980 apud ANDERSON, 2005, p.412) e Shih; German; Kumar (1981, p.194) mostraram que as soluções totalmente plásticas da EPRI proviam uma descrição mais precisa para construção de um diagrama FAD. A Integral J foi convertida para um fator de intensidade de tensão equivalente por (AINSWORTH, 2003, p.95; ANDERSON, 2005, p.413):

$$K_J = \sqrt{J E'} \quad (51)$$

O diagrama FAD pode ser traçado ponto a ponto considerando a razão de carregamento, agora denominada L_r , e a razão de tenacidade como (ANDERSON, 2005, p.413,414):

$$K_r = \frac{K_I}{K_J} \quad (52)$$

$$L_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_{YS}} \quad (53)$$

Usando-se do mesmo conceito da equação (51), é possível converter K_I na componente elástica da Integral J, J_e , deduzindo-se que (AINSWORTH, 2003, p.101; ANDERSON, 2005, p.415):

$$K_r = \sqrt{\frac{J_e}{J}} \quad (54)$$

Esta abordagem é dependente do material e geometria, sendo também consistente com o critério de falha $J = J_{mat}$, vindo a se tornar a opção 3 de avaliação da norma R6, adotada a partir da sua revisão 3 (1986) (MILNE et al., 1988a, p.16; MILNE et al., 1988b, p.109; AINSWORTH, 2003, p.101,102).

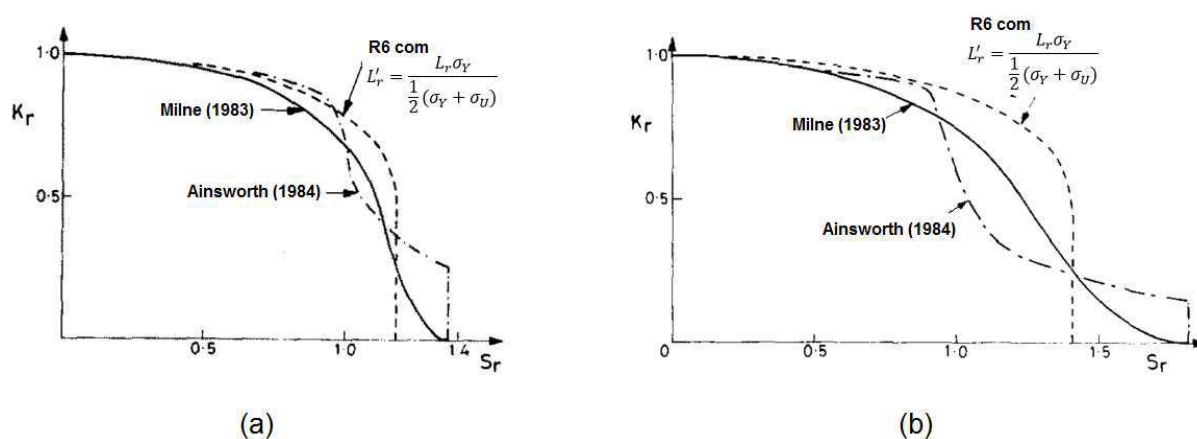
Com a intenção de ter um FAD mais prático e preciso para avaliação de componentes com trincas e que refletisse o comportamento elasto-plástico do material, mas que não necessitasse de análises complexas e que demandassem

muito tempo, Milne (1983, p.115) propôs uma modificação a razão de carregamento usada na equação (48), refletindo numa predição do nível de plasticidade dada pela razão de tenacidade, que em níveis mais baixos era determinada pelo limite de resistência, σ_U , do material; em níveis moderados, pela tensão de fluxo, σ_f ; e em níveis mais altos, pelo limite de escoamento, σ_{YS} .

Pouco depois, Ainsworth (1984, p.638) propôs um diagrama baseado no método de tensão de referência, mostrado na Fig. 25 em comparação com a proposta de Milne (1983) e definido por:

$$K_r = \left[\frac{E\varepsilon_{ref}}{\sigma_{ref}} + \frac{1}{2} \frac{L_r^2}{(1+L_r^2)} \right]^{-1/2} \quad (55)$$

Figura 25 – Comparação do FAD proposto por Ainsworth (1984) em comparação com a proposta de Milne (1983) e com o FAD definido na primeira edição da norma R6 modificado para (a) aço A533B; (b) aço C-Mn.



Fonte – Adaptado de AINSWORTH, 1984, p.639,640.

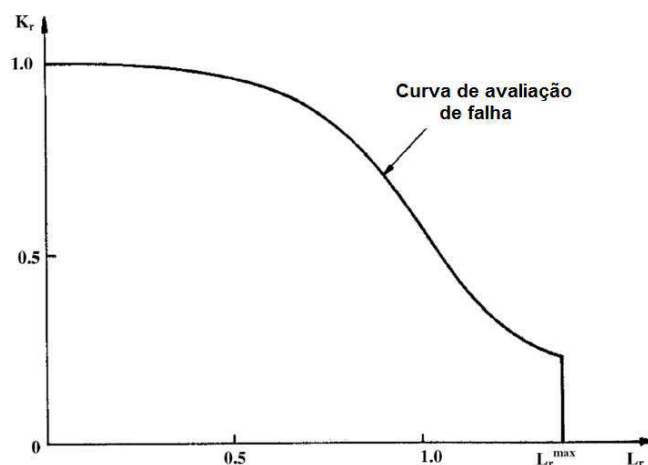
É notável pela Figura 25 que os diagramas propostos apresentavam um comportamento dependente do comportamento do material. As duas abordagens se mostraram similares para materiais com baixa razão σ_U/σ_{YS} ou alta taxa de encruamento inicial, porém a abordagem de Milne (1983) era inconsistente para materiais com grande deformação a tensões não muito maiores que o limite de escoamento (AINSWORTH, 1984, p.642) e a abordagem de Ainsworth (1984) era aproximadamente 5% conservadora na região plástica quanto ao carregamento (AINSWORTH, 1984, p.642; AINSWORTH, 2003, p.98).

A equação (55) foi modificada e introduzida como opção 2 de avaliação na revisão 3 da norma R6 (1986) (MILNE et al., 1988a, p.14; ANDERSON, 2005, p.416):

$$K_r = \left(\frac{E\varepsilon_{ref}}{L_r\sigma_Y} + \frac{L_r^3\sigma_Y}{2E\varepsilon_{ref}} \right)^{-1/2} \quad (56)$$

A Figura 26 mostra um exemplo de FAD derivado da equação acima. A diferença entre as equações (55) e (56) é pequena, correspondendo à substituição do denominador $(1 + L_r^2)$ por $E\varepsilon_{ref}$ com a intenção de tornar o segundo termo da equação (56) dependente da magnitude do primeiro termo desta para correção de carregamentos grandes pós-escoamento, o que promoveu uma transição mais suave e realista da região de escoamento em menor escala para a região de escoamento de maior escala (MILNE et al., 1988b, p.110).

Figura 26 – FAD derivado da opção 2 de avaliação da norma R6, revisão 3 (1986).



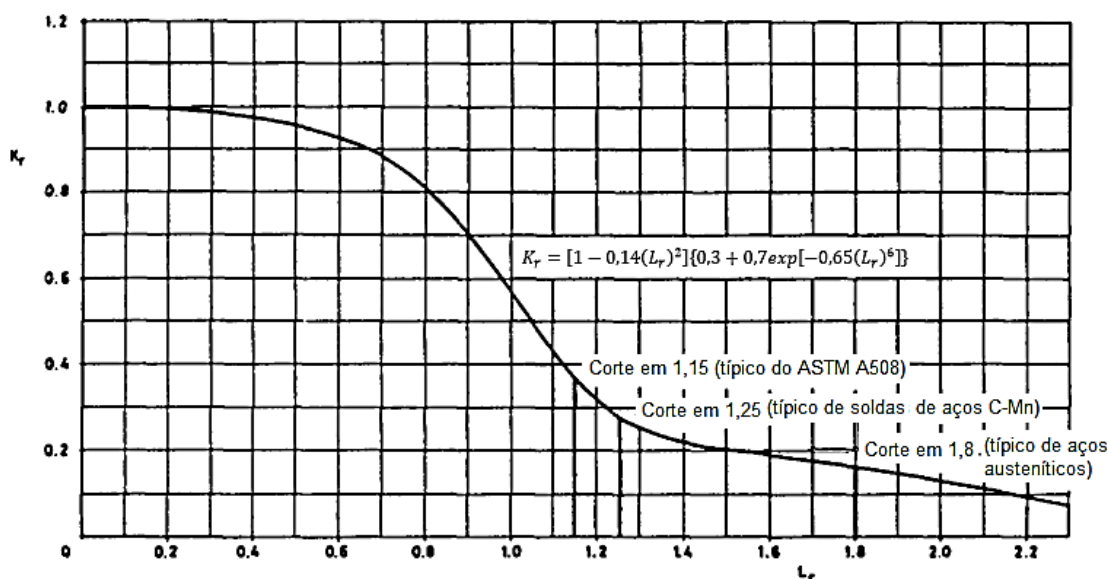
Fonte – Adaptado de AINSWORTH, 2003, p.99.

Com o desenvolvimento da equação (56), esta foi usada para gerar diversas curvas FAD baseadas nas curvas de tensão-deformação de aços ferríticos e austeníticos tipicamente usados como aços estruturais. Estas curvas se mostraram relativamente insensíveis ao comportamento do material, o que tornou possível derivar uma equação empírica inclinada aos limites inferiores para avaliação quando apenas os limites de escoamento e resistência do material estivessem disponíveis. (MILNE et al., 1988b, p.111,112; AINSWORTH, 2003, p.101). Esta equação substituiu a equação (48) como opção 1 de avaliação da norma R6 na sua revisão 3 para materiais que não exibiam escoamento descontínuo (MILNE et al., 1988a, p.14; ANDERSON, 2005, p.416):

$$K_r = [1 - 0,14(L_r)^2]\{0,3 + 0,7\exp[-0,65(L_r)^6]\} \quad (57)$$

A Figura 27 mostra o diagrama gerado com o corte sendo diferente para o aço ASTM A508, aços C-Mn e aços austeníticos. Quando usado para materiais com escoamento descontínuo, o corte em $L_r = 1$ era recomendado.

Figura 27 – FAD derivado da opção 1 de avaliação da norma R6, revisão 3 (1986).



Fonte – Adaptado de MILNE et al., 1988a, p.14.

A norma R6 revisão 3 (1986) veio a ter seus procedimentos incorporados total ou parcialmente por uma série de outras normas e documentos recomendados, a destacar a BS 7910 e a API 579/ASME FFS-1.

Em 1999, a norma SINTAP (*Structural INTEGRITY Assessment Procedure* – procedimento de avaliação de integridade estrutural), parcialmente financiado pela União Europeia, foi lançado e teve como principais bases a revisão dos procedimentos de avaliação de defeitos tipo trinca da norma R6, bem como outras normas (WEBSTER; BANNISTER, 2000, p.484).

Esta revisão confirmou a capacidade prática do uso da equação (56), tendo esta sido base para o desenvolvimento de novas curvas de avaliação na SINTAP (1999), destacando-se as curvas específicas para materiais que apresentavam escoamento descontínuo (AINSWORTH, 2003, p.102; SINTAP, 1999, p.46):

$$K_r(L_r) = \begin{cases} \left(1 + \frac{1}{2}L_r^2\right)^{-1/2}, & \text{para } L_r \leq 1 \\ \left(\lambda + \frac{1}{2\lambda}\right)^{-\frac{1}{2}}, & \text{para } L_r = 1 \\ K_r(1)L_r^{(n-1)/(2n)}, & \text{para } 1 < L_r < L_{r,max} \\ 0, & \text{para } L_r > L_{r,max} \end{cases} \quad (58)$$

e para escoamento contínuo (AINSWORTH, 2003, p.102; SINTAP, 1999, p.46):

$$K_r(L_r) = \begin{cases} \left(1 + \frac{1}{2}L_r^2\right)^{-1/2} \{0,3 + 0,7\exp[-\mu(L_r)^6]\}, & \text{para } L_r \leq 1 \\ K_r(1)L_r^{(n-1)/(2n)}, & \text{para } 1 < L_r \leq L_{r,max} \\ 0, & \text{para } L_r > L_{r,max} \end{cases} \quad (59)$$

onde n é uma aproximação do expoente de encruamento do material; e μ e λ são dados por:

$$n = 0,3 \left(1 - \frac{\sigma_Y}{\sigma_U}\right) \quad (60)$$

$$\mu = \min\left(0,001 \frac{E}{\sigma_Y}; 0,6\right) \quad (61)$$

$$\lambda = 1 + \frac{E\Delta\varepsilon}{R_{eL}} \quad (62)$$

onde R_{eL} é o limite inferior de escoamento do material; e a variação de deformação existente para materiais com escoamento descontínuo é dada por:

$$\Delta\varepsilon = 0,0375 \left(1 - \frac{R_{eH}}{1000}\right) \quad (63)$$

sendo R_{eH} o limite superior de escoamento do material.

Equações (58) e (59) são aplicadas no nível 0 (padrão) de avaliação da norma SINTAP (1999), sem o intervalo em $L_r = 1$ na equação (58); no nível 1 (básico) de avaliação se usa das mesmas equações, acrescido do uso das equações (60) até (63); o nível 2 de avaliação é similar ao nível 1, mas aplicado ao fenômeno de dissimilaridade mecânica (*mismatch*) para juntas soldadas; o nível 3 de avaliação se utiliza da equação (56); o nível 4 (restrição) de avaliação se usa das condições de restrição na ponta da trinca para avaliação; o nível 5 (análise pela Integral J) de avaliação se utiliza do conceito derivado da equação (54); e o nível 5 (*leak-before-break*) de avaliação se dá a componentes pressurizados cuja trinca se propaga pelo

ligamento, resultando em vazamento e propagação estável (AINSWORTH; GUTIERREZ-SOLANA; RUIZ OCEJO, 2000, p.517,518).

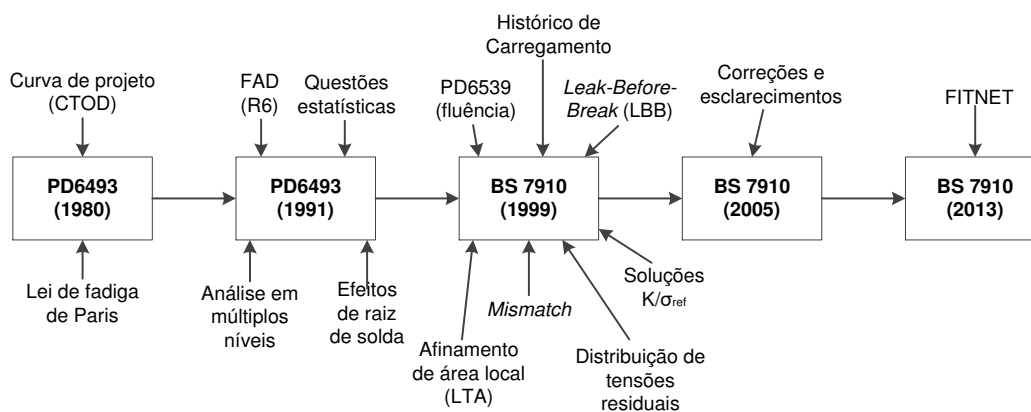
Em 2006, a FITNET (*FITness for service NETwork* – rede de adequação ao serviço) foi lançada, trazendo o estado da arte dos procedimentos de adequação ao serviço para mecanismos de defeito de fratura, fadiga, fluência e corrosão, baseando-se nos avanços da SINTAP (1999), R6 revisão 4 (2001), R5 revisão 3 (2003), BS 7910 (1999), API 579 (2000), WES 2805 (1997), ASME Seção XI (1995) e A16 (2001) (WEBSTER, 2005, p.313; KOÇAK, 2007, p.95). Em relação ao procedimento referente a fratura, este teve como maior referência a SINTAP (1999) acrescido dos avanços nas técnicas de avaliação de integridade estrutural até então alcançadas (WEBSTER, 2005, p.314; KOÇAK, 2007, p.97; GUTIÉRREZ-SOLANA; CICERO, 2009, p.561).

3.4 A Norma BS 7910 (2013)

3.4.1 Histórico e Organização

O histórico da norma BS 7910 é esquematicamente apresentado na Figura 28.

Figura 28 – Histórico da norma BS 7910 e o que foi implementado em cada edição até 2013.



Fonte – Adaptado de HADLEY, 2009, p.562.

A primeira versão da BS 7910 foi lançada em 1980, na época chamada de PD6493 (PD – *Published Document*, do inglês, documento publicado), quando a indústria *offshore* britânica estava em alta, mas já apresentava falhas catastróficas em suas instalações. Nesta versão, podiam ser avaliados dois modos de falha: fratura (pela MFLE para fratura frágil e pela curva de projeto por CTOD para componentes

com carregamento acima do limite de escoamento) e fadiga (pela lei de Paris) (HADLEY, 2009, p.557).

Com a introdução do conceito de diagrama FAD pelo procedimento R6, a segunda edição da PD6493 (1991) veio a incorporar esta abordagem, mantendo a hierarquia de níveis de avaliação, onde seu nível mais avançado era idêntico a abordagem do diagrama FAD do procedimento R6.

Em 1999, o Instituto Britânico de Normas (BSI – *British Standard Institute*) atualizou e tornou a PD6493 em norma, oficialmente a BS 7910. Os métodos de avaliação de fluência presentes na PD6539 foram incorporados, além dos métodos de avaliação de corrosão desenvolvidos pela *British Gas*. Incluiu também uma vasta referência de soluções de fator de intensidade de tensão para diversas geometrias, distribuição de tensões residuais para diversos processos de soldagem e geometrias e os efeitos de histórico local (em particular, o papel de pré-carregamento de aquecimento). Desde então, o conteúdo da norma se manteve estável e a edição de 2005 trouxe apenas o parecer e esclarecimentos de partes selecionadas dos procedimentos (HADLEY, 2009, p.557).

Com o desenvolvimento da norma FITNET (2006, e com revisão em 2008), tornando-se o estado da arte para os procedimentos de adequação ao serviço na época, esta motivou a revisão da edição de 2005 da BS 7910 para incorporação de seus procedimentos (HADLEY, 2009, p.555), resultando na edição de 2013. A organização da norma BS 7910 (2013) é mostrada na Tab.22, no Anexo B deste trabalho.

As maiores mudanças da norma BS 7910 (2013) são na Seção 7 (Fratura) e anexos relacionados (HADLEY, 2009, p.559; HADLEY et al., 2010, p.780; HADLEY, 2011, p.819):

- Reestruturação dos procedimentos de avaliação de fratura, agora divididos em “Opções”, sendo mais compatíveis com a abordagem da FITNET;
- Revisão da abordagem de interação de falhas;
- Anexo N (novo), que trata da análise sob restrição reduzida na ponta da trinca;
- Anexo I (novo), referente à análise de resistência de *mismatch* em juntas soldadas;

- Anexo T (novo), referente ao uso de END com Avaliação Crítica de Engenharia (AEC);
- Anexo Q (revisado), uma súmula de tensões residuais.

3.4.2 Avaliação Crítica de Engenharia

A norma BS 7910 (2013) possui 3 (três) níveis de avaliação, chamadas de opção 1, 2 e 3. A complexidade de execução de cada nível cresce de acordo com a opção escolhida em termos de dados quanto ao material e quanto às análises de tensões para construção do diagrama FAD, tendo-se uma diminuição do conservadorismo da abordagem com relação à anterior. A Fig. 29 mostra o procedimento geral de uso das três abordagens para uma avaliação crítica de engenharia por esta norma.

O fluxograma apresentado na Figura 90, no Anexo B, mostra o roteiro usado para análise pela Opção 1, 2 e 3 da norma BS 7910 (2013). Os passos contidos neste fluxograma são explicados a seguir.

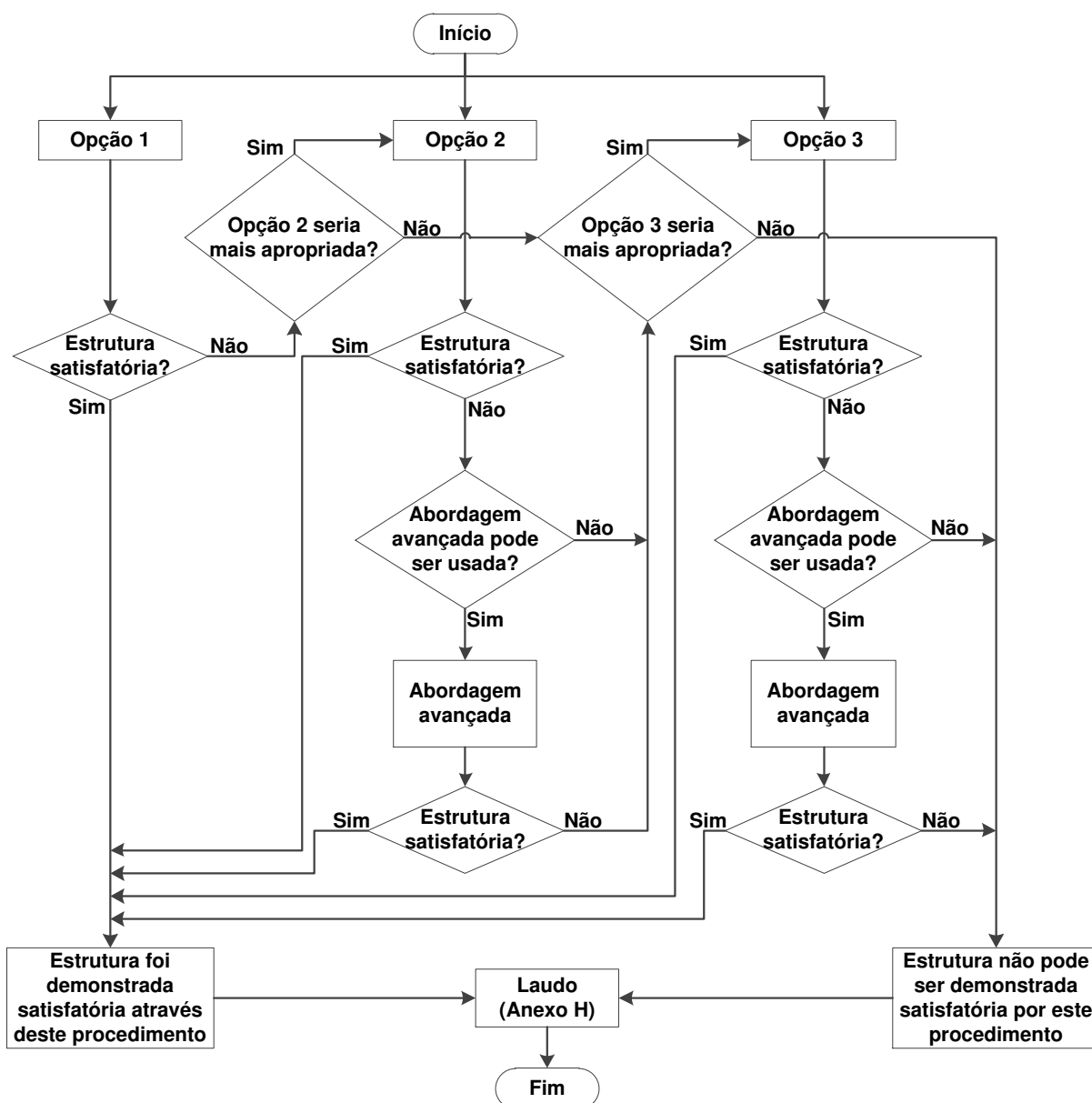
1 Definir as tensões (BS 7910, 2013, p.30, 31):

As tensões a serem consideradas são aquelas que podem ser calculadas da estrutura ou componente sem defeito, podendo ser usada distribuição real de tensões ou tensões linearizadas⁷. Deve-se levar em conta as tensões primárias de membrana e flexão e suas possíveis magnificações, e tensões secundárias.

As tensões primárias são aquelas que, se suficientemente altas, podem contribuir para o colapso plástico total da estrutura ou componente, sendo originadas por pressão interna e carregamento externo. Podem ser do tipo de membrana (P_m , tensões médias que agem através da espessura e são necessárias para o equilíbrio do componente) e de flexão (P_b , originadas de carregamento imposto que variam linearmente através da espessura e estão em equilíbrio com o momento fletor local da estrutura ou componente).

⁷ Método usado nas análises de tensão pelo qual é possível separar as componentes de tensão agindo sobre um corpo em, por exemplo, tensões de membrana, flexão, pico, etc., possibilitando a investigação da influência de cada uma sobre a estrutura ou componente sendo carregado (ASME, 2015, p.601).

Figura 29 – Fluxograma geral de avaliação crítica de engenharia pela norma BS 7910 (2013).



Fonte – Adaptado de BS 7910, 2013, p.36.

As tensões secundárias são tensões auto equilibrantes necessárias para satisfazer a compatibilidade na estrutura ou que podem ser amenizadas por escoamento local, tratamento térmico, etc. Exemplos de tensão secundária são tensões residuais e térmicas (com exceção de tensões térmicas flutuantes para avaliação crítica de engenharia de fadiga). Estas tensões não causam colapso plástico já que se originam de fenômenos de limitação de deslocamento/deformação, mas

podem contribuir para a severidade local na ponta da trinca e, quando necessário, devem ser levadas em conta. Também são divididas em tensões de membrana (Q_m) e de flexão (Q_b).

2 Determinar a tenacidade à fratura do material (BS 7910, 2013, p.50,51):

A tenacidade à fratura do material deve ser determinada por normas reconhecidas de ensaio, como BS 7448, BS EN ISO 12737, BS EN ISO 15653, ASTM E1820 e ASTM E1921, e, onde possível, a orientação da trinca; taxa de deformação; e condições do meio de operação devem ser consideradas. O Anexo L se destina a determinação desta propriedade para soldas. Quando a obtenção direta desta não for possível, estimativas podem ser feitas utilizando as correlações de Charpy no Anexo J ou utilizando-se de dados presentes na literatura, desde que seja demonstrado que estes são completamente representativos do material em questão e que o valor de tenacidade à fratura escolhida venha a representar o valor de piso.

A tenacidade a fratura deve ser então expressa em termos do fator de intensidade de tensão:

$$K_{mat} = \begin{cases} \sqrt{\frac{EJ_{mat}}{1-\nu^2}}, & \text{em termos de integral J} \\ \sqrt{\frac{m\sigma_Y\delta_{mat}E}{1-\nu^2}}, & \text{em termos de CTOD} \end{cases} \quad (64)$$

onde J_{mat} é a tenacidade à fratura em termos de Integral J; δ_{mat} é a tenacidade à fratura em termos de CTOD; e m é dado por:

$$m = \begin{cases} 1,1517 \left(\frac{\sigma_Y}{\sigma_U}\right)^{-0,3188}, & \text{para } 0,3 < \frac{\sigma_{YS}}{\sigma_U} < 0,98 \text{ e aços} \\ 1,5, & \text{para demais casos} \end{cases} \quad (65)$$

onde σ_U é o limite de resistência do material determinado na mesma temperatura da tenacidade à fratura.

3 Determinar as propriedades de tração (BS 7910, 2013, p.45 até 50)

O módulo de elasticidade, o limite de escoamento e o limite de resistência devem ser determinados à temperatura apropriada de acordo com as normas BS EN ISO 6892-1 ou BS EN ISO 6892-2. Estimativas para estas propriedades podem ser

feitas para temperaturas diferentes da orientada por estas normas e o coeficiente de Poisson deve ser igual a 0,3.

Quando possível, a curva de tensão-deformação verdadeira do material deve ser determinada e pontos suficientes para esta curva devem ser obtidos, já que o formato da região do “joelho” do diagrama FAD é criticamente dependente da qualidade dos dados do limite de proporcionalidade até aproximadamente 2% de deformação desta curva. Na ausência desta, para aços ferríticos, pode-se usar a seguinte equação para construção da curva de tensão-deformação:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \frac{A_r \sigma_{YS}}{E} \left(\frac{\sigma}{\sigma_{YS}} \right)^n \quad (66)$$

onde n é o expoente de encruamento do material, estimado por:

$$n = \frac{\log[(E\varepsilon_U/\sigma_U)-1] - \log[(E\varepsilon_{YS}/\sigma_{YS})-1]}{\log(\sigma_U/\sigma_{YS})} \quad (67)$$

ou, alternativamente (como superestimação) para aços ferríticos com $300 \leq \sigma_{YS} \leq 1000$ MPa e $0,65 < \sigma_{YS}/\sigma_U < 0,95$:

$$n = \frac{1}{0,3 \left[1 - \frac{\sigma_{YS}}{\sigma_U} \right]} \quad (68)$$

sendo ε_U a deformação de alongação uniforme em σ_U ; ε_{YS} deformação em σ_{YS} ; e A_r é dado por:

$$A_r = \frac{E\varepsilon_{YS}}{\sigma_{YS}} - 1 \quad (69)$$

Para materiais com escoamento descontínuo, é possível estimar a variação de deformação existente por:

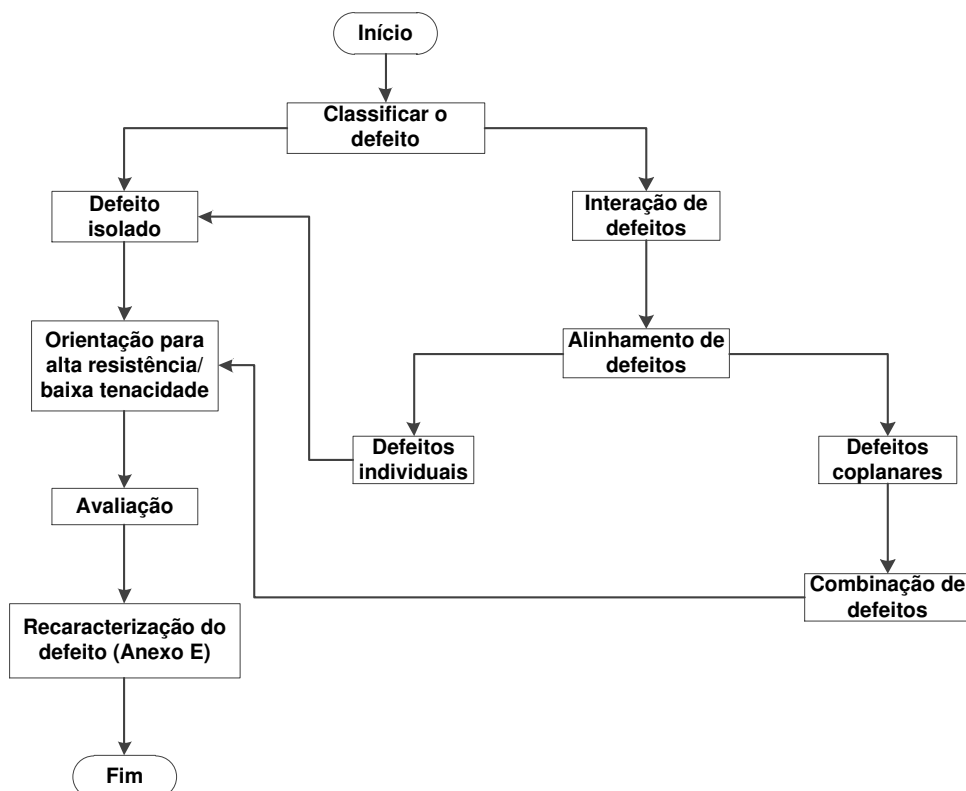
$$\Delta\varepsilon = 0,0375(1 - 0,001\sigma_{YS}), \text{ para } R_{eL} < 946 \text{ MPa} \quad (70)$$

sendo R_{eL} o limite de escoamento inferior de um material que exhibe escoamento descontínuo.

4 Caracterizar o defeito (BS 7910, 2013, p.40 até 42):

Para caracterização de defeitos, segue-se o fluxograma mostrado na Figura 30.

Figura 30 – Fluxograma para caracterização de defeitos conforme BS 7910 (2013).



Fonte – Adaptado de BS 7910, 2013, p.41.

A caracterização de defeitos pode ser feita para defeitos isolados ou defeitos que interagem. A caracterização dimensional e consequente idealização do defeito segue o que foi mostrado na seção 3.2.

Primeiramente, classifica-se o defeito como sendo isolado ou que interage com outro defeito. Se o defeito interage com outros, deve ser então alinhado conforme os critérios mostrados na Tab. 23, no Anexo B. Se estiverem dentro do critério de alinhamento, são alinhados como defeitos coplanares e passam pelos critérios de defeitos que interagem, passando logo após as orientações para alta resistência/baixa tenacidade. Caso contrário, são tratados como defeitos isolados.

Para materiais de alta resistência/baixa tenacidade, onde a fratura por clivagem é a maior preocupação, o defeito pode não prover conservadorismo suficiente. A dimensão máxima do defeito deve ser comparada com o tamanho da zona plástica de Irwin, r_p , conforme equação (16). Se r_p for maior que a dimensão máxima em avaliação, a rotina de avaliação segue. Caso contrário, uma das três medidas abaixo deve ser tomada:

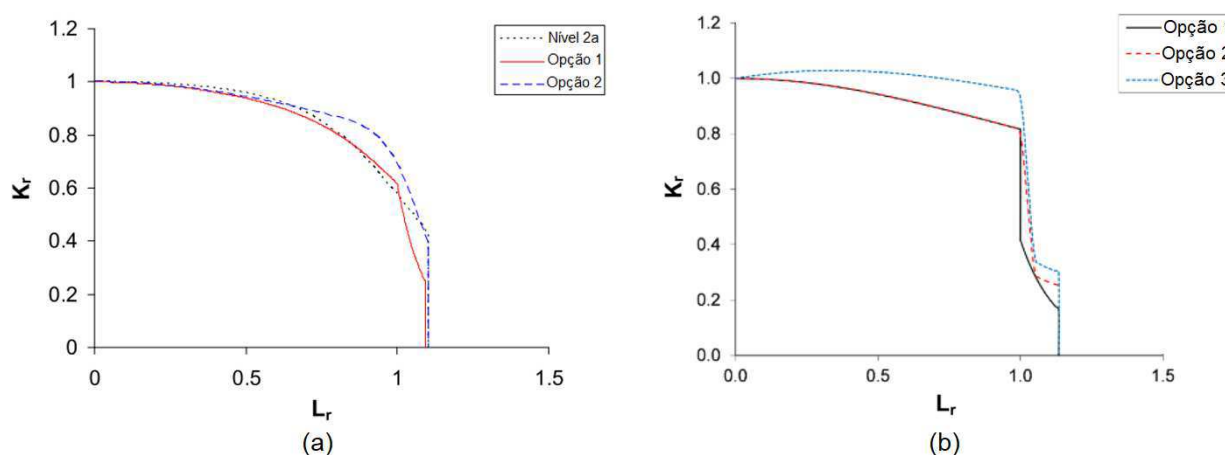
- Aumento de 10% no fator(es) de intensidade de tensão do(s) defeito(s);
- Aumento de 20% nas dimensões do defeito caracterizado;
- A dimensão de defeito tolerável calculada deve ser reduzida em 20%.

As três alternativas acima não necessariamente produzem o mesmo resultado e uma análise sensitiva pode ser executada.

5 Selecionar o diagrama FAD:

Uma das mudanças sofridas pela BS 7910 através da revisão da sua edição de 2005 para a atual revisão de 2013 está no diagrama FAD cuja modificação se volta mais à existência das normas R6 (2004) e FITNET (2008), o que tornou o procedimento da BS 7910 (2013) mais próximos dos contidos nestas normas (HADLEY, 2011, p.819). Isto pode ser visto pela Fig. 31(a), onde o diagrama FAD do nível 2a da edição de 2005 é comparado com os diagramas FAD das opção 1 e 2 da edição de 2013. Na Fig. 31(b), vê-se a atual progressão das 3 (três) opções de avaliação.

Figura 31 – (a) Comparação dos diagramas FAD Nível 2a da BS 7910 de 2005 com as Opções 1 e 2 de 2013; (b) progressão das 3 (três) opções de avaliação da BS 7910 (2013).



Fonte – Adaptado de HADLEY, 2011, p.826; HADLEY; PISARSKI, 2013, p.10.

Para todos os diagramas FAD, da opção 1 a 3, da edição de 2013, o valor de corte para evitar o colapso plástico é dado por (BS 7910, 2013, p.62):

$$L_{r,max} = \frac{\sigma_{YS} + \sigma_U}{2\sigma_{YS}} \quad (71)$$

recomendando-se o uso de valores médios ao invés de mínimos para σ_{YS} e σ_U .

FAD da Opção 1

Esta opção não requer dados detalhados do comportamento tensão-deformação do material. Para materiais que não exibem escoamento descontínuo, o FAD é construído conforme a equação (59) (BS 7910, 2013, p.62,63). Para materiais que exibem escoamento descontínuo, o FAD é construído conforme a equação (58) (BS 7910, 2013, p.63), mas $\Delta\varepsilon$ é dado pela equação (70).

FAD da Opção 2

Esta opção requer para construção do diagrama FAD a curva de tensão-deformação verdadeira do material na temperatura de avaliação até o limite de resistência do mesmo e é útil para todos os metais, independente do seu comportamento tensão-deformação (BS 7910, 2013, p.63,64). O FAD é dado pela equação (56) para $L_r < L_{r,max}$ e tem valor nulo para $L_r \geq L_{r,max}$.

Como alternativa, para construção do diagrama, pode-se obter pontos da curva de tensão-deformação nos pontos $L_r=0,7;0,9;0,98;1,0;1,02$; e 1,1 e em pontos suficientes para definir a curva até $L_{r,max}$ (BS 7910, 2013, p.63).

FAD da Opção 3

Nesta opção, é gerada uma curva específica para o material, geometria e tipo de carregamento usando análises elásticas lineares e não-lineares da estrutura com defeito como função dos carregamentos que originam as tensões primárias (aquelas que contribuem para a análise de L_r). O FAD é dado pela equação (54) para $L_r < L_{r,max}$ e tem valor nulo para $L_r \geq L_{r,max}$ (BS 7910, 2013, p.64).

6 Calcular L_r (BS 7910, 2013, p.65):

A razão de carregamento, L_r , é determinado pelos carregamentos primários por:

$$L_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_Y} \quad (72)$$

onde σ_{ref} é a tensão de referência de acordo com o Anexo P da norma BS 7910 (2013).

7 Calcular K_r (BS 7910, 2013, p.64):

A razão de fratura, K_r , pode ser determinada de duas formas (BSI, 2013, p.64):

$$K_r = \frac{K_I^p + VK_I^s}{K_{mat}} \quad (73)$$

$$K_r = \frac{K_I^p + K_I^s}{K_{mat}} + \rho \quad (74)$$

onde K_I^p é o fator de intensidade de tensão gerado pela trinca devido aos carregamentos primários; K_I^s é o fator de intensidade de tensão gerado pela trinca devido aos carregamentos secundários; e V e ρ são definidos no Anexo R da BS 7910 (2013) como funções dos carregamentos primários e secundários, levando em conta efeitos de interação de plasticidade. No caso em que K_I^s for negativo, este e V ou ρ devem ser nulos nas equações (73) e (74).

8 Plotar o ponto de avaliação (L_r, K_r) no diagrama FAD:

Ao plotar o ponto de avaliação no diagrama FAD, verifica-se a posição deste com relação a linha do diagrama: o defeito é tolerável se estiver abaixo da linha e não é aceitável (potencialmente não seguro) se estiver em cima ou acima da linha.

9 Recaracterizar o defeito (BS 7910, 2013, p.161):

Caso seja necessário, o defeito pode ser recaracterizado de acordo com o Anexo E. Quando um defeito superficial ou embutido é avaliado como inaceitável, a predição de falha no ligamento de material a frente deste não é crítico para a integridade estrutural restante como um todo. Pode-se avaliar o defeito como se o ligamento não existisse e o defeito é recaracterizado como superficial ou passante, de acordo com a Fig. 91, no Anexo B.

3.5 A Norma API 579/ASME FFS-1 (2016)

3.5.1 Histórico e Organização

A norma API 579/ASME FFS-1 surgiu como uma iniciativa de uma junta industrial administrada pelo *Material Properties Council*⁸ (MPC) motivado pela questão de segurança operacional industrial. Uma revisão das normas internacionais de

⁸ do inglês, Conselho de Propriedades de Materiais

adequação ao serviço feita por este conselho em 1991, culminando na necessidade de desenvolvimento de uma norma que cobrisse toda a complexidade dos problemas industriais, que fosse de acordo com as normas já existentes e que tivesse aceitação da jurisdição americana da época (ANDERSON; OSAGE, 2001, p.954). Surgiu então em 2000 a primeira edição desta norma, intitulada *API 579 Recommended Practice for Fitness-For-Service*.

No mesmo ano, iniciaram-se os trabalhos de revisão desta com muitas melhorias a serem analisadas e inseridas pelo comitê formado pela API⁹ e ASME¹⁰, o que em 2007 resultou na segunda edição da norma, intitulada *API 579/ASME FFS-1 Fitness-For-Service* (OSAGE; JANELLE, 2008, p.777). A mais nova edição da norma, lançada em 2016, traz várias modificações e melhorias técnicas, como (API/ASME, 2016, p.iii):

- Reorganização da norma para facilitar seu uso e atualizações;
- Expansão dos códigos de projeto de equipamentos aceitos;
- Novo anexo para estabelecimento do fator de resistência remanescente (Anexo 2F);
- Simplificação no nível 1 de avaliação de afinamento de área local (Parte 5);
- Atualização das regras de interação de defeitos do tipo trinca (Parte 9)
- Revisão do anexo sobre tensões residuais para uso na avaliação de defeitos do tipo trinca (Anexo 9D);
- Atualização na predição de tenacidade à fratura para uso na avaliação de defeitos do tipo trinca (Anexo 9F);
- Atualização dos procedimentos de avaliação de defeitos por fluência (Parte 10);
- Adição de anexo sobre investigação metalúrgica e avaliação de propriedades mecânicas em uma avaliação de defeitos por incêndio (Anexo 11B);
- Desenvolvimento de novo procedimento para avaliação de defeito por fadiga (Parte 14).

A organização da atual edição da norma API 579/ASME FFS-1 (2016) pode ser vista na Tab. 24, no Anexo C.

⁹*American Petroleum Institute* (do inglês, Instituto Americano de Petróleo)

¹⁰*American Society of Mechanical Engineers* (do inglês, Sociedade Americana de Engenheiros Mecânicos)

3.5.2 Avaliação Crítica de Engenharia

A norma API 579/ASME FFS-1 (2016) possui 3 (três) níveis de avaliação, chamados de nível 1, 2 e 3. A complexidade de execução de cada nível cresce de acordo com o nível escolhido em termos de dados quanto ao material e quanto às análises de tensões, tendo-se uma diminuição do conservadorismo da abordagem com relação ao anterior. A Fig. 32 mostra o procedimento geral de uso das três abordagens para uma avaliação crítica de engenharia por esta norma. Os fluxogramas apresentados nas Figuras 92, 93 e 94, no Anexo C, mostram os roteiros usados para análise pelo nível 1, 2 e 3 (método C, conforme será explanado mais adiante) da norma, respectivamente. Os passos contidos nestes fluxogramas são explicados a seguir.

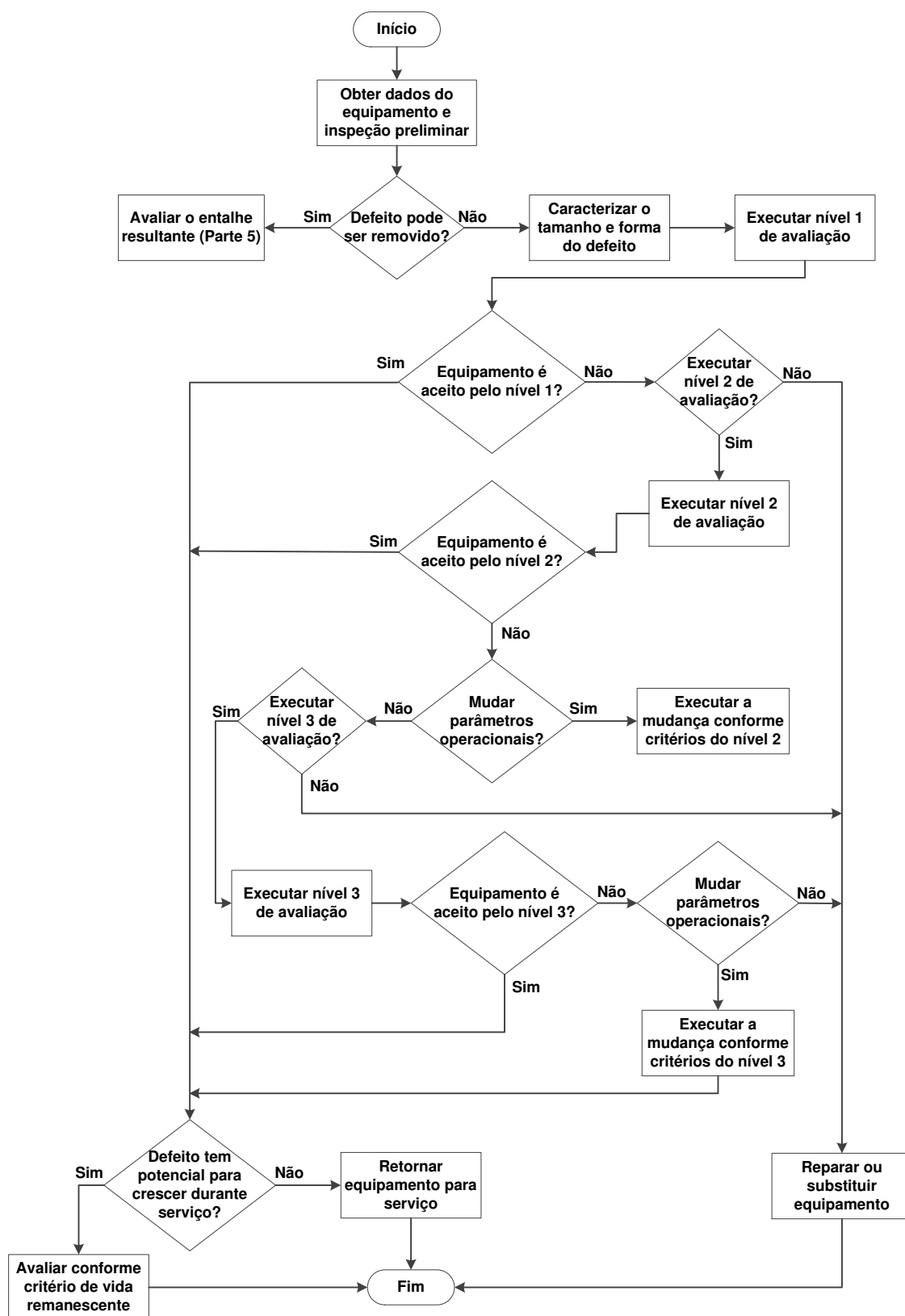
O nível 1 e 2 da API 579/ASME FFS-1 (2016) é aplicável contanto que as seguintes condições sejam atendidas (API/ASME, 2016, p.9-3):

- Critérios de projeto estão de acordo com as normas e códigos de projeto aceitos¹¹ (caso contrário, a interpretação das análises deve ser de pura responsabilidade do engenheiro que a executou);
- Componente não está operando sob regime de fluência;
- Efeitos dinâmicos não são significantes;
- Não é esperado que o defeito venha a crescer em serviço (caso contrário, o nível 3 deve ser usado).

¹¹ São reconhecidos como códigos de projeto e construção (API/ASME, 2016, p.1-2):

- ASME B&PV, Seção VIII, Divisão 1;
- ASME B&PV, Seção VIII, Divisão 2;
- ASME B&PV, Seção 1;
- ASME B31.1;
- ASME B31.3;
- ASME B31.4;
- ASME B31.8;
- ASME B31.12;
- API Std 650;
- API Std 620;
- API Std 530.

Figura 32 – Fluxograma geral de avaliação crítica de engenharia pela norma API 579/ASME FFS-1 (2016).



Fonte – Adaptado de API 579/ASME FFS-1, 2016, p.9-45.

Nível 1

O nível 1 da API 579/ASME FFS-1 (2016) é limitado a defeitos do tipo trinca (com tamanho máximo de 200 mm) em cilindros e esferas pressurizados ($R_i/t \geq 5$, onde R_i é o raio interno e $t < 38$ mm é a espessura onde o defeito está localizado) ou chapas planas (desde que o plano que contém o defeito seja perpendicular à direção do maior carregamento agindo sobre este componente – chamado então de plano principal), sempre a uma distância igual ou maior que $1,8\sqrt{2R_it}$ das descontinuidades estruturais (API 579/ASME FFS-1, 2016, p.9-3,9-13).

Quanto ao tipo de carregamento no componente ou estrutura, o nível 1 se destina àqueles que geram apenas campos de tensões de membrana. Componentes ou estruturas que geram outros tipos de campo de tensões devem ser avaliados pelos níveis 2 ou 3 (API 579/ASME FFS-1, 2016, p.9-4).

Em relação ao material, este deve ser aço carbono com tensão admissível¹² que não exceda 172 MPa. O limite de escoamento mínimo deve ser de igual ou menor que 276 MPa e o limite de resistência mínimo deve ser igual ou menor a 483 MPa. A tenacidade a fratura deve ser maior ou igual ao valor de piso, K_{IC} , obtido pelo Anexo 9F (API 579/ASME FFS-1, 2016, p.9-4).

A metodologia utilizada neste nível é a das Curvas de Triagem (*Screening Curves*) que relaciona o máximo tamanho de largura do defeito com a temperatura mínima de projeto do equipamento, esta derivada de acordo com a temperatura de referência do material (WINTLE, 2003). Os passos da avaliação pelo nível 1 da API 579/ASME FFS-1 (2016) são descritos a seguir e o fluxograma da Fig. 92 no Anexo C.

1 Determinar os carregamentos e temperaturas (API 579/ASME FFS-1, 2016, 9-6):

Baseando-se nas condições operacionais e de projeto, determina-se a distribuição de tensões na região onde o defeito está localizado para todos os carregamentos relevantes, explicitando também a combinação de pressão e

¹² do inglês, *Allowable Stress* – S . Conforme filosofia de projeto de vasos de pressão da ASME, a tensão admissível deve ser usada tal que a máxima tensão de membrana primária acrescido da máxima tensão de membrana secundária não deve exceder $1,5S$ das seções do material (MOSS; BASIC, 2013, p.2). Em casos específicos, onde outros tipos de carregamento devem ser considerados, os limites de S são reconsiderados.

temperatura para cada tipo de carregamento por causa da dependência da tenacidade a fratura com a temperatura.

As distribuições de tensão devem ser feitas a partir de cada tipo de carregamento e baseadas na geometria sem o defeito. Soluções analíticas podem ser utilizadas desde que consigam representar bem a geometria e condições de carregamento. Do contrário, análises numéricas por elementos finitos, por exemplo, podem ser utilizadas e a linearização de tensões pode ser necessária.

2 *Caracterizar o defeito* (API 579/ASME FFS-1, 2016, p.9-8):

Determina-se o comprimento c ou $2c$ e profundidade a ou $2a$, a depender do tipo de defeito (vide seção 3.2), a partir dos dados de inspeção. Estando o defeito no plano principal, as dimensões medidas durante a inspeção são as dimensões a serem usadas no procedimento. Caso contrário, um procedimento para melhor projeção do defeito deve ser seguido (API 579/ASME FFS-1, 2016, p.9-8, 9-9).

3 *Selecionar a figura com as curvas de triagem* (API 579/ASME FFS-1, 2016, p.9-48 até 9-60):

A escolha é baseada na geometria do componente ou estrutura e a orientação do defeito com respeito à cordões de solda. Estas figuras podem ser encontradas nas Fig. 95, 96, 97, 98, 99, 100, e 101 no Anexo C. Nestas, as linhas sólidas são para defeito com profundidade de $\frac{1}{4}t$ e as linhas tracejadas para t . Ainda, as curvas A são para defeitos contidos no metal de base; as curvas B para defeitos contidos no metal de solda submetido a TTAT¹³; e as curvas C para defeitos contidos no metal de solda sem TTAT. A determinação da temperatura de referência, T_{ref} , é explicada mais à frente.

4 *Determinar a curva de triagem apropriada* (API 579/ASME FFS-1, 2016, p.9-14):

Caso a profundidade da trinca não possa ser determinada, as curvas tracejadas devem ser usadas. Caso contrário, as curvas sólidas devem ser usadas de acordo como mostrado na Tab. 2.

¹³ Tratamento Térmico para Alívio de Tensões

5 *Determinar a temperatura de referência (API 579/ASME FFS-1, 2016, p.9-15):*

Seleciona-se o tipo de curva de temperatura de isenção do material pela Tabela 25 no Anexo C e, junto ao limite de escoamento mínimo especificado do material à temperatura ambiente, σ_{YM} , determina-se a temperatura de referência, T_{ref} , pelas Tab. 26 ou 27, também no Anexo C.

Tabela 2 – Seleção do tipo de curva de triagem apropriada.

Condição	Curva
$t \leq 25 \text{ mm}$	
$a \leq \frac{t}{4}$	Tracejadas
$a > \frac{t}{4}$	Sólidas
$25 \text{ mm} < t \leq 38 \text{ mm}$	
$a \leq 6 \text{ mm}$	Tracejadas
$a > 6 \text{ mm}$	Sólidas

Fonte – Elaboração própria.

6 *Determinar o tamanho máximo permissível do defeito (API 579/ASME FFS-1, 2016, p.9-15):*

De posse da temperatura de referência (passo 5) e do tipo de curva de triagem a ser usada (passo 4), determinar o tamanho crítico $2c$ pela figura selecionada (passo 3).

7 *Avaliar os resultados (API 579/ASME FFS-1, 2016, p.9-15):*

Se o tamanho máximo permissível determinado no passo 6 for maior ou igual ao tamanho do defeito determinado no passo 2, então o componente está seguro para futuras operações. Caso contrário, recomenda-se:

- Refinar os dados usados na avaliação;
- Mudar os parâmetros operacionais, reparar ou substituir o equipamento;
- Conduzir avaliação baseada no nível 2 ou 3.

Nível 2

Os passos no nível 2 da API 579/ASME FFS-1 (2016) são resumidos no fluxograma mostrado na Fig. 93 no Anexo C e são descritos abaixo:

1 *Determinar condições operacionais e combinações de carregamento:*

Este passo é igual ao passo 1 do nível 1 de avaliação.

2 *Determinar a distribuição de tensões onde o defeito se localiza (API 579/ASME FFS-1, 2016, p.9-7,9-16):*

De posse dos resultados do passo 1, classifica-se as tensões em primárias, secundárias e residuais. As definições destas são semelhantes às definições encontradas na norma BS 7910 (2013), porém com algumas ressalvas quanto ao tipo de tensões primárias, com base no código ASME Seção VIII Divisão 2. As tensões residuais devido ao aporte térmico de processos de soldagem deve ser classificada a parte das tensões secundárias.

As tensões primárias podem ser do tipo gerais de membrana (P_m , derivada do valor médio através da espessura da seção transversal e gerada pela pressão interna e outros carregamentos especificados), locais de membrana (P_L , igualmente definida conforme as tensões primárias gerais de membrana, onde as tensões equivalem a $1,1S$ ou mais e se distanciam mais que $\sqrt{R_i t}$ na direção meridional, onde S é a tensão admissível com base no limite de escoamento e temperatura de operação) e de membrana geral ou local acrescida de tensão fletora ($P_m + P_b$ ou $P_L + P_b$, derivada do maior valor de tensão que atua através da espessura da seção da tensão geral ou localizada linearizada acrescida de tensão fletora primária) (ASME, 2015, p.551).

3 *Determinar os limites de escoamento e resistência (API 579/ASME FFS-1, 2016, p.9-7):*

O limite de escoamento e o limite de resistência devem ser determinados para avaliação dos efeitos de plasticidade na força motriz do defeito, estimativas de tensões residuais e avaliações relativas à tenacidade à fratura do material. Assim, a sua determinação deve levar em conta temperatura, envelhecimento do material e outras formas de degradação.

O uso de valores mínimos dessas propriedades trará como consequência uma avaliação conservadora e estimativas para estes para com a temperatura podem ser feitas de acordo com o Anexo 2E da norma. Ainda, a curva de tensão-deformação verdadeira e os parâmetros da formulação de Ramberg-Osgood são requeridos se uma avaliação por Integral J ou análise elasto-plástica é requerida.

4 *Determinar a tenacidade à fratura (API 579/ASME FFS-1, 2016, p.9-8,9-16,9F-9,9F-10):*

O meio, temperatura de serviço e qualquer outro mecanismo de degradação ao qual o material esteja sujeito deve ser levado em conta na determinação da tenacidade à fratura e variações locais próximas a ponta da trinca devem ser consideradas. Quando a tenacidade à fratura para o material não estiver disponível, pode-se estimá-la de acordo com o Anexo 9F da norma.

5 *Caracterizar o defeito:*

Este passo é igual ao passo 2 para o nível 1 de avaliação.

6 *Calcular a tensão de referência para as tensões primárias:*

De acordo com as tensões determinadas nos passos 1, 2 e 5, recorrer ao Anexo 9C da norma para cálculo da tensão de referência, σ_{ref} .

7 *Determinar a razão de carregamento:*

Com os resultados obtidos pelos passos 3 e 6, calcular a razão de carregamento, L_r^P , pela equação (72).

8 *Calcular o fator de intensidade de tensão atribuído às tensões primárias:*

Usando os dados obtidos pelos passos 1, 2 e 5, recorrer ao Anexo 9B da norma para calcular o fator de intensidade de tensões devido às tensões primárias, K_I^P . Caso $K_I^P < 0$, este deve ser assumido com valor nulo.

9 *Calcular o fator de intensidade de tensão atribuído aos carregamentos secundários e residuais:*

Usando os dados obtidos pelos passos 1, 2 e 5, recorrer ao Anexo 9B da norma para calcular o fator de intensidade de tensões devido às tensões secundárias e residuais, K_I^{SR} , tendo este que ser determinado na mesma localização à frente do

defeito onde K_I^P foi determinado. Caso $K_I^{SR} < 0$, este deve ser assumido com valor nulo.

10 Calcular o fator de interação plástica (API 579/ASME FFS-1, 2016, p.9-17):

O fator de interação plástica, Φ , deve ser calculado para a profundidade a e para metade do comprimento, c , quando o defeito for uma trinca embutida ou superficial. Para uma trinca passante, apenas deve ser calculado para a metade do comprimento c . Segue-se o procedimento:

a) Calcular o parâmetro Φ_0 :

$$\Phi_0 = \left(\frac{a_{eff}}{a}\right)^{0,5} \quad (75)$$

onde:

$$a_{eff} = \begin{cases} a + \left(\frac{1}{6\pi}\right) \left(\frac{K_I^{SR}}{\sigma_Y}\right)^2, & \text{para EPD} \\ a + \left(\frac{1}{2\pi}\right) \left(\frac{K_I^{SR}}{\sigma_Y}\right)^2, & \text{para EPT} \end{cases} \quad (76)$$

b) Corrigir K_I^{SR} :

$$K_j^{SR} = \Phi_0 K_I^{SR} \quad (77)$$

c) Caso $K_I^P = 0$, $\Phi = \Phi_0$. Do contrário, calcular o parâmetro X :

$$X = K_j^{SR} \left(\frac{L_r^P}{K_I^P}\right) \quad (78)$$

d) Selecionar o parâmetro ξ da Tabela 9.3 da norma (API 579/ASME FFS-1, 2016, p.9-34);

e) Calcular o fator de interação plástica:

$$\Phi = \xi \Phi_0 \quad (79)$$

11 Determinar a razão de tenacidade:

Com os dados dos passos 4, 8, 9 e 10, calcular a razão de tenacidade K_r :

$$K_r = \frac{K_I^P + \Phi K_I^{SR}}{K_{mat}} \quad (80)$$

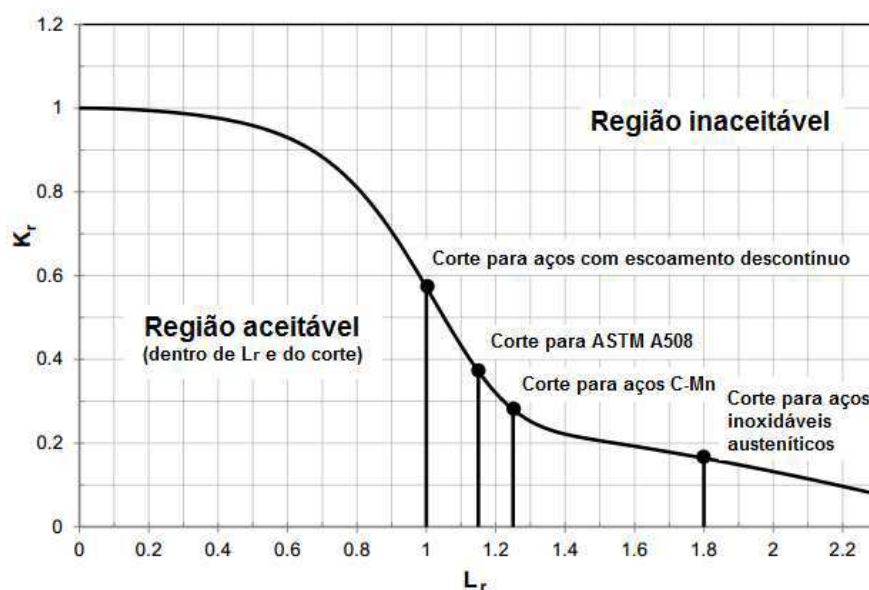
12 Plotar o diagrama FAD e o ponto de avaliação:

O diagrama FAD do nível 2 é dado pela equação (57) para $L_r^P < L_{r,max}^P$ e é nulo para $L_r^P \geq L_{r,max}^P$. O diagrama é mostrado na Fig. 33.

O valor de corte para evitar o colapso plástico, $L_{r,max}^P$, é dado por:

$$L_{r,max}^P = \begin{cases} 1, & \text{para materiais com escoamento descontínuo e } n > 15 \text{ ou desconhecido} \\ 1,15, & \text{para aço A508} \\ 1,25, & \text{para aços C - Mn} \\ 1,80, & \text{para aços inoxidáveis austeníticos} \\ \frac{\sigma_f}{\sigma_Y}, & \text{para outros materiais} \end{cases} \quad (81)$$

Figura 33 – FAD do nível 2 da norma API 579/ASME FFS-1 (2016).



Fonte – Adaptado de API 579/ASME FFS-1, 2016, p.9-61.

onde σ_f é a tensão de fluxo definida na temperatura de operação, dada por:

$$\sigma_f = \begin{cases} \frac{(\sigma_{YS} + \sigma_U)}{2}, \text{ para a maioria das avaliações} \\ \sigma_{YS} + 69 \text{ MPa} \\ \frac{1,15(\sigma_{YS} + \sigma_U)}{2}, \text{ para aços inoxidáveis austeníticos} \\ 3S, \text{ para aços inoxidáveis austeníticos} \\ 2,4S, \text{ para aços ferríticos} \\ \frac{\sigma_{YS}}{2} \left[1 + \frac{\left(\frac{n}{0,002}\right)^n}{\exp(n)} \right], \text{ em função dos parâmetros de Ramberg – Osgood} \end{cases}, \text{ em função da tensão admissível} \quad (82)$$

onde S é a tensão admissível, conforme ASME VIII Div.2 (2015).

No caso em que $L_{r,max}^P = 1$, o diagrama FAD pode ser descrito por:

$$K_r = [1 - (L_r^P)^{2,5}]^{0,2} \quad (83)$$

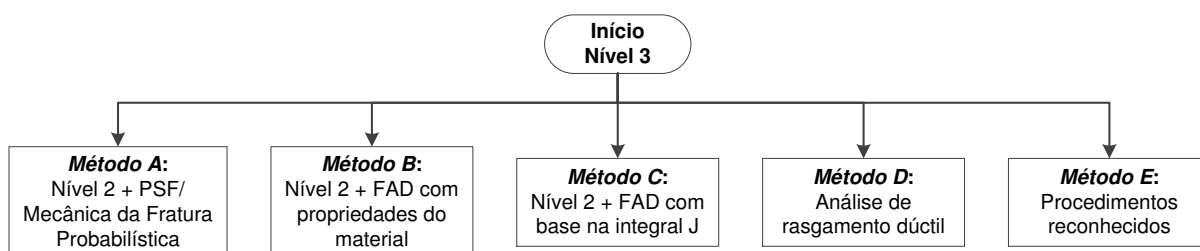
O ponto de avaliação (L_r^P, K_r) deve se encontrar abaixo a curva definida pelo diagrama FAD para que o defeito seja aceitável, podendo-se após fazer uma análise para determinar o tamanho crítico através de incrementos no tamanho da trinca até o ponto de avaliação tocar a curva. Caso o defeito não seja aceitável, recomenda-se:

- Melhorar a caracterização dos defeitos;
- Melhorar a determinação das propriedades do material;
- Refinar as análises de tensões;
- Reparar ou substituir o componente;
- Avaliar o defeito pelo nível 3.

Nível 3

O nível 3 da API 579/ASME FFS-1 (2016) proporciona uma melhor estimativa da integridade estrutural de um componente contendo um defeito do tipo trinca. Além disso, este procedimento permite avaliação caso haja possibilidade de crescimento subcrítico do defeito durante operação futura. São cinco os métodos permitidos por este nível, conforme mostrado na Fig. 34.

Figura 34 – Organização do nível 3 de avaliação da API 579/ASME FFS-1 (2016).



Fonte – Elaboração própria.

- a) *Método A* – Tem como base o nível 2 de avaliação com uso de fatores de segurança parciais (*Partial Safety Factors* – PSF) ou análise baseada na mecânica da fratura probabilística;
- b) *Método B* – Tem como base o nível 2 de avaliação, porém o diagrama FAD é construído baseado nas propriedades reais do material, exigindo assim a obtenção da curva de tensão-deformação verdadeira do material, recomendando-se a definição precisa desta nos pontos $\sigma/\sigma_{YS} = 0,7; 0,8; 0,98; 1,0; 1,02; 1,1; 1,2$; e em intervalos de 0,1 até σ_U . O método é idêntico ao usado na opção 2 de avaliação da norma BS 7910 (2013).
- c) *Método C* – Tem como base o nível 2, porém o diagrama FAD é construído baseando-se na Integral J e nas condições de carregamento reais, geometria do componente e propriedades do material. O fluxograma da Fig. 94, no Anexo C, resume os passos deste procedimento, que são (API 579/ASME FFS-1, 2016, p.9G-8 até 9G-10):
- 1 *Categorizar as tensões em primárias, secundárias e residuais:*
Este passo é similar aos passos 1 e 2 do nível 2 de avaliação.
 - 2 *Construir modelo numérico:*
Construir um modelo elástico não-linear em elementos finitos com a configuração de interesse, incluindo as tensões primárias.
 - 3 *Incrementar o carregamento:*
Durante análise por elementos finitos, incrementar gradualmente o carregamento e computar a Integral J para cada incremento.

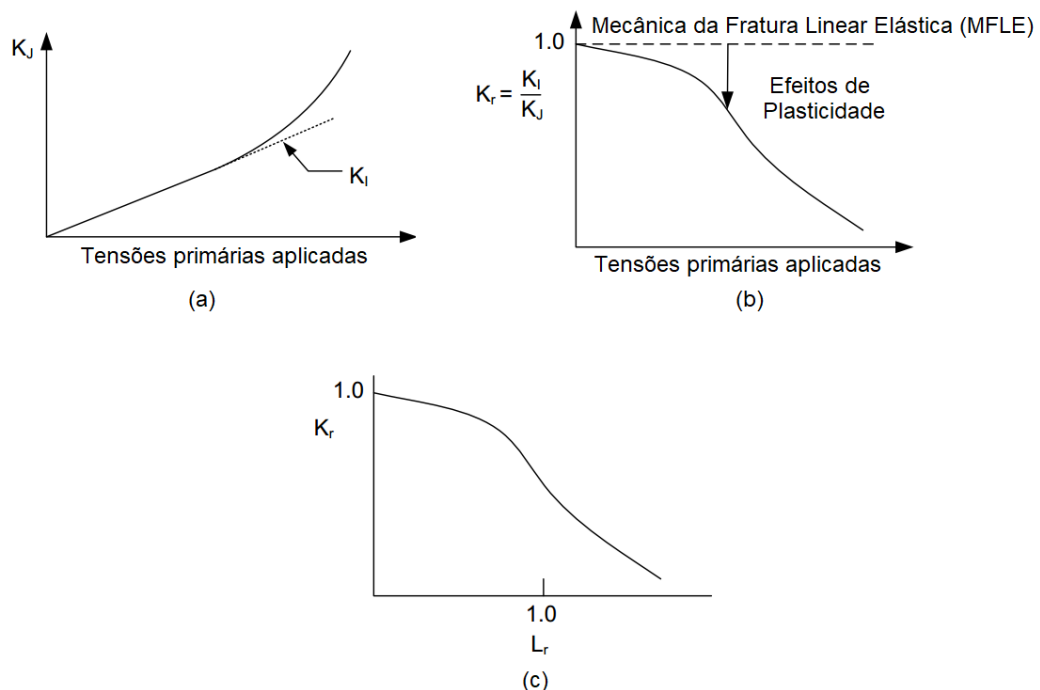
4 *Obter o fator de intensidade de tensão equivalente:*

Para cada valor da Integral J obtida para cada incremento no passo 3, obter um fator de intensidade de tensão equivalente, K_J , através da equação (51).

5 *Plotar o fator de intensidade de tensão equivalente versus carregamento aplicado, P:*

Plotar K_J versus P e inferir o fator de intensidade de tensão elástico K_I^P por esta curva, conforme Fig. 35a. O desvio do comportamento linear observado é resultado do efeito de plasticidade, conforme também mostrado na Fig. 35b. Alternativamente, análises elásticas lineares podem ser feitas no modelo para inferência de K_I^P .

Figura 35 – Derivação do diagrama FAD baseado na Integral J. (a) Inferência de K_I^P pela curva K_J versus P ; (b) efeitos de plasticidade no diagrama FAD; e (c) diagrama FAD normalizado com L_r .



Fonte – Adaptado de API 579/ASME FFS-1, 2016, p.9G-19.

6 *Determinar a razão de tenacidade:*

A razão de tenacidade, K_r , é dada por:

$$K_r = \frac{K_I^P}{K_J} \quad (84)$$

- 7 *Determinar as tensões de referência para cada incremento de carregamento e calcular cada razão de carregamento:*

A razão de carregamento, L_r , é dada por:

$$L_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_{YS}} \quad (85)$$

Quando $L_r = 1$, a razão de tenacidade é:

$$K_r|_{L_r=1} = \left[1 + \frac{0,002E}{\sigma_{YS}} + \frac{1}{2} \left(1 + \frac{0,002E}{\sigma_{YS}} \right)^{-1} \right]^{-0,5} \quad (86)$$

A tensão de referência é dada pelos valores de tensões primárias, σ_p , aplicados que satisfazem a equação acima tal que:

$$\sigma_{ref} = F_{ref} \sigma_p \quad (87)$$

onde F_{ref} é o fator geométrico da tensão de referência, dado por:

$$F_{ref} = \frac{\sigma_Y}{\sigma_p|_{L_r=1}} \quad (88)$$

- 8 *Plotar o diagrama FAD:*

Plotar o diagrama FAD, construído ponto a ponto pelos valores de K_r e L_r obtidos pelos passos 6 e 7, respectivamente.

- 9 *Determinar o ponto de avaliação:*

Os pontos de avaliação são compostos pela razão de carregamento calculada pelos carregamentos operacionais e pela razão de tenacidade referente ao estado real da trinca na geometria. A determinação de ambos se dá de forma semelhante aos passos 7 e 11 do nível 2 de avaliação, respectivamente.

- 10 *Plotar o ponto de avaliação no FAD:*

Plotar o ponto de avaliação determinado no passo 9 no diagrama FAD construído no passo 8.

- 11 *Avaliar os resultados:*

O ponto de avaliação deve se encontrar abaixo a curva definida pelo diagrama FAD para que o defeito seja aceitável. Caso contrário, o defeito não é aceitável.

- d) *Método D* – Análise de rasgamento dúctil onde a fratura dúctil é definida como uma função da parcela do rasgamento dúctil estável. Esta análise só deve ser usada para materiais que venham a exibir este comportamento, como aços ferríticos e aços austeníticos inoxidáveis. Utilizando a curva de resistência J-R do material e um dos diagramas FAD dos métodos A, B ou C acima descritos, pode-se determinar para diversos incrementos de tamanho de defeito e carregamento as curvas de estabilidade (abaixo da curva do diagrama FAD), de propagação estável (parcialmente acima do diagrama FAD), e de instabilidade (totalmente acima do diagrama FAD).
- e) *Método E* – Faz-se uso de procedimentos reconhecidos, como:
- BS 7910;
 - R6;
 - *SSM Research Report 2008:1*;
 - WES 2805;
 - Metodologia do Diagrama de Avaliação de Falha por Deformação Plástica;
 - MFEP usando Integral J;
 - Método do módulo de rasgamento pela Integral J.

CAPÍTULO IV

MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

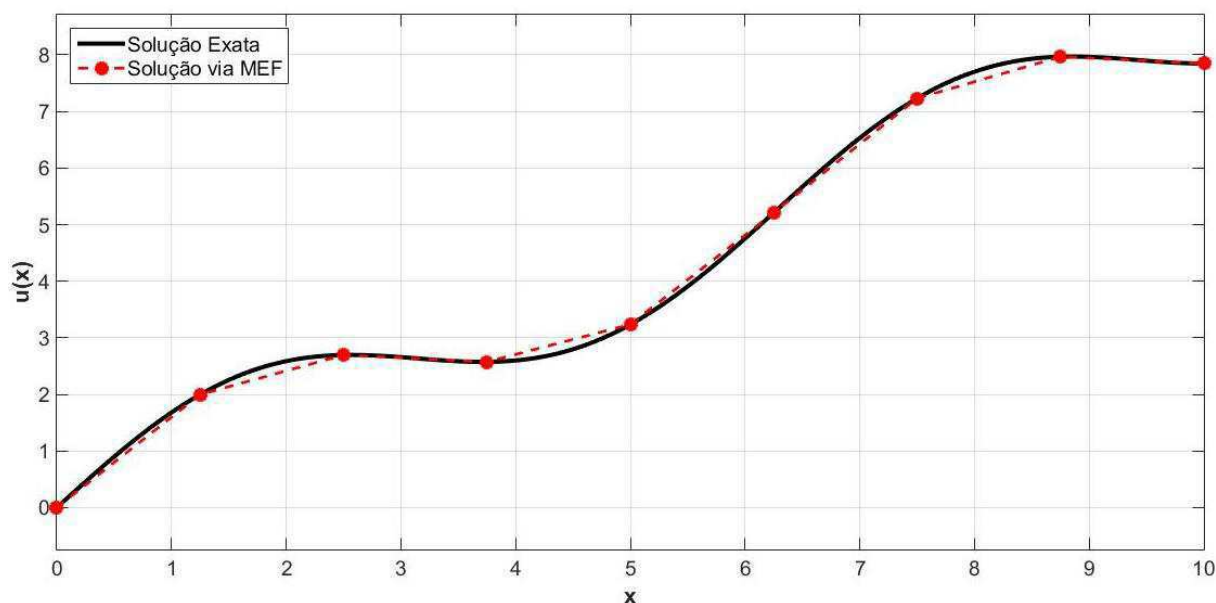
Este capítulo trata do método numérico chamado de método dos elementos finitos. Na seção 4.1 é introduzido seu conceito e características gerais. Na seção 4.2 é feita uma pequena revisão do problema de elasticidade linear e sua formulação forte e fraca. A seção 4.3 é dedicada a formulação da discretização do contínuo por elementos finitos do problema da elasticidade. Na seção 4.4, são mencionados os tipos de elementos bidimensionais e tridimensionais e suas respectivas funções de forma. Na seção 4.5 são explanados e estabelecido os critérios de convergência e na seção 4.6 encontra-se a formulação de elementos finitos aplicado à mecânica da fratura.

4.1 Conceito do Método dos Elementos Finitos

O método dos elementos finitos (MEF) é um método numérico muito bem aplicado a problemas de valor contorno, de valor inicial e de autovalores (COOK et al., 2002, p.1; MADENCI; GUVEN, 2015, p.1) governados por equações diferenciais ou expressões integrais, que são resolvidas de forma aproximada. Em essência, um conjunto de expressões algébricas é estabelecida das equações e/ou expressões de governo e são resolvidas de forma eficaz através de implementação computacional (BATHE, 1996, p.1).

A ideia básica do MEF é a discretização (divisão) do domínio em subdomínios menores, chamados de *elementos finitos* ou apenas *elementos*, que são conectados por *nós* (FISH; BELYTCHKO, 2007, p.1; KIM; SANKAR, 2011, p.). Dentro de cada elemento, é atribuída uma *função de aproximação* (também conhecida como *função de interpolação*) definida em termos dos valores de contorno nos nós que o compõe (MADENCI; GUVEN, 2015, p.1). O conjunto de elementos conectados de forma coerente por nós é chamado de *malha* e o seu processo de criação é chamado de *geração de malha*. A Fig. 36 ilustra o conceito da discretização do domínio de uma função aleatória em elementos lineares conectados de forma coerente, formando a malha.

Figura 36 – Solução via MEF (linha contínua) por elementos de funções lineares para um problema unidimensional (linha tracejada).



Fonte – Elaboração própria.

As maiores vantagens do MEF são:

- A resposta aproximada nodal é igual a resposta analítica no ponto;
- Aplicação em qualquer problema de valor de contorno, valor inicial e de autovalores;
- Não possuir restrição à geometria;
- As condições de contorno e o carregamento não são restritos;
- As propriedades do material não são restritas a isotropia (podem mudar de elemento para elemento ou dentro de um mesmo elemento);
- Aplicável o uso de diferentes tipos de elementos com diferentes comportamentos;
- A malha se adapta de forma aproximada e aceitável ao corpo a ser analisado;
- Melhores resultados podem ser obtidos de forma fácil fornecendo mais elementos à malha ou aumentando o grau da função de interpolação.

As maiores desvantagens do MEF são:

- Não produzir uma solução de forma fechada, que permitiria avaliar o comportamento do fenômeno com relação a todos os parâmetros;

- As soluções obtidas são aproximadas e válidas apenas para os parâmetros e domínio especificado;
- O usuário deve ter uma base sólida de conhecimento do fenômeno físico sendo estudado e de como o método procede para obter sua solução, já que erros cometidos pelo usuário podem ser fatais no resultado final.

A metodologia de resolução de equações diferenciais pelo MEF envolve passos importantes. São esses:

- *Delimitação do fenômeno*, onde as considerações de comportamento do fenômeno são estabelecidos (análise linear, não-linear, etc.);
- *Modelagem matemática*, onde é encontrada a equação de governo e são estabelecidas as condições de contorno do problema. A este conjunto se dá o nome de *Forma Forte* do problema;
- *Ponderação da forma forte do problema*, onde através do método dos resíduos ponderados se acha a *Forma Fraca* do problema;
- *Discretização do domínio e aproximação por elementos finitos*, onde se selecionam o(s) tipo(s) de elemento(s) a ser(em) usado(s), gera-se a densidade de malha adequada,
- *Resolução do sistema de equações*, onde as soluções nodais e elementares são obtidas;
- *Interpretação dos resultados*, onde os resultados são mostrados de forma lógica para avaliação do usuário.

4.2 Elasticidade Linear – Forma Forte e Fraca do Problema

A teoria da elasticidade dos materiais é formulada conforme às seguintes suposições:

- As deformações são pequenas;
- O comportamento do material é linear;
- Os efeitos dinâmicos são negligenciados;
- Durante a deformação do sólido não há formação de vazios.

Considerando o corpo de domínio Ω e contorno Γ mostrado na Figura 37, tem-se da teoria da elasticidade linear (KIM; SANKAR, 2011, p.176; FISH; BELYTSCHKO, 2007, p.223):

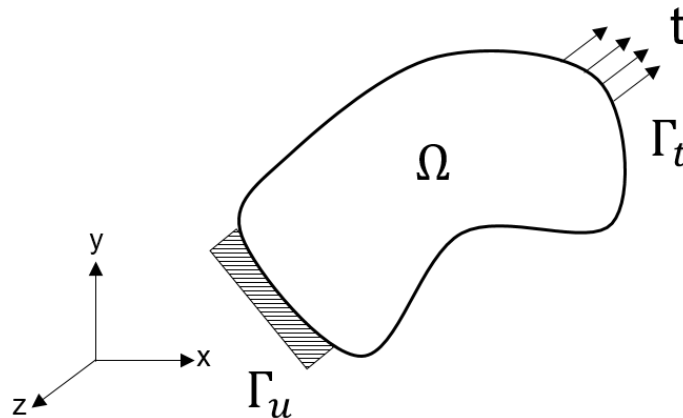
$$\nabla_s^T \vec{\sigma} + \vec{b} = 0 \quad (89)$$

$$\vec{\varepsilon} = \nabla_s \vec{u} \quad (90)$$

$$\vec{\sigma} = \mathbf{D} \vec{\varepsilon} \quad (91)$$

onde a equação (89) é dita a equação de equilíbrio ou de governo do problema; a equação (90) é a equação cinemática; e a equação (91) é dita a equação constitutiva. Na equação (89), $\vec{\sigma}$ é o tensor de tensão, \vec{b} é o vetor que define as forças de corpo; na equação (90), $\vec{\varepsilon}$ é o vetor de deformação, \vec{u} é o vetor de deslocamento; e na equação (91), \mathbf{D} é a matriz constitutiva do material. O termo ∇_s é o vetor gradiente simétrico e ∇_s^T indica sua transposta.

Figura 37 – Corpo bidimensional com condições de contorno de Dirichlet e Neumann prescritas.



Fonte – Elaboração própria.

Desta forma, para problemas bidimensionais e materiais isotrópicos:

$$\vec{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{yx} \end{bmatrix} \quad (92)$$

$$\vec{b} = \begin{bmatrix} b_x \\ b_y \end{bmatrix} \quad (93)$$

$$\vec{\varepsilon} = \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \gamma_{yx} \end{bmatrix} \quad (94)$$

$$\vec{u} = \begin{bmatrix} u_x \\ u_y \end{bmatrix} \quad (95)$$

$$\mathbf{v}_s = \begin{bmatrix} \partial/\partial x & 0 \\ 0 & \partial/\partial y \\ \partial/\partial y & \partial/\partial x \end{bmatrix} \quad (96)$$

$$\mathbf{D} = \begin{cases} \frac{E}{(1-\nu^2)} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{(1-\nu)}{2} \end{bmatrix}, \text{ para EPT} \\ \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & 0 \\ \nu & 1-\nu & 0 \\ 0 & 0 & \frac{(1-2\nu)}{2} \end{bmatrix}, \text{ para EPD} \end{cases} \quad (97)$$

onde E é o módulo de elasticidade e ν é o coeficiente de Poisson do material; u_x e u_y são os deslocamentos nas direções x e y , respectivamente; ε_{xx} , e ε_{yy} são as deformações na direção x e y , respectivamente, e γ_{yx} é a deformação cisalhante no plano xy ; b_x e b_y são as componentes das forças de corpo nas direções x e y , respectivamente; e σ_{xx} e σ_{yy} as tensões axiais nas direções x e y , respectivamente, e σ_{yx} é a tensão cisalhante que age no plano yx . A dedução para problemas tridimensionais é análoga, bastando considerar a componente z .

As condições de contorno Γ_u e Γ_t ($\Gamma_u \cap \Gamma_t = \Gamma$) são as condições de contorno de Dirichlet (essencial) e de Neumann (natural) do problema, respectivamente, tal que:

$$\bar{\mathbf{u}} = \bar{\mathbf{u}} \text{ em } \Gamma_u \quad (98)$$

$$\bar{\mathbf{t}} = \boldsymbol{\tau} \bar{\mathbf{n}} \text{ em } \Gamma_t \quad (99)$$

onde $\bar{\mathbf{u}}$ é o vetor cujas componentes são deslocamentos prescritos; $\bar{\mathbf{t}}$ é o vetor de carregamento trativo; $\boldsymbol{\tau}$ é o tensor de tensões internas no corpo, equivalente a $\bar{\boldsymbol{\sigma}}$; e $\bar{\mathbf{n}}$ é o vetor unitário normal ao plano de carregamento do corpo. O conjunto de equações composto pela equação de governo e as condições de contorno é dita *forma forte* do problema da elasticidade.

Definindo-se um vetor de funções ponderadoras, $\bar{\mathbf{W}}$, pondera-se as equações (89) e (99) em todo seu domínio pelo método dos resíduos ponderados:

$$\int_{\Omega} (\mathbf{v}_s^T \bar{\boldsymbol{\sigma}} + \bar{\mathbf{b}}) \bar{\mathbf{W}} d\Omega = 0 \quad (100)$$

$$\int_{\Gamma_t} \bar{\mathbf{t}} - \boldsymbol{\tau} \bar{\mathbf{n}} d\Gamma = 0 \quad (101)$$

Aplicando a formula de Green e lembrando que $\vec{W} = 0$ em Γ_u , tem-se que:

$$\int_{\Omega} (\nabla_s \vec{W})^T \vec{\sigma} d\Omega - \int_{\Gamma_t} \vec{W}^T \vec{t} d\Gamma - \int_{\Omega} \vec{W}^T \vec{b} d\Omega = 0 \quad (102)$$

que é a *forma fraca* do problema da elasticidade linear.

4.3 Discretização por Elementos Finitos Aplicada a Elasticidade Linear

O MEF discretiza um domínio fazendo a seguinte aproximação (ZIENKIEWICZ; TAYLOR; ZHU, 2005, p.202; FISH; BELYTCHKO, 2007, p.225):

$$\vec{u} \approx \mathbf{u}^h = \sum_{e=1}^{nel} \mathbf{u}^e \mathbf{N}^e \quad (103)$$

$$\vec{W} \approx \mathbf{W}^h = \sum_{e=1}^{nel} \mathbf{W}^e \mathbf{N}^e \quad (104)$$

onde o sobrescrito h denota uma aproximação elementar; $e = 1, 2, 3, \dots, nel$ indica o número do elemento variando de 1 ao número total de elementos usados na discretização, nel ; \mathbf{N}^e é dita matriz de funções de forma elementar, que possui os polinômios de grau desejado de acordo com o tipo de elemento definido; \mathbf{W}^e é dita matriz ponderadora elementar

Substituindo as equações (90) e (91), e, subseqüentemente, as equações (103) e (104) em (100), tem-se:

$$\sum_{e=1}^{nel} \left\{ \int_{\Omega} (\nabla_s \mathbf{W}^e \mathbf{N}^e)^T \mathbf{D}^e \nabla_s \mathbf{u}^e \mathbf{N}^e d\Omega - \int_{\Gamma_t} \mathbf{W}^{eT} \mathbf{N}^{eT} \vec{t} d\Gamma - \int_{\Omega} \mathbf{W}^{eT} \mathbf{N}^{eT} \vec{b} d\Omega \right\} = 0 \quad (105)$$

Reorganizando os termos, tem-se:

$$\mathbf{W}^T \sum_{e=1}^{nel} \left\{ \int_{\Omega} \mathbf{B}^{eT} \mathbf{D}^e \mathbf{B}^e d\Omega \cdot \mathbf{u}^e - \int_{\Gamma_t} \mathbf{N}^{eT} \vec{t} d\Gamma - \int_{\Omega} \mathbf{N}^{eT} \vec{b} d\Omega \right\} = 0 \quad (106)$$

onde \mathbf{W} é a matriz ponderadora global e:

$$\mathbf{B}^e = \nabla_s \mathbf{N}^e \quad (107)$$

Define-se então:

$$\mathbf{K}^e = \int_{\Omega} \mathbf{B}^{eT} \mathbf{D}^e \mathbf{B}^e d\Omega \quad (108)$$

$$\mathbf{f}_{\Gamma}^e = \int_{\Gamma_t} \mathbf{N}^{eT} \vec{t} d\Gamma \quad (109)$$

$$\mathbf{f}_{\Omega}^e = \int_{\Omega} \mathbf{N}^{eT} \vec{b} d\Omega \quad (110)$$

$$\mathbf{f}^e = \mathbf{f}_\Gamma^e + \mathbf{f}_\Omega^e \quad (111)$$

onde \mathbf{K}^e é dita matriz de rigidez elementar; \mathbf{f}_Γ^e é dita matriz de forças de contorno; \mathbf{f}_Ω^e matriz de forças de corpo; \mathbf{f}^e é dita matriz de forças. De forma global, tem-se:

$$\mathbf{W}^T \{ \mathbf{K}\bar{\mathbf{u}} - \mathbf{f} \} = 0 \quad (112)$$

onde os termos entre chaves é dita matriz residual. Após ponderada, tem-se:

$$\mathbf{u} = \mathbf{K}^{-1} \mathbf{f} \quad (113)$$

onde \mathbf{K} é dita matriz de rigidez; \mathbf{f} é dita matriz de força; e \mathbf{u} é dita matriz de deslocamento.

A matriz de rigidez \mathbf{K} incorpora todas as características físicas da elasticidade e tem como característica (HUGHES, 2000, p.22):

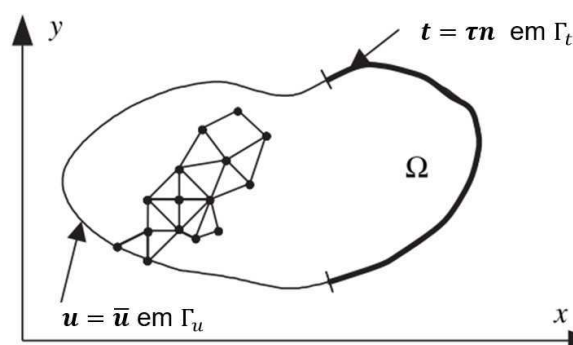
- *Esparsidade*, pois apenas as contribuições de elementos vizinhos são incluídas nas entradas individuais elementares na matriz;
- *Simetria*, sendo igual a sua inversa, mostrando que as forças são proporcionais aos deslocamentos;
- *Definida positiva*, sendo seus autovalores reais e positivos, o que equivale a dizer que uma força só produz deslocamento no mesmo sentido em que atua, conferindo estabilidade a análise;
- *Matriz de banda*;
- Sua ordem corresponde ao total de graus de liberdade do sistema.

4.4 Tipos de elementos

4.4.1 Funções de Forma

Considere o corpo domínio Ω e contorno Γ da Figura 37. Este corpo pode ser discretizado por elementos finitos de diversos tipos, como mostra a Fig. 38. Cada nó de cada elemento possui uma função de interpolação, dita função de forma associada, tal que este conjunto funções de cada nó gera a matriz de funções de forma do elemento, \mathbf{N}^e . As funções de forma têm papel essencial na formulação de elementos finitos, já que estas ditam o grau do polinômio de aproximação a ser usado, o que aumenta ou diminui o grau de acurácia da aproximação.

Figura 38 – Discretização de um domínio Ω com contorno Γ por elementos finitos.



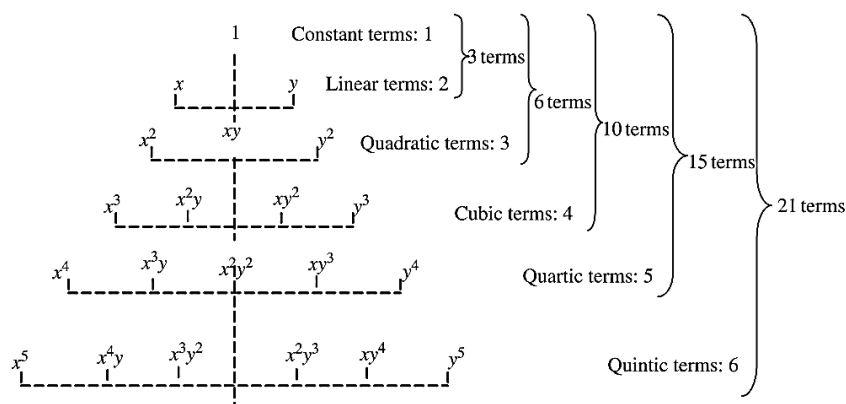
Fonte – Adaptado de FISH; BELYTSCHKO, 2007, p.226.

4.4.2 Completitude e Continuidade

Considere os triângulos de Pascal das Figuras 39 e 40. Diz-se que um elemento tem *completitude* se ele é definido por todos os monômios necessários para indicar sua ordem. Assim, por exemplo, para um elemento bidimensional ter completitude cúbica, ele deve possuir todos os monômios de ordem constante (1 termo), linear (2 termos), quadrática (3 termos) e cúbica (4 termos), totalizando 10 termos; para um elemento tridimensional de ordem quártica, ele deve possuir todos os monômios de ordem constante (1 termo), linear (3 termos), quadrática (6 termos), cúbica (10 termos) e quártica (15 termos), totalizando 35 termos. Caso um elemento não tenha todos os monômios necessários, ele é dito não completo e isto impacta diretamente na taxa de convergência que está associada a ordem esperada deste (FISH; BELYTSCHKO, 2007, p.152).

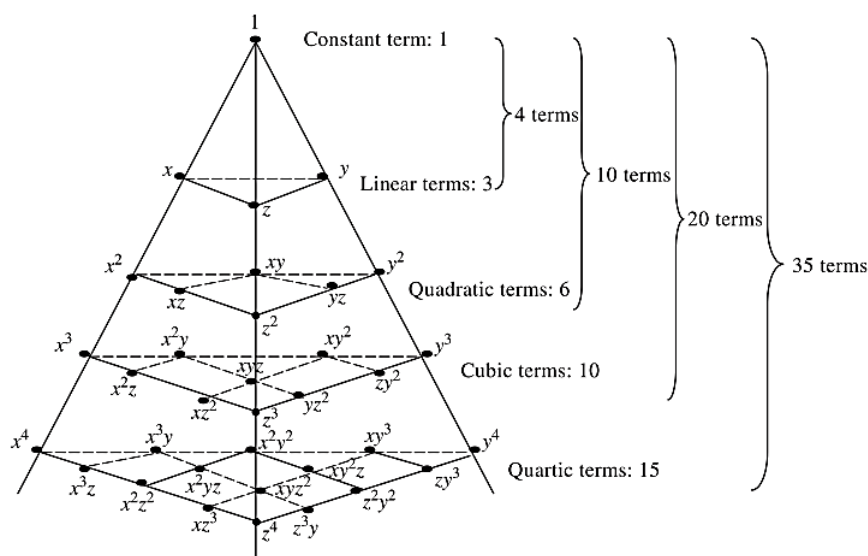
Diz-se que dois ou mais elementos têm *continuidade* quando apresentam em todos os pontos das interfaces comuns entre eles os mesmos valores nodais. Desta forma, as funções de interpolação devem ser tais que esta característica seja garantida. No contexto do problema da elasticidade, isto significa garantir que os deslocamentos nodais sejam iguais nos nós destas interfaces. Quando um elemento possui completitude e continuidade, é garantido o critério de convergência do problema discretizado.

Figura 39 – Triângulo de Pascal para o caso bidimensional com a respectiva ordem assumida pelo monômio e quantidade de termos totais assumidos pelo elemento.



Fonte – LIU; QUEK, 2003, p.42.

Figura 40 – Triângulo de Pascal para o caso bidimensional com a respectiva ordem assumida pelo monômio e quantidade de termos totais assumidos pelo elemento.



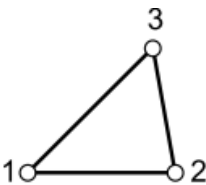
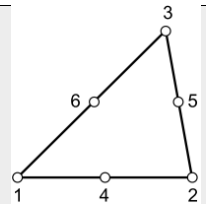
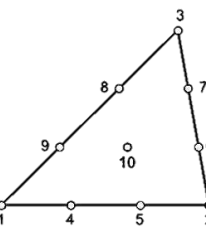
Fonte – LIU; QUEK, 2003, p.42.

4.4.3 Elementos Triangulares e Tetraédricos

Os elementos triangulares e tetraédricos são muito versáteis e simples, podendo facilmente representar qualquer geometria sem muito impasses, construir malhas com maior refino de elementos em áreas de maior gradiente e possuem geradores de malhas mais robustos. A principal desvantagem está em sua falta de precisão, indiretamente ligada aos seus ângulos: quanto mais agudos, menor a

precisão (FISH; BELYTSCHKO, 2007, p.154). As Tabs. 3 e 4 mostram alguns dos principais elementos triangulares e tetraédricos e suas funções de forma.

Tabela 3 – Resumo dos principais elementos triangulares e suas funções de forma nodais.

Elementos Triangulares			
Elemento (Ordem)	Número de nós	Funções de Forma	
 <p>Linear (CST)</p>	3	$N_1^L = \frac{[x_2y_3 - x_3y_2 + (y_2 - y_3)x + (x_3 - x_2)y]}{2A}$ $N_2^L = \frac{[x_3y_1 - x_1y_3 + (y_3 - y_1)x + (x_1 - x_3)y]}{2A}$ $N_3^L = \frac{[x_1y_2 - x_2y_1 + (y_1 - y_2)x + (x_2 - x_1)y]}{2A}$ $A = \frac{(x_2y_3 - x_3y_2) + (x_3y_1 - x_1y_3) + (x_1y_2 - x_2y_1)}{2}$	
 <p>Quadrática (LST)</p>	6	$N_1^Q = N_1^L(2N_1^L - 1)$ $N_2^Q = N_2^L(2N_2^L - 1)$ $N_3^Q = N_3^L(2N_3^L - 1)$	$N_4^Q = 4N_1^LN_2^L$ $N_5^Q = 4N_2^LN_3^L$ $N_6^Q = 4N_1^LN_3^L$
 <p>Cúbica (QST)</p>	10	$N_1^C = \frac{1}{2}N_1^L(3N_1^L - 1)(3N_1^L - 2)$ $N_2^C = \frac{1}{2}N_2^L(3N_2^L - 1)(3N_2^L - 2)$ $N_3^C = \frac{1}{2}N_3^L(3N_3^L - 1)(3N_3^L - 2)$ $N_4^C = \frac{9}{2}N_1^LN_2^L(3N_1^L - 1)$ $N_5^C = \frac{9}{2}N_1^LN_2^L(3N_2^L - 1)$	$N_6^C = \frac{9}{2}N_2^LN_3^L(3N_2^L - 1)$ $N_7^C = \frac{9}{2}N_2^LN_3^L(3N_3^L - 1)$ $N_8^C = \frac{9}{2}N_1^LN_3^L(3N_3^L - 1)$ $N_9^C = \frac{9}{2}N_1^LN_3^L(3N_1^L - 1)$ $N_{10}^C = N_1^LN_2^LN_3^L$

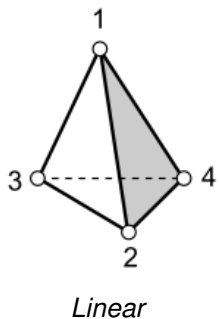
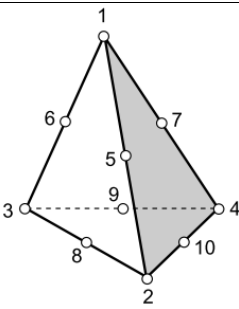
Fonte – Adaptado de ZIENKIEWICZ; TAYLOR; ZHU, 2005, p.117; ASSAN, 2013, p.121, 128 e 136.

Dentre os elementos triangulares, destacam-se os de 3, 6 e 10 nós. O elemento triangular de 3 nós é chamado de elemento triangular de deformação constante, CST (*Constant Strain Triangle*), possuindo deslocamento de ordem linear e, por tanto, deformações constantes. O elemento triangular de 6 nós é chamado de elemento triangular de deformação linear, LST (*Linear Strain Triangle*), possuindo deslocamento de ordem quadrática e, por tanto, deformações lineares. Estes elementos tem comportamento pobre para os problemas de flexão e na determinação de tensões,

sendo necessário um grande número destes para se conseguir melhores resultados (ASSAN, 2013, p.126). O elemento triangular de 10 nós é chamado de elemento triangular de deformação quadrática, QST (*Quadratic Strain Triangle*), possuindo deslocamento de ordem cúbica e, portanto, deformações quadráticas.

Dentre os elementos tetraédricos, destacam-se os de 4 e 10 nós, que possuem ordem linear e quadrática, respectivamente. De forma análoga, possuem também deformação constante e linear, respectivamente.

Tabela 4 – Resumo dos principais elementos tetraédricos e suas funções de forma nodais.

Elementos Tetraédricos		
Elemento (Ordem)	Número de nós	Funções de Forma
 <p>Linear</p>	4	$N_i^L = \frac{1}{6V} (a_i + b_i x + c_i y + d_i z)$ $a_i = \begin{vmatrix} x_j & y_j & z_j \\ x_k & y_k & z_k \\ x_l & y_l & z_l \end{vmatrix}; b_i = - \begin{vmatrix} 1 & y_j & z_j \\ 1 & y_k & z_k \\ 1 & y_l & z_l \end{vmatrix};$ $c_i = - \begin{vmatrix} x_j & 1 & z_j \\ x_k & 1 & z_k \\ x_l & 1 & z_l \end{vmatrix}; d_i = - \begin{vmatrix} x_j & y_j & 1 \\ x_k & y_k & 1 \\ x_l & y_l & 1 \end{vmatrix};$ $V = \frac{1}{6} \begin{vmatrix} 1 & x_i & y_i & z_i \\ 1 & x_j & y_j & z_j \\ 1 & x_k & y_k & z_k \\ 1 & x_l & y_l & z_l \end{vmatrix};$ <p>onde: $\begin{cases} i = 1, 2, 3, 4 \\ j = 2, 3, 4, 1 \\ k = 3, 4, 1, 2 \\ l = 4, 1, 2, 3 \end{cases}$</p>
 <p>Quadrática</p>	10	$N_1^Q = N_1^L (2N_1^L - 1) \quad N_6^Q = 4N_1^L N_3^L$ $N_2^Q = N_2^L (2N_2^L - 1) \quad N_7^Q = 4N_1^L N_4^L$ $N_3^Q = N_3^L (2N_3^L - 1) \quad N_8^Q = 4N_2^L N_3^L$ $N_4^Q = N_4^L (2N_4^L - 1) \quad N_9^Q = 4N_3^L N_4^L$ $N_5^Q = 4N_1^L N_2^L \quad N_{10}^Q = 4N_2^L N_3^L$

Fonte – Adaptado de ZIENKIEWICZ; TAYLOR; ZHU, 2005, p.123; LIU; QUEK, 2003, p.203.

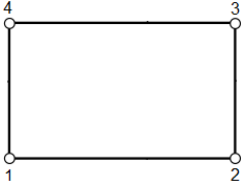
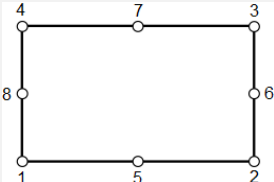
4.4.4 Elementos Retangulares e Hexaédricos

Os elementos retangulares e hexaédricos não conseguem representar de forma aceitável geometrias irregulares, tendo então aplicações práticas limitadas

(KIM; SANKAR, 2011, p.199). Porém, estes possuem melhor comportamento do que os triangulares e tetraédricos para uma mesma ordem (são mais “precisos”), visto que possuem mais termos (ASSAN, 2013, p.138). As Tabs. 5 e 6 mostram os elementos retangulares e hexaédricos citados, respectivamente, e suas funções de forma.

Analogamente aos elementos triangulares, os elementos retangulares podem assumir perfil de deformação constante com ordem linear, CSR (*Constant Strain Rectangle*) e linear com ordem quadrática, LSR (*Linear Strain Rectangle*).

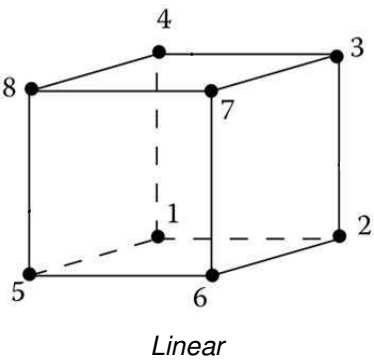
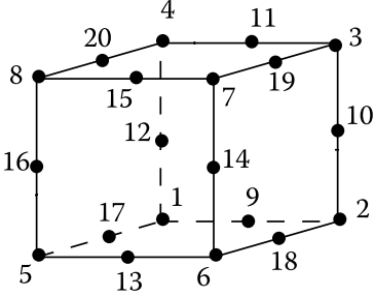
Tabela 5 – Resumo dos principais elementos retangulares e suas funções de forma nodais.

Elementos Retangulares		
Elemento (Ordem)	Número de nós	Funções de Forma
 <p>Linear (CSR)</p>	4	$N_1^L = \frac{1}{4} \left(1 - \frac{2x}{a} - \frac{2y}{b} + \frac{4xy}{ab} \right)$ $N_2^L = \frac{1}{4} \left(1 + \frac{2x}{a} - \frac{2y}{b} - \frac{4xy}{ab} \right)$ $N_3^L = \frac{1}{4} \left(1 + \frac{2x}{a} + \frac{2y}{b} + \frac{4xy}{ab} \right)$ $N_4^L = \frac{1}{4} \left(1 - \frac{2x}{a} + \frac{2y}{b} - \frac{4xy}{ab} \right)$
 <p>Quadrática (LSR)</p>	8	<p>Com: $\begin{cases} a = x_3 - x_4 = x_2 - x_1 \\ b = y_3 - y_2 = y_4 - y_1 \end{cases}$</p> $N_1^Q = \frac{1}{4} \left(1 - \frac{2x}{a} - \frac{2y}{b} \right) \left(-\frac{2x}{a} - \frac{2y}{b} - 1 \right)$ $N_2^Q = \frac{1}{4} \left(1 + \frac{2x}{a} - \frac{2y}{b} \right) \left(\frac{2x}{a} - \frac{2y}{b} - 1 \right)$ $N_3^Q = \frac{1}{4} \left(1 + \frac{2x}{a} + \frac{2y}{b} \right) \left(\frac{2x}{a} + \frac{2y}{b} - 1 \right)$ $N_4^Q = \frac{1}{4} \left(1 - \frac{2x}{a} + \frac{2y}{b} \right) \left(-\frac{2x}{a} + \frac{2y}{b} - 1 \right)$ $N_5^Q = \frac{1}{2} \left[1 - \left(\frac{2x}{a} \right)^2 \right] \left(1 - \frac{2y}{b} \right)$ $N_6^Q = \frac{1}{2} \left(1 + \frac{2x}{a} \right) \left[1 - \left(\frac{2y}{b} \right)^2 \right]$ $N_7^Q = \frac{1}{2} \left[1 - \left(\frac{2x}{a} \right)^2 \right] \left(1 + \frac{2y}{b} \right)$ $N_8^Q = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{2x}{a} \right) \left[1 - \left(\frac{2y}{b} \right)^2 \right]$

Fonte – Adaptado de ZIENKIEWICZ; TAYLOR; ZHU, 2005, p.113; DILL, 2011, p.104 e 140.

Com relação aos elementos hexaédricos, destacam-se os de 8 e 20 nós, que possuem ordem linear e quadrática, respectivamente. De forma análoga, possuem também deformação constante e linear, respectivamente.

Tabela 6 – Resumo dos principais elementos hexaédricos e suas funções de forma nodais.

Elementos Hexaédricos		
Elemento (Ordem)	Número de nós	Funções de Forma
 <p style="text-align: center;">Linear</p>	8	$N_1^L = \frac{1}{8} \left(1 - \frac{2x}{a}\right) \left(1 - \frac{2y}{b}\right) \left(1 - \frac{2z}{c}\right)$ $N_2^L = \frac{1}{8} \left(1 - \frac{2x}{a}\right) \left(1 + \frac{2y}{b}\right) \left(1 - \frac{2z}{c}\right)$ $N_3^L = \frac{1}{8} \left(1 - \frac{2x}{a}\right) \left(1 + \frac{2y}{b}\right) \left(1 + \frac{2z}{c}\right)$ $N_4^L = \frac{1}{8} \left(1 - \frac{2x}{a}\right) \left(1 - \frac{2y}{b}\right) \left(1 + \frac{2z}{c}\right)$ $N_5^L = \frac{1}{8} \left(1 + \frac{2x}{a}\right) \left(1 - \frac{2y}{b}\right) \left(1 - \frac{2z}{c}\right)$ $N_6^L = \frac{1}{8} \left(1 + \frac{2x}{a}\right) \left(1 + \frac{2y}{b}\right) \left(1 - \frac{2z}{c}\right)$ $N_7^L = \frac{1}{8} \left(1 + \frac{2x}{a}\right) \left(1 + \frac{2y}{b}\right) \left(1 + \frac{2z}{c}\right)$ $N_8^L = \frac{1}{8} \left(1 + \frac{2x}{a}\right) \left(1 - \frac{2y}{b}\right) \left(1 + \frac{2z}{c}\right)$
Com: $\begin{cases} a = x_2 - x_6 = x_1 - x_5 = x_3 - x_7 = x_4 - x_8 \\ b = y_1 - y_2 = y_5 - y_6 = y_4 - y_3 = y_8 - y_7 \\ c = z_2 - z_3 = z_1 - z_4 = z_6 - z_7 = z_5 - z_8 \end{cases}$		
 <p style="text-align: center;">Quadrática</p>	20	$N_1^L = \frac{1}{8} \left(1 - \frac{2x}{a}\right) \left(1 - \frac{2y}{b}\right) \left(1 - \frac{2z}{c}\right) \left(-\frac{2x}{a} - \frac{2y}{b} - \frac{2z}{c} - 2\right)$ $N_2^L = \frac{1}{8} \left(1 - \frac{2x}{a}\right) \left(1 + \frac{2y}{b}\right) \left(1 - \frac{2z}{c}\right) \left(-\frac{2x}{a} + \frac{2y}{b} - \frac{2z}{c} - 2\right)$ $N_3^L = \frac{1}{8} \left(1 - \frac{2x}{a}\right) \left(1 + \frac{2y}{b}\right) \left(1 + \frac{2z}{c}\right) \left(-\frac{2x}{a} + \frac{2y}{b} + \frac{2z}{c} - 2\right)$ $N_4^L = \frac{1}{8} \left(1 - \frac{2x}{a}\right) \left(1 - \frac{2y}{b}\right) \left(1 + \frac{2z}{c}\right) \left(-\frac{2x}{a} - \frac{2y}{b} + \frac{2z}{c} - 2\right)$ $N_5^L = \frac{1}{8} \left(1 + \frac{2x}{a}\right) \left(1 - \frac{2y}{b}\right) \left(1 - \frac{2z}{c}\right) \left(\frac{2x}{a} - \frac{2y}{b} - \frac{2z}{c} - 2\right)$ $N_6^L = \frac{1}{8} \left(1 + \frac{2x}{a}\right) \left(1 + \frac{2y}{b}\right) \left(1 - \frac{2z}{c}\right) \left(\frac{2x}{a} + \frac{2y}{b} - \frac{2z}{c} - 2\right)$ $N_7^L = \frac{1}{8} \left(1 + \frac{2x}{a}\right) \left(1 + \frac{2y}{b}\right) \left(1 + \frac{2z}{c}\right) \left(\frac{2x}{a} + \frac{2y}{b} + \frac{2z}{c} - 2\right)$ $N_8^L = \frac{1}{8} \left(1 + \frac{2x}{a}\right) \left(1 - \frac{2y}{b}\right) \left(1 + \frac{2z}{c}\right) \left(\frac{2x}{a} - \frac{2y}{b} + \frac{2z}{c} - 2\right)$ $N_9^L = \frac{1}{4} \left(1 - \frac{2x}{a}\right) \left[1 - \left(\frac{2y}{b}\right)^2\right] \left(1 - \frac{2z}{c}\right)$ $N_{10}^L = \frac{1}{4} \left(1 - \frac{2x}{a}\right) \left(1 + \frac{2y}{b}\right) \left[1 - \left(\frac{2z}{c}\right)^2\right]$ $N_{11}^L = \frac{1}{4} \left(1 - \frac{2x}{a}\right) \left[1 - \left(\frac{2y}{b}\right)^2\right] \left(1 + \frac{2z}{c}\right)$

$$N_{12}^L = \frac{1}{4} \left(1 - \frac{2x}{a}\right) \left(1 - \frac{2y}{b}\right) \left[1 - \left(\frac{2z}{c}\right)^2\right]$$

$$N_{13}^L = \frac{1}{4} \left(1 + \frac{2x}{a}\right) \left[1 - \left(\frac{2y}{b}\right)^2\right] \left(1 - \frac{2z}{c}\right)$$

$$N_{14}^L = \frac{1}{4} \left(1 + \frac{2x}{a}\right) \left(1 + \frac{2y}{b}\right) \left[1 - \left(\frac{2z}{c}\right)^2\right]$$

$$N_{15}^L = \frac{1}{4} \left(1 + \frac{2x}{a}\right) \left[1 - \left(\frac{2y}{b}\right)^2\right] \left(1 + \frac{2z}{c}\right)$$

$$N_{16}^L = \frac{1}{4} \left(1 + \frac{2x}{a}\right) \left(1 - \frac{2y}{b}\right) \left[1 - \left(\frac{2z}{c}\right)^2\right]$$

$$N_{17}^L = \frac{1}{4} \left[1 - \left(\frac{2x}{a}\right)^2\right] \left(1 - \frac{2y}{b}\right) \left(1 - \frac{2z}{c}\right)$$

$$N_{18}^L = \frac{1}{4} \left[1 - \left(\frac{2x}{a}\right)^2\right] \left(1 + \frac{2y}{b}\right) \left(1 - \frac{2z}{c}\right)$$

$$N_{19}^L = \frac{1}{4} \left[1 - \left(\frac{2x}{a}\right)^2\right] \left(1 + \frac{2y}{b}\right) \left(1 + \frac{2z}{c}\right)$$

$$N_{20}^L = \frac{1}{4} \left[1 - \left(\frac{2x}{a}\right)^2\right] \left(1 - \frac{2y}{b}\right) \left(1 + \frac{2z}{c}\right)$$

$$\text{Com: } \begin{cases} a = |x_2 - x_6| = |x_1 - x_5| = |x_3 - x_7| = |x_4 - x_8| \\ b = |y_1 - y_2| = |y_5 - y_6| = |y_4 - y_3| = |y_8 - y_7| \\ c = |z_2 - z_3| = |z_1 - z_4| = |z_6 - z_7| = |z_5 - z_8| \end{cases}$$

Fonte: Adaptado de DILL, 2011, p. 150 e 152.

4.5 Convergência

Convergência é um critério amplo, não se aplicando exclusivamente ao MEF, podendo este conceito ser definido em termos gerais como quão próximo uma aproximação numérica se encontra em relação a sua solução analítica ou dados experimentais.

Considerando-se um elemento triangular CST cujas funções forma são de ordem linear, tem-se que a aproximação do deslocamento conforme equação (103) é tal que:

$$u \cong u^h = f(h) \tag{114}$$

onde h é a representação matemática do tamanho do elemento.

Assim, a equação (114) pode ser reescrita em termos da ordem dos termos truncados pela aproximação numérica, tal que:

$$u = u^h + \mathcal{O}(h^\alpha) \tag{115}$$

sendo $\mathcal{O}(h^\alpha)$ a ordem dos termos não representados pela aproximação numérica.

O erro com relação ao deslocamento pode ser definido usando-se a definição de norma de uma função com relação a um vetor, tal que (FISH; BELYTCHKO, 2007, p.114):

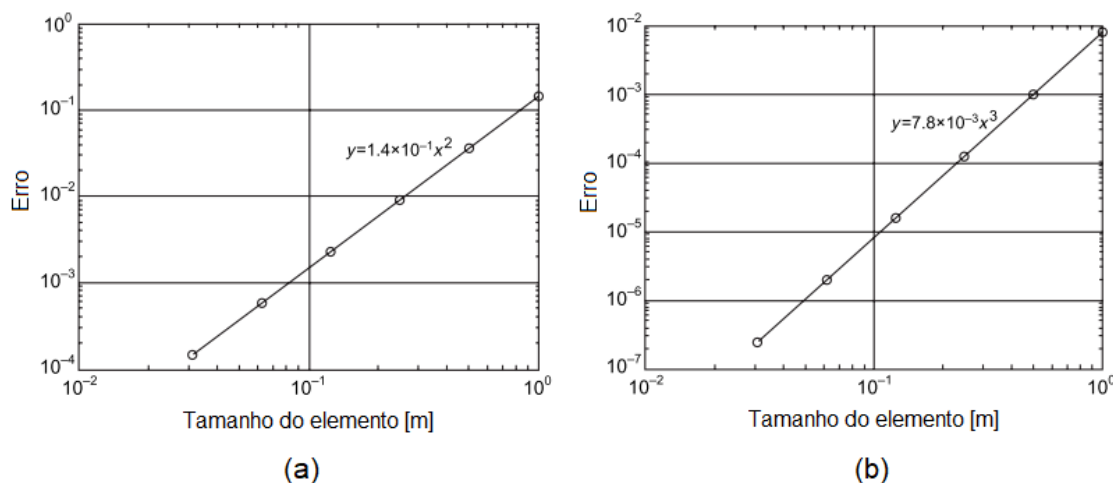
$$\|e\|_{L_2} = \|u - u^h\|_{L_2} = [\int (u - u^h)^2 d\Omega]^{\frac{1}{2}} \quad (116)$$

Substituindo a equação (115) na equação (116), tem-se:

$$\|e\|_{L_2} = \mathcal{O}(h^\alpha) = Ch^\alpha \quad (117)$$

onde C é uma constante. Aplicando a função logaritmo em ambos os lados da equação (117), pode-se traçar um gráfico log-log do erro em função do tamanho do elemento para ordem α dos termos não representados pela aproximação numérica, conforme a Fig. 41.

Figura 41 – Taxa de convergência em termos do erro em função do tamanho do elemento (a) para um elemento linear ($\alpha = 2$); (b) para um elemento quadrático ($\alpha = 3$).



Fonte – Adaptado de FISH; BELYTCHKO, 2007, p.116.

Percebe-se então que quanto maior a ordem dos termos não representados pela aproximação numérica, menor o erro para um mesmo tamanho de elemento, ou seja, maior a taxa de convergência. Em outras palavras, para um elemento de ordem p , tem-se $\alpha = p + 1$.

Sabendo que a deformação é a derivada de primeira ordem do deslocamento, pela equação (115), tem-se:

$$\varepsilon = \varepsilon^h + \mathcal{O}(h^{\alpha-1}) \quad (118)$$

o que, analogamente ao que foi desenvolvido para o deslocamento, resulta em uma ordem α menor dos termos não representados pela aproximação numérica em relação ao deslocamento.

Assim, conclui-se que a taxa de convergência do deslocamento é superior à da deformação e, conseqüentemente pela equação (91), à da tensão. Em uma análise prática, isto significa dizer que os deslocamentos convergem primeiro que as tensões e deformações, sendo estes dois os critérios mais verificados para aferir convergência de uma análise por elementos finitos: se as tensões ou deformações convergem, com certeza os deslocamentos já convergiram.

Com base no que foi enunciado, pode-se destacar então três principais métodos de convergência em MEF (SURANA; REDDY, 2017, p.685-686):

- *Método de convergência-h*, onde, mantendo-se constante o grau da função de aproximação (ordem do elemento), adiciona-se mais graus de liberdade à discretização pela subdivisão dos elementos já existentes em elementos menores. Na ausência de uma solução analítica ou dados experimentais, é dito que quando a variação de um parâmetro (deslocamento, deformação ou tensão, por exemplo) é nula ou muito pequena com relação a uma malha menos refinada, a análise convergiu (FISH; BELYTSCHKO, 2007, p.118);
- *Método de convergência-p*, onde, mantendo-se o tamanho do elemento constante, adiciona-se mais graus de liberdade à discretização pelo aumento do grau da função de aproximação (ordem do elemento);
- *Método de convergência-hp*, onde o tamanho do elemento e o grau da função de aproximação são simultaneamente alterados na discretização.

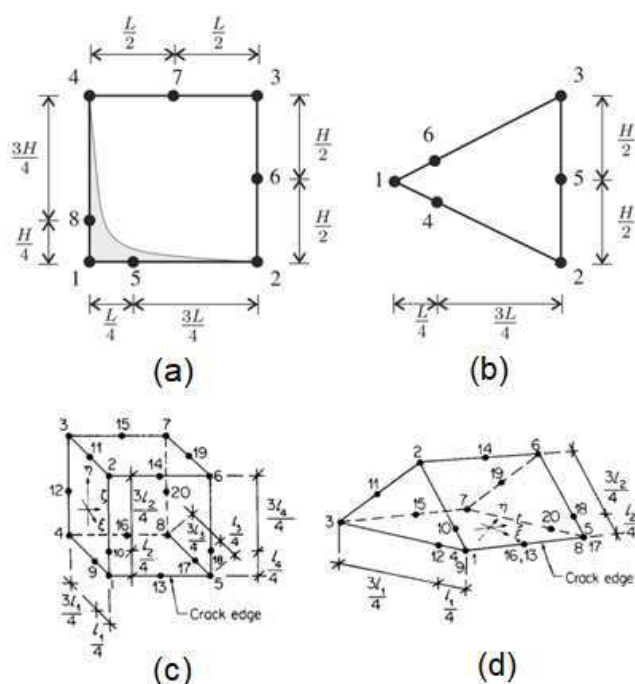
4.6 Elementos Finitos na Mecânica da Fratura

O uso do MEF para resolução de problemas da mecânica da fratura pode trazer à tona diversas dificuldades, sendo a principal razão a determinação exata da singularidade na ponta da trinca de maneira numérica (KUNA, 2013, p.193). Mesmo com o desenvolvimento de elementos de alta ordem permitindo a captura de singularidades no campo de tensões e deformações, a precisão destes elementos foi

verificada como pobre nos anos 1970 (OWEN; FAWKES, 1983, p.36; KUNA, 2013, p.197).

Resultados numéricos mais eficientes na mecânica da fratura foram atingidos graças ao desenvolvimento dos elementos *quarter-point* que introduzem a singularidade $1/\sqrt{r}$ no campo de deformações através da manipulação da posição dos nós intermediários para posição de 1/4 da aresta de elementos de ordem quadrática. Esta formulação foi desenvolvida independentemente por Barsoum (1976) e Henshell; Shaw (1975) e estes elementos podem ser vistos na Fig. 42.

Figura 42 – Elementos com deslocamento de nós intermediários. (a) Elemento retangular de 8 nós; (b) Elemento triangular de 6 nós; (c) Elemento hexaédrico de 20 nós; e (d) Elemento prismático de 20 nós. A ponta da trinca se localiza no nó 1 de cada elemento.



Fonte – Adaptado de KUNA, 2013, p.200; BARSOU, 1976, p.30.

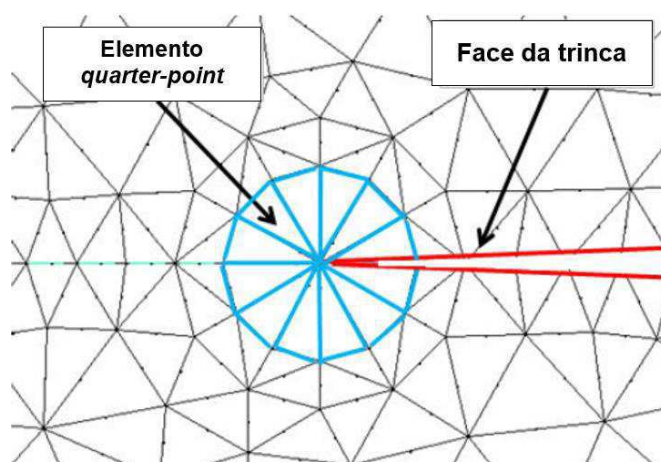
Conforme dito, o campo de deformações é tal que (BARSOU, 1976, p.28):

$$\epsilon_x = -\frac{1}{2} \left[\frac{3}{\sqrt{(xL)}} - \frac{4}{L} \right] u_1 + \frac{1}{2} \left[-\frac{1}{\sqrt{(xL)}} + \frac{4}{L} \right] u_2 + \left[\frac{2}{\sqrt{(xL)}} - \frac{4}{L} \right] u_5 \quad (119)$$

onde u_1 , u_2 e u_5 são os deslocamentos dos nós 1, 2 e 5, respectivamente, de acordo com a Fig. 43a.

Segundo Barsoum (1976, p.36), o elemento triangular de 6 nós possui melhores resultados e o mesmo pode ser dito para o elemento prismático, já que se pode posicionar vários destes elementos ao redor da ponta da trinca, formando uma roseta, como mostra a Fig. 43, e a singularidade é reproduzida em todas as direções. Estes elementos possuem diversas características úteis na análise por elementos finitos de problemas da MFLE e MFEP.

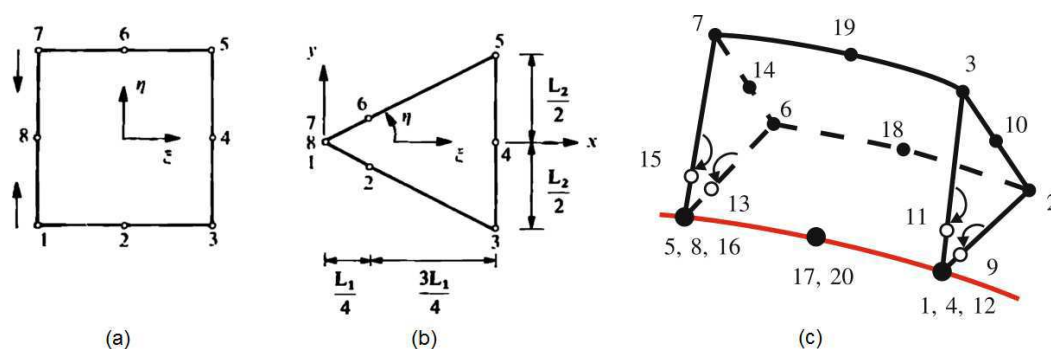
Figura 43 – Distribuição dos elementos *quarter-point* colapsados ao redor da ponta da trinca, formando a roseta de elementos (em azul).



Fonte – Adaptado de FRANCESCHINI, 2011, p.57.

Uma forma de se usar elementos retangulares ou hexaédricos com as mesmas características de elementos triangulares e tetraédricos é colapsando os nós intermediários das duas arestas nos nós da ponta ou face da trinca, conforme esquema mostrado em Fig. 44.

Figura 44 – (a) Elemento retangular de 8 nós, (b) colapsado e (c) hexaédrico colapsado.



Fonte – Adaptado de OWEN; FAWKES, 1983, p.40; KUNA, 2013, p.205.

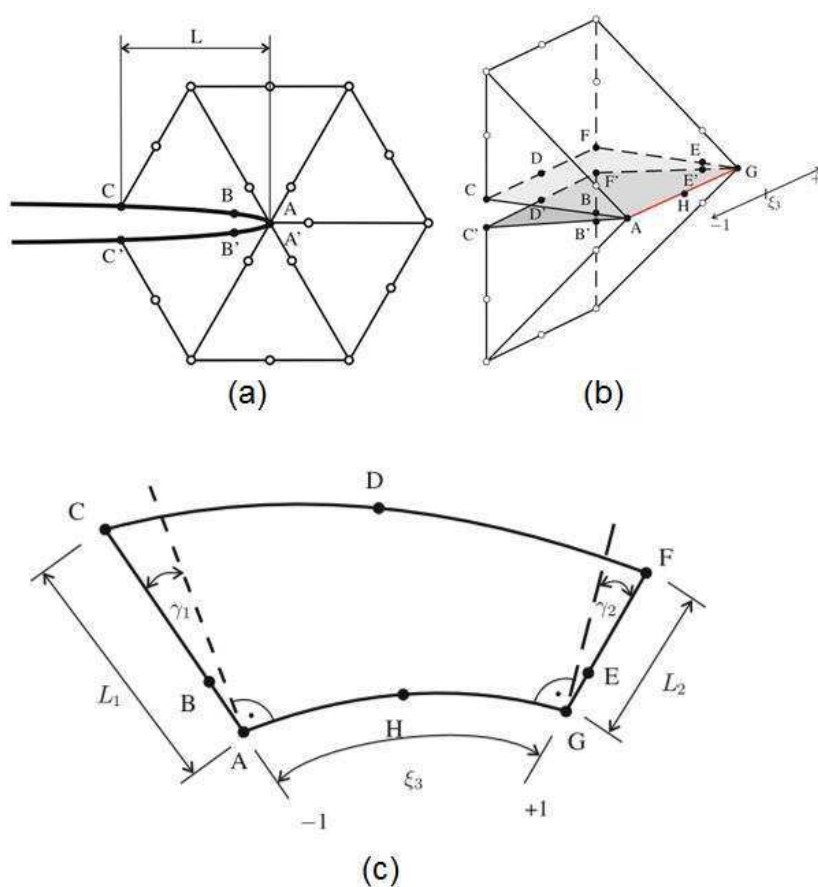
4.6.1 Cálculo do Fator de Intensidade de Tensão pelo MEF

O fator de intensidade tensão pode ser calculado através do método de interpolação de deslocamentos (*Displacement Interpolation Method* – DIM), pelo método da extensão virtual da trinca (*Virtual Crack Extension* – VCE) e pela integral de contorno (*Contour Integral*). Ambos possuem vantagens e desvantagens, sendo os melhores resultados atingidos com o VCE.

Pelo método DIM, tem-se para o caso bidimensional com modo de carregamento puro mostrado na Figura 45a (OWEN; FAWKES, 1983, p.42):

$$\begin{Bmatrix} K_I \\ K_{II} \\ K_{III} \end{Bmatrix} = \frac{E'}{4} \sqrt{\frac{2\pi}{L}} \begin{Bmatrix} (4u_{B,y} - u_{C,y} - 3u_{A,y}) \\ (4u_{B,x} - u_{C,x} - 3u_{A,x}) \\ (4u_{B,z} - u_{C,z} - 3u_{A,z}) \end{Bmatrix} \quad (120)$$

Figura 45 – Esquema para determinação dos fatores de intensidade de tensão pelo método DIM (a) bidimensional; (b) tridimensional; e (c) parâmetro L' para superfícies de elementos não retangulares.



onde $u_{i,j}$ é o deslocamento dos nós $i = A, B, C$ dos elementos contidos na roseta nas direções $j = x, y$. Para o caso tridimensional mostrado na Figura 45b (KUNA, 2013, p.210):

$$\begin{Bmatrix} K_I \\ K_{II} \\ K_{III} \end{Bmatrix} = \frac{E'}{8} \sqrt{\frac{2\pi}{L'}} \left[2\Delta u_{B,j} - \Delta u_{C,j} + 2\Delta u_{E,j} - \Delta u_{F,j} + \Delta u_{D,j} + \frac{1}{2} \xi_3 (-4\Delta u_{B,j} + \Delta u_{C,j} + 4\Delta u_{E,j} - \Delta u_{F,j}) + \frac{1}{2} \xi_3^2 (\Delta u_{F,j} + \Delta u_{C,j} - 2\Delta u_{D,j}) \right] \quad (121)$$

onde $j = x, y, z$ indica a direção do deslocamento a ser considerado, tal que $j = x$ para K_I ; $j = x$ para K_{II} ; e $j = z$ para K_{III} ; ξ_3 é a coordenada isoparamétrica indicada na Fig. 45b; e L' equivale à aresta \overline{AHG} para elementos com superfícies retangulares e ao segmento curvilíneo \overline{AHG} , conforme Fig. 45c

Pelo método VCE, calcula-se a taxa de energia liberada, G (HELLEN, 1975, p.191; SILVEIRA, 1997, p.48):

$$G = -\frac{1}{2} \mathbf{u}^T \frac{\partial \mathbf{K}}{\partial a} \mathbf{u} \quad (122)$$

onde \mathbf{K} é a matriz de rigidez contendo apenas os elementos que contêm a ponta da trinca. Assim :

$$G = \left(\frac{1-\nu^2}{E} \right) (K_I^2 + K_{II}^2) + \left(\frac{1+\nu}{E} \right) K_{III}^2 \quad (123)$$

Pela equação (123), é perceptível a necessidade de se usar outro método associado para extração dos fatores de intensidade de tensão e isto pode ser feito em conjunto com método DIM. Juntos, estes métodos e o uso de elementos *quarter-point* fornecem resultados mais precisos (KUNA, 2013, p.211).

No campo da MFLE, a Integral J é igual a taxa de energia liberada, conforme já citado. Para aplicações elasto-plásticas, a única mudança necessária é a aplicação devida do termo de densidade de energia de deformação \mathcal{W} na equação (25), tal que (OWEN; FAWKES, 1983, p.189):

$$\mathcal{W} = \mathcal{W}_e + \mathcal{W}_p \quad (124)$$

onde \mathcal{W}_e e \mathcal{W}_p são, respectivamente, a porção elástica e plástica. O cálculo de \mathcal{W}_p depende da formulação matemática da plasticidade e será aqui omitido, enquanto \mathcal{W}_e é dado por:

$$\mathcal{W}_e = \frac{1}{2} \boldsymbol{\sigma} \boldsymbol{\varepsilon}_e \quad (119)$$

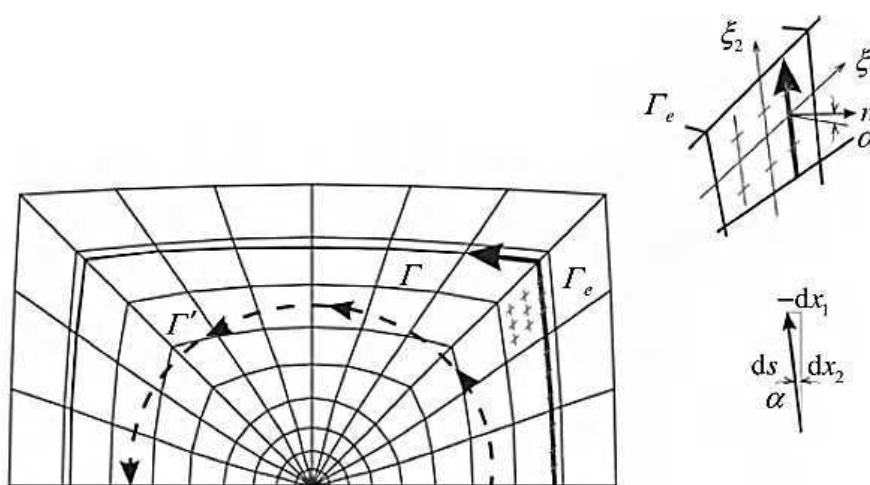
O contorno de integração Γ da equação (25) é subdividido em partes Γ_e por elemento, tal que $\Gamma = \sum_{e=1}^{nel} \Gamma_e$ (KUNA, 2013, p.240), conforme Fig. 46. Assim, a equação (25) transforma-se no valor de Integral J para um elemento (OWEN; FAWKES, 1983, p.189; KUNA, 2013, p.242):

$$J^e = \int_{-1}^{+1} \left\{ \left[\left(\frac{1}{2} \boldsymbol{\sigma} \boldsymbol{\varepsilon}_e \right) \frac{\partial y}{\partial \xi_2} + \mathcal{W}_p \frac{\partial y}{\partial \xi_2} \right] - \left[\mathbf{T} \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial x} \right] \sqrt{\left(\frac{\partial x}{\partial \xi_2} \right)^2 + \left(\frac{\partial y}{\partial \xi_2} \right)^2} \right\} d\xi_2 \quad (126)$$

e de forma global:

$$J = \sum_{e=1}^{nel} J^e \quad (127)$$

Figura 46 – Esquema de subdivisão do contorno Γ em nel elementos contidos ao redor da frente da trinca.



Fonte –KUNA, 2013, p.241.

4.6.2 ABAQUS® e Mecânica da Fratura Computacional

O pacote comercial ABAQUS®, desenvolvido pela Dassault Systemes, é um software para modelagem e análise via MEF bastante utilizado na área da mecânica da fratura, oferecendo ao usuário a possibilidade de avaliação de diversos parâmetros para estudos nesta área, tais como:

- Integral J, como parâmetro da mecânica da fratura quase-estática para materiais em regime elástico linear e elástico não-linear;

- Integral C_t , parâmetro equivalente a Integral J para regimes de comportamento de fluência dependentes do tempo;
- Fator de intensidade de tensão;
- Direção de propagação de trincas;
- Tensões-T, que representam as tensões paralelas às faces da trinca e são usados como indicador do índice de biaxialidade à frente da trinca.

O ABAQUS® extrai todos esses parâmetros fazendo uso da integral de contorno cujo conceito já foi mostrado na seção anterior. Para a extração dos fatores de intensidade de tensão, o *software* se utiliza do método da integral de interação, tal que dos valores de Integral J obtidos no regime elástico linear possam ser obtidos os fatores de intensidade de tensão em modo misto de carregamento, isto é, K_I , K_{II} e K_{III} .

CAPÍTULO V

METODOLOGIA

Este capítulo trata da metodologia a ser empregada neste trabalho. A seção 5.1 trata da problemática a ser abordada, enquanto a seção 5.2 trata do objeto de estudo a ser utilizado. A seção 5.3 se destina aos materiais e propriedades necessárias para as análises e a seção 5.4 mostra o procedimento geral a ser abordado, bem como as restrições de delimitações que serão usadas para as análises em cada nível de cada norma. A seção 5.5 se destina às análises via MEF que serão realizadas e da metodologia de averiguação de convergência destas, enquanto a seção 5.6 se destina metodologia para aferição do comportamento plástico à frente das trincas. Por fim, a seção 5.7 se destina às técnicas de modelagem do vaso de pressão (objeto de estudo) no *software* ABAQUS®.

5.1 Objeto de Estudo

O objeto de estudo para este trabalho é um vaso de pressão cilíndrico adotado de Ramos (2009, p.49) cujos parâmetros geométricos e operacionais são mostrados na Tab. 7. Supõe-se que as trincas estarão localizadas em uma região do corpo cilíndrico do vaso longe de cordões de solda e zonas termicamente afetadas por processos de soldagem. Considera-se ainda que o equipamento não estará submetido a carregamentos dinâmicos e que não possui tensões residuais.

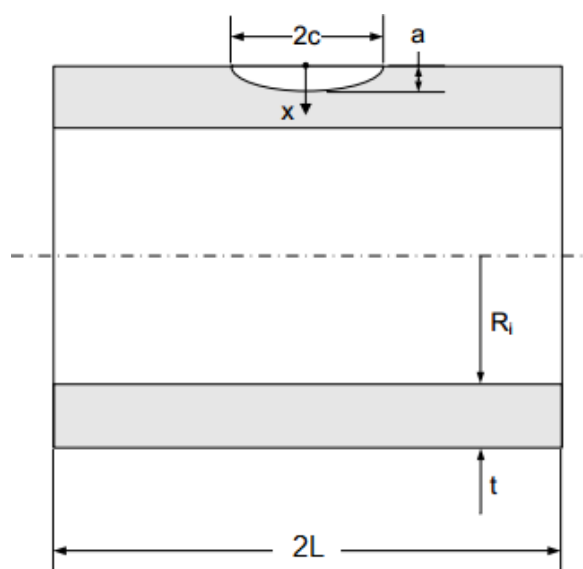
Tabela 7 – Parâmetros geométricos e operacionais do vaso de pressão a ser usado como objeto de estudo.

Parâmetros geométricos	
Comprimento do casco ($2L$)	6.000 mm
Raio interno (R_i)	1.139,75 mm
Espessura (t)	19 mm
Parâmetros operacionais	
Pressão interna (P_{int})	3,5 MPa
Temperatura de operação (T_{op})	49 °C

Fonte – Adaptado de RAMOS, 2009, p.49.

O tipo de trinca considerada será do tipo superficial com geometria semielíptica situada na superfície externa e a direção considerada em relação a geometria do vaso de pressão é a longitudinal, esquematicamente mostrado na Fig. 47.

Figura 47 – Esquema da trinca superficial de geometria semielíptica na superfície externa do vaso, direção longitudinal.



Fonte – Adaptado de API 579/ASME FFS-1, 2016, p.9B-207.

5.2 Material e Propriedades Mecânicas

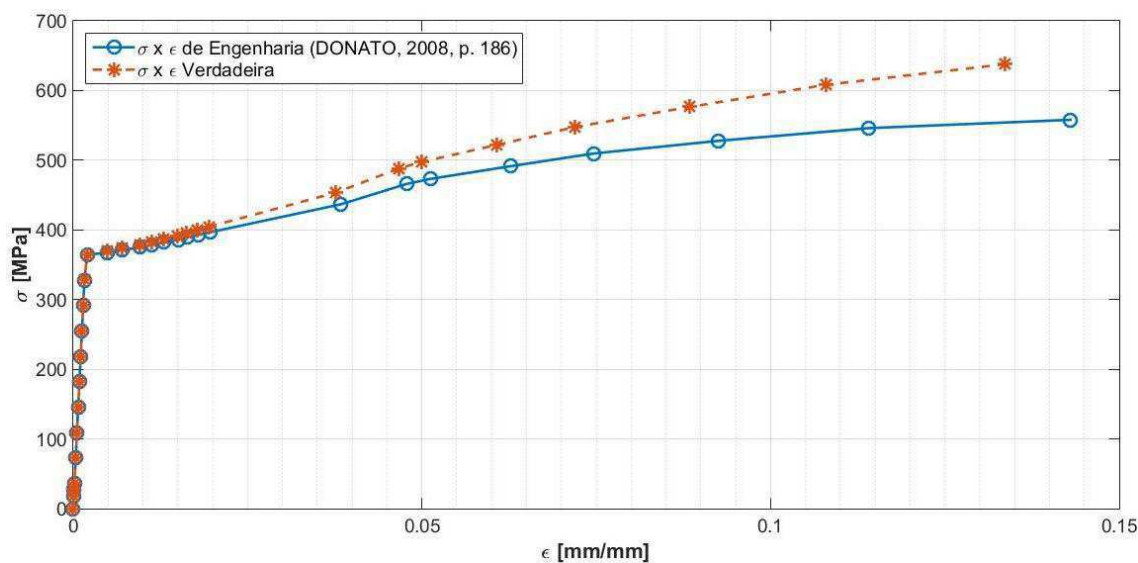
O material a ser considerado é o aço ASTM A516 Gr.70, material típico para construção de vasos de pressão para processos com hidrocarbonetos recomendado por norma Petrobrás N-1706 (2012, p.7). As propriedades mecânicas e a curva de tensão-deformação de engenharia até o limite de resistência deste material foram determinados por Donato (2008, p.186) e são mostrados na Tab. 8 e Fig. 48, respectivamente.

Tabela 8 – Propriedades mecânica do aço ASTM A516 Gr.70.

Propriedades Mecânicas – ASTM A516 Gr.70	
Limite de escoamento (σ_{YS})	364 MPa
Limite de resistência (σ_U)	558 MPa
Módulo de elasticidade (E)	204,5 GPa
Coeficiente de Poisson (ν)	0,3

Fonte – Adaptado de DONATO, 2008, p.186.

Figura 48 – Curvas tensão-deformação de engenharia e verdadeira para o aço ASTM A516 Gr.70.

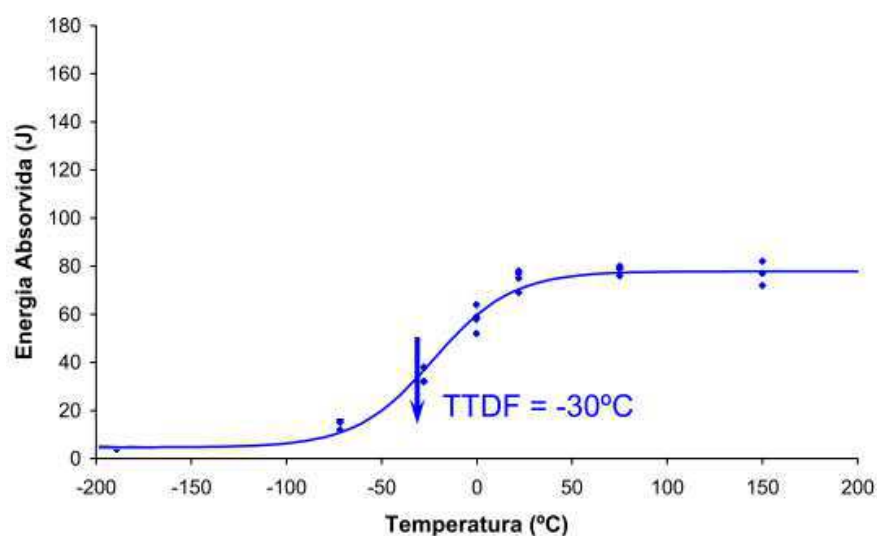


Fonte – Adaptado de DONATO, 2008, p.186.

A tenacidade à fratura deste material foi estimada através da energia absorvida por ensaio de impacto Charpy, CV , na temperatura de operação através da curva determinada por Donato (2008, p.187), conforme Fig. 49. Utilizando o Anexo J da norma BS 7910 (2013), estima-se a tenacidade à fratura por (BS 7910, 2013, p.211):

$$K_{mat} = \left[(12\sqrt{CV} - 20) \left(\frac{20}{t} \right)^{0,25} \right] + 20 \quad (128)$$

Figura 49 – Curva de ensaio de impacto Charpy para o aço ASTM A516 Gr.70.



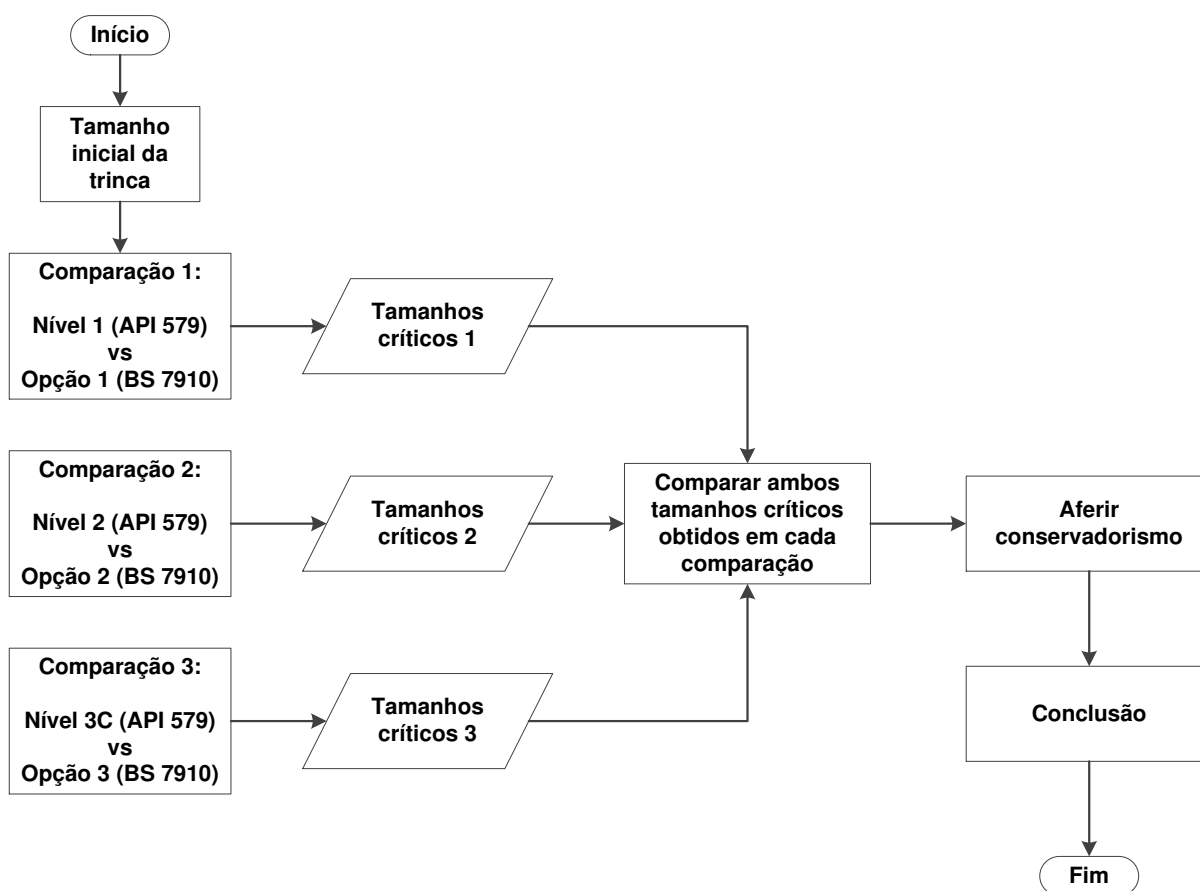
Fonte – Adaptado de DONATO, 2008, p.187.

Por esta estimativa, para uma energia absorvida de 75,9 J a 49 °C, a tenacidade à fratura para o aço ASTM A516 Gr.70 é de 105,64 MPavm ou 3340,63 MPavmm. Utilizando-se da equação (64), consegue-se obter uma tenacidade à fratura em termos de Integral J, J_{mat} cujo valor é de 49,66 MPa·mm.

5.3 Procedimento para Comparação das Normas

O fluxograma da Figura 50 resume o procedimento que será seguido para comparação entre normas quanto às avaliações críticas de engenharia. O tamanho inicial da trinca será $c_o = 10$ mm e $a_o = 5$ mm. A variação das dimensões ocorrerá respeitando a razão $a/2c = 0,25$ ($a/c = 0,5$). Esta razão para os incrementos dimensionais das trincas não representa um crescimento real, que seria ditado por um modelo de fadiga apropriado. Porém, como a intenção não é analisar uma propagação real e sim ter um objeto de estudo suficiente para realização das comparações das normas, manter esta razão para o incremento da trinca é assumido como suficiente.

Figura 50 – Fluxograma geral do procedimento para comparação entre as normas.



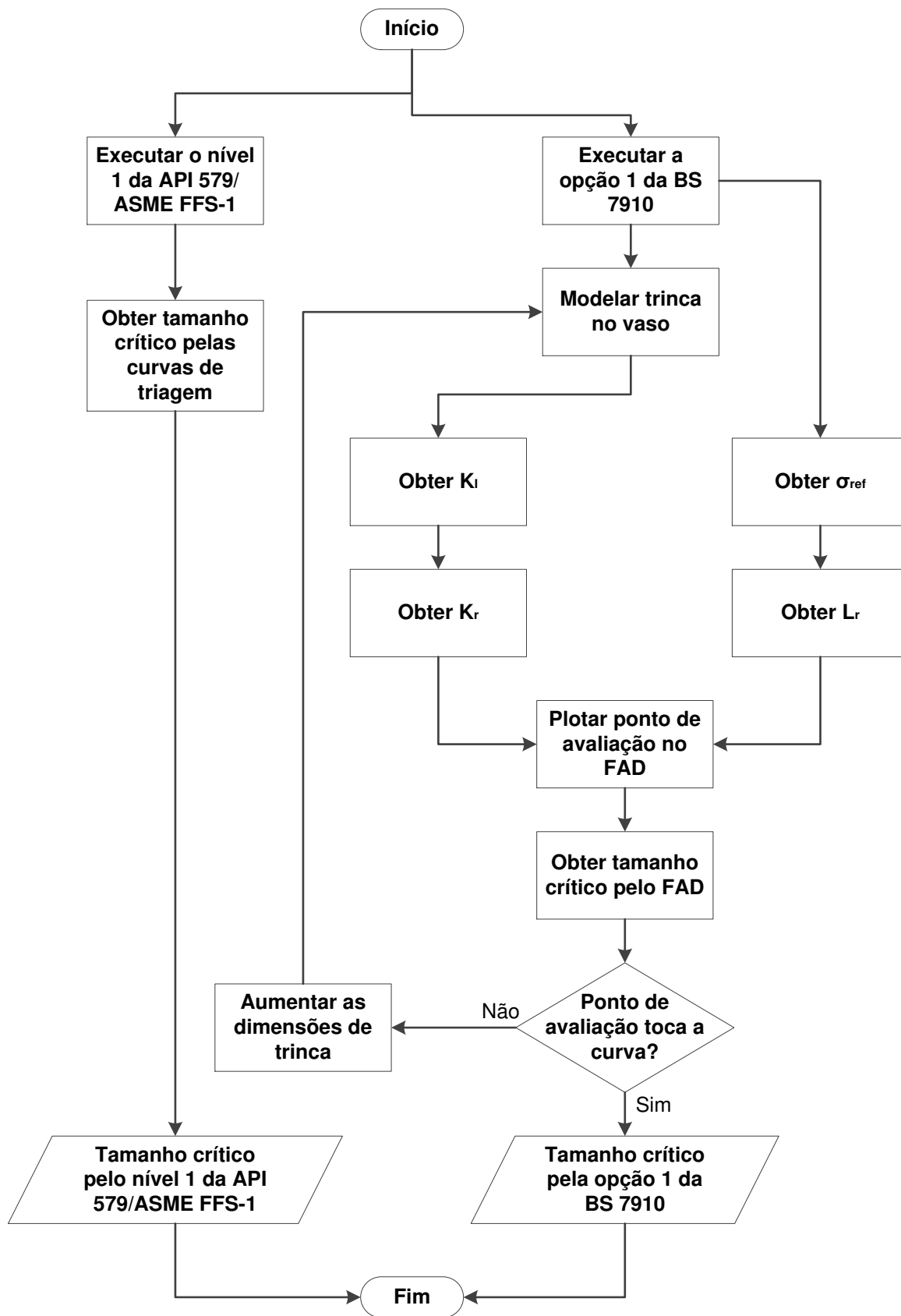
Fonte – Elaboração própria.

As comparações se dividirão em 3 (três): comparação 1, relativa ao nível 1 da API 579/ASME FFS-1 (2016) e a opção 1 da BS 7910 (2013); comparação 2, relativa ao nível 2 da API 579/ASME FFS-1 (2016) e a opção 2 da BS 7910 (2013); e comparação 3, relativa ao nível 3C da API 579/ASME FFS-1 (2016) e a opção 3 da BS 7910 (2013).

A comparação 1 será feita conforme ilustrado pelo fluxograma da Figura 51. O tamanho crítico pela norma API 579/ASME FFS-1 (2016) será obtido pelas curvas de triagem, seguindo o procedimento já descrito. Já o tamanho crítico pela norma BS 7910 (2013) será obtido pelo incremento das dimensões de trinca (valores de a e c , conforme explicado anteriormente) até que o ponto de avaliação obtido (L_r, K_r) atinja a curva FAD.

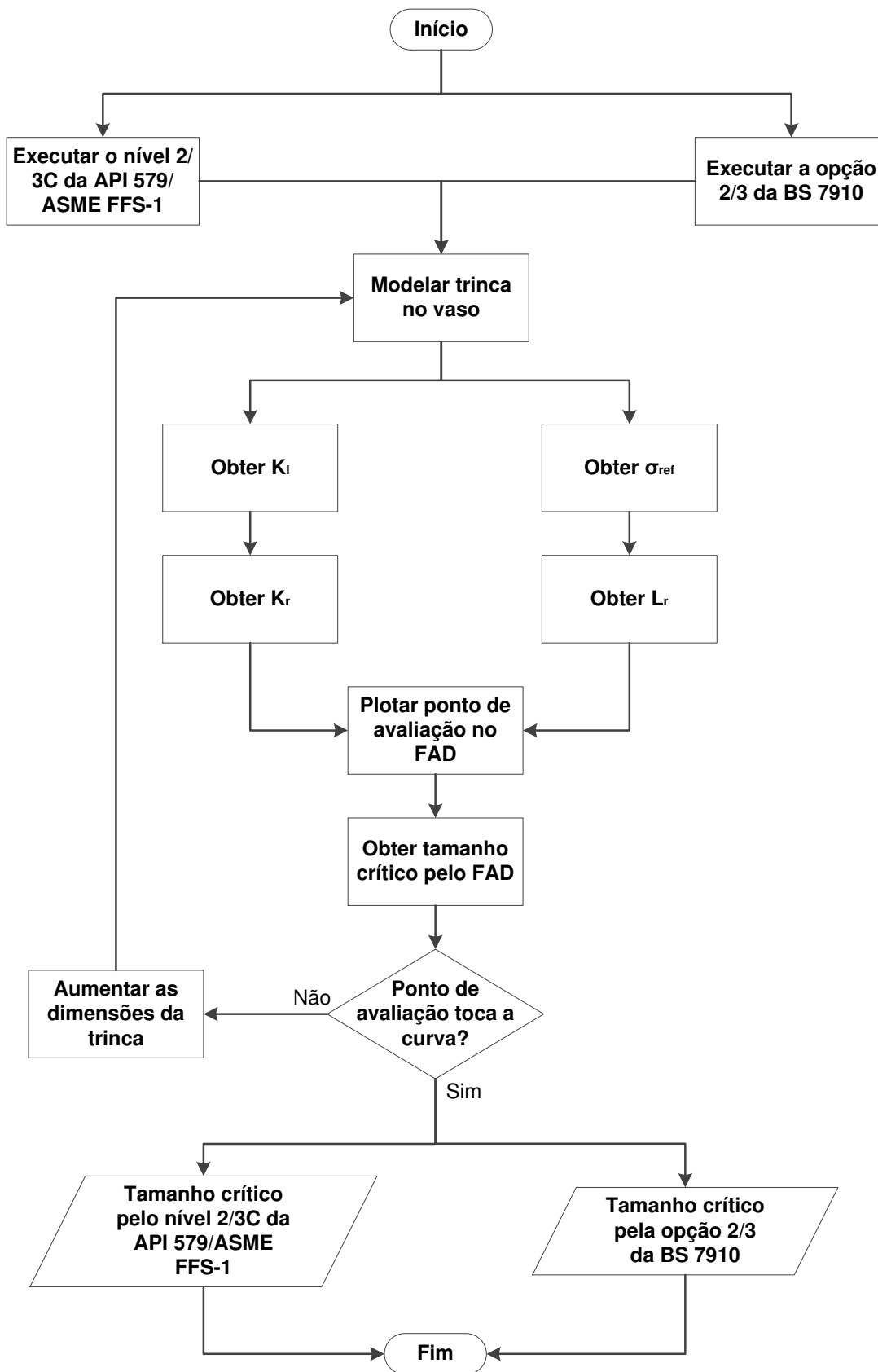
A comparação 2 e 3 serão feitas conforme ilustrado pelo fluxograma da Figura 52. As abordagens nestas comparações fazem uso da metodologia FAD e por isto o procedimento de obtenção do tamanho crítico por cada norma é o mesmo: incremento da dimensão de trinca até que o ponto de avaliação obtido (L_r, K_r) atinja a curva FAD.

Figura 51 – Fluxograma relativo a comparação 1.



Fonte – Elaboração própria.

Figura 52 – Fluxograma relativo a comparação 2 e 3.



Fonte – Elaboração própria.

As tensões de referência a serem utilizadas são as encontradas na norma BS 7910 (2013), esta sendo escolhida apenas para fixar este parâmetro e não haver variações nas avaliações resultantes da variação deste. Esta é para uma trinca superficial tal que (BS 7910, 2013, p.350-351):

$$\sigma_{ref} = 1,2M_S P_m + \frac{2P_b}{3(1-\alpha)^2} \quad (129)$$

onde:

$$M_S = \frac{1-[a/(tM_T)]}{1-(a/t)} \quad (130)$$

$$M_T = \sqrt{1 + 1,6 \left[\frac{c^2}{(R_i+t)t} \right]} \quad (131)$$

$$\alpha = \begin{cases} \frac{a/t}{1+(t/c)}, W \geq 2(c+t) \\ \left(\frac{a}{t} \right) \left(\frac{2c}{W} \right), W < 2(c+t) \end{cases} \quad (132)$$

As tensões primárias de membrana, P_m , e de flexão, P_b , serão calculadas por (API 579/ASME FFS-1, 2016, 9C-13):

$$P_m = \frac{P_{int} R_i}{t} \quad (133)$$

$$P_b = \frac{-P_{int}}{2} \quad (134)$$

5.4 Análises via MEF

Nas comparações 1 e 2, os fatores de intensidade de tensão serão obtidos pelas soluções disponíveis no Anexo A e via MEF através do *software* ABAQUS® em análises elásticas lineares. Já na comparação 3, na qual se torna necessária a construção do diagrama FAD baseado em análises elásticas não-lineares, o MEF será a única ferramenta utilizada através de modelos elásticos não-lineares.

A aferição da convergência das análises via MEF nas comparações 1 e 2 será feita comparando-se os resultados obtidos pelas soluções analíticas com os resultados numéricos e será computado a diferença global percentual, \bar{d} , tal que:

$$\bar{d} = \frac{\sum_{i=1}^N \left(\frac{|K_I^A - K_I^{MEF}|}{K_I^A} \right)_i}{N} \times 100 \quad (135)$$

onde K_I^A é o fator de intensidade de tensão obtido pela solução analítica; K_I^{MEF} é o fator de intensidade de tensão obtido por MEF; e N é o número pontos com valores de fator de intensidade de tensão obtidos ao longo da geometria semi-elíptica.

Para a comparação 3, onde não existem soluções analíticas para comparação, será realizado um refino de malha progressivo até verificação do tamanho mínimo de malha necessário para que esta não influencie nos resultados, conforme explicado na seção 4.5 do Cap. IV. De acordo com Brocks; Scheider (2001, p.30), para as análises elásticas não lineares para obtenção dos valores de Integral J total:

- malhas não muito refinadas são suficientes;
- não há necessidade de elementos especiais à frente da trinca;
- o contorno que mostrar maiores valores de J é a melhor aproximação dos valores reais.

Na geração dos diagramas FAD e quaisquer outros gráficos, o *software* MATLAB® será utilizado.

5.5 Aferição do Comportamento Plástico à Frente das Trincas

O comportamento plástico à frente das trincas será avaliado via MEF considerando as deformações plásticas inseridas no *software* ABAQUS® de acordo com a curva de tensão-deformação verdadeira do material, na Fig. 48. Com o intuito de averiguar o efeito de plasticidade à frente da trinca obtido pelas análises elásticas não-lineares, baseando-se no conceito das equações (50) e (54), vai-se estabelecer um ponto de avaliação (L_r, K_r^{ep}) , onde K_r^{ep} é a razão de tenacidade em função da Integral J total máxima, J^{max} , do perfil de Integral J total obtido por MEF, tal que:

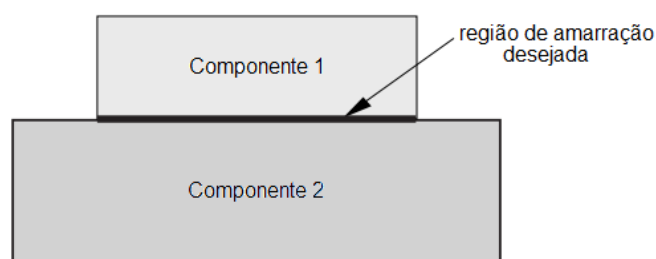
$$K_r^{ep} = \sqrt{\frac{J^{max}}{J_{mat}}} \quad (136)$$

5.6 Modelagem do Vaso de Pressão no ABAQUS®

O vaso será modelado de acordo com as dimensões estabelecidas na Tabela 7, porém, o comprimento do vaso não necessitará ser totalmente representado no modelo. Esta dimensão será $2L = 800$ mm, suficiente para que o comprimento tenha efeito negligenciado no fator de intensidade de tensão conforme a relação $L/c \geq 10$ (RAJU; NEWMAN, 1982, p.294).

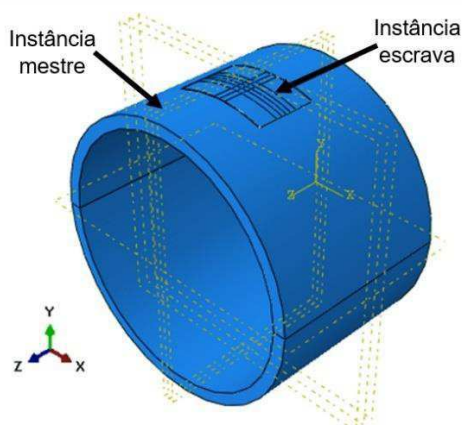
Com intuito de redução de custo computacional pela diminuição de densidade de malha no modelo total, a técnica de restrição por amarração (*tie constraint*) será utilizada. Esta técnica amarra duas superfícies juntas pela duração da simulação, restringindo cada um dos nós da superfície escrava a ter o mesmo movimento que a superfície mestre a qual está mais próxima (DASSAULT SYTÈMES, 2012). A Fig. 53 ilustra o conceito de amarração e a Fig. 54 mostra o modelo de um vaso de pressão utilizando a técnica.

Figura 53 – Esquema de dois componentes sendo amarrados juntos pela técnica de restrição por amarração (*tie constraint*).



Fonte – Adaptado de DASSAULT SYTÈMES, 2012.

Figura 54 – Exemplo de aplicação da técnica de restrição por amarração (*tie constraint*) a um modelo do vaso de pressão.



Fonte – Elaboração própria.

Esta técnica foi utilizada com sucesso, por exemplo, por Tipple; Thorwald (2012) na modelagem de uma trinca de quina na junção entre um pescoço da abertura de entrada de um vaso de pressão e seu casco para estimativa do fator de intensidade de tensão e estimativa de propagação da trinca.

CAPÍTULO VI

RESULTADOS E DISCUSSÕES

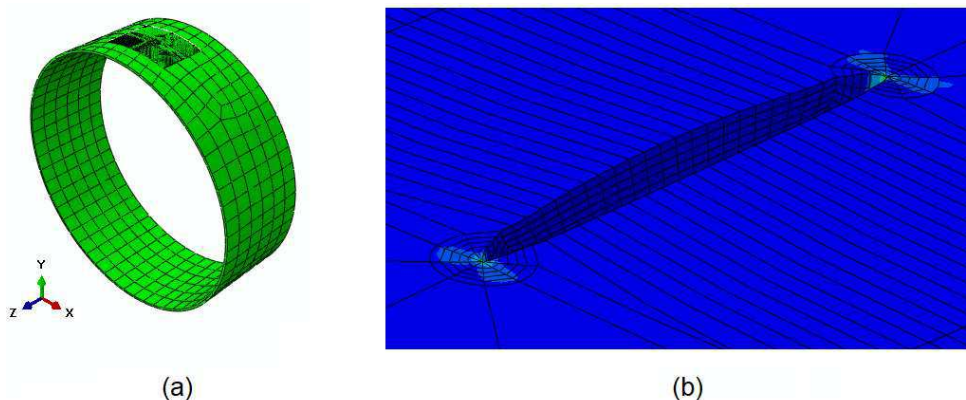
Este capítulo trata dos resultados obtidos através da metodologia estabelecida no Cap. V e as subsequentes discussões. Na seção 6.1 são mostrados o modelo desenvolvido e os resultados das análises via MEF elásticas linear e não-linear. Na seção 6.2 são realizados os procedimentos para Comparação 1 das normas; na seção 6.3 são realizados os procedimentos para Comparação 2; e na seção 6.4 são realizados os procedimentos para Comparação 3. Por fim, na seção 6.5 é mostrada a progressão dos resultados em relação aos níveis de cada uma das normas.

6.1. Análises via MEF

6.1.1 Modelo Desenvolvido

A Figura 55 mostra o modelo utilizado para as simulações via MEF cuja única mudança é a dimensão da trinca inserida. Na Fig. 55(a), é possível ver uma região de malha mais refinada onde a trinca se localiza, fixada na região de malha menos refinada pela técnica de restrição de amarração. Na Fig.55(b) é mostrado um exemplo de uma trinca aberta diante do carregamento de pressão interna.

Figura 55 – (a) Modelo utilizado para simulação de todas as trincas; (b) trinca aberta diante do carregamento.



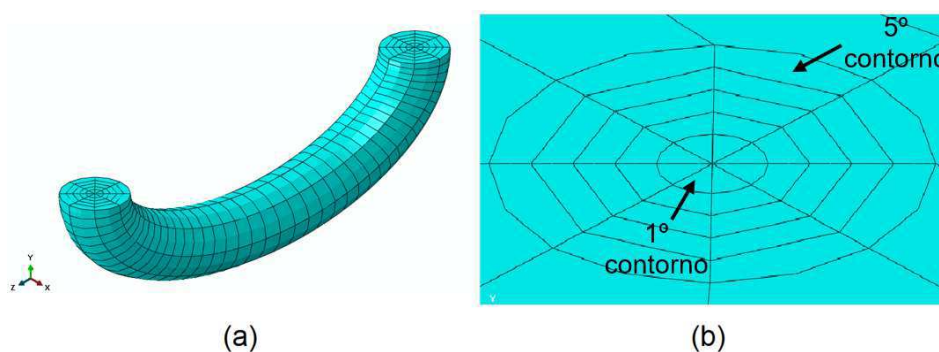
Fonte – Elaboração própria.

Elementos do tipo C3D20R (elementos hexaédricos de ordem quadrática com 20 nós e integração reduzida) foram utilizados no corpo cilíndrico do vaso e na maior

parte da região com malha refinada, com exceção do primeiro contorno da trinca (que será mostrado mais à frente), onde se utilizou elementos C3D15 (elementos prismáticos de ordem quadrática com 15 nós).

A Figura 56 mostra os detalhes da malha na trinca. Na Fig. 56a é possível ver como a malha foi adaptada à topologia da trinca e na Fig. 56b, observa-se como foi feita a distribuição dos contornos de elementos ao redor da trinca, onde no primeiro contorno foram utilizados elementos C3D15 e nos outros contornos elementos C3D20R, conforme já dito anteriormente.

Figura 56 – (a) Adaptação da malha ao redor da trinca; (b) contornos da malha ao redor da trinca.



Fonte – Elaboração própria.

6.1.2 Resultados das Simulações via MEF – Análises Elásticas Lineares

As variações dimensionais da trinca superficial de geometria semi-elíptica que foram modeladas via MEF em regime elástico linear são mostradas na Tab. 9.

Tabela 9 – Variações dimensionais da trinca a serem inseridas nos diagramas FAD.

Trinca	a [mm]	c [mm]	a/t	Trinca	a [mm]	c [mm]	a/t
1	5	10	0,26	7	16	32	0,84
2	8	16	0,42	8	16,4	32,8	0,86
3	11	22	0,58	9	16,5	33	0,87
4	14	28	0,74	10	17,18	34,36	0,90
5	15	30	0,79	11	17,28	34,56	0,91
6	15,8	31,6	0,83	12	17,3	34,6	0,91

Fonte – Elaboração própria.

A Tabela 10 mostra, para cada trinca, a diferença percentual global, \bar{d} , para 4 (quatro) tamanhos de malha na instância escrava, h , em relação com as soluções do fator de intensidade de tensão disponíveis no Anexo A. Destaca-se em amarelo o tamanho da malha que mostrou menores valores percentuais, demonstrando convergência, de acordo com o que foi discutido na seção 5.4 do Cap. V. O tamanho de malha da instância mestre foi mantido constante para todos os modelos desenvolvidos, já que a refino desta malha não resultou em ganhos significativos no perfil de fator de intensidade de tensão obtidos.

Tabela 10 – Destaque do tamanho médio de malha que mais se aproximou pelos critérios de convergência estabelecidos no Cap. V.

Trinca	$\frac{a}{t}$	Diferença percentual global, \bar{d}							
		$h = 12$		$h = 10$		$h = 8$		$h = 6$	
		BS	API	BS	API	BS	API	BS	API
1	0,26	3,32%	5,49%	1,46%	3,51%	1,63%	2,99%	0,59%	1,91%
2 ¹⁴	0,42	-	-	1,30%	0,60%	3,48%	3,45%	3,42%	3,51%
3	0,58	3,49%	1,11%	3,69%	1,31%	3,53%	1,31%	3,31%	2,69%
4	0,74	12,88%	1,15%	12,55%	0,98%	13,39%	1,92%	13,49%	2,01%
5	0,79	18,56%	1,35%	18,36%	1,24%	19,18%	2,11%	19,20%	2,18%
6	0,83	25,07%	1,77%	24,92%	1,59%	25,72%	2,59%	25,74%	2,62%
7	0,84	27,00%	1,85%	26,87%	1,68%	27,65%	2,68%	27,67%	2,71%
8	0,86	31,38%	1,97%	31,25%	1,79%	32,00%	2,81%	32,02%	2,84%
9	0,87	32,58%	2,19%	32,47%	2,02%	33,20%	3,05%	33,24%	3,11%
10	0,90	42,60%	1,98%	42,42%	1,94%	42,21%	1,98%	42,27%	1,98%
11	0,91	44,37%	2,14%	44,20%	1,95%	44,00%	1,96%	44,06%	1,97%
12	0,91	43,43%	1,89%	43,22%	2,14%	43,88%	2,18%	43,83%	1,86%

Fonte – Elaboração própria.

A Tab. 11 resume as informações quanto aos modelos destacados em amarelo na Tab. 10, com informações referentes ao número de elementos e nós em cada modelo.

¹⁴ Não se conseguiu uma distribuição sem erros com a malha $h = 12$ nos elementos prismáticos quadráticos ao longo do comprimento da semi-elipse que define a geometria da trinca 2.

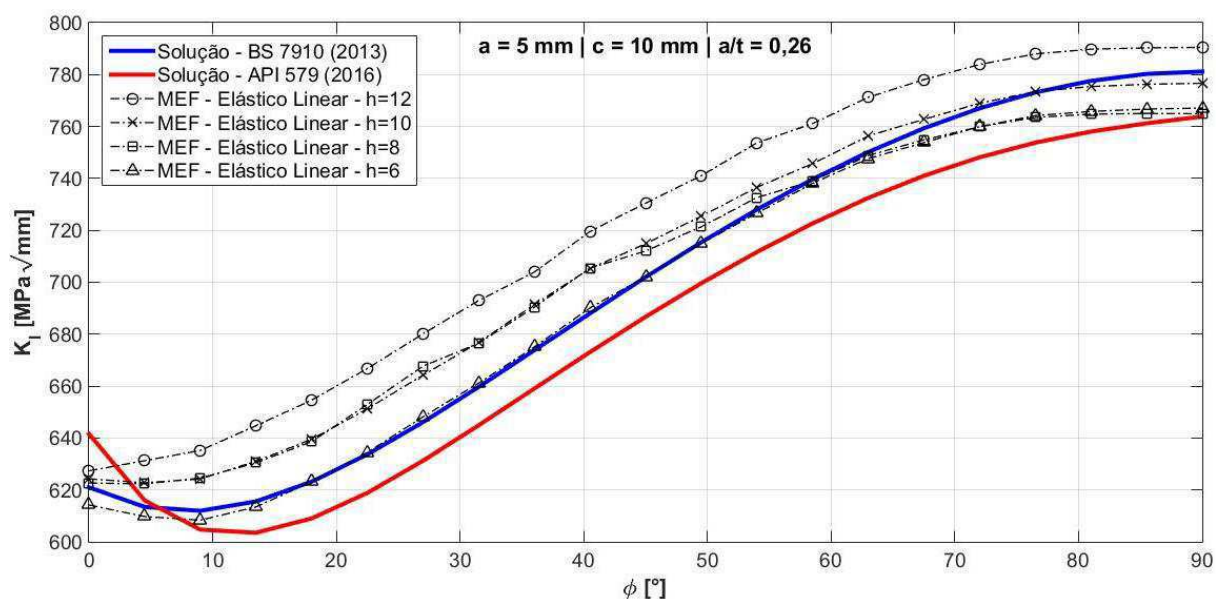
Tabela 11 – Informações dos modelos numéricos que que mais se aproximou pelos critérios de convergência estabelecidos no Cap. V.

Trinca	Tipo de elemento	Nº de elementos	Nº de nós
1		115.802	499.828
2		29.636	135.922
3		25.524	116.698
4	C3D15 (1º contorno) + C3D20R (restante)	38.892	174.860
5		38.892	174.860
6		38.892	174.860
7		38.892	174.860
8		38.892	174.860
9		38.892	174.860
10		35.754	162.028
11		35.754	162.028
12		239.820	1.008.164

Fonte – Elaboração própria.

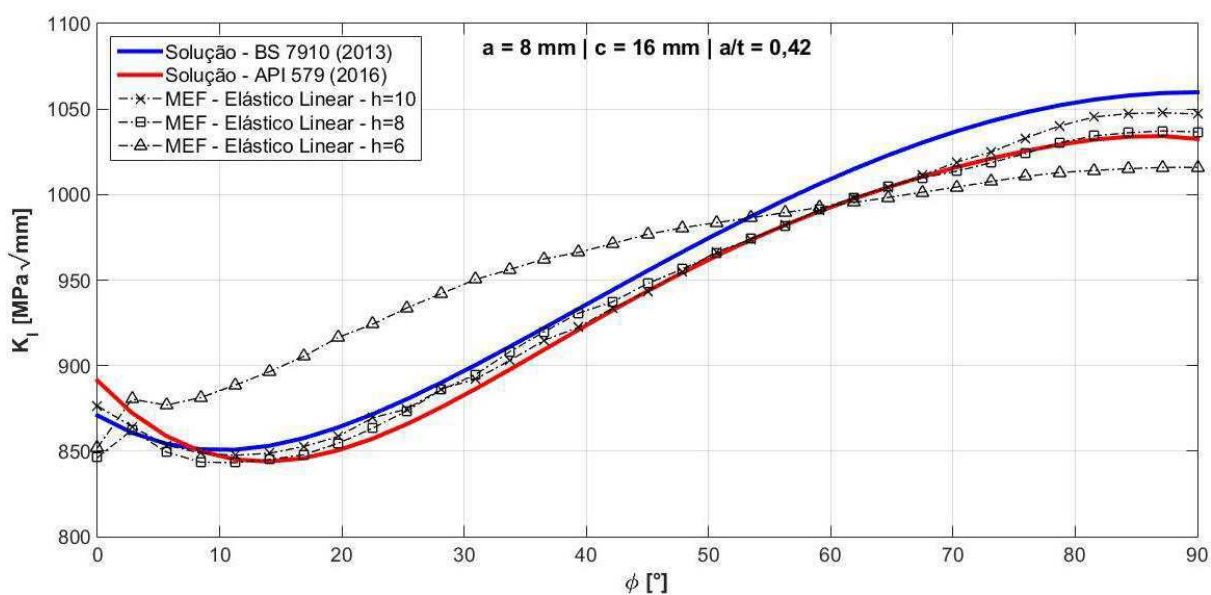
As Figuras 57 a 68 mostram a convergência dos modelos analisados via MEF para os h mostrados na Tab. 10 e as respectivas soluções analíticas para o intervalo $0 \leq \phi \leq 90^\circ$, este escolhido pelo fato do perfil de fator de intensidade de tensão ser simétrico em $\phi = 90^\circ$.

Figura 57 – Perfil de K_I obtido pelas soluções da BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 (2016) e via MEF para a trinca 1, com $a = 5$ mm, $c = 10$ mm e $a/t = 0,26$.



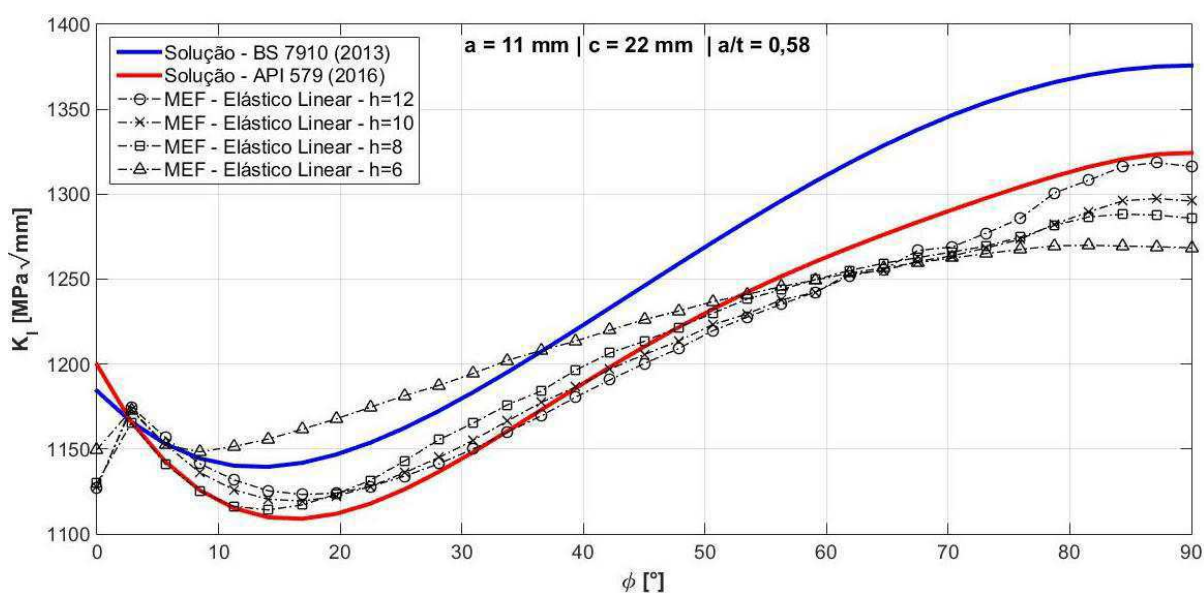
Fonte – Elaboração própria.

Figura 58 – Perfil de K_I obtido pelas soluções da BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 (2016) e via MEF para a trinca 2, com $a = 8$ mm, $c = 16$ mm e $a/t = 0,42$.



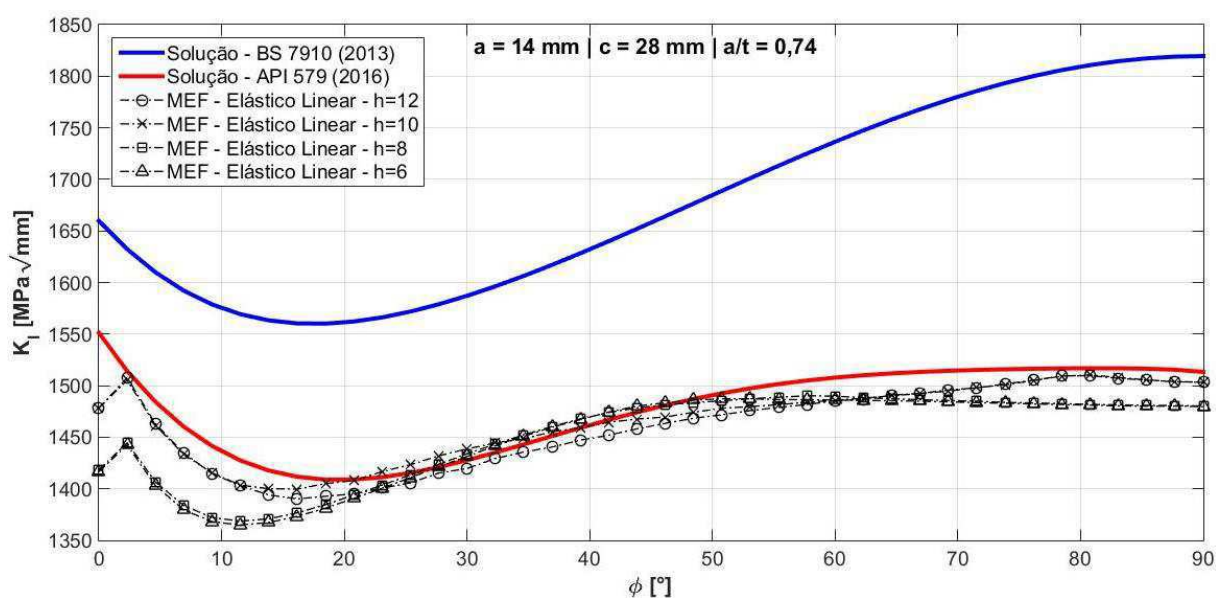
Fonte – Elaboração própria.

Figura 59 – Perfil de K_I obtido pelas soluções da BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 (2016) e via MEF para a trinca 3, com $a = 11$ mm, $c = 22$ mm e $a/t = 0,58$.



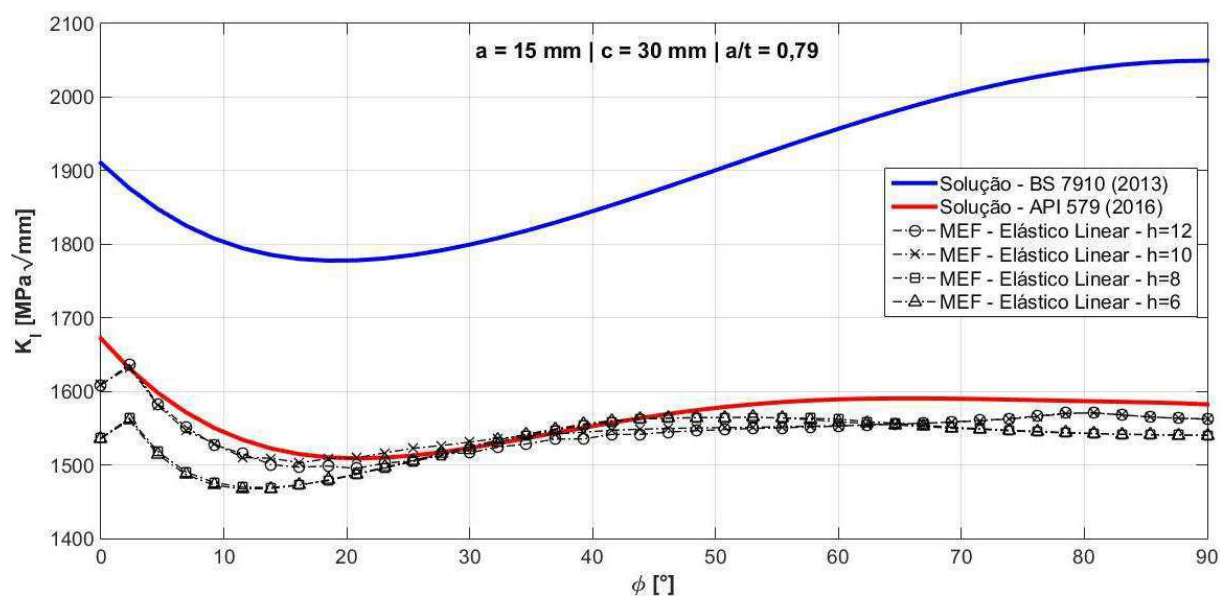
Fonte – Elaboração própria.

Figura 60 – Perfil de K_I obtido pelas soluções da BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 (2016) e via MEF para a trinca 4, com $a = 14$ mm, $c = 28$ mm e $a/t = 0,74$.



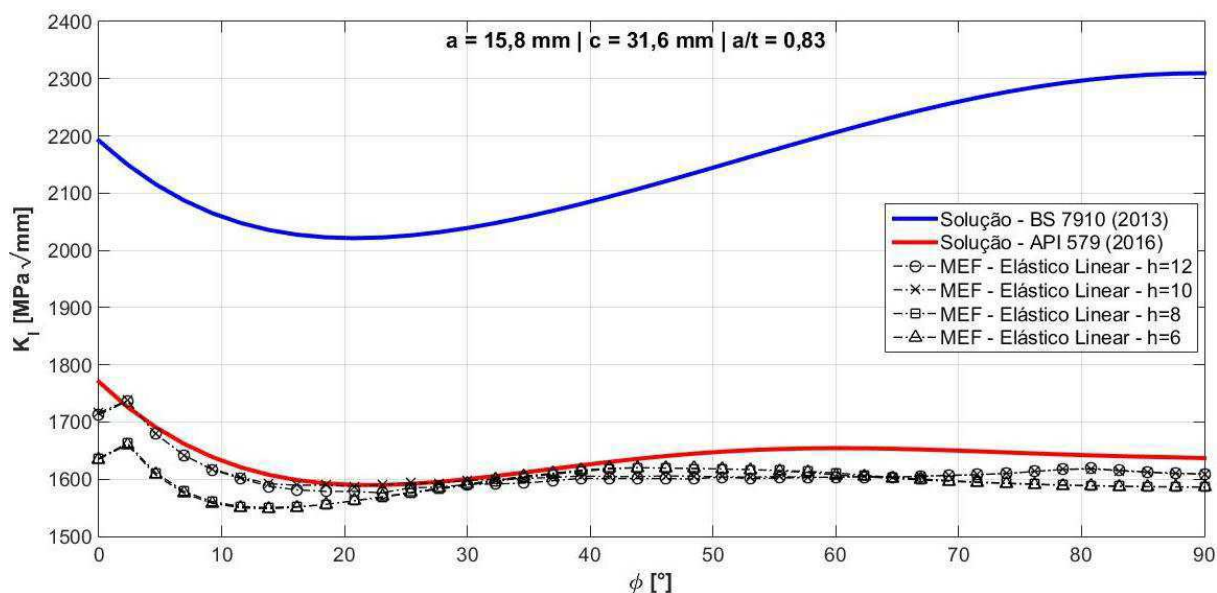
Fonte – Elaboração própria.

Figura 61 – Perfil de K_I obtido pelas soluções da BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 (2016) e via MEF para a trinca 5, com $a = 15$ mm, $c = 30$ mm e $a/t = 0,79$.



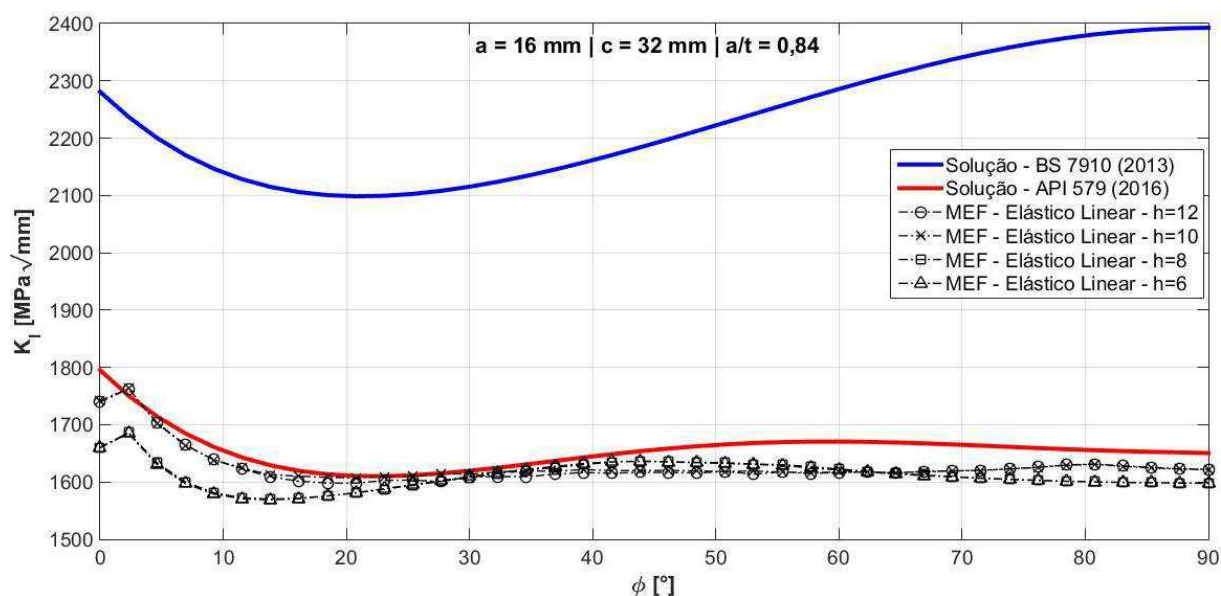
Fonte – Elaboração própria.

Figura 62 – Perfil de K_I obtido pelas soluções da BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 (2016) e via MEF para a trinca 6, com $a = 15,8$ mm, $c = 31,6$ mm e $a/t = 0,83$.



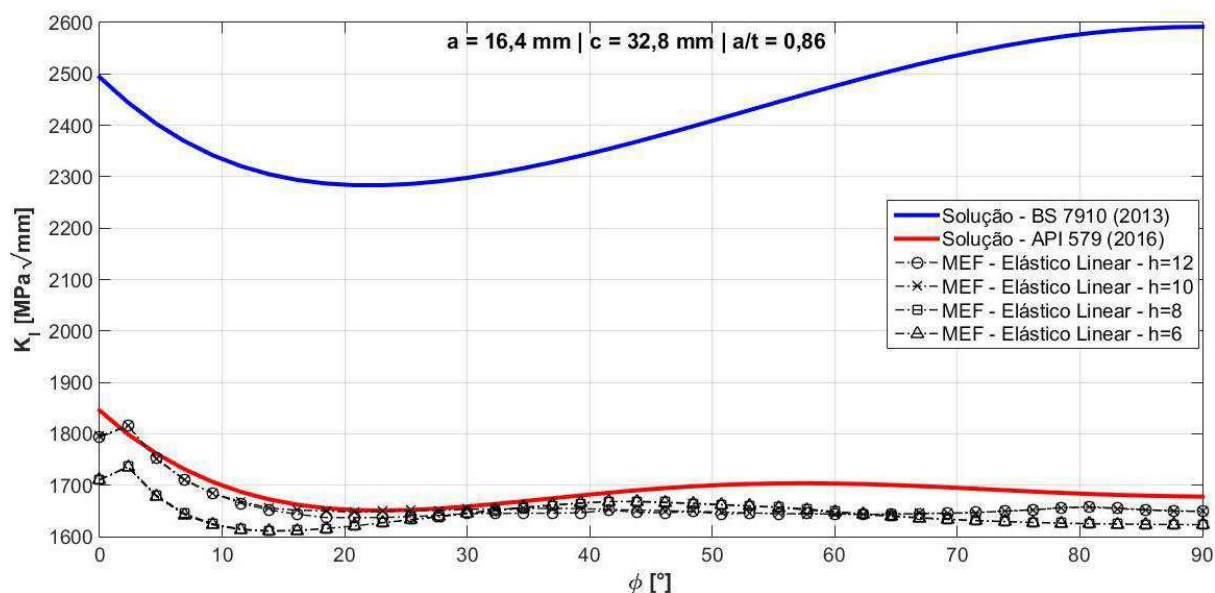
Fonte – Elaboração própria.

Figura 63 – Perfil de K_I obtido pelas soluções da BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 (2016) e via MEF para a trinca 7, com $a = 16$ mm, $c = 32$ mm e $a/t = 0,84$.



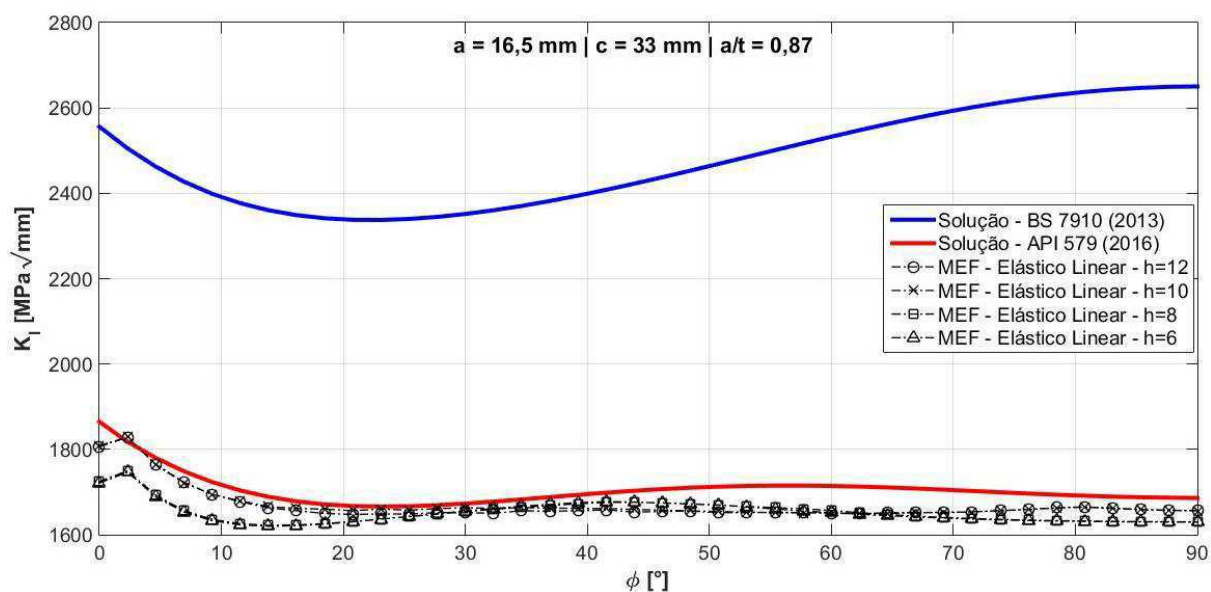
Fonte – Elaboração própria.

Figura 64 – Perfil de K_I obtido pelas soluções da BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 (2016) e via MEF para a trinca 8, com $a = 16,4$ mm, $c = 32,8$ mm e $a/t = 0,86$.



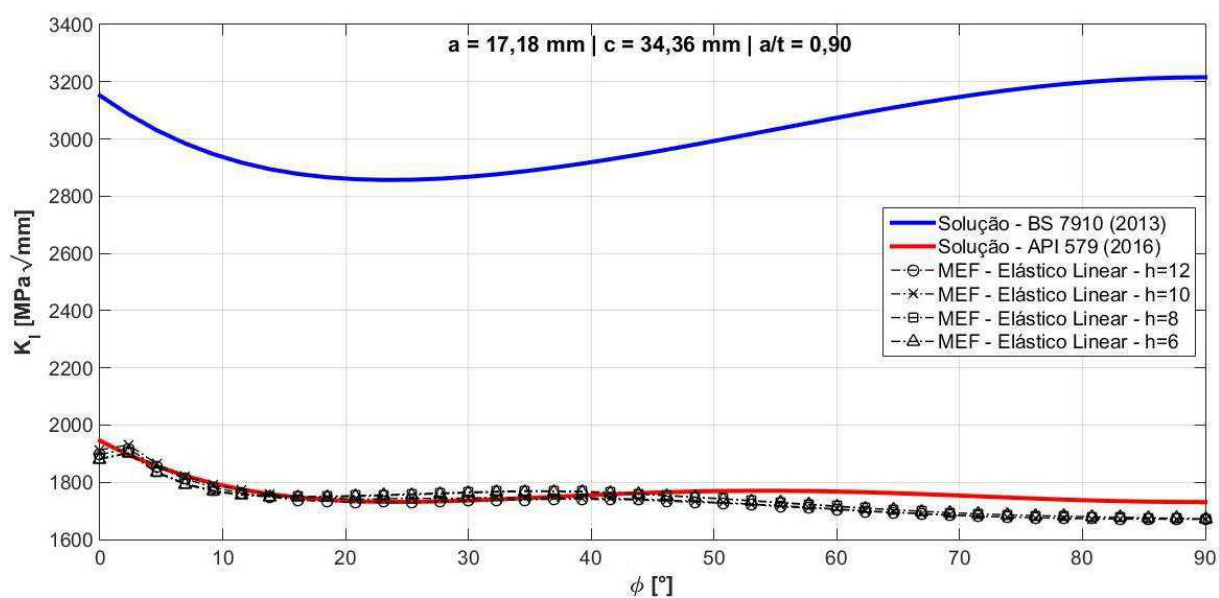
Fonte – Elaboração própria.

Figura 65 – Perfil de K_I obtido pelas soluções da BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 (2016) e via MEF para a trinca 9, com $a = 16,5$ mm, $c = 33$ mm e $a/t = 0,87$.



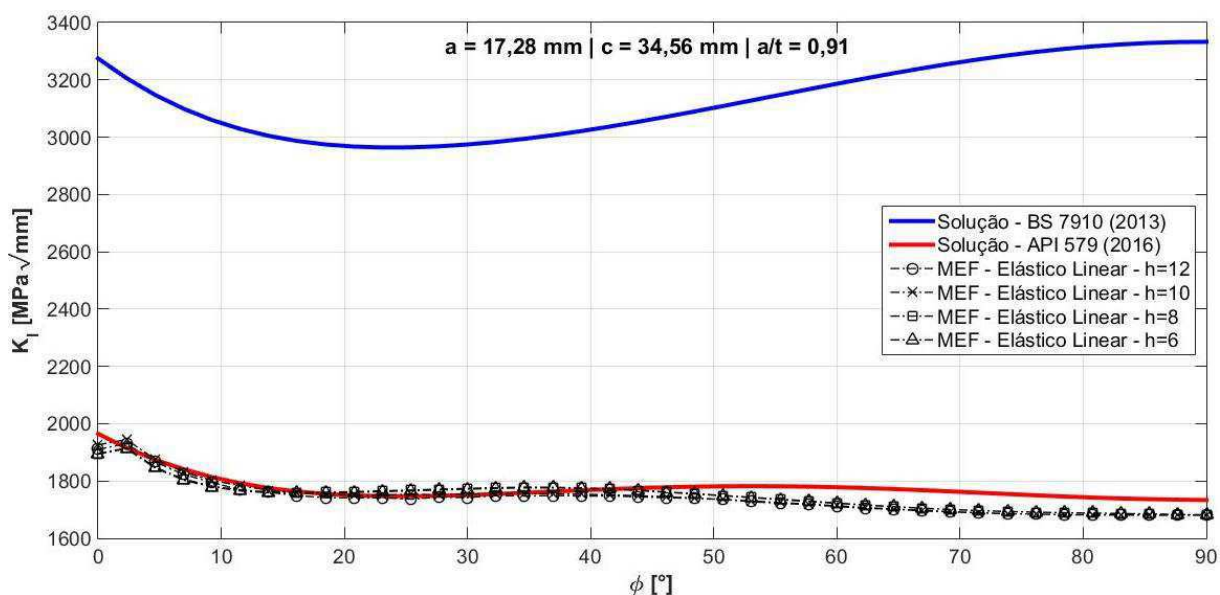
Fonte – Elaboração própria.

Figura 66 – Perfil de K_I obtido pelas soluções da BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 (2016) e via MEF para a trinca 10, com $a = 17,18$ mm, $c = 34,36$ mm e $a/t = 0,90$.



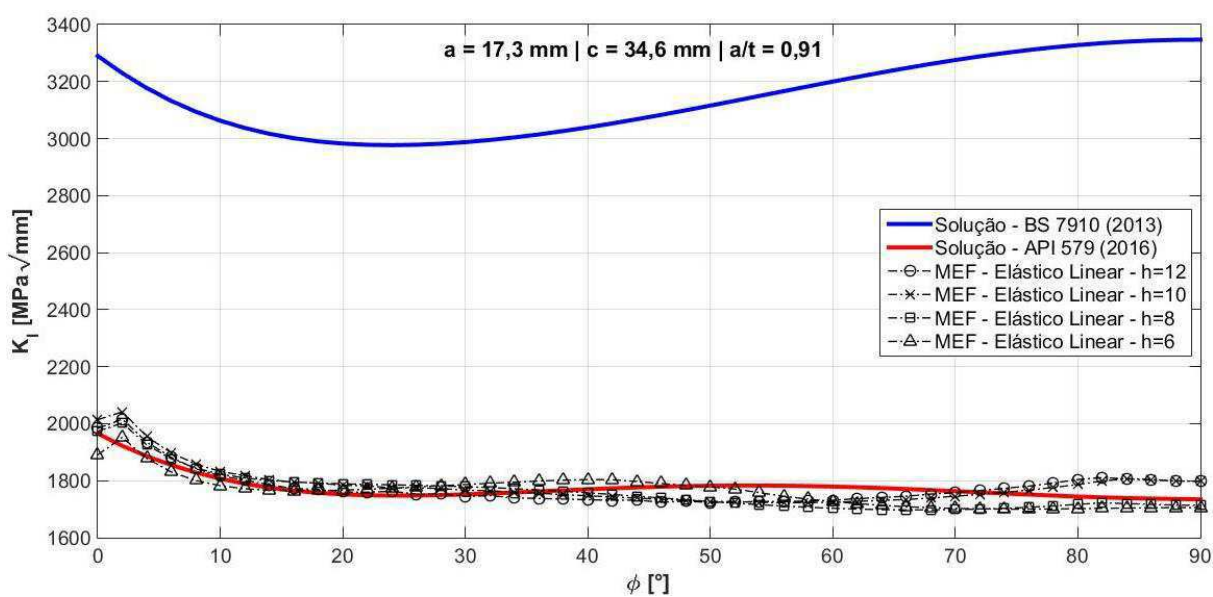
Fonte – Elaboração própria.

Figura 67 – Perfil de K_I obtido pelas soluções da BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 (2016) e via MEF para a trinca 11, com $a = 17,28$ mm, $c = 34,56$ mm e $a/t = 0,91$.



Fonte – Elaboração própria.

Figura 68 – Perfil de K_I obtido pelas soluções da BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 (2016) e via MEF para a trinca 12, com $a = 17,3$ mm, $c = 34,6$ mm e $a/t = 0,91$.



Fonte – Elaboração própria.

6.1.3 Discussão dos Resultados via MEF – Análises Elásticas Lineares

Pela análise das Figuras 57 a 68, é perceptível uma mudança brusca do perfil de K_I onde a trinca intercepta a superfície livre (NODA; KOBAYASHI; OOHASHI, 2001, p.43), ou seja, quando $\phi = 0^\circ$, principalmente para trincas mais profundas. Isto acontece porque para materiais cujo coeficiente de Poisson, ν , se encontra em uma faixa de valores reais e de uso prático, é difícil derivar um valor preciso de K_I em $\phi = 0^\circ$ (COULES, 2016, p.55), necessitando que $\nu \rightarrow 0$ para que a singularidade $r^{-1/2}$ exista (BENTHEM, 1977, p.481). Benthem (1977) derivou autovalores λ para singularidades ao longo de uma geometria de um quarto de elipse através dos campos de tensão tridimensionais na forma $\sigma_{ij} \propto r^\lambda$ para diversos valores de ν . Desta forma, foi encontrado que próximo da superfície livre os campos de tensões são definidos por uma singularidade “mais fraca” e diferente de $r^{-1/2}$ (λ desvia um pouco de $-1/2$), que define os campos de tensões de acordo com a equação (7). Ainda, em $\phi = 0^\circ$, $\sigma_{zx} = \sigma_{zy} = \sigma_{zz} = 0$, e é dito que acontece uma espécie EPT que não obedece as equações diferenciais parciais da teoria bidimensional da elasticidade (BENTHEM, 1977, p.490). Para uma análise matemática mais aprofundada, vide o referido autor.

Fica dessa forma claro que os valores derivados via MEF e os das soluções utilizadas não podem ser confiáveis em $\phi = 0^\circ$. Então, para qualquer situação em que seja preciso um valor de $K_I(\phi = 0^\circ)$, será utilizado o ponto mais próximo a este que esteja em acordo com as soluções utilizadas.

A Tabela 12 resume os valores de fatores de intensidade de tensão obtidos para as variações dimensionais expressas na Tab.9 considerando as soluções da BS 7910 (2013) e API 579/ASME FFS-1 (2016) e as respectivas diferenças percentuais pontuais, d , em relação aos resultados obtidos via MEF. A relação a/t versus K_I normalizado pela magnitude $(P_m + P_b)\sqrt{(\pi t)}$ em $\phi = 0^\circ$ e $\phi = 90^\circ$ pela solução da BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 (2016) e via MEF pode ser vista na Fig. 69.

A análise da Figura 69 mostra que a solução encontrada na BS 7910 (2013) só é confiável para uma relação $a/t < 0,6$ em $\phi = 90^\circ$ e $a/t < 0,7$ em $\phi = 0^\circ$. Acima destes, a solução diverge muito da solução dada pela API 579/ASME FFS-1 (2016), que vai de encontro com os resultados obtidos via MEF para todas as relações a/t testadas.

Tabela 12 – Valor máximo de K_I obtidos via BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 e MEF15. Todos os valores de fator de intensidade de tensão estão em $\text{MPa}\sqrt{\text{mm}}$.

Trinca	MEF		BS 7910 (2013)			API 579/ASME FFS-1 (2016)		
	K_I		$K_I^{m\acute{a}x}$	ϕ	d	$K_I^{m\acute{a}x}$	ϕ	d
	$\phi = 0^\circ$	$\phi = 90^\circ$						
1	609,75	767,11	781,18	90°	1,80%	763,86	90°	0,43%
2	864,44	1.047,08	1.059,85	90°	1,20%	1.032,52	90°	1,41%
3	1.174,84	1.316,22	1.375,78	90°	4,33%	1.324,32	90°	0,61%
4	1.505,27	1.503,32	1.819,53	90°	17,38%	1.514,12	0°	0,58%
5	1.632,57	1.562,12	2.049,56	90°	23,78%	1.631,14	0°	0,09%
6	1.737,65	1.608,92	2.309,72	90°	30,34%	1.726,55	0°	0,64%
7	1.762,95	1.621,54	2.392,61	90°	32,23%	1.750,65	0°	0,70%
8	1.815,73	1.648,81	2.591,64	90°	36,38%	1.799,13	0°	0,92%
9	1.828,87	1.655,93	2.650,30	90°	37,52%	1.817,99	0°	0,60%
10	1.930,93	1.670,63	3.215,65	90°	48,05%	1.896,17	0°	1,83%
11	1.944,21	1.680,66	3.332,81	90°	49,57%	1.915,37	0°	1,51%
12	1.951,63	1.705,72	3.347,023	90°	49,04%	1.922,46	0°	1,52%

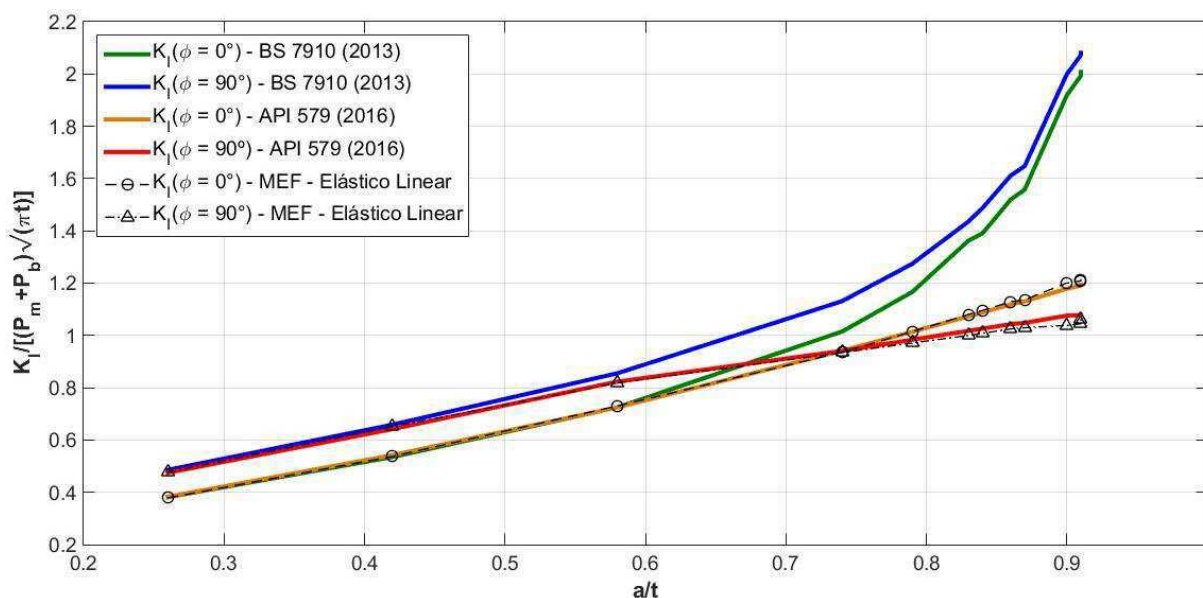
Fonte – Elaboração própria.

A explicação para isto é encontrada na origem da solução da BS 7910 (2013), que é meramente a solução para uma trinca superficial de geometria semi-elíptica em uma placa sob tração com modificações nos parâmetros geométricos, o que compensa a mudança da geometria para um cilindro vazado com a trinca na direção longitudinal localizada na superfície externa do vaso. Mesmo considerando a geometria de placa com trinca superficial, a eficiência desta solução já havia sido aferida por Raju; Newman (1979, p.825-827) para $0,2 < a/t < 0,8$ em $\phi = 90^\circ$ em comparação a outras soluções, mostrando que a mesma estaria dentro de uma faixa de erro de $\pm 5\%$ para o ponto de interesse até $a/t < 0,6$, o que vai de encontro com os

¹⁵Para valores de $K_I(\phi = 0^\circ)$, será utilizado o ponto mais próximo este que esteja em acordo com as soluções utilizadas.

resultados obtidos (a trinca 3 possui $a/t = 0,58$ e uma diferença percentual em $\phi = 90^\circ$ de 4,33% em relação aos resultados via MEF).

Figura 69 – Relação de a/t versus K_I em $\phi = 0^\circ$ e $\phi = 90^\circ$ pela solução da BS 7910 (2013), API 579/ASME FFS-1 (2016) e via MEF.



Fonte – Elaboração própria.

A eficiência da solução dada pela API 579/ASME FFS-1 (2016) se baseia na mesma ser derivada do método dos resíduos ponderados, método este que propicia meios para inferir o fator de intensidade de tensão para distribuições não uniformes de tensões (API 579/ASME FFS-1, 2016, p. 9B-43), o que torna o método bastante atraente quando as soluções encontradas na literatura (como a solução da BS 7910) não são adequadas para uma determinada aplicação de engenharia (ZHENG; KICIAK; GLINKA, 1997, p.207). Apesar da norma API 579/ASME FFS-1 (2016) trazer apenas parâmetros ponderadores para o cálculo dos coeficientes de influência (vide solução no Anexo A) para as relações $a/t = 0; 0,2; 0,4; 0,6; 0,8$, o uso de interpolação e extrapolação lineares se mostrou eficaz para estimar estes parâmetros para relações a/t não tabeladas, notando-se para $a/t > 0,8$ um leve desvio dos resultados via MEF.

6.1.4 Resultados das Simulações via MEF – Análises Elásticas Não-Lineares

Para as análises elásticas não-lineares, foram consideradas apenas 3 (três) trincas das mostradas na Tab. 9, já que estas foram consideradas como críticas,

conforme será mostrado nas seções adiante. A Tab. 13 resume os dados conforme os critérios de convergência com refino de malha progressivo para atestar a independência dos valores de tensão máxima de von Mises, σ_{mises}^{max} .

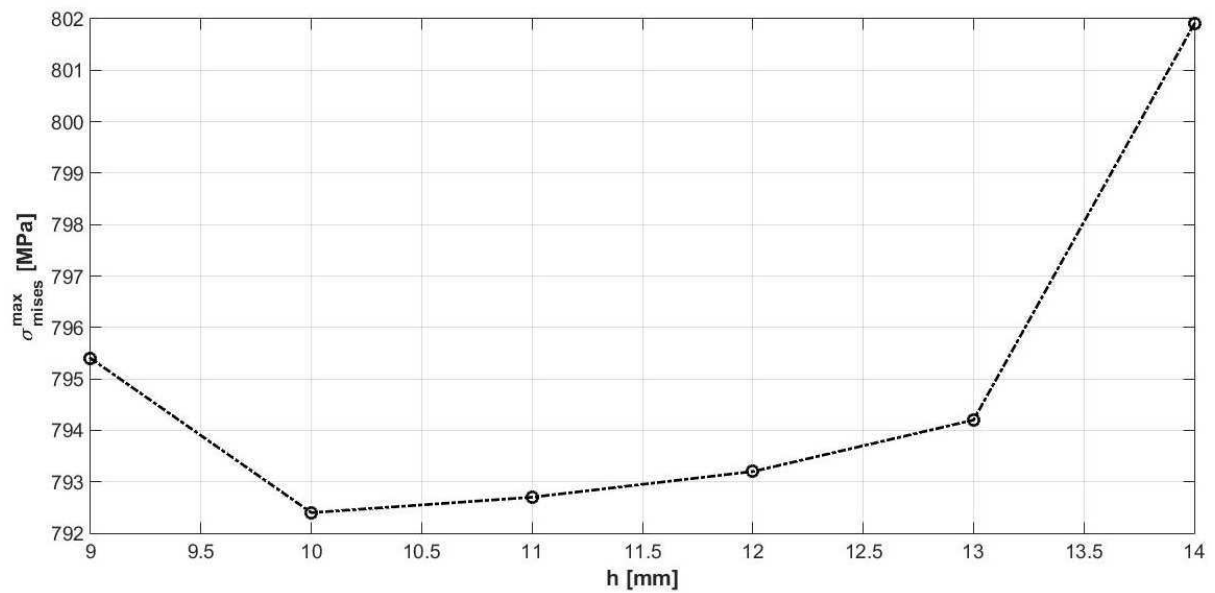
Tabela 13–Dados conforme os critérios de convergência para atestar a independência dos valores de σ_{mises}^{max} , com relação à malha.

h [mm]	Nº de nós	Nº de elementos	Graus de liberdade	σ_{mises}^{max} [MPa]
Trinca 8				
14	134.774	29.700	808.626	801,9
13	146.396	32.316	878.358	794,2
12	152.772	33.628	916.614	793,2
11	164.004	36.124	984.006	792,7
10	176.748	38.892	1.060.470	792,4
9	456.652	106.920	2.739.894	795,4
Trinca 9				
13	144.886	31.986	869.298	797,4
12	151.262	33.298	907.554	791,9
11	162.494	35.794	974.946	791,5
10	175.238	38.562	1.051.410	791,6
9	447.380	104.742	2.684.262	794,4
Trinca 10				
14	138.344	30.534	830.046	784,2
13	150.026	33.162	900.138	784,9
12	151.262	33.298	907.554	784,8
11	167.530	36.938	1.005.162	785
10	163.916	35.754	983.478	784,6
9	481.170	112.822	2.887.002	705,6

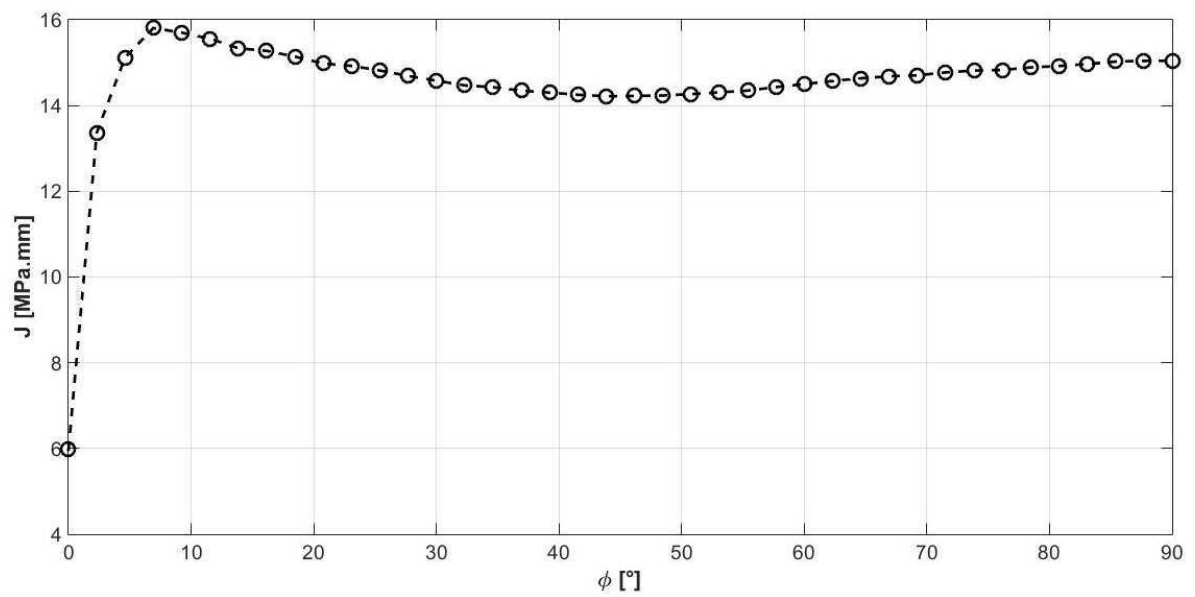
Fonte – Elaboração própria.

As Fig. 70(a), Fig. 71(a) e Fig. 72(a) mostram graficamente este critério de convergência. Os perfis de J para cada uma das trincas pode ser visto nas Fig. 70(b), Fig. 71(b) e Fig. 72(b).

Figura 70– Análise elástica não-linear para a trinca 8, com $a = 16,4$ mm, $c = 32,8$ mm e $a/t = 0,86$. (a) Convergência do modelo com $h = 10$; (b) perfil de J versus ϕ .



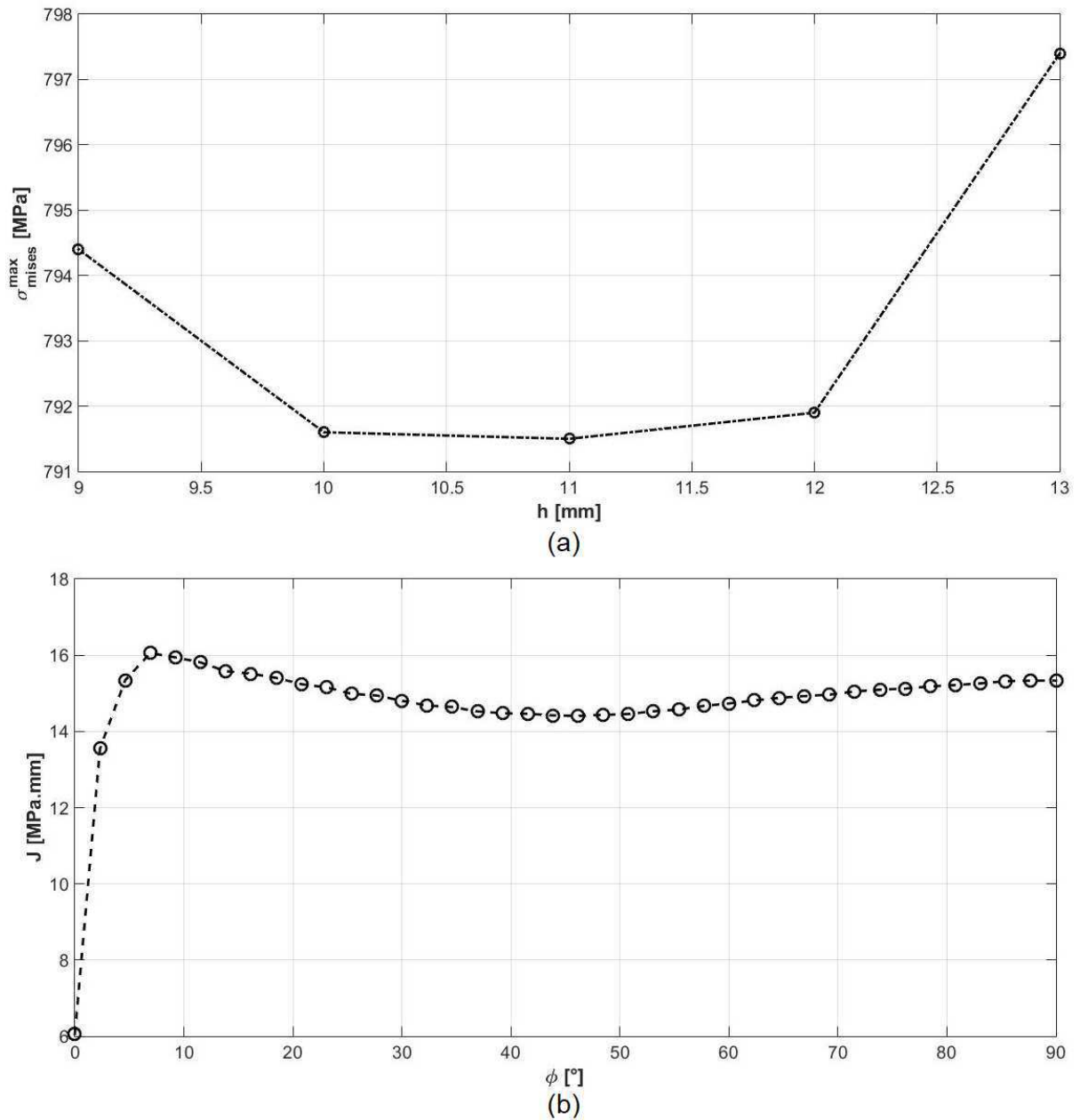
(a)



(b)

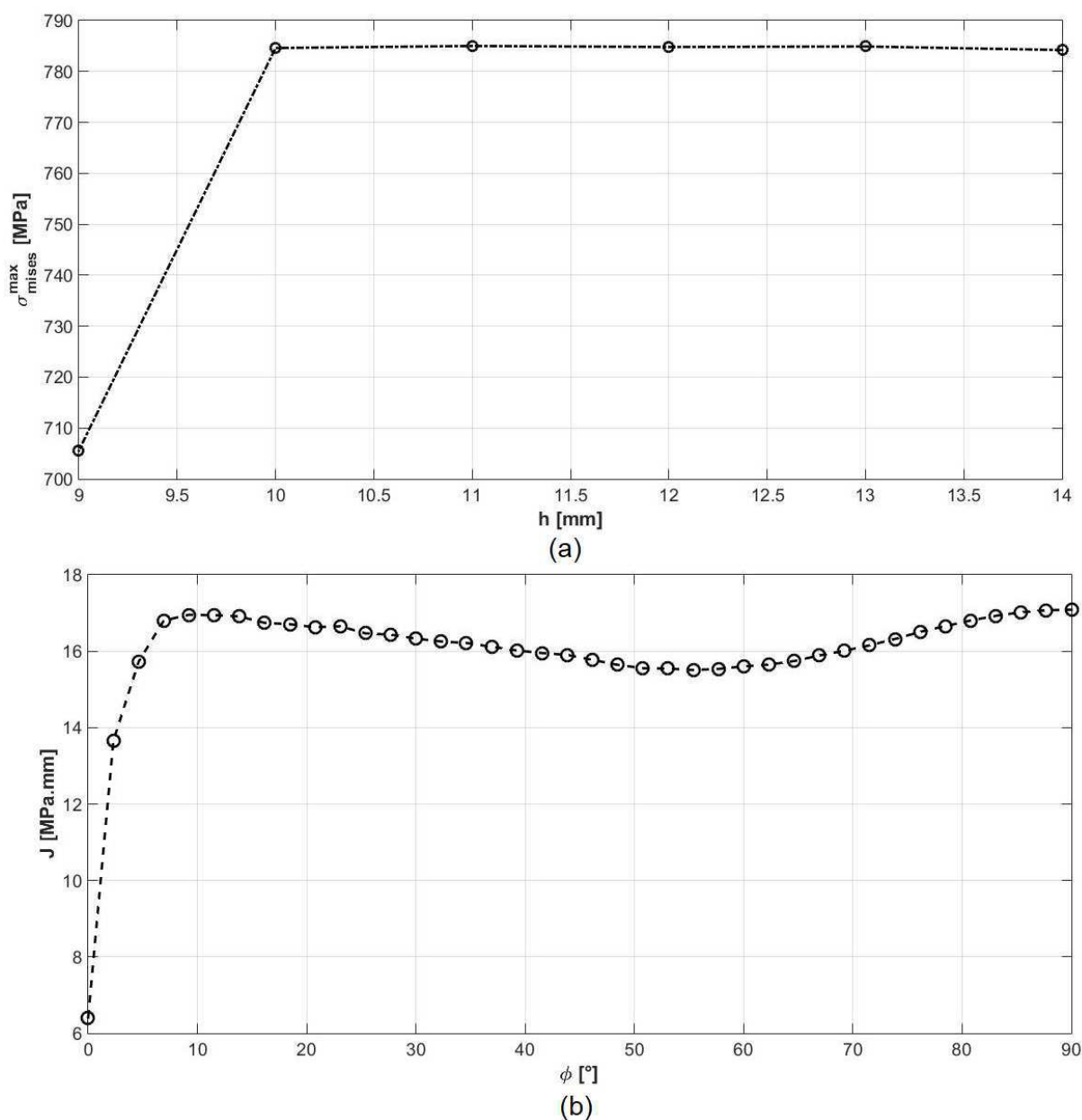
Fonte – Elaboração própria.

Figura 71 – Análise elástica não-linear para a trinca 9, com $a = 16,5$ mm, $c = 33$ mm e $a/t = 0,87$. (a) Convergência do modelo com $h = 10$; (b) perfil de J versus ϕ .



Fonte – Elaboração própria.

Figura 72 – Análise elástica não-linear para a trinca 10, com $a = 17,18$ mm, $c = 34,36$ mm e $a/t = 0,90$. (a) Convergência do modelo com $h = 10$; (b) perfil de J versus ϕ .



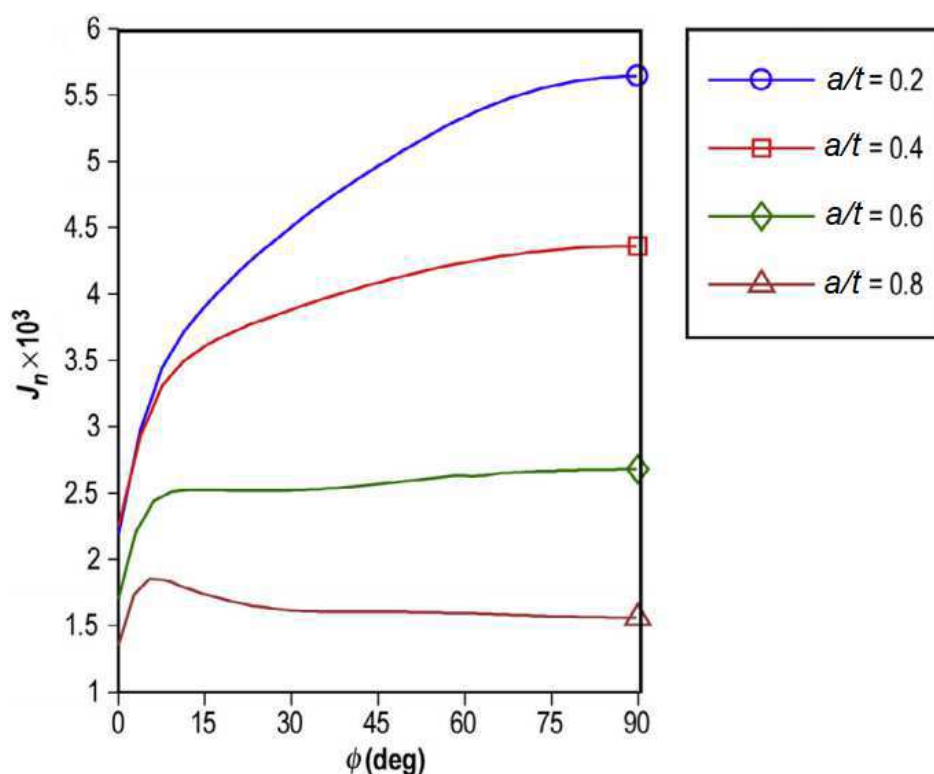
Fonte – Elaboração própria.

6.1.4 Discussão dos Resultados via MEF – Análises Elásticas Não-Lineares

Os perfis de Integral J obtidos pelas análises não podem ser aferidos pela falta de solução analítica para a geometria, bem como de dados experimentais. Porém, o perfis de Integral J obtidos nas Fig. 70(b), 71(b) e 72(b) vão de acordo com o obtido por Allen; Wells (2014, p.186), como mostrado na Fig. 73, onde são mostradas vários

perfis de Integral J para várias relações a/t considerando uma geometria de placa com trinca superficial centrada. Nesta, para a relação $a/t = 0,8$, o perfil é idêntico aos perfis obtidos. A Tab. 14 resume os valores máximos de Integral J obtidos pelas trincas e o respectivo tamanho de malha onde foi verificada convergência.

Figura 73 –Perfil normalizado Integral J pelo ângulo paramétrico de trinca superficial de geometria semi-elíptica



Fonte – Adaptado de ALLEN; WELLS (2014, p.186).

Tabela 14 – Valores de tamanho de malha h que convergiram os modelos elásticos não-lineares e o valor J^{max} encontrado em cada trinca.

Trinca	h convergente	J^{max}
	[mm]	[MPa.mm]
8	10	15,81
9	10	16,055
10	10	17,087

Fonte – Elaboração própria.

6.2 Resultados da Comparação de Nível 1

A comparação relativa ao nível 1 da API 579/ASME FFS-1 (2016) e a opção 1 da BS 7910 (2013) segue de acordo com o fluxograma apresentado na Fig. 51.

6.2.1 Determinação do Tamanho Crítico pela API 579/ASME FFS-1 (2016)

De acordo com o procedimento estabelecido no Capítulo III, os dados para determinação do tamanho crítico da trinca estão resumidos na Tab. 15.

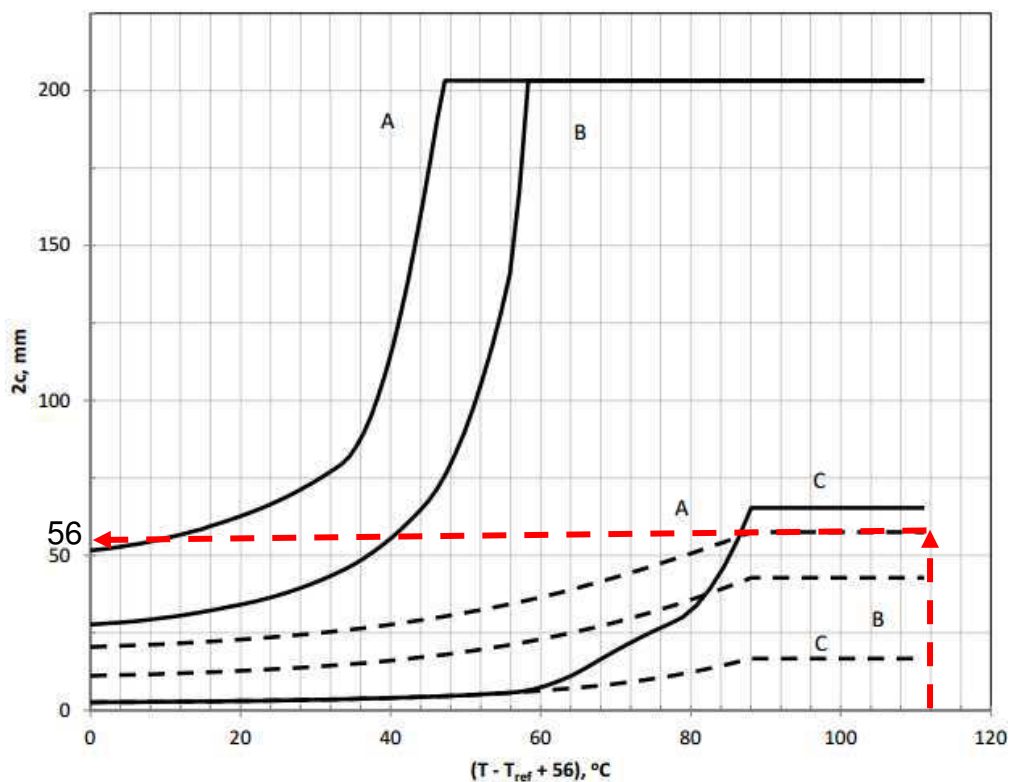
Tabela 15 – Dados necessários de acordo com o procedimento de nível 1 de avaliação da API 579/ASME FFS-1 (2016) para determinação dos tamanhos críticos das trincas.

Dado	Valor
Tensão Circunferencial	210 MPa
Curva de triagem	Trinca paralela ao cordão de solda longitudinal Curva A (trinca no metal de base) tracejada ($t < 25 \text{ mm}$ e $a > t/4$)
Curva de isenção	B (ASTM A516 Gr 70)
Temperatura de Referência, T_{ref}	-10,4 °C

Fonte – Elaboração própria.

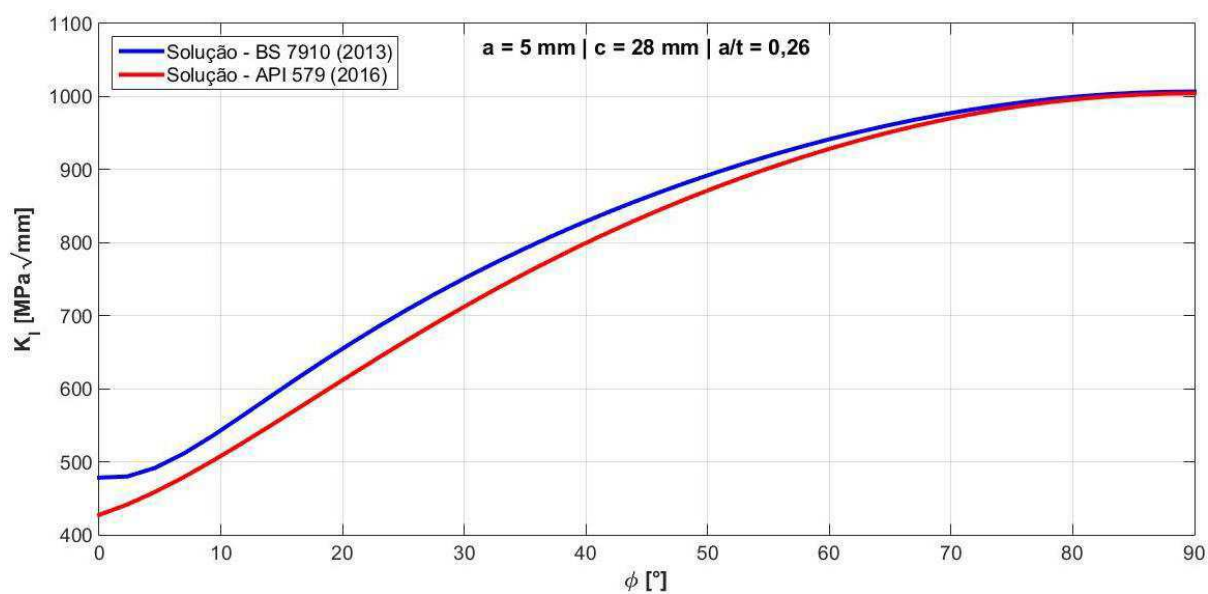
A curva de triagem para a trinca em consideração com o tamanho crítico é mostrada nas Fig. 74. Assim, conforme esta, tem-se um tamanho crítico de $c_c = 28 \text{ mm}$. Então, de acordo com o nível 1 da API 579/ASME FFS-1 (2016), o tamanho crítico da trinca seria de $a_c = 5 \text{ mm}$ e $c_c = 28 \text{ mm}$, que gera um fator de intensidade máximo de $K_I^{BS} = 1006,88 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}}$ e $K_I^{API} = 1004,49 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}}$, ambos em $\phi = 90^\circ$, de acordo com as soluções dispostas no Anexo A. A Fig. 75 mostra ambos os perfis de K_I por ambas as soluções para a trinca crítica determinada pelo nível 1 da API 579/ASME FFS-1 (2016).

Figura 74 – Curva de triagem para trinca paralela a um cordão de solda longitudinal.



Fonte – API/ASME, 2016, p.9-50.

Figura 75 – Perfil de K_I obtido pelas soluções da BS 7910 (2013) e API 579/ASME FFS-1 (2016) para a trinca crítica de acordo com o nível 1 de avaliação da API 579/ASME FFS-1 (2016), com $a = 5$ mm, $c = 28$ mm e $a/t = 0,26$.



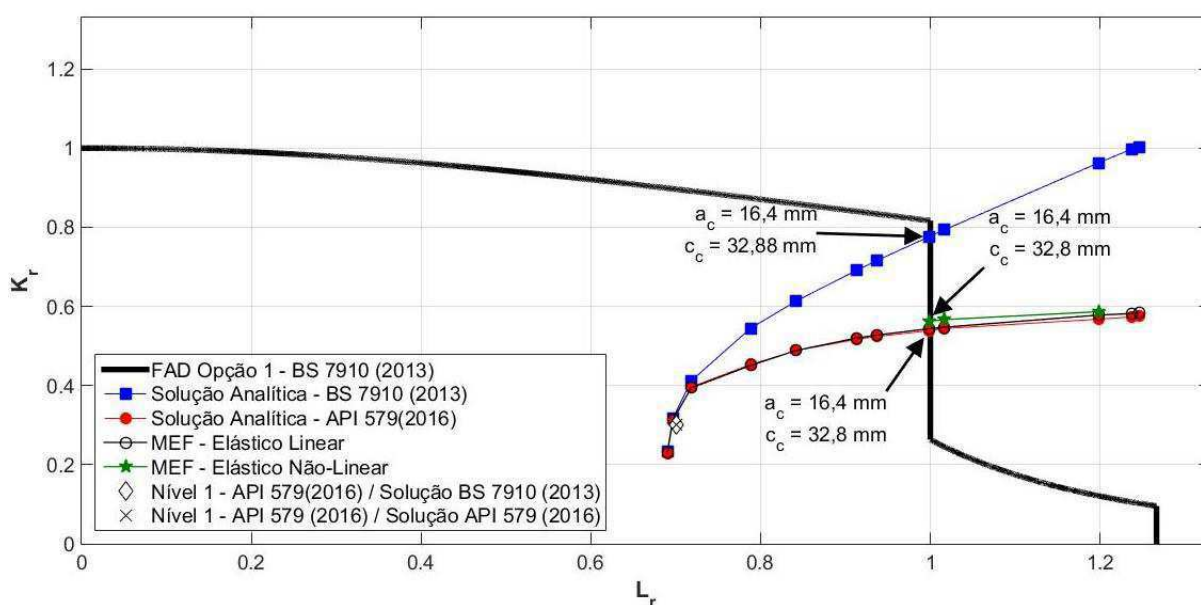
Fonte – Elaboração própria.

6.2.2 Determinação dos Tamanhos Críticos pela BS 7910 (2013)

De acordo com o procedimento estabelecido no Capítulo III, torna-se necessária a determinação dos fatores de intensidade de tensão para a trinca, tal que estes possam ser inseridos no diagrama FAD da opção 1.

O diagrama FAD da opção 1 da BS 7910 pode ser visto na Fig. 76. Ambas as avaliações através das soluções disponíveis no Anexo A e via MEF foram mostradas. Através destas, é possível ver que a trinca 8 ($a = 16,4 \text{ mm}$ e $c = 32,8 \text{ mm}$) é a que toca o diagrama pelas duas soluções e via análises MEF elástica linear e não linear, sendo as dimensões desta trinca críticas que levariam a falha do vaso de pressão. Assim, tem-se $a_c = 16,4 \text{ mm}$ e $c_c = 32,8 \text{ mm}$.

Figura 76 – Diagrama FAD para a opção 1 da BS 7910.



Fonte – Elaboração própria.

6.2.3 Análise dos resultados da Comparação de Nível 1

Baseado nos tamanhos críticos determinados por ambas as normas, estes foram resumidos na Tab. 16. Para os valores de profundidade crítica, a_c , a diferença dimensional entre as duas normas foi de 11,4 mm, sendo a BS 7910 (2013) a norma que proveu uma maior dimensão crítica. Em relação aos valores de comprimento crítico, c_c , a diferença dimensional entre as duas normas foi de 4,8 mm, sendo novamente a BS 7910 (2013) a norma que proveu uma maior dimensão crítica.

Tabela 16 – Comparativo das dimensões críticas obtidas por ambas as normas na comparação de nível 1. EL – Elástico Linear; ENL – Elástico Não-Linear.

Profundidade crítica, a_c					Comprimento crítico, c_c				
Avaliação	Dimensão [mm]				Avaliação	Dimensão [mm]			
	Solução					Solução			
	BS	API	MEF (EL)	MEF (ENL)		BS	API	MEF (EL)	MEF (ENL)
Opção 1 (BS 7910)	16,4	16,4	16,4	16,4	Opção 1 (BS 7910)	32,8	32,8	32,8	32,8
Nível 1 (API 579)	-	5	-	-	Nível 1 (API 579)	-	28	-	-
Diferença [mm]	-	11,4	-	-	Diferença [mm]	-	4,8	-	-

Fonte – Elaboração própria.

Não houve variação da dimensão quanto da avaliação via MEF elástico não-linear, bem como entre as soluções utilizadas, e isto se deve ao mecanismo de falha de colapso plástico verificado pela região onde as trincas críticas tocam a linha de avaliação: a linha de corte para valores de $L_r = 1$ e $0,2522 > K_r > 0,8192$.

A opção 1 da BS 7910 (2013) mostra, portanto, uma trinca crítica maior em ambas as dimensões quando comparada ao nível 1 da API 579/ASME FFS-1 (2016). Isto se deve, principalmente a metodologia FAD utilizada neste nível da norma britânica frente ao conservadorismo da metodologia de curvas de triagem da norma americana. Isto pode ser aferido verificando que a trinca crítica estimada pela API 579/ASME FFS-1 (2016) encontra-se dentro da região segura de operação, conforme pode ser visto na Fig. 76.

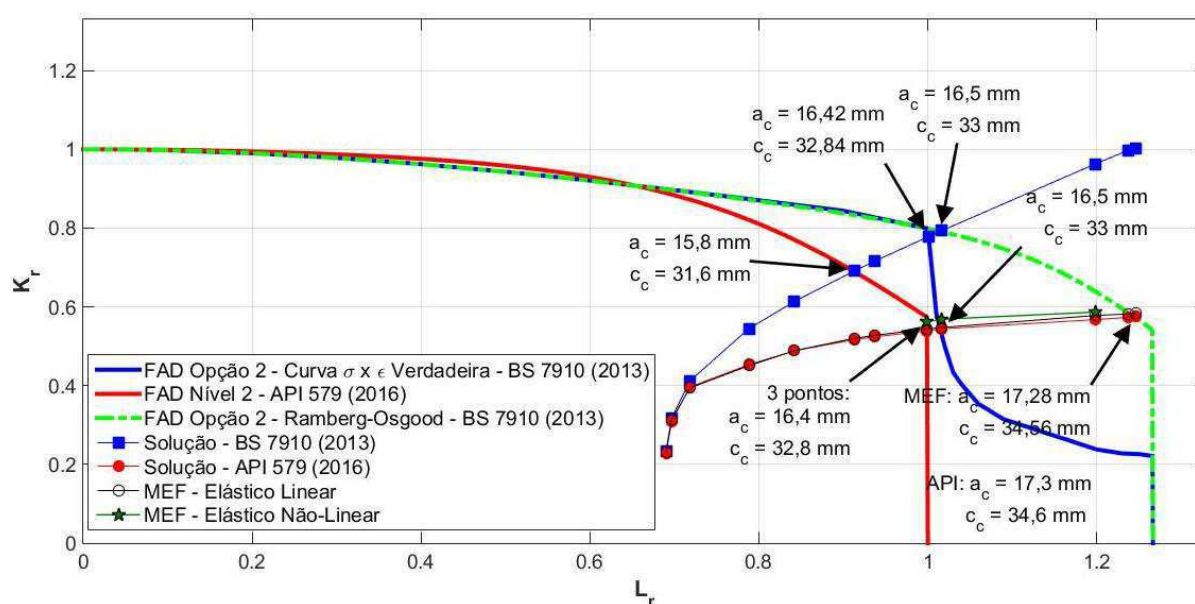
6.3 Resultados da Comparação de Nível 2

A comparação 2 relativa ao nível 2 da API 579/ASME FFS-1 (2016) e a opção 2 da BS 7910 (2013) segue de acordo com o fluxograma apresentado na Fig. 52.

6.3.1 Determinação dos Tamanhos Críticos pela BS 7910 (2013) e pela API 579/ASME FFS-1 (2016)

Na Figura 77, é possível ver os diagramas de ambas as normas e a determinação do tamanho crítico em cada diagrama.

Figura 77 – Diagramas FAD da opção 2 da BS 7910 (2013) e nível 2 da API 579/ASME FFS-1 (2016).



Fonte – Elaboração própria.

Na Figura 77, a curva em azul representa o FAD da opção 2 da BS 7910 (2013) gerado através da curva de tensão-deformação verdadeira, mostrada na Fig. 48. Já a curva em verde com linha tracejada representa a aproximação deste FAD através do uso da equação (66). A curva em vermelho representa o FAD do nível 2 da API 579/ASME FFS-1 (2016).

Foram obtidos 6 (seis) tamanhos críticos distintos a depender do diagrama e solução usados. Pelo FAD da opção 2 da BS 7910 (2013) gerado pela curva tensão-deformação verdadeira do material, foi estimada uma trinca crítica com dimensões de $a_c = 16,42 \text{ mm}$ e $c_c = 32,84 \text{ mm}$ pela solução da BS 7910 (2013) e com dimensões de $a_c = 16,5 \text{ mm}$ e $c_c = 33 \text{ mm}$ pela solução da API 579/ASME FFS-1 (2016), esta validada pelos resultados obtidos via MEF elásticos linear e não-linear. Pelo FAD da opção 2 da BS 7910 (2013) gerado pela relação de Ramberg-Osgood foi estimada uma trinca crítica com dimensões $a_c = 16,5 \text{ mm}$ e $c_c = 33 \text{ mm}$ pela solução da BS

7910 (2013) e com dimensões de $a_c = 17,3$ mm e $c_c = 34,6$ mm pela solução da API 579/ASME FFS-1 (2016), mas os resultados obtidos via MEF elástico linear mostraram uma trinca crítica ligeiramente menor, com $a_c = 17,28$ mm e $c_c = 34,56$ mm. Pelo FAD do nível 2 da API 579/ASME FFS-1 (2016) foi estimada uma trinca crítica com dimensões de $a_c = 15,8$ mm e $c_c = 31,6$ mm pela solução da BS 7910 (2013) e com dimensões de $a_c = 16,4$ mm e $c_c = 32,8$ mm pela solução da API 579/ASME FFS-1 (2016), também validada pelos resultados via MEF elásticos linear e não-linear.

6.3.2 Análise dos Resultados da Comparação de Nível 2

Os diagramas FAD da opção 2 da BS 7910 (2013) mostram uma grande diferença quando na região $1 < L_r < L_{r,max}$ e isto se deve ao fato da equação (66), usada para estimar a curva tensão-deformação pela relação de Ramberg-Osgood, não estimar a região de escoamento descontínuo apresentado pela curva tensão-deformação de engenharia e verdadeira do material, conforme Fig. 48. Este comportamento, no entanto, é refletido em termos de uma diminuição da área de operação segura para as trincas em análise: a curva formada em $1 < L_r < L_{r,max}$ pelo FAD gerado pela curva tensão-deformação verdadeira do material reflete a criticidade desta região em termos de integridade estrutural. Desta forma, as dimensões das trincas críticas obtidas pelo diagrama FAD estimado pela equação (66) não poderiam ser consideradas críticas, já que as dimensões obtidas pelas trincas pelo FAD gerado pela curva de tensão-deformação verdadeira do material possuem dimensões menores. Isto mostra a vantagem de se obter o comportamento tensão-deformação real do material para uma avaliação crítica de engenharia: do ponto de vista de segurança, o FAD gerado pelo comportamento real do material mostrou trincas críticas com dimensões menores.

A Tabela 17 mostra o comparativo entre as dimensões críticas obtidas por ambas as normas na comparação de Nível 2, considerando o FAD da opção 2 da BS 7910 (2013) gerado pela curva tensão-deformação do material e o FAD do nível 2 da API 579/ASME FFS-1 (2016).

Tabela 17 – Comparativo das dimensões críticas obtidas por ambas as normas na comparação de nível 2. EL – Elástico Linear; ENL – Elástico Não-Linear.

Profundidade crítica, a_c					Comprimento crítico, c_c				
Avaliação	Dimensão [mm]				Avaliação	Dimensão [mm]			
	Solução					Solução			
	BS	API	MEF (EL)	MEF (ENL)		BS	API	MEF (EL)	MEF (ENL)
Opção 2 (BS 7910)	16,42	16,5	16,5	16,5	Opção 2 (BS 7910)	32,84	33	33	33
Nível 2 (API 579)	15,8	16,4	16,4	16,4	Nível 2 (API 579)	31,6	32,8	32,8	32,8
Diferença [mm]	0,62	0,1	0,1	0,1	Diferença [mm]	1,24	0,2	0,2	0,2

Fonte – Elaboração própria.

As dimensões críticas obtidas pela opção 2 da BS 7910 (2013) gerado pela curva tensão-deformação do material e pelo nível 2 da API 579/ASME FFS-1 (2016) são muito próximas quando se considera as soluções via API 579/ASME FFS-1 (2016) e MEF, porém a opção 2 da BS 7910 (2013) ainda mostrou dimensões críticas maiores. Isto se deve principalmente ao efeito da curva formada em $1 < L_r < L_{r,max}$ correspondente a região de escoamento descontínuo do material, já que esta estreita a distância entre os diagramas FAD da norma americana e da norma britânica.

O fato do efeito da plasticidade a frente da trinca não ter sido significativo para a mudança das dimensões críticas das trincas se deve ao mecanismo de falha de colapso plástico indicado pela região dos diagramas onde as trincas interceptam as linhas de avaliação.

6.4 Resultados da Comparação de Nível 3

A comparação de nível 3 relativa ao nível 3C da API 579/ASME FFS-1 (2016) e a opção 3 da BS 7910 (2013) segue de acordo com o fluxograma Fig. 52.

6.4.1 Montagem do FAD da Opção 3 da BS 7910 (2013)

A opção 3 da BS 7910 (2013) é baseada em análises elásticas lineares e não-lineares para determinação de valores da componente elástica da Integral J, J_e , e da Integral J total, J . Estas análises são feitas considerando a trinca inicial sendo avaliada (trinca 1 da Tab. 9, $a = 5 \text{ mm}$, $c = 10 \text{ mm}$, $a/t = 0,26$) e a geometria do vaso de pressão, bem como comportamento elástico e elasto-plástico do material. Assim, como resultado, tem-se uma reflexão exata do nível de plasticidade à frente da trinca em relação ao vaso de pressão.

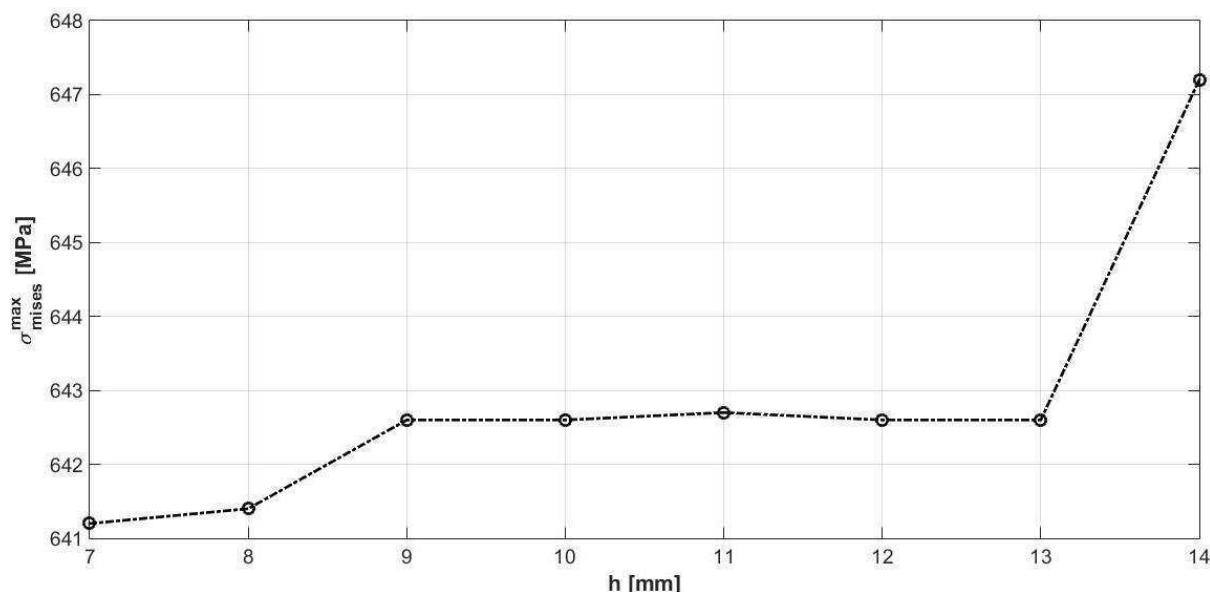
O modelo utilizado para as análises elásticas lineares foi o mesmo utilizado para extrair o fator de intensidade de tensão a frente da trinca inicial cuja convergência com relação ao tamanho da malha já foi aferida na Tab. 10. O modelo utilizado para as análises elásticas não-lineares tiveram como diferencial o acréscimo dos valores de deformação plástica extraídos da curva de tensão-deformação verdadeira do material, tendo sido este submetido a refinamento progressivo de malha para atestar a independência dos valores de tensão máxima de von Mises, σ_{mises}^{max} , com relação a malha, de acordo com o que foi explanado do Cap. IV, seção 4.5. A Tab. 18 mostra os dados obtidos e a Fig. 78 mostra a independência da malha conseguida em um intervalo de tamanho de malha de $9 \text{ mm} \leq h \leq 13 \text{ mm}$.

Tabela 18 – Dados referentes ao refinamento progressivo de malha para o modelo das análises elásticas não-lineares.

h [mm]	Nº de nós	Nº de elementos	Graus de liberdade	σ_{mises}^{max} [MPa]
14	128.694	28.842	772.164	647,2
13	138.284	30.986	829.704	642,6
12	153.216	34.434	919.296	642,6
11	168.836	38.042	1.013.016	642,7
10	190.368	43.010	1.142.208	642,6
9	219.506	49.742	1.317.036	642,6
8	256.334	58.026	1.538.004	641,4
7	308.522	70.030	1.851.132	641,2

Fonte – Elaboração própria.

Figura 78 – Gráfico de convergência para o modelo elástico não-linear.



Fonte – Elaboração própria.

Assim, para reduzir esforço computacional, o modelo com $h = 13$ mm foi usado para as análises elásticas não-lineares.

De acordo com a Figura 57, é esperado para a trinca inicial que o valor máximo da componente elástica da Integral J, J_e^{max} , e da Integral J total, J^{max} , estejam localizados na posição paramétrica angular $\phi = 90^\circ$. Assim, estes valores serão utilizados para montagem do diagrama FAD.

Foi gerado um conjunto de valores para a razão de carregamento, L_r , tal que $0 \leq L_r \leq L_{r,max}$. Considerando a equação (53), conseguiu-se um conjunto de valores de tensão de referência, σ_{ref} , correspondentes ao conjunto de valores de L_r . Depois, considerando as equações (129) até (132), as equações (133) e (134), e as dimensões da trinca inicial, conseguiu-se um conjunto de valores de pressão interna, P_{int} , a serem utilizadas nas análises para determinação de J_e^{max} e J^{max} . Com os valores de J_e^{max} e J^{max} , conseguiu-se determinar os valores da componente plástica da Integral J, J_p^{max} , pela equação (43). Através da equação (54), calculou-se os valores da razão de tenacidade, K_r , para montagem do diagrama FAD. A Tab. 19 mostra os valores obtidos e a Fig. 79 mostra os valores de J_e^{max} , J_p^{max} e J^{max} em função de P_{int} .

Tabela 19 – Valores obtidos de L_r , σ_{ref} , P_{int} , J_e^{max} , J_p^{max} , J^{max} e K_r para montagem do diagrama FAD da opção 3 da BS 7910 (2013).

L_r	σ_{ref} [MPa]	P_{int} [MPa]	J_e^{max} [MPa.mm]	J^{max} [MPa.mm]	J_p^{max} [MPa.mm]	K_r
0	0	0	0	0	0	1,00
0,05	18,2	0,2531	0,0136279	0,014135	0,000507	0,9819
0,10	36,4	0,5063	0,0545333	0,056564	0,002031	0,9819
0,15	54,6	0,7594	0,122684	0,127168	0,004484	0,9822
0,20	72,8	1,0126	0,218133	0,226281	0,008148	0,9818
0,25	91	1,2657	0,340806	0,354074	0,013268	0,9811
0,30	109,2	1,5189	0,490799	0,51056	0,019761	0,9805
0,35	127,4	1,7720	0,667995	0,695562	0,027567	0,9800
0,40	145,6	2,0252	0,872532	0,909351	0,036819	0,9795
0,45	163,8	2,2783	1,10425	1,15374	0,04949	0,9783
0,50	182	2,5314	1,36322	1,42859	0,06537	0,9769
0,55	200,2	2,7846	1,64957	1,73511	0,08554	0,9750
0,60	218,4	3,0377	1,96307	2,07383	0,11076	0,9729
0,65	236,6	3,2909	2,30396	2,44372	0,13976	0,9710
0,70	254,8	3,5440	2,67198	2,84746	0,17548	0,9687
0,75	273	3,7972	3,06741	3,28279	0,21538	0,9666
0,80	291,2	4,0503	3,48996	3,73651	0,24655	0,9664
0,85	309,4	4,3035	3,93994	4,23474	0,2948	0,9646
0,90	327,6	4,5566	4,417	4,76127	0,34427	0,9632
0,95	345,8	4,8097	4,92132	5,39794	0,47662	0,9548
1,00	364	5,0629	5,45311	6,23805	0,78494	0,9350
1,05	382,2	5,3160	6,01195	7,17644	1,16449	0,9153
1,10	400,4	5,5692	6,59829	8,26118	1,66289	0,8937
1,15	418,6	5,8223	7,21165	9,74119	2,52954	0,8604
1,175	427,7	5,9489	7,52868	11,014	3,67272	0,8198
1,1875	432,25	6,0122	7,68975	12,6685	4,97875	0,7791

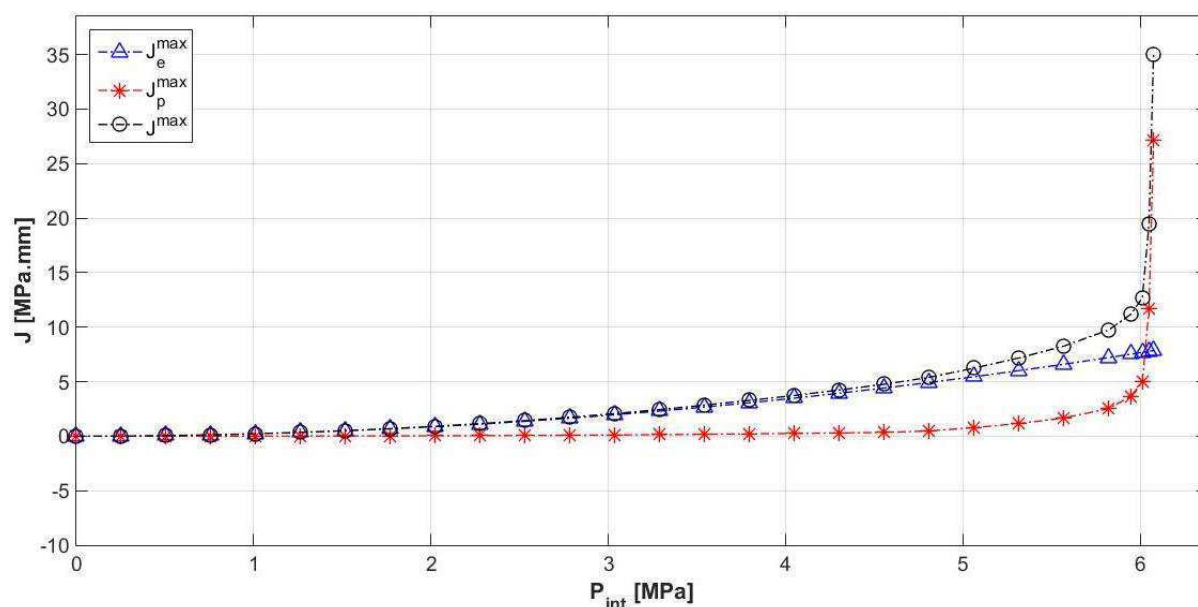
Fonte – Elaboração própria.

Tabela 19 – Valores obtidos de L_r , σ_{ref} , P_{int} , J_e^{max} , J_p^{max} , J^{max} e K_r para montagem do diagrama FAD da opção 3 da BS 7910 (2013). *Continuação.*

L_r	σ_{ref} [MPa]	P_{int} [MPa]	J_e^{max} [MPa.mm]	J^{max} [MPa.mm]	J_p^{max} [MPa.mm]	K_r
1,195	434,98	6,0501	7,78701	19,4886	11,70159	0,6321
1,20	436,8	6,0755	7,85253	35,0055	27,15297	0,4736
1,225	445,9	6,2020	8,18294	83,0578	74,87486	0,3139
1,2665	461	6,4121	8,74674	139,621	130,8743	0,2503

Fonte – Elaboração própria.

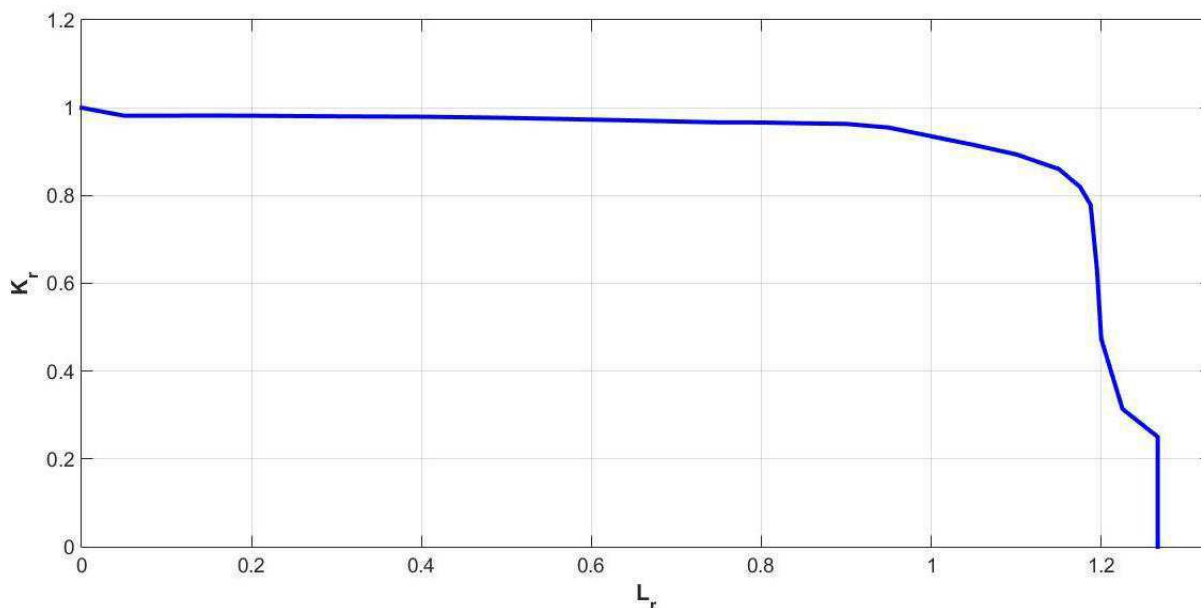
Figura 79 – Curvas de J_e^{max} , J_p^{max} e J^{max} em função de P_{int} obtidas pelo modelo elástico linear e não-linear.



Fonte – Elaboração própria.

Na Figura 79, apenas os valores de J_e^{max} , J_p^{max} e J^{max} em função de P_{int} exibidos são relativos ao intervalo de $0 \leq L_r \leq 1,20$, pois os valores de J_p^{max} e J^{max} para $L_r = 1,225$ e $L_r = L_{r,max}$ assume magnitudes muito altas, o que dificultaria a visualização do comportamento da curva de J_e^{max} em função de P_{int} . Através dos valores de L_r e K_r da Tab. 19, montou-se o diagrama FAD da opção 3 da BS 7910 (2013), que pode ser visto na Fig. 80.

Figura 80 – FAD da opção 3 da BS 7910 (2013).



Fonte – Elaboração própria.

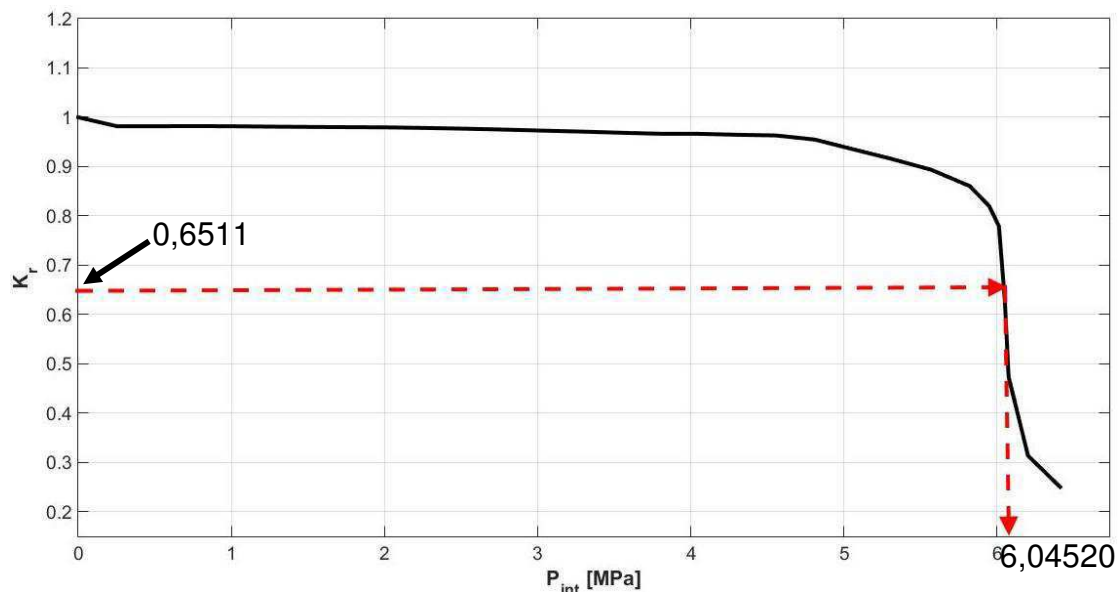
6.4.2 Montagem do FAD do Nível 3C da API 579/ASME FFS-1 (2016)

O nível 3C da API 579/ASME FFS-1 (2016) também é baseado em análises elásticas lineares e não-lineares considerando a trinca inicial, o vaso de pressão e a curva de tensão-deformação verdadeira do material. Assim, os resultados da Tab. 19 e Fig. 79 puderam ser também utilizados para montar o FAD desta opção.

É necessário obter a curva da Fig. 79 em função de $K_r = \sqrt{J_e/J}$ versus P_{int} . Assim, com os valores da Tab. 19, gerou-se esta curva, conforme pode ser visto na Fig. 82. Calculou-se então, de acordo com equação (86), o valor de razão de tenacidade quando $L_r = 1$, $K_r|_{L_r=1}$. Dada as propriedades mecânicas da Tab. 8, calculou-se $K_r|_{L_r=1} = 0,6511$. Este valor foi então interpolado linearmente para encontrar o valor de $P_{int} = 6,04520$ MPa, como mostrado na Fig. 81.

Em seguida, precisou-se estabelecer o valor de tensão primária quando $L_r = 1$, $\sigma_P|_{L_r=1}$. Neste caso, de acordo com as definições de tensões primárias estabelecidas no Cap. III, seção 3.5, a tensão primária resultante é composta pela tensão primária de membrana e primária de flexão, conforme equação (133) e (134), respectivamente. Para $P_{int} = 6,04520$ MPa, tem-se então $\sigma_P|_{L_r=1} = 358,3383$ MPa.

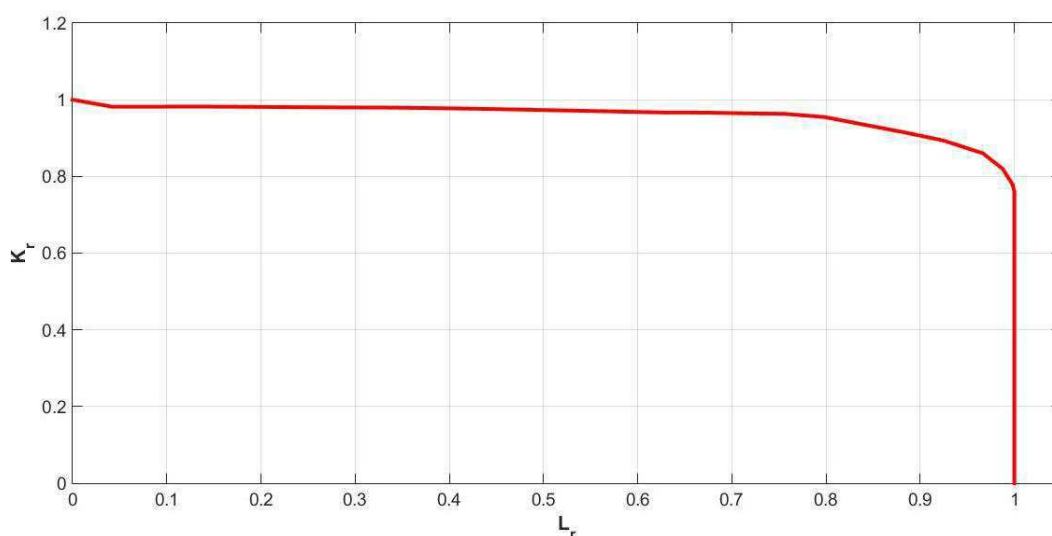
Figura 81 – Estimativa de P_{int} equivalente a $K_r|_{L_r=1}$.



Fonte – Elaboração própria.

De acordo com a equação (88), calculou-se então o fator geométrico da tensão de referência, $F_{ref} = 1,01580$. Então, através da equação (87), calculou-se os valores de tensão de referência e, com estes, os valores de razão de carregamento. Assim, pôde-se calcular os valores de K_r equivalentes aos de L_r e montar o diagrama FAD do nível 3C da API 579/ASME FFS-1 (2016), mostrado na Fig. 82. A Tab. 20 mostra o conjunto de valores encontrados, bem como os valores de J_e^{max} , J_p^{max} e J^{max} .

Figura 82 – FAD do nível 3C da API 579/ASME FFS-1 (2016).



Fonte – Elaboração própria.

Tabela 20 – Valores obtidos de L_r , σ_{ref} , P_{int} , σ_P , J_e^{max} , J_p^{max} , J^{max} e K_r para montagem do diagrama FAD do nível 3C da API 579/ASME FFS-1 (2016).

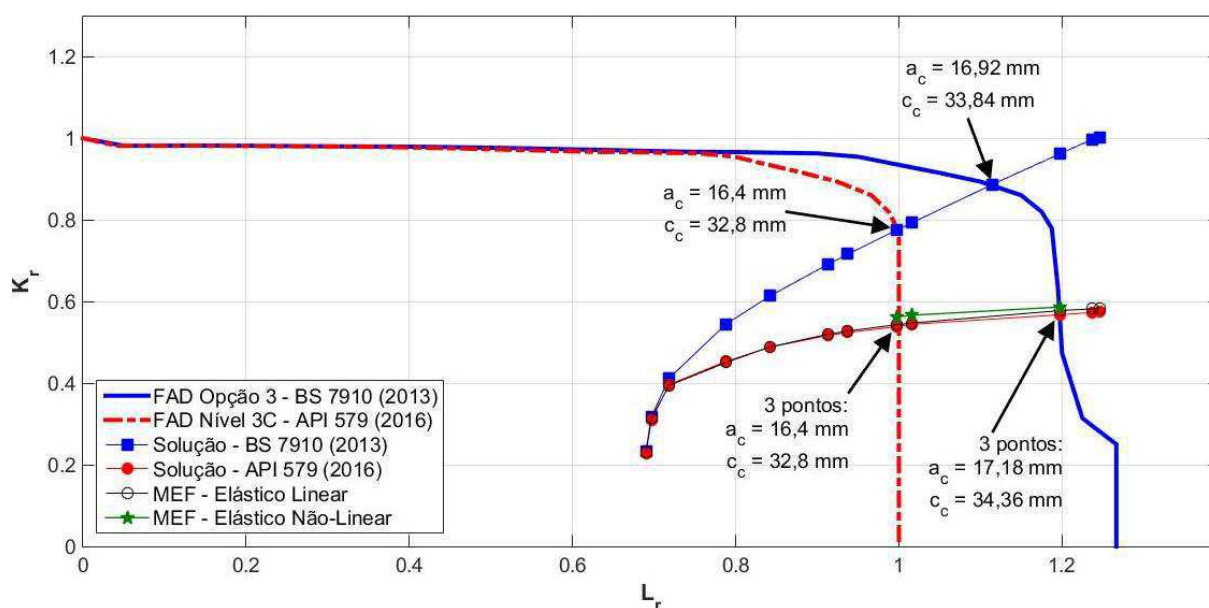
P_{int} ,	σ_P	σ_{ref}	L_r	J_e^{max}	J^{max}	J_p^{max} ,	K_r
0	0	0	0	0	0	0	1
0.2531	15.05875	15.2967	0.042024	0.013628	0.014135	0.000507	0.981885
0.5063	30.1175	30.5934	0.084048	0.054533	0.056564	0.002031	0.981885
0.7594	45.1763	45.8900	0.126072	0.122684	0.127168	0.004484	0.982212
1.01258	60.2350	61.1867	0.168095	0.218133	0.226281	0.008148	0.981831
1.2657	75.2938	76.4834	0.210119	0.340806	0.354074	0.013268	0.981085
1.5189	90.3525	91.7801	0.252143	0.490799	0.51056	0.019761	0.980457
1.7720	105.4113	107.0768	0.294167	0.667995	0.695562	0.027567	0.979983
2.02515	120.47	122.3735	0.336191	0.872532	0.909351	0.036819	0.979546
2.2783	135.5288	137.6701	0.378215	1.10425	1.15374	0.04949	0.978317
2.5314	150.5875	152.9668	0.420239	1.36322	1.42859	0.06537	0.976853
2.7846	165.6463	168.2635	0.462262	1.64957	1.73511	0.08554	0.975039
3.03773	180.705	183.5602	0.504286	1.96307	2.07383	0.11076	0.972929
3.2909	195.7638	198.8569	0.54631	2.30396	2.44372	0.13976	0.970983
3.5440	210.8225	214.1535	0.588334	2.67198	2.84746	0.17548	0.968697
3.7972	225.8813	229.4502	0.630358	3.06741	3.28279	0.21538	0.966639
4.05031	240.9401	244.7469	0.672382	3.48996	3.73651	0.24655	0.966445
4.3035	255.9988	260.0436	0.714405	3.93994	4.23474	0.2948	0.964565
4.5566	271.0576	275.3403	0.756429	4.417	4.76127	0.34427	0.963169
4.8097	286.1163	290.637	0.798453	4.92132	5.39794	0.47662	0.954832
5.06289	301.1751	305.9336	0.840477	5.45311	6.23805	0.78494	0.93497
5.3160	316.2338	321.2303	0.882501	6.01195	7.17644	1.16449	0.915278
5.5692	331.2926	336.527	0.924525	6.59829	8.26118	1.66289	0.893706
5.8223	346.3513	351.8237	0.966549	7.21165	9.74119	2.52954	0.860422
5.9489	353.8807	359.472	0.98756	7.52868	11.2014	3.67272	0.819829
6.01218	357.6454	363.2962	0.998066	7.68975	12.6685	4.97875	0.779101
6.02383	358.3383	364	1	7.71953	13.3268	5.60727	0.761084

Fonte – Elaboração própria.

6.4.3 Determinação dos Tamanhos Críticos pela BS 7910 (2013) e pela API 579/ASME FFS-1 (2016)

Na Figura 83, é possível ver os diagramas de ambas as normas e a determinação do tamanho crítico em cada diagrama.

Figura 83 – Diagramas FAD da opção 3 da BS 7910 (2013) e nível 3C da API 579/ASME FFS-1 (2016).



Fonte – Elaboração própria.

Na figura acima, é possível perceber 4 (quatro) tamanhos críticos. Pelo FAD da opção 3 da BS 7910 (2013), tem-se pela solução da norma britânica uma trinca crítica com $a_c = 16,92 \text{ mm}$ e $c_c = 33,84 \text{ mm}$, e uma trinca com $a_c = 17,18 \text{ mm}$ e $c_c = 34,36 \text{ mm}$ pela norma americana, indo esta de encontro com os resultados via MEF, tanto pela análise elástica linear quanto não-linear. Pelo FAD do nível 3C da API 579/ASME FFS-1 (2016), tem-se tanto pela solução da norma britânica quanto pela norma americana uma trinca crítica com $a_c = 16,4 \text{ mm}$ e $c_c = 32,8 \text{ mm}$. Esta também vai de encontro com os resultados via MEF, tanto pela análise elástica linear quanto não-linear.

6.4.4 Análise dos Resultados da Comparação de Nível 3

Os diagramas obtidos para a comparação 3 mostram uma baixa influência da plasticidade da trinca inicial à medida que a razão de carregamento cresce

(conseqüentemente, o incremento de pressão interna também). O desvio devido ao efeito da plasticidade no FAD do nível 3C da API 579/ASME FFS-1 (2016) só é considerável quando $L_r > 0,8$ e no FAD da opção 3 da BS 7910 (2013), quando $L_r \geq 1$. A partir de $L_r \geq 1$, o FAD da opção 3 da BS 7910 (2013) começa a mostrar o efeito que o escoamento descontínuo do material apresenta com uma leve curva até o $L_{r,max}$, diferente da mesma curva observada pelo FAD da opção 2 desta mesma norma. O efeito leve desta curva pode ser observado na determinação da trinca crítica pelas análises via MEF elástica linear e não-linear: o efeito da plasticidade à frente da trinca mostrada com crítica pela solução da norma API 579/ASME FFS-1 (2016) não mudou as dimensões desta trinca frente a estas análises.

A Tabela 21 mostra um comparativo das trincas observadas como críticas por todas as soluções e análises via MEF realizadas e de acordo com cada avaliação pelos diagramas FAD de cada norma.

Tabela 21 – Comparativo das dimensões críticas obtidas por ambas as normas na comparação 3. EL – Elástico Linear; ENL – Elástico Não-Linear.

Profundidade crítica, a_c					Comprimento crítico, c_c				
Avaliação	Dimensão [mm]				Avaliação	Dimensão [mm]			
	Solução					Solução			
	BS	API	MEF (EL)	MEF (ENL)		BS	API	MEF (EL)	MEF (ENL)
Opção 3 (BS 7910)	16,92	17,18	17,18	17,18	Opção 3 (BS 7910)	33,84	34,36	34,36	34,36
Nível 3C (API 579)	16,4	16,4	16,4	16,4	Nível 3C (API 579)	32,8	32,8	32,8	32,8
Diferença [mm]	0,52	0,78	0,78	0,78	Diferença [mm]	1,04	1,56	1,56	1,56

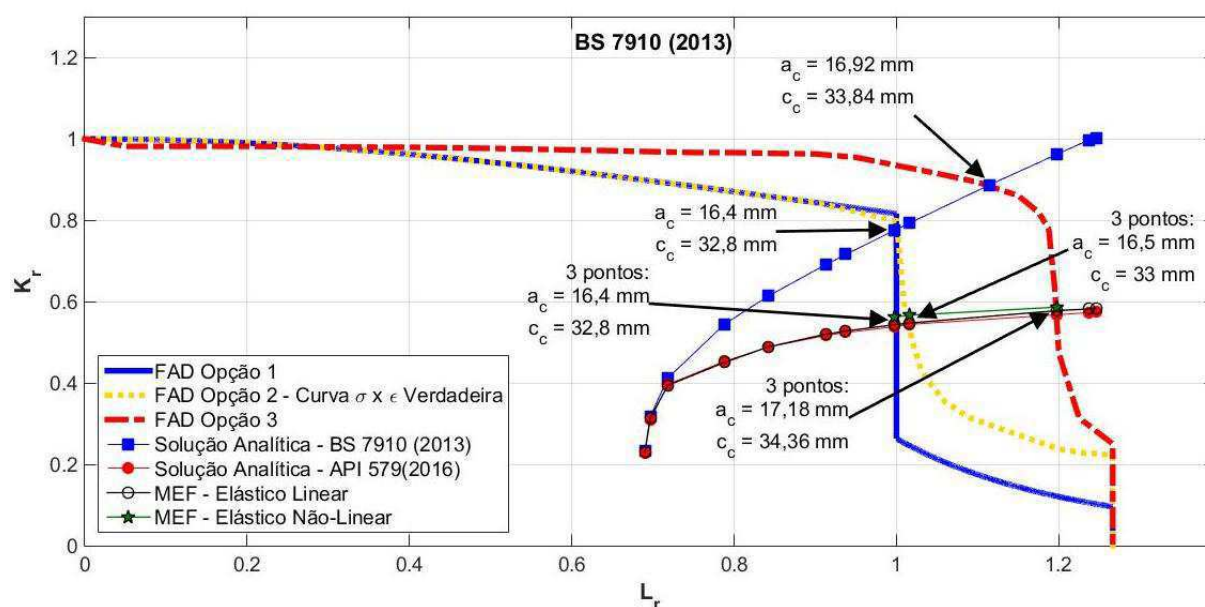
Fonte – Elaboração própria.

O uso da solução da API 579/ASME FFS-1 (2016) associada com a avaliação do FAD da opção 3 da BS 7910 (2013) proveu uma diferença dimensional para ambas as dimensões críticas, sendo estas confirmadas e mantidas pelas análises via MEF elásticas linear e não-linear. Especificamente quanto aos diagramas FAD, a opção 3 da BS 7910 (2013) permitiu, independente da solução utilizada, dimensões de trinca críticas maiores que o nível 3C da API 579/ASME FFS-1. Mais uma vez, isto se deve ao mecanismo de falha de colapso plástico indicado pela região dos diagramas onde as trincas interceptam as linhas de avaliação: a metodologia FAD da API 579/ASME FFS-1 (2016) permite apenas $L_{r,max} = 1$ para materiais com escoamento descontínuo (vide equação (75)), enquanto a BS 7910 (2013) permite um $L_{r,max}$ que depende da tensão de fluxo, o que explica uma maior área de operação segura permitida pelo FAD desta norma.

6.5 Progressão dos níveis de avaliação das normas BS 7910 (2013) e API 579/ASME FFS-1 (2016)

A progressão dos níveis de avaliação da norma BS 7910 (2013) pode ser vista na Fig. 84, onde são mostrados os diagramas FAD das 3 opções de avaliação e a determinação das trincas críticas pelas 2 (duas) soluções do Anexo A e pelas análises via MEF elásticas linear e não-linear.

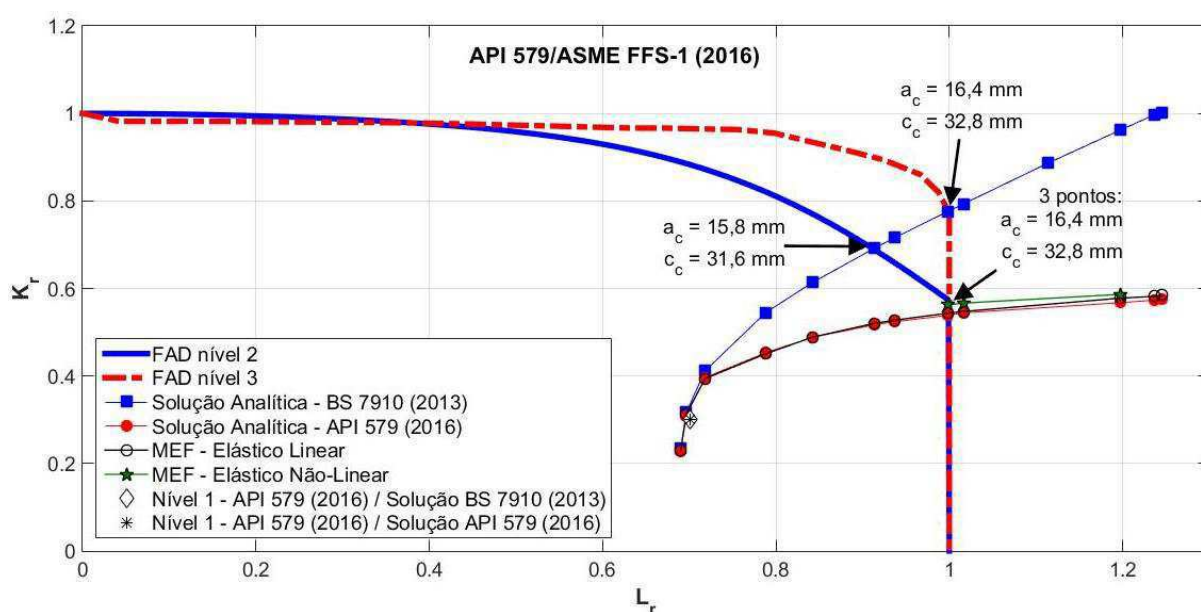
Figura 84 – Progressão dos níveis de avaliação da norma BS 7910 (2013).



Fonte – Elaboração própria.

A progressão dos níveis de avaliação da norma API 579/ASME FFS-1 (2016) pode ser vista na Fig. 85, onde são mostrados os diagramas FAD dos níveis 2 e 3C de avaliação junto aos pontos de avaliação da trinca crítica estipulada pelo nível 1 desta norma. Pode-se ver também as trincas críticas determinadas pelos níveis 2 e 3C pelas 2 (duas) soluções do Anexo A e pelas análises via MEF elásticas linear e não-linear.

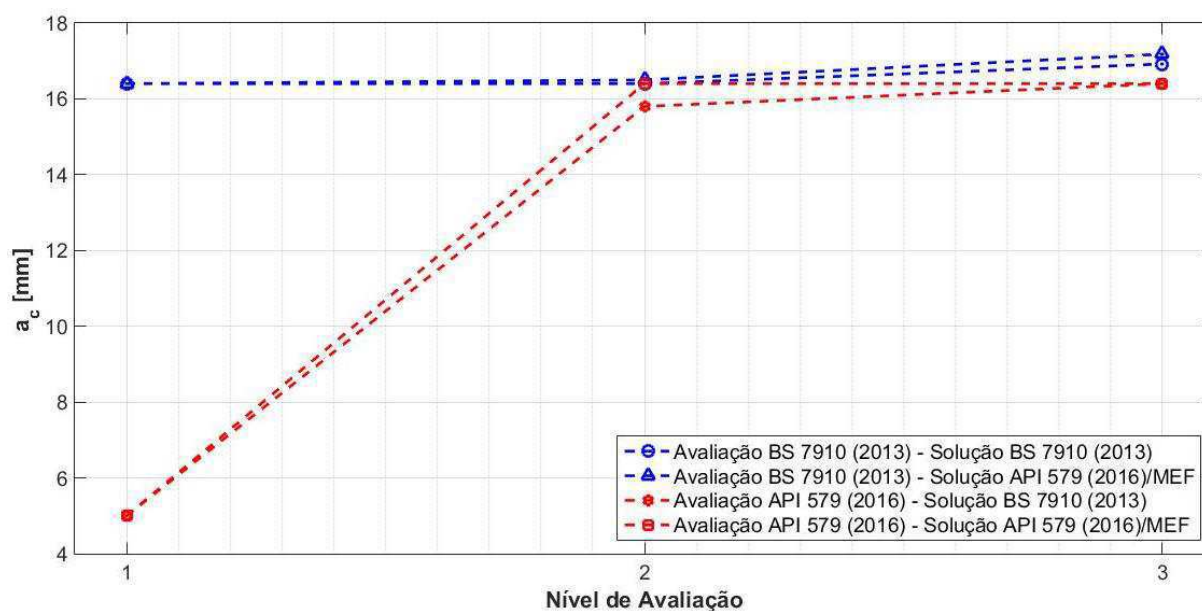
Figura 85 – Progressão dos níveis de avaliação da norma API 579/ASME FFS-1 (2016).



Fonte – Elaboração própria.

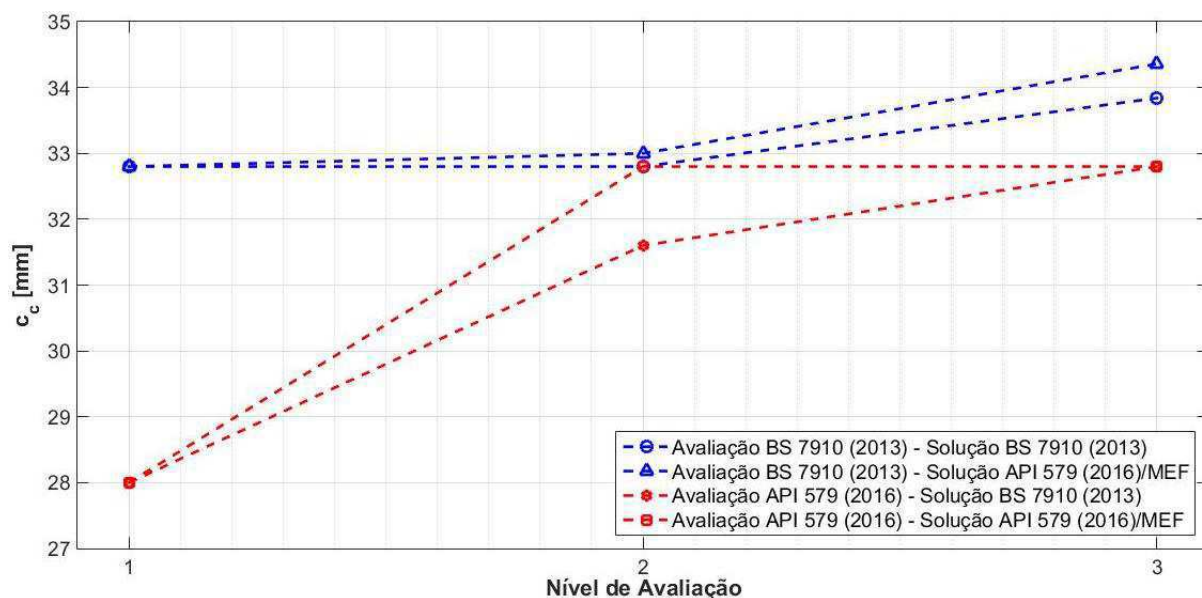
As Figuras 86 e 87 abaixo resumem os tamanhos críticos a_c e c_c , respectivamente, encontrados pelas avaliações da norma BS 7910 (2013) e API 579/ASME FFS-1 (2016) utilizando-se das soluções no Anexo A e das análises via MEF.

Figura 86 – Tamanho crítico a_c determinado pelas avaliações das normas BS 7910 (2013) e API 579/ASME FFS-1 (2016) com as soluções do Anexo A e análises via MEF.



Fonte – Elaboração própria.

Figura 87 – Tamanho crítico c_c determinado pelas avaliações das normas BS 7910 (2013) e API 579/ASME FFS-1 (2016) com as soluções do Anexo A e análises via MEF.



Fonte – Elaboração própria.

É perceptível que a avaliação da BS 7910 (2013), através da metodologia FAD implementada em seus 3 (três) níveis de avaliação, provê dimensões críticas maiores que a avaliação da API 579/ASME FFS-1 (2016). O uso da avaliação da norma britânica em associação à solução dada pela norma americana, que foram de encontro as análises via MEF, provê resultados ainda menos conservadores.

Mesmo a norma americana apresentando a metodologia FAD implementada no seu nível 2 e 3C de avaliação, estes provêm dimensões críticas menores pela limitação que esta norma possui ao considerar a razão de carregamento máxima para determinar o mecanismo de falha de colapso plástico como sendo igual a 1, diferentemente da norma britânica cujo valor é em função da tensão de fluxo do material, independente do material.

CAPÍTULO VII

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Este capítulo trata das considerações finais deste trabalho. Na seção 7.1 são destacadas as conclusões baseadas nos resultados e discussões apresentados no Cap. VI e na seção 7.2 são sugeridas propostas para trabalhos futuros relacionados a este trabalho e trabalhos com a mesma temática.

7.1 Conclusões

Por meio de modelagem via MEF de um vaso de pressão de corpo cilíndrico com uma trinca superficial de geometria semielíptica localizada na superfície externa do corpo do vaso de pressão na direção longitudinal, realizou-se o estudo comparativo das avaliações críticas de engenharia das normas BS 7910 (2013) e API 579/ASME FFS-1 (2016).

Trincas foram modeladas na localização mencionada seguindo um incremento dimensional suficiente para realização das comparações. Como um dos desafios nesta etapa, a adaptação dos elementos prismáticos ao longo da geometria semielíptica das trincas foi a parte mais complicada, já que para algumas dimensões de trincas, gerava-se elementos bastante distorcidos. Outra dificuldade foi o uso de modelo completo cujo custo computacional foi reduzido pelo uso da técnica de restrição por amarração (*tie constraint*), que se mostrou bastante útil produzindo erros desprezíveis.

Com relação as soluções para o fator de intensidade de tensão da BS 7910 (2013) e da API 579/ASME FFS-1 (2016), foi verificado que a solução dada pela norma americana tem maior eficácia, indo de encontro com os resultados obtidos via MEF. Isto se deve a esta solução ser baseada no método dos resíduos ponderados, que propicia meios para inferir o fator de intensidade de tensão para distribuições não uniformes de tensões. A solução dada pela norma britânica tem sua eficácia reduzida quando $a/t > 0,6$ em $\phi = 90^\circ$ e $a/t > 0,7$ em $\phi = 0^\circ$, visto que é uma derivação da solução para uma placa sob tração remota com trinca superficial semielíptica centrada cuja eficácia é pequena para $a/t > 0,6$.

Em relação à Comparação de nível 1, pelas análises analítica e numéricas, pode-se concluir que a BS 7910 (2013) mostrou melhores resultados, apresentando tamanhos críticos maiores e, por tanto, menos conservadores quando comparados a API 579/ASME FFS-1 (2016). Isto se deve primordialmente à metodologia FAD implementada na opção 1 da BS 7910 (2013), que mostra ser uma metodologia menos conservadora que a metodologia de curvas de triagem do nível 1 da API 579/ASME FFS-1.

Em relação à Comparação de nível 2 e Comparação de nível 3, novamente a BS 7910 (2013) mostra resultados menos conservadores. Apesar de nestas comparações, a metodologia de avaliação ser a metodologia FAD em ambas as normas, o fato da norma britânica permitir uma razão de carregamento máxima dependente da tensão de fluxo do material permitiu que esta apresentasse uma área de operação segura maior que os diagramas FAD da API 579/ASME FFS-1 (2016). A norma americana, para o material apresentado, permite uma razão de carregamento máxima igual 1, o que diminui o tamanho das trincas críticas a serem determinadas pela metodologia FAD.

Portanto, diante dos resultados e discussões expostos, pode-se concluir que a norma BS 7910 (2013), através de sua metodologia FAD implementada em todos os 3 (três) níveis de avaliação e associada a absorção do estado da arte da norma FITNET (2008), consegue prover resultados menos conservadores quando comparado à norma API 579/ASME FFS-1, estabelecendo-se cada vez mais como a opção mais precisa para avaliações críticas de engenharia em ambientes industriais e/ou de pesquisa.

7.2 Sugestões para Trabalhos Futuros

Como sugestões para trabalhos futuros e continuação deste trabalho, sugere-se:

- Mudar o material e ver o efeito que os diferentes valores para razão de carregamento máxima da API 579/ASME FFS-1 provocam no diagrama FAD desta norma e comparar este efeito com o FAD gerado pela BS 7910;

- Usar um modelo de fadiga apropriado para obtenção das taxas de propagação de trinca da/dN e dc/dN para assim obter um incremento de trincas mais aproximado da realidade;
- Realizar experimentos laboratoriais para confrontação dos resultados dados pelas soluções do Anexo A e via MEF;
- Realizar comparativos com outras configurações de trincas, como as trincas embutidas, de quina e passantes;
- Comparar os resultados das análises elásticas não-lineares nos diagramas FAD com outras metodologias, como a metodologia de rasgamento dúctil ou a curva de projeto;
- Selecionar outro objeto de estudo com condições mais reais, como:
 - Influência de tensões residuais de soldagem e/ou montagem;
 - Geometrias mais complexas, com concentradores de tensão;
 - Trincas em orientações mais complexas;
 - Efeito de transiente térmico.
 - Mudanças de condições ambientais (modelar pressão externa, efeito de ambientes corrosivos e de degradação de propriedades mecânicas, etc).

Como sugestão de trabalhos futuros para comparativo das normas, sugere-se comparar as metodologias de FFS destas para outros mecanismos de deterioração, como fadiga, corrosão (em seus diversos tipos e formas) e fluência.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AINSWORTH, R. A. The Assessment of Defects in Structures of Strain-Hardening Material. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 19, n. 4, p. 633–642, 1984.

AINSWORTH, R. A.; GUTIERREZ-SOLANA, F.; RUIZ OCEJO, J. Analysis levels within the SINTAP defect assessment procedures. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 67, n. 6, p. 515–527, 2000.

AINSWORTH, R. A. Failure Assessment Diagram Methods. In: AINSWORTH, R. A.; SCHWALBE, K.-H. (Org.). **Comprehensive Structural Integrity** - Volume 7: Practical Failure Assessment Methods. San Diego, USA: Elsevier Pergamon, 2003. cap. 3, p.89-132.

ALLEN, P. A.; WELLS, D. N. Interpolation Methodology for Elastic-Plastic J-Integral Solutions for Surface Cracked Plates in Tension. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 119, p. 173–201, 2014.

ALMEIDA, J. I. L. **Análise Numérica da Integridade Estrutural de Vasos de Pressão com Corrosão Usando a Norma API 579**. 2012, 131f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Universidade Federal da Paraíba. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. João Pessoa, 2012.

API 579/ASME FFS-1. **Fitness-For-Service**. 2016 ed. Washington D.C., USA: API Publishing Services, 2016. 1320 p.

ASME B&PV; CODE, SECTION VIII, DIVISION 2. **ASME Boiler and Pressure Vessel Code – An International Code**: Alternative Rules. 2015 ed. New York: The American Society Of Mechanical Engineers, 2015. 777 p.

ASME B&PV; CODE, SECTION XI. **ASME Boiler and Pressure Vessel Code – An International Rules**: Rules for Inservice Inspection of Nuclear Power Plant Components. 2015 ed. New York: The American Society Of Mechanical Engineers, 2015. 686 p.

ASTM E1820 – 11. **Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness**. 2011 ed. West Conshohocken, USA: ASTM International, 2011. 56 p.

ASTM E399 – 12. **Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness K_{IC} of Metallic Materials**. 12 ed. West Conshohocken, USA: ASTM International, 2013. 33 p.

ANDERSON, T. L.; OSAGE, D. A. API 579: A Comprehensive Fitness-For-Service Guide. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, v. 77, n. 14–15, p. 953–963, 2001.

ANDERSON, T. L. Flaw Characterization. In: AINSWORTH, R. A.; SCHWALBE, K.-H. (Org.). **Comprehensive Structural Integrity** - Volume 7: Practical Failure Assessment Methods. San Diego, USA: Elsevier Pergamon, 2003. cap. 6, p.226-243.

ANDERSON, T. L. **Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications**. 3. ed. Boca Raton, FL - USA: CRC Press, 2005.

ASSAN, A. E. **Método dos Elementos Finitos: Primeiros Passos**. 2 ed. Campinas, SP: Editora da Unicamp, 2013.

BARSON, J. M.; ROLFE, S. T. **Fracture and Fatigue Control in Structures: Applications of Fracture Mechanics**. 3. ed. West Conshohocken, USA: American Society for Testing and Materials - ASTM, 1999.

BARSOUM, R. S. On the Use of Isoparametric Finite Elements in Linear Fracture Mechanics. **International Journal for Numerical Methods in Engineering**, v. 10, n. 1, p. 25–37, 1976.

BATHE, K. J. **Finite Element Procedures**. 1. ed. New Jersey, USA: Prentice Hall, 1996.

BEER, F. P. et al. **Mecânica dos Materiais**. 5. ed. Porto Alegre: ARTMED Editora S.A., 2008.

BENTHEM, J. P. State of Stress at the Vertex of a Quarter-Infinite Crack in a Half-Space. **International Journal of Solids and Structures**, v. 13, n. 5, p. 479–492, 1977.

BEZENSEK, B. et al. The History of BS 7910 Flaw Interaction Criteria. **ASME 2011 Pressure Vessels and Piping Conference: Volume 1**. Anais...ASME, 2011

BROCKS, W., SCHEIDER, I. **Numerical Aspects of the Path-Dependence of the J-Integral in Incremental Plasticity: How to Calculate Reliable J-Values in FE Analyses**. ____: GKSS-Forschungszentrum Geesthacht Technical Note GKSS/WMS/01/08, 2001.

BROEK, D. **Elementary Engineering Fracture Mechanics**. 3. ed. Boston: Martinus Nijhoff Publishers, 1984.

BROEK, D. **The Practical Use of Fracture Mechanics**. 1. ed. Dordrecht: Kluwer Academic Publishers, 1988.

BS 7448 – Part 1. **Method for Determination of K_{Ic} , Critical CTOD and critical J values of Metallic Materials**. London, UK: BSI Standards Limited, 1991. 39 p.

BS 7910. **Guide to Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Metallic Structures**. 3 ed. London, UK: BSI Standards Limited, 2013. 478 p.

BS EN ISO 12737. **Metallic Materials – Determination of Plane-Strain Fracture Toughness**. 3 ed. Geneva, Switzerland: ISO, 2010.

BS EN ISO 15653. **Metallic Materials – Method of Test for the Determination of Quasistatic Fracture Toughness of Welds**. 1 ed. Geneva, Switzerland: ISO, 2010.

BS EN ISO 6892-1. **Metallic Materials – Tensile Testing – Part 1: Method of Test at Room Temperature**. 2 ed. London, UK: BSI Standards Limited, 2016. 79 p.

BS EN ISO 6892-2. **Metallic Materials – Tensile Testing – Part 2: Method of Test at Elevated Temperature**. 1 ed. London, UK: BSI Standards Limited, 2011.

BURDEKIN, F. M.; STONE, D. E. W. The Crack Opening Displacement Approach to Fracture Mechanics in Yielding Materials. **The Journal of Strain Analysis for Engineering Design**, v. 1, n. 2, p. 145–153, 1966.

CABRAL, H. L. D. **Desenvolvimento de Ferramentas Computacionais para Modelagem e Análise Automática de Defeitos de Corrosão em Dutos**. 2007, 140f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Universidade Federal de Pernambuco. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. Recife, 2007.

COOK, R. D. et al. **Concept and Applications of Finite Element Analysis**. 4. ed. New York, USA: John Wiley & Sons, Inc, 2002.

COULES, H. E. Stress Intensity Interaction Between Dissimilar Semi-Elliptical Surface Cracks. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, v. 146, n. July, p. 55–64, 2016.

DASSAULT SYSTÈMES. **Abaqus 6.12: Analysis User's Manual**. Disponível em: <<http://abaqus.software.polimi.it/v6.12/books/usb/default.htm>>. Acesso em: 22 Set. 2017.

DILL, E. H. **The Finite Element Method For Mechanics of Solids with ANSYS Applications**. 1. ed. Boca Raton, USA: CRC Press, 2011.

DNV-OS-F101. **Submarine Pipeline Systems**. 2013 ed. Høvik, Norway: Det Norske Veritas, 2013. 372 p.

DNV-RP-F108. **Fracture Control for Pipeline Installation Methods Introducing Cyclic Plastic Strain**. 2006 ed. Høvik, Norway: Det Norske Veritas, 2006. 24 p.

DONATO, G. H. B. **Efeitos de Heterogeneidades Mecânicas sobre Forças Motrizes de Trinca em Juntas Soldadas: Determinação Experimental de Tenacidade e Extensão de Metodologias de Avaliação de Criticidade de Defeitos**. 2008, 284 f. Tese (Doutorado em Engenharia Naval e Oceânica). Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Naval e Oceânica. São Paulo, 2008.

DONATO, G. V. P. Descontinuidades Planares. In: DONATO, G. V. P. **Avaliação de Integridade Segundo API RP 579 (Fitness For Service)**. São Paulo: Apostila do curso oferecido pelo IBP, 2005. cap. 5. p. 1-124.

DOWLING, A. R.; TOWNLEY, C. H. A. The Effect of Defects on Structural Failure: A Two-Criteria Approach. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, v. 3, n. 2, p. 77–107, 1975.

DOWLING, N. E. **Mechanical Behavior of Materials**. 4. ed. Harlow, England: Pearson Education Limited, 2013.

EREN, Ş. E.; HADLEY, I.; NIKBIN, K. Differences in the Assessment of Plastic Collapse in BS 7910:2005 and R6/FITNET FFS Procedures. In: ASME 2011

Pressure Vessels and Piping Division Conference – PVP, 2011, Baltimore, Maryland, USA. **Proceedings**...Baltimore: American Society of Mechanical Engineers, 2011, p.1-28.

FISH, J.; BELYTSCHKO, T. **A First Course in Finite Elements**. 1. ed. Chichester, UK: John Wiley & Sons, Ltd, 2007.

FRANCESCHINI, A. S. **Avaliação do Fenômeno de União de Trincas Induzidas pelo Hidrogênio e sua Influência na Integridade Estrutural de um Vaso de Pressão**. 2011, 118 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. Porto Alegre, 2011.

FERRANTE, M. **Seleção de Materiais**. 2 ed. São Carlos: Editora da UFSCar, 2002.

FITNET. **Fitness-For-Service PROCEDURE**. Final Draft MK7. ____: European Fitness-for-Service Thematic Network, 2006.

GDOUTOS, E. E. **Fracture Mechanics: An Introduction**. 1. ed. Dordrecht: Kluwer Academic Publishers, 1993.

GUTIÉRREZ-SOLANA, F.; CICERO, S. FITNET FFS Procedure: A Unified European Procedure for Structural Integrity Assessment. **Engineering Failure Analysis**, v. 16, n. 2, p. 559–577, 2009.

HADLEY, I. BS 7910: History and Future Developments. **ASME 2009 Pressure Vessels and Piping Conference**: Volume 1. Anais...Prague, Czech Republic: ASME, 2009

HADLEY, I. et al. The Future of the BS 7910 Flaw Assessment Procedures. **ASME 2010 Pressure Vessels and Piping Conference**: Volume 1. Anais...Washington, USA: ASME, 2010

HADLEY, I. Progress Towards the Revision of BS 7910. **ASME 2011 Pressure Vessels and Piping Conference**: Volume 1. Anais...Baltimore, USA: ASME, 2011

HADLEY, I.; PISARSKI, H. G. Overview of BS 7910 : 2013. **12th International Conference on Engineering Structural Integrity Assessment**. Anais...Manchester, UK: 2013

HELLEN, T. K. On the Method of Virtual Crack Extensions. **International Journal for Numerical Methods in Engineering**, v. 9, n. 1, p. 187–207, 1975.

HENSHELL, R. D.; SHAW, K. G. Crack Tip Finite Elements Are Unnecessary. **International Journal for Numerical Methods in Engineering**, v. 9, n. 3, p. 495–507, 1975.

HUGHES, T. J. R. **The Finite Element Method: Linear Static and Dynamic Finite Element Analysis**. 1. ed. New Jersey: Prentice-Hall, Inc, 2000.

HUTCHINSON, J. W. Singular Behaviour at the End of a Tensile Crack in a Hardening Material. **Journal of the Mechanics and Physics of Solids**, v. 16, n. 1, p. 13–31, jan. 1968.

- IRWIN, G. R. Analysis of Stresses and Strains Near the End of a Crack Traversing a Plate. **Journal of Applied Mechanics**, v. 24, n. 3, p. 361–364, 1957.
- KANNINEN, M. F.; POPELAR, C. H. **Advanced Fracture Mechanics**. 1. ed. New York, USA: Oxford University Press, 1985.
- KIM, N. H.; SANKAR, B. **Introdução à Análise e ao Projeto em Elementos Finitos**. 1 ed. Rio de Janeiro, RJ: LTC, 2011.
- KOÇAK, M. FITNET Fitness-for-Service Procedure: An Overview. **Welding in the World**, v. 51, n. 5–6, p. 94–105, 7 maio 2007.
- KUNA, M. **Finite Elements in Fracture Mechanics**. 1. ed. Dordrecht, Netherlands: Springer Netherlands, 2013.
- LARROSA, N. O.; AINSWORTH, R. A. Comparisons of the Solutions of Common FFS Standard Procedures to Benchmark Problems. **Procedia Engineering**, v. 30, ____, p. 1327-1342, 2015.
- LIU, A. F. **Mechanics and Mechanisms of Fracture: An Introduction**. 1. ed. USA: ASM International, 2005.
- LIU, G. R.; QUEK, S. S. **The Finite Element Method: A Practical Course**. 1. ed. Burlington, USA: Butterworth-Heinemann, 2003.
- MADENCI, E.; GUVEN, I. **The Finite Element Method and Applications in Engineering Using ANSYS®**. 2. ed. Boston, USA: Springer US, 2015.
- MEDINA, J. A. H. **Avaliação de Previsões de Fratura Elastoplástica**. 2014, 203 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica). Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. Rio de Janeiro, 2014.
- MARTINS, F. J. S. **Análise da Possibilidade de Crescimento Subcrítico de Descontinuidades Durante a Realização de Testes de Descontinuidades Durante a Realização de Testes Hidrostáticos em Vasos de Pressão e Seus Possíveis Efeitos**. 2009, 111f. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais). Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais. Porto Alegre, 2009.
- MILNE, I. Failure Assessment Diagrams and J Estimates: A Comparison for Ferritic and Austenitic Steels. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, v. 13, n. 2, p. 107–125, 1983.
- MILNE, I. et al. Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, v. 32, n. 1–4, p. 3–104, 1988a.
- MILNE, I. et al. Background to and Validation of CEBG Report R/H/R6-Revision 3. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, v. 32, n. 1–4, p. 105–196, 1988b.

MILNE, I.; DOWLING, A. R. Deciding on Margins and Factors. In: AINSWORTH, R. A.; SCHWALBE, K.-H. (Org.). **Comprehensive Structural Integrity** - Volume 7: Practical Failure Assessment Methods. San Diego, USA: Elsevier Pergamon, 2003. cap. 15, p.567-587.

N-1706. **Requisitos Adicionais para Vaso de Pressão em Serviço com H₂S Úmido**. Rev. E. ____: Comissão de Normalização Técnica (CONTEC)/PETROBRÁS, 2012. 12 p.

NEWMAN J. C., J.; RAJU, I. S. Stress-Intensity Factors for Internal Surface Cracks in Cylindrical Pressure Vessels. **Journal of Pressure Vessel Technology**, v. 102, n. 4, p. 342–346, 1980.

NEWMAN, J. C.; RAJU, I. S. **Stress Intensity Factor for Cracks in Three-Dimensional Finite Bodies Subjected to Tension and Bending Loads**. Hampton, USA: NASA Technical Memorandum 85793, 1984.

NODA, N. A.; KOBAYASHI, K.; OOHASHI, T. Variation of the Stress Intensity Factor Along the Crack Front of Interacting Semi-Elliptical Surface Cracks. **Archive of Applied Mechanics**, v. 71, n. 1, p. 43–52, 2001.

OSAGE, D. A.; JANELLE, J. L. API 579-1/ASME FFS-1 2007: A Joint API/ASME Fitness-for-Service Standard for Pressurized Equipment. **ASME 2008 Pressure Vessels and Piping Conference**: Volume 1. Anais...Chicago, USA: ASME, 2008

OWEN, D. R. J.; FAWKES, A. J. **Engineering Fracture Mechanics**: Numerical Methods and Applications. 1. ed. Swansea: Pineridge Press Ltd., 1983.

PEREZ, N. **Fracture Mechanics**. 1. ed. Boston: Kluwer Academic Publishers, 2004.

PILKEY, W. D.; PILKEY, D. F. **Peterson's Stress Concentration Factors**. 3 ed. Hoboken: John Wiley & Sons, 2008.

R5. **Assessment Procedure for the High Temperature Response of Structures**. Issue 3. Gloucester: British Energy Generation, 2003.

R6. **Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects**. Revision 4. Gloucester: British Energy Generation, 2004.

RAJU, I. S.; NEWMAN, J. C. Stress-Intensity Factors for a Wide Range of Semielliptical Surface Cracks in Finite-Thickness Plates. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 11, n. 4, p. 817–829, 1979.

RAJU, I. S.; NEWMAN, J. C. Stress-Intensity Factors for Internal and External Surface Cracks in Cylindrical Vessels. **Journal of Pressure Vessel Technology**, v. 104, n. 4, p. 293–298, 1982.

RAMOS, K. A. M. **Estudo Comparativo Entre os Resultados Obtidos pelos Documentos API - 579 e BS - 7910 na Avaliação de Trincas em Vasos de Pressão**. 2009, 89 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais). Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais. Porto Alegre, 2009.

RCC-MR. **Design and Construction Rules for Mechanical Components of Nuclear Installations**. 2007 ed. ____: AFCEN, 2007.

RICE, J. R. A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks. **Journal of Applied Mechanics**, v. 35, n. 2, p. 379–386, 1968.

RICE, J. R.; ROSENGREN, G. F. Plane Strain Deformation Near a Crack Tip in a Power-Law Hardening Material. **Journal of the Mechanics and Physics of Solids**, v. 16, n. 1, p. 1–12, 1968.

ROSA, E. **Análise de Resistência Mecânica: Mecânica da Fratura e Fadiga**. Santa Catarina: Apostila do Grupo de Análise e Projeto Mecânico da Universidade Federal de Santa Catarina. 2002. 399p.

SAQ/FoU. **A Procedure For Safety assessment of Components with Cracks – Handbook**. 3 ed. Stockholm, Sweden: SAQ Kontroll AB, 1996. 104 p.

SAXENA, A. **Nonlinear Fracture Mechanic for Engineering**. 1. ed. Boca Raton, USA: CRC Press, 1998.

SHIH, C. F. Relationship Between Crack Tip Opening Displacement for Stationary and Extending Cracks. **Journal of the Mechanics of Physics Solids**, v. 29, n. 4, p. 305–326, 1981.

SHIH, C. F.; GERMAN, M. D.; KUMAR, V. An Engineering Approach for Examining Crack Growth and Stability in Flawed Structures. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, v. 9, n. 3, p. 159–196, 1981.

SILVA, L. C. **Avaliação da Integridade Estrutural de Risers Rígidos Contendo Trincas Através da Abordagem FAD com Base na Norma BS 7910 e Simulações Computacionais**. 2016, 95f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Universidade Federal de Pernambuco. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. Recife, 2016.

SILVEIRA, V. A. F. DA. **Simulação da Propagação de Trincas Bidimensionais em Problemas de Mecânica da Fratura Linear Elástica Através do Método de Elementos Finitos**. 1997, 107 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Universidade Estadual de Campinas. Programa de Pós-Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica. Campinas, 1997.

SINTAP. **Structural Integrity Assessment Procedures for European Industry**. ____: European Union Brite-Euram Programme, 1999. 231 p.

SSM RESEARCH REPORT 2008:1. **A Combined Deterministic and Probabilistic Procedure for Safety Assessment of Components with Cracks – Handbook**. Report 2008:1. Stockholm, Sweden: Strålsäkerhetsmyndigheten, 2008. 224 p.

STROHAECKER, T. R. **Mecânica da Fratura**. Porto Alegre: Apostila do Laboratório de Metalurgia Física da Universidade Federal do Rio Grande do Sul. 1999. 99p.

SURANA, K. S.; REDDY, J. N. **The Finite Element Method for Boundary Value Problems: Mathematics and Computations**. 1. ed. Boca Raton, USA: CRC Press, 2017.

TADA, H.; PARIS, P. C.; IRWIN, G. R. **The Stress Analysis of Cracks Handbook**. 3. ed. New York, USA: ASME Press, 2000.

TELLES, P. C. S. **Vasos de Pressão**. 2 ed. Rio de Janeiro: LTC. 2001.

THE WELDING INSTITUTE. Engineering Critical Assessment. **The Welding Institute**. Cambridge, UK, _____. Seção Frequently Asked Questions. Disponível em: <<http://www.twi-global.com/technical-knowledge/faqs/structural-integrity-faqs/faq-engineering-critical-assessment-eca/>>. Acesso em: 12 jan. 2017.

TIPPLE, C.; THORWALD, G. Using the Failure Assessment Diagram Method with Fatigue Crack Growth to Determine Leak-before-Rupture. **Proceedings of the SIMULIA Customer Conference**. Anais...Providence, Rhode Island, USA: 2012.

WEBSTER, S. The FITNET Fracture Module: Developments and Content. **24th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering: Volume 3**. Anais...ASME, 2005. Disponível em: <<http://proceedings.asmedigitalcollection.asme.org/proceeding.aspx?articleid=1575744>>. Acesso em 17 set. 2017.

WEBSTER, S.; BANNISTER, A. Structural integrity assessment procedure for Europe - of the SINTAP programme overview. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 67, n. 6, p. 481–514, 2000.

WES 2805. **Methods of Assessment for Flaws in Fusion Welded Joints with Respect to Brittle Fracture and Failure Due to Fatigue Crack Growth**. 2007 ed. ____: The Japan Welding Engineering Society, 2007.

WINTLE, J. B. Which procedures for fitness-for-service assessment: API 579 or BS 7910?. In: International Conference on Pressure Vessel Technology, ICPVT-1 – 7-10 de Julho, 2003, Viena, Áustria. **Proceedings ICPVT-1**...Viena:____, 2003. Disponível em: <<http://www.twi-global.com/technical-knowledge/published-papers/which-procedures-for-fitness-for-service-assessment-api-579-or-bs-7910-july-2003/>>. Acesso em: 09 out. 2017.

ZEHNDER, A. T. **Fracture Mechanics**. 1. ed. New York: Springer, 2012.

ZERBST, U.; SCHWALBE, K.-H.; AINSWORTH, R. A. An Overview of Failure Assessment Methods in Codes and Standards. In: AINSWORTH, R. A.; SCHWALBE, K.-H. (Org.). **Comprehensive Structural Integrity** - Volume 7: Practical Failure Assessment Methods. San Diego, USA: Elsevier Pergamon, 2003. cap. 1, p.1-48.

ZERBST, U. et al. **Fitness-for-Service Fracture Assessment of Structures Containing Cracks**: A Workbook Based on the European SINTAP/FITNET Procedure. 1st. ed. Amsterdam, The Netherlands: Elsevier Ltd, 2007.

ZHENG, X. J.; KICIAK, A.; GLINKA, G. Weight Functions and Stress Intensity Factors for Internal Surface Semi-Elliptical Crack in Thick-Walled Cylinder. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 58, n. 3, p. 207–221, 1997.

ZHU, X. K.; JOYCE, J. A. Review of Fracture Toughness (G, K, J, CTOD, CTOA) Testing and Standardization. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 85, p. 1–46, 2012.

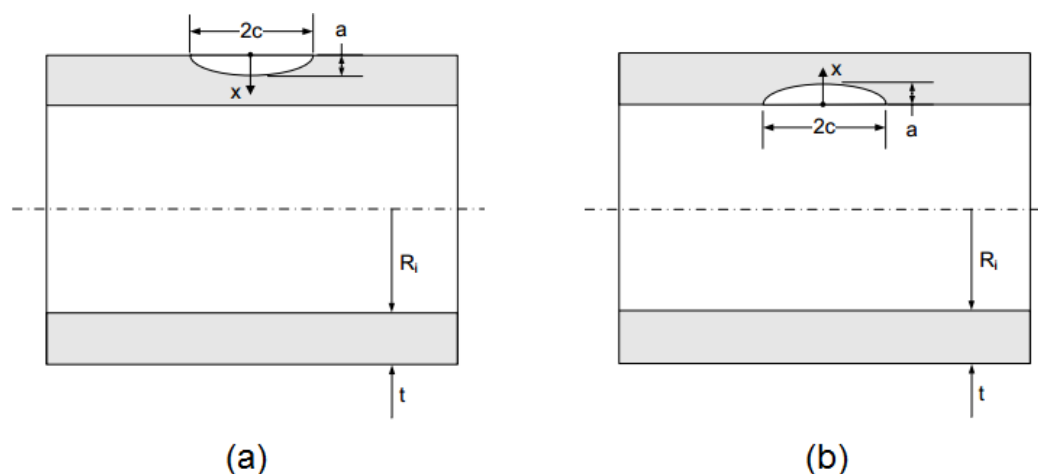
ZIENKIEWICZ, O. C.; TAYLOR, R. L.; ZHU, J. Z. **The Finite Element Method**: Its Basis and Fundamentals. 6. ed. Oxford, UK: Elsevier Butterworth-Heinemann, 2005.

ANEXO A

SOLUÇÕES ANALÍTICAS PARA FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÃO

A disposição das trincas pode ser vista na Figura 88.

Figura 88 – Disposição das trincas superficiais na direção longitudinal nas paredes (a) externa e (b) interna do vaso de pressão.



Fonte – API 579/ASME FFS-1, 2016, p.9B-207.

A.1 Solução pela BS 7910 (2013)

A solução para a configuração da Figura 88 dada pela BSI (2013, p.241 e 259) é:

$$K_I = (Y\sigma)\sqrt{\pi a} \quad (\text{A1})$$

onde $(Y\sigma)$ é o produto do fator de forma pelo carregamento remoto, tal que:

$$(Y\sigma) = (Y\sigma)_p + (Y\sigma)_s \quad (\text{A2})$$

onde $(Y\sigma)_p$ é a parcela referente aos carregamentos primários e $(Y\sigma)_s$ é a parcela referente aos carregamentos secundários, tal que, desprezando os concentradores de tensão:

$$(Y\sigma)_p = M f_w [M_m P_m + M_b P_b] \quad (\text{A3})$$

$$(Y\sigma)_s = M_m Q_m + M_b Q_b \quad (\text{A4})$$

onde M é o fator de correção para o abaulamento (*bulging correction factor*) para geometria cilíndrica; M_m e M_b fatores de amplitude de intensidade de tensão para

carregamentos de membrana e flexão, respectivamente; P_m é o carregamento primário de membrana; P_b é o carregamento primário de flexão, tal que:

$$M = \frac{1 - [a/(tM_t)]}{1 - (a/t)} \quad (\text{A5})$$

$$M_T = \left\{ 1 + 3,2 \left[\frac{c^2}{2 \left(\frac{R_i + R_o}{2} \right) t} \right] \right\}^{0,5} \quad (\text{A6})$$

$$M_m = \left[M_1 + M_2 \left(\frac{a}{t} \right)^2 + M_3 \left(\frac{a}{t} \right)^4 \right] \frac{gf_\theta}{Q} \quad (\text{A7})$$

$$M_1 = \begin{cases} 1,13 - 0,09 \left(\frac{a}{c} \right), & 0 \leq \frac{a}{2c} \leq 0,5 \\ \sqrt{\frac{c}{a}} \left(1 + 0,04 \frac{c}{a} \right), & 0,5 < \frac{a}{2c} \leq 1 \end{cases} \quad (\text{A8})$$

$$M_3 = \begin{cases} 0,5 - \frac{1}{0,65 + \left(\frac{a}{c} \right)} + 14 \left(1 - \frac{a}{c} \right)^{24}, & 0 \leq \frac{a}{2c} \leq 0,5 \\ -0,11 \left(\frac{c}{a} \right)^4, & 0,5 < \frac{a}{2c} \leq 1 \end{cases} \quad (\text{A9})$$

$$g = \begin{cases} 1 + \left[0,1 + 0,35 \left(\frac{a}{t} \right)^2 \right] (1 - \sin \theta)^2, & 0 \leq \frac{a}{2c} \leq 0,5 \\ 1 + \left[0,1 + 0,35 \left(\frac{c}{a} \right) \left(\frac{a}{t} \right)^2 \right] (1 - \sin \theta)^2, & 0,5 < \frac{a}{2c} \leq 1 \end{cases} \quad (\text{A10})$$

$$f_\theta = \begin{cases} \left[\left(\frac{c}{a} \right)^2 \cos^2 \theta + \sin^2 \theta \right]^{1/4}, & 0 \leq \frac{a}{2c} \leq 0,5 \\ \left[\left(\frac{c}{a} \right)^2 \sin^2 \theta + \cos^2 \theta \right]^{1/4}, & 0,5 < \frac{a}{2c} \leq 1 \end{cases} \quad (\text{A11})$$

$$f_w = \left[\sec \left(\frac{2\pi ac}{2tL} \right) \right]^{1/2} \quad (\text{A12})$$

$$M_b = HM_m \quad (\text{A13})$$

$$H = H_1 + (H_2 - H_1) \text{sen}^q(\phi) \quad (\text{A14})$$

$$q = \begin{cases} 0,2 + \left(\frac{a}{c} \right) + 0,6 \left(\frac{a}{t} \right), & 0 \leq \frac{a}{2c} \leq 0,5 \\ 0,2 + \left(\frac{c}{a} \right) + 0,6 \left(\frac{a}{t} \right), & 0,5 < \frac{a}{2c} \leq 1 \end{cases} \quad (\text{A15})$$

$$H_1 = \begin{cases} 1 - 0,34 \left(\frac{a}{t}\right) - 0,11 \left(\frac{a}{c}\right) \left(\frac{a}{t}\right), & 0 \leq \frac{a}{2c} \leq 0,5 \\ 1 - \left[0,04 + 0,41 \left(\frac{c}{a}\right)\right] \left(\frac{a}{t}\right) + \left[0,55 - 1,93 \left(\frac{c}{a}\right)^{0,75} + 1,38 \left(\frac{c}{a}\right)^{1,5}\right] \left(\frac{a}{t}\right)^2, & 0,5 < \frac{a}{2c} \leq 1 \end{cases} \quad (\text{A16})$$

$$H_2 = 1 + G_1 \left(\frac{a}{t}\right) + G_2 \left(\frac{a}{t}\right)^2 \quad (\text{A17})$$

$$G_1 = \begin{cases} -1,22 - 0,12 \left(\frac{a}{c}\right), & 0 \leq \frac{a}{2c} \leq 0,5 \\ -2,11 + 0,77 \left(\frac{c}{a}\right), & 0,5 < \frac{a}{2c} \leq 1 \end{cases} \quad (\text{A18})$$

$$G_2 = \begin{cases} 0,55 - 1,05 \left(\frac{a}{c}\right)^{0,75} + 0,47 \left(\frac{a}{c}\right)^{1,5}, & 0 \leq \frac{a}{2c} \leq 0,5 \\ 0,55 - 0,72 \left(\frac{c}{a}\right)^{0,75} + 0,14 \left(\frac{c}{a}\right)^{1,5}, & 0,5 < \frac{a}{2c} \leq 1 \end{cases} \quad (\text{A19})$$

Q é definido como um parâmetro da forma da trinca e tem sua solução dada pela raiz quadrada da integral elíptica de segundo tipo (ANDERSON, 2003, p.229):

$$Q^2 = \int_0^{\pi/2} \left[\sqrt{1 - \left(\frac{c^2 - a^2}{c^2}\right) \text{sen}^2(\phi)} \right] d\phi \quad (\text{A20})$$

A equação (A20) não possui solução de forma fechada e uma boa aproximação para ela, com erro máximo quando usado na equação (A7) de 0,13%, é (RAJU; NEWMAN; 1984, p.6):

$$Q = \begin{cases} 1 + 1,464 \left(\frac{a}{c}\right)^{1,65}, & \text{para } \frac{a}{c} \leq 1 \\ 1 + 1,464 \left(\frac{c}{a}\right)^{1,65}, & \text{para } \frac{a}{c} > 1 \end{cases} \quad (\text{A21})$$

Segundo Newman; Raju (1980, p.345), para uma trinca semi-elíptica na superfície interna ou externa de um cilindro submetido a pressão interna, a equação (A3) deve ser multiplicada por um fator f_i , tal que:

$$f_i = \begin{cases} 1, & \text{superfície externa} \\ 0,97, & \text{superfície interna} \end{cases} \quad (\text{A22})$$

A.2 Solução pela API 579/ASME FFS-1 (2016)

A solução para a configuração da Figura 88 dada pela API/ASME (2016, p.9B-27 e 9B-28) é:

$$K_I = \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} \begin{cases} \frac{pR_o^2}{R_o^2 - R_i^2} \left[2G_0 - 2G_1 \left(\frac{a}{R_i}\right) + 3G_2 \left(\frac{a}{R_i}\right)^2 - 4G_3 \left(\frac{a}{R_i}\right)^3 + 5G_4 \left(\frac{a}{R_i}\right)^4 \right], \text{ trinca interna} \\ \frac{pR_i^2}{R_o^2 - R_i^2} \left[2G_0 + 2G_1 \left(\frac{a}{R_o}\right) + 3G_2 \left(\frac{a}{R_i}\right)^2 + 4G_3 \left(\frac{a}{R_o}\right)^3 + 5G_4 \left(\frac{a}{R_o}\right)^4 \right], \text{ trinca externa} \end{cases} \quad (\text{A23})$$

onde p é a pressão interna agindo no vaso de pressão; R_o e R_i são o raio externo e interno do vaso de pressão, respectivamente; G_0 e G_1 são coeficientes de influência dados por:

$$G_0 = A_{0,0} + A_{1,0}\beta + A_{2,0}\beta^2 + A_{3,0}\beta^3 + A_{4,0}\beta^4 + A_{5,0}\beta^5 + A_{6,0}\beta^6 \quad (\text{A24})$$

$$G_1 = A_{0,1} + A_{1,1}\beta + A_{2,1}\beta^2 + A_{3,1}\beta^3 + A_{4,1}\beta^4 + A_{5,1}\beta^5 + A_{6,1}\beta^6 \quad (\text{A25})$$

onde $A_{i,j}$, com $i = 0$ a 6 e $j = 0, 1$, são parâmetros dados pelas tabelas 9B-12 (vide norma, p.) para trincas internas e 9B-13 (vide norma, p.) para trincas externas, onde nestas, $A_{i,j}$ dependem das relações t/R_i , a/c e a/t , e para valores não tabelados, a interpolação ou extrapolação linear dos valores pode ser usada. β é dado por:

$$\beta = \frac{2\phi}{\pi} \quad (\text{A26})$$

Os coeficientes de influência G_2 , G_3 e G_4 podem ser computados usando-se, para $\phi = 90^\circ$:

$$G_2 = \frac{\sqrt{2Q}}{\pi} \left(\frac{16}{15} + \frac{1}{3}M_1 + \frac{16}{105}M_2 + \frac{1}{12}M_3 \right) \quad (\text{A27})$$

$$G_3 = \frac{\sqrt{2Q}}{\pi} \left(\frac{32}{35} + \frac{1}{4}M_1 + \frac{32}{315}M_2 + \frac{1}{20}M_3 \right) \quad (\text{A28})$$

$$G_4 = \frac{\sqrt{2Q}}{\pi} \left(\frac{256}{315} + \frac{1}{5}M_1 + \frac{256}{315}M_2 + \frac{1}{30}M_3 \right) \quad (\text{A29})$$

onde:

$$M_1 = \frac{2\pi}{\sqrt{2Q}} [3G_1 - G_0] - \frac{24}{5} \quad (\text{A30})$$

$$M_2 = 3 \quad (\text{A31})$$

$$M_3 = \frac{6\pi}{\sqrt{2Q}} [G_0 - 2G_1] + \frac{8}{5} \quad (\text{A32})$$

Para $\phi = 0^\circ$:

$$G_2 = \frac{\sqrt{Q}}{\pi} \left(\frac{4}{5} + \frac{2}{3}N_1 + \frac{4}{7}N_2 + \frac{1}{2}N_3 \right) \quad (\text{A33})$$

$$G_3 = \frac{\sqrt{Q}}{\pi} \left(\frac{4}{7} + \frac{1}{2}N_1 + \frac{4}{9}N_2 + \frac{2}{5}N_3 \right) \quad (\text{A34})$$

$$G_4 = \frac{\sqrt{Q}}{\pi} \left(\frac{4}{9} + \frac{2}{5}N_1 + \frac{4}{11}N_2 + \frac{1}{3}N_3 \right) \quad (\text{A35})$$

onde:

$$N_1 = \frac{3\pi}{\sqrt{Q}} [2G_0 - 5G_1] - 8 \quad (\text{A36})$$

$$N_2 = \frac{15\pi}{\sqrt{Q}} [3G_1 - G_0] + 15 \quad (\text{A37})$$

$$N_3 = \frac{3\pi}{\sqrt{Q}} [3G_0 - 10G_1] - 8 \quad (\text{A38})$$

Para $0^\circ < \phi < 90^\circ$:

$$G_2 = \frac{\sqrt{Q}}{945\pi} (G_{21} + G_{22}) \quad (\text{A39})$$

$$G_3 = \frac{\sqrt{Q}}{13860\pi} (G_{31} + G_{32}) \quad (\text{A40})$$

$$G_4 = \frac{\sqrt{Q}}{45045\pi} (G_{41} + G_{42}) \quad (\text{A41})$$

onde:

$$G_{21} = 108 + 180z + 576z^2 - 864z^3 + (1056 + 128m_1)\delta z^{2,5} \quad (\text{A42})$$

$$G_{22} = m_3(45\eta + 54\eta z + 72\eta z^2 - 315\omega z^{2,5} + 144\eta z^3) \quad (\text{A43})$$

$$G_{31} = 880 + 1232z + 2112z^2 + 7040z^3 - 11264z^4 + (13056 + 1280m_1)\delta z^{3,5} \quad (\text{A44})$$

$$G_{32} = m_3(385\eta + 440\eta z + 528\eta z^2 + 704\eta z^3 - 3465\omega z^{3,5} + 1408\eta z^4) \quad (\text{A45})$$

$$G_{41} = \left[\frac{1820 + 2340z + 3328z^2 + 5824z^3 + 19968z^4 - 33280z^5 +}{(37376 + 3072m_1)\delta z^{4,5}} \right] \quad (\text{A46})$$

$$G_{42} = m_3 \left(\frac{819\eta + 909\eta z + 1040\eta z^2 + 1248\eta z^3 + 1664\eta z^4}{-9009\omega z^{4,5} + 3328\eta z^5} \right) \quad (\text{A47})$$

$$m_1 = \frac{-1050\pi G_1 + 105\pi G_0(3+7z) - 4\sqrt{Q}(35-70z+35z^2+189\delta z^{0,5}+61\delta z^{1,5})}{\sqrt{Q}(168+152z)z^{0,5}\delta} \quad (\text{A48})$$

$$m_3 = \frac{2[-105\pi G_1 + 45\pi G_0 z + \sqrt{Q}(28 + 24z - 52z^2 + 44\delta z^{1.5})]}{\sqrt{Q}(-21 + 2z + 19z^2)\eta} \quad (\text{A49})$$

$$z = \text{sen}(\phi) \quad (\text{A50})$$

$$\delta = \sqrt{1+z} \quad (\text{A51})$$

$$\omega = \sqrt{1-z} \quad (\text{A52})$$

$$\eta = \sqrt{\frac{1}{z} - 1} \quad (\text{A53})$$

ANEXO B

ITENS REFERENTES A NORMA BS 7910 (2013)

Tabela 22 – Organização da norma BS 7910 (2013).

Seção	Tema
-	Introdução
1	Escopo
2	Referências normativas
3	Símbolos e definições
4	Tipos de falha
5	Orientação geral para avaliação
6	Informação requerida para avaliação
7	Avaliação para resistência à fratura
8	Avaliação para fadiga
9	Avaliação para defeitos sob regime de fluência e fluência/fadiga
10	Avaliação de outros modos de falha
Anexo A	Avaliação sob modo de carregamento <i>I, II e III</i>
Anexo B	Procedimentos de avaliação de juntas tubulares em estruturas <i>offshore</i>
Anexo C	Procedimentos de avaliação de fratura para vasos de pressão e tubulações
Anexo D	Tensões devido a desalinhamento
Anexo E	Recaracterização de defeitos
Anexo F	Procedimentos para avaliação de <i>Leak-Before-Break</i>
Anexo G	A avaliação de áreas com afinamento local
Anexo H	Comunicação de avaliação de fratura, fadiga e fluência
Anexo I	A significância da resistência de <i>mis-match</i> no comportamento de fratura de juntas soldadas
Anexo J	Use de ensaio de impacto Charpy com entalhe em V para estimar a tenacidade à fratura
Anexo K	Avaliação probabilística
Anexo L	Determinação de tenacidade à fratura para soldas
Anexo M	Soluções para fator de intensidade de tensão

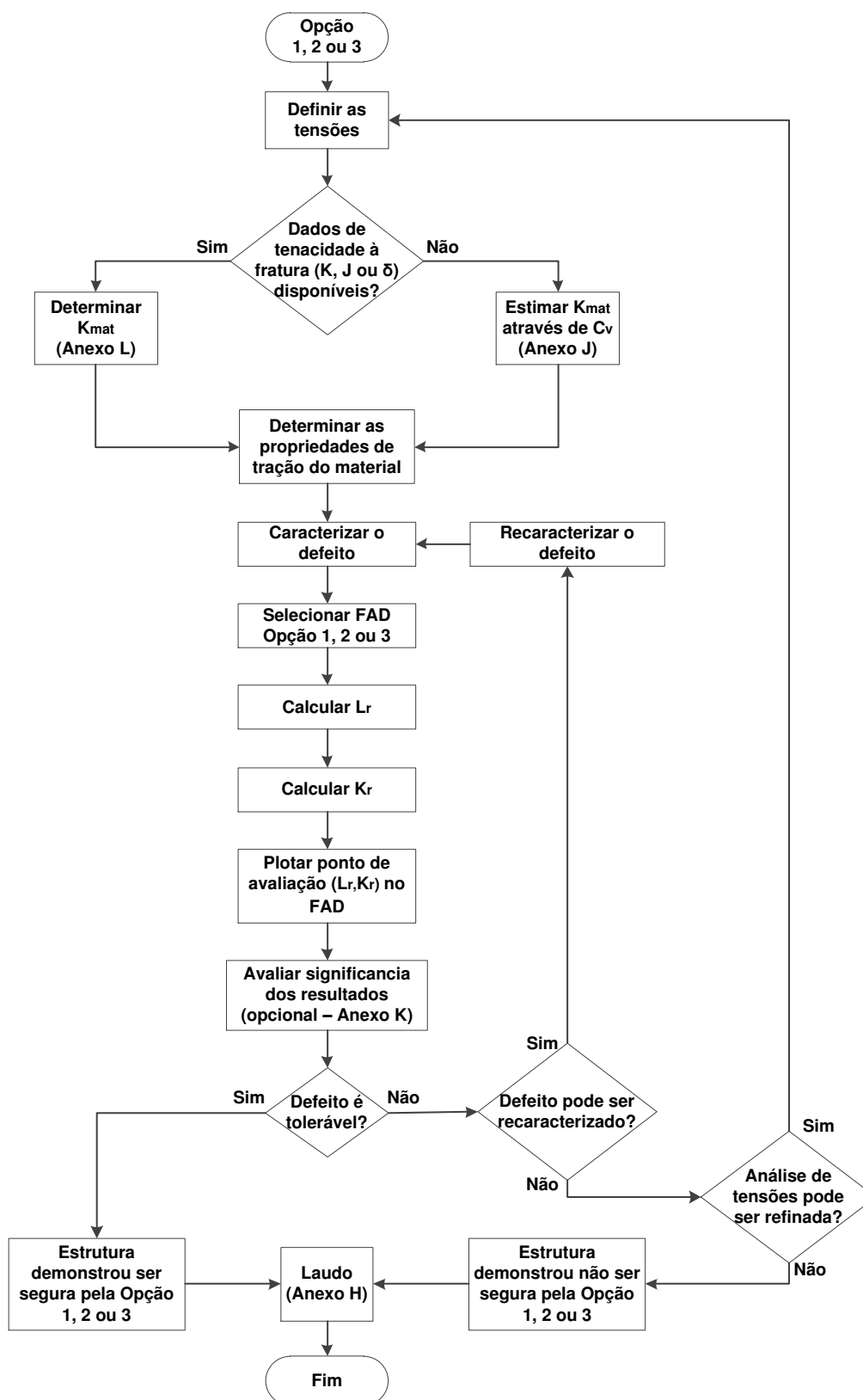
Fonte – Elaboração própria.

Tabela 22 – Organização da norma BS 7910 (2013). *Continuação.*

Seção	Tema
Anexo N	Tolerância para efeitos de restrição
Anexo O	Consideração de teste de prova e pré-carregamento de aquecimento
Anexo P	Compendio de tensões de referência e soluções de limite de carregamento para estruturas homogêneas e resistência de <i>mis-match</i>
Anexo Q	Distribuição de tensões residuais em juntas soldadas
Anexo R	Determinação de efeitos de interação de plasticidade com carregamento primário e secundário
Anexo S	Informação para realizar avaliação de crescimento de trinca em alta temperatura
Anexo T	Orientação para uso de END com ACE
Anexo U	Exemplos funcionais na avaliação de fadiga usando a abordagem de categoria de qualidade

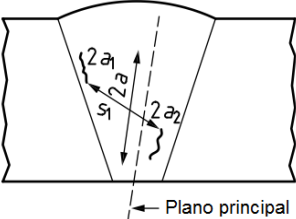
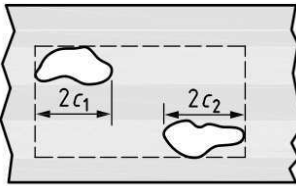
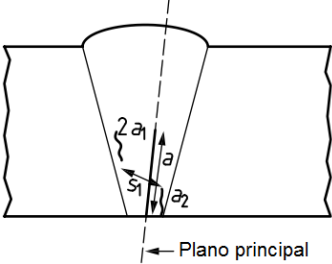
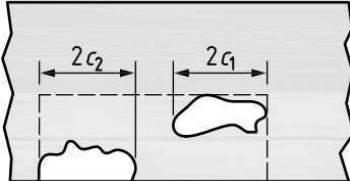
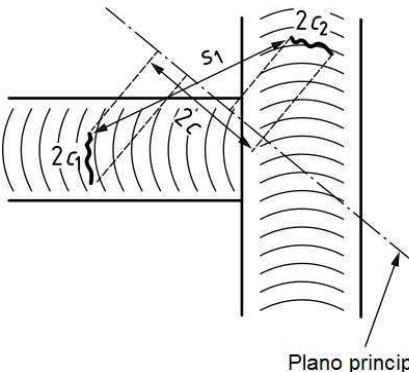
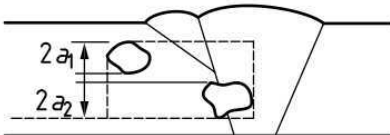
Fonte – Elaboração própria.

Figura 89 – Fluxograma relativo à avaliação crítica de engenharia das opções 1, 2 e 3 da norma BS 7910 (2013).



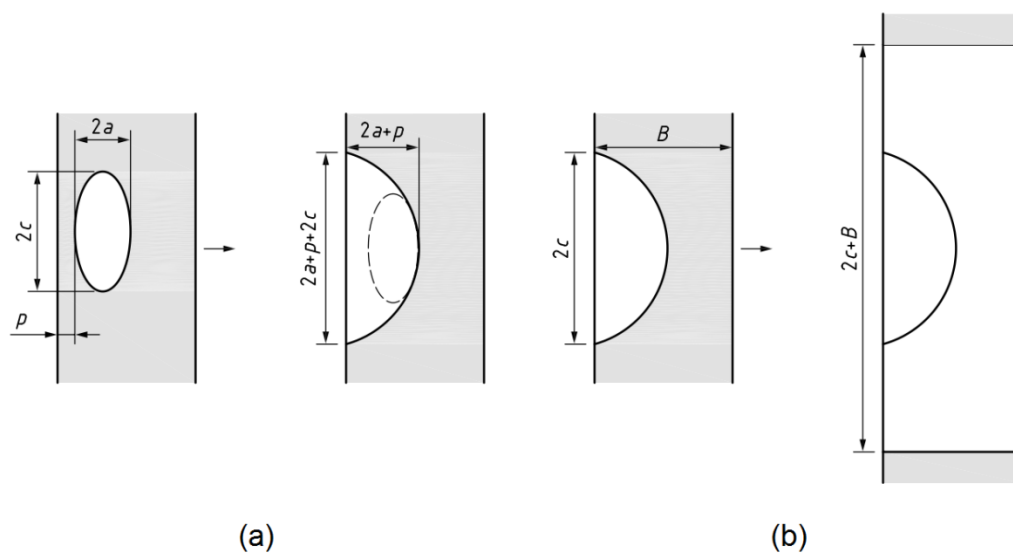
Fonte – Adaptado de BSI, 2013, p.49-51.

Tabela 23 – Regra de alinhamento de defeitos não coplanares conforme BS 7910 (2013).

Esquemático dos defeitos		Critério de alinhamento
Plano principal (Normal tensão máxima principal)	Projeção dos defeitos no plano principal	
<i>Defeitos adjacentes não coplanares</i>		
		
<i>Defeito adjacente não coplanar e defeito embutido</i>		
		$s_1 \leq a_1 + a_2$
<i>Defeitos adjacentes embutidos não coplanares em soldas que se intersectam</i>		
		

Fonte – Adaptado de BSI, 2013, p.43.

Figura 90 – Regras de recharacterização de defeitos de acordo com o Anexo E da norma BS 7910 (2013) para (a) uma trinca embutida; (b) uma trinca superficial.



Fonte – Adaptado de BSI, 2013, p.161.

ANEXO C

ITENS REFERENTES A NORMA API 579/ASME FFS-1 (2016)

Tabela 24 – Organização da norma API 579/ASME FFS-1 (2016).

Seção	Tema
Parte 1	Introdução
Anexo 1A	Glossário de termos e definições
Parte 2	Procedimento de avaliação de engenharia de adequação ao serviço
Anexo 2A	Base técnica e validação – Procedimento de avaliação de engenharia de adequação ao serviço
Anexo 2B	Mecanismos de deterioração
Anexo 2C	Espessura, PMAT ¹⁶ e equações de tensão para avaliação de adequação ao serviço
Anexo 2D	Visão geral de análise de tensões para avaliação de adequação ao serviço
Anexo 2E	Propriedades de material para análise de tensões
Anexo 2F	Método alternativo para estabelecer o fator de resistência remanescente
Parte 3	Avaliação existente de equipamentos para fratura frágil
Anexo 3A	Base técnica e validação – Avaliação existente de equipamentos para fratura frágil
Parte 4	Avaliação de perda generalizada de espessura
Anexo 4A	Base técnica e validação – Avaliação de perda generalizada de espessura
Parte 5	Avaliação de perda localizada de espessura
Anexo 5A	Base técnica e validação – Avaliação de perda localizada de espessura
Parte 6	Avaliação de corrosão por pites
Anexo 6A	Base técnica e validação – Avaliação de corrosão por pites

Fonte – Elaboração própria.

¹⁶ Pressão Máxima Admissível de Trabalho

Tabela 24 – Organização da norma API 579/ASME FFS-1 (2016). *Continuação.*

Seção	Tema
Parte 7	Avaliação de empolamento por hidrogênio e danos pelo hidrogênio associados a HIC ¹⁷ e SOHIC ¹⁸
Anexo 7A	Base técnica e validação – Avaliação de empolamento por hidrogênio e danos pelo hidrogênio associados a HIC e SOHIC
Parte 8	Avaliação de desalinhamento de solda e distorções de cascos
Anexo 8A	Base técnica e validação – Avaliação de desalinhamento de solda e distorções de cascos
Parte 9	Avaliação de defeitos do tipo trinca
Anexo 9A	Base técnica e validação – Avaliação de defeitos do tipo trinca
Anexo 9B	Compêndio de soluções de fator de intensidade de tensão
Anexo 9C	Compêndio de soluções para tensões de referência para defeitos do tipo trinca
Anexo 9D	Tensões residuais em avaliações de adequação ao serviço
Anexo 9E	Áreas de abertura de trinca
Anexo 9F	Propriedades de material para defeitos do tipo trinca
Anexo 9G	Análise de tensões para defeitos do tipo trinca
Parte 10	Avaliação de componentes operando no âmbito de fluência
Anexo 10A	Base técnica e validação – Avaliação de componentes operando no âmbito de fluência
Anexo 10B	Dados de material para análise de fluência
Parte 11	Avaliação de defeitos por incêndio
Anexo 11A	Base técnica e validação – Avaliação de defeitos por incêndio
Anexo 11B	Investigação metalúrgica e avaliação de propriedades mecânicas na avaliação de defeitos por incêndio
Parte 12	Avaliação de entalhes, ranhuras e combinação entalhe-ranhura
Anexo 12A	Base técnica e validação – Avaliação de entalhes, ranhuras e combinação entalhe-ranhura

Fonte – Elaboração própria.

¹⁷ do inglês, *Hydrogen Induced Cracking* (trincamento induzido pelo hidrogênio).

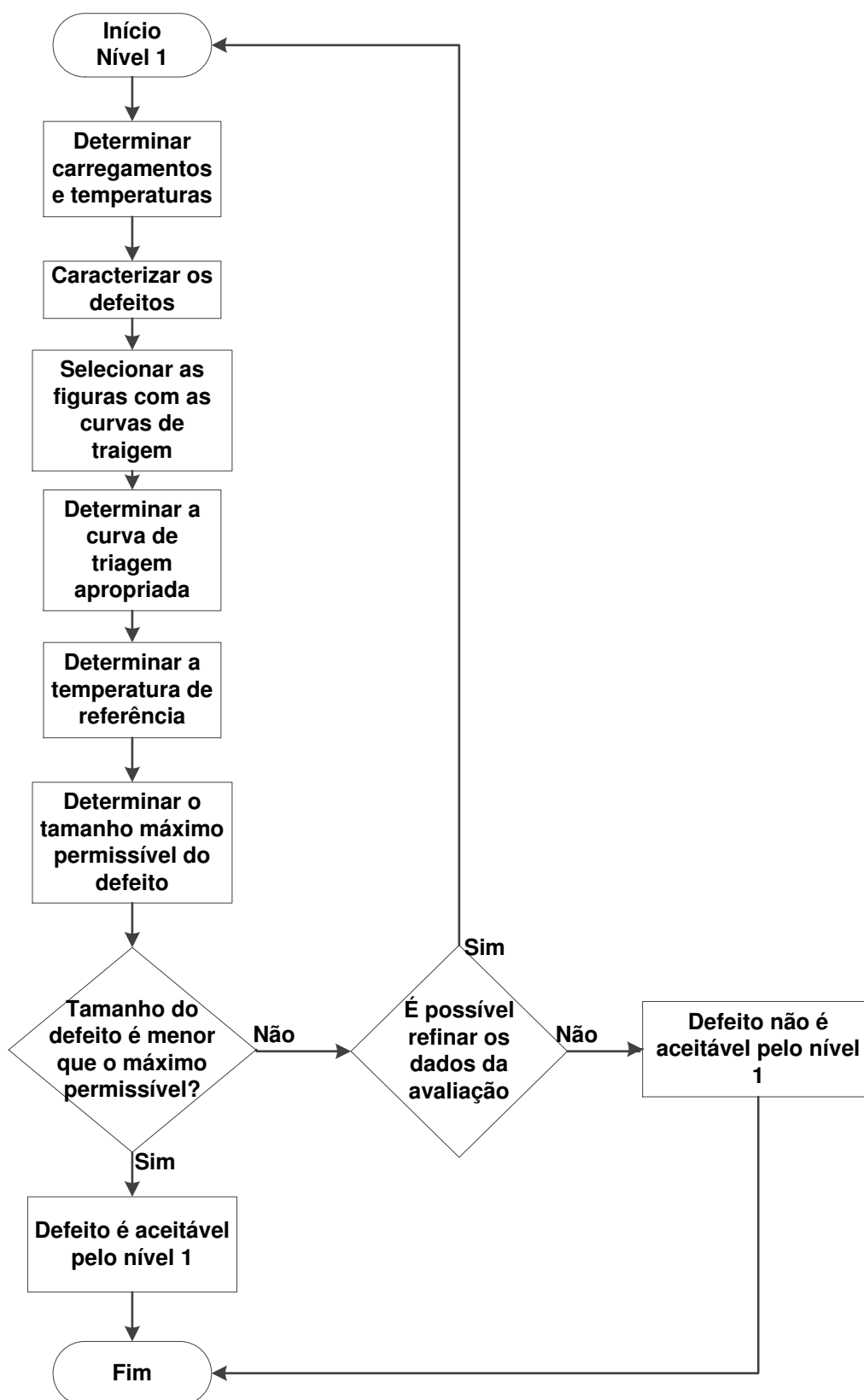
¹⁸ do inglês, *Stress Oriented Hydrogen Induced Cracking* (trincamento induzido pelo hidrogênio orientado por tensão)

Tabela 24 – Organização da norma API 579/ASME FFS-1 (2016). *Continuação.*

Seção	Tema
Parte 13	Avaliação de laminações
Anexo 13A	Base técnica e validação – Avaliação de laminações
Parte 14	Avaliação de defeitos por fadiga
Anexo 14A	Base técnica e validação – Avaliação de defeitos por fadiga
Anexo 14B	Propriedades de material para defeitos por fadiga
Anexo 14C	Correção de plasticidade e estimativa de ciclos para análise de fadiga

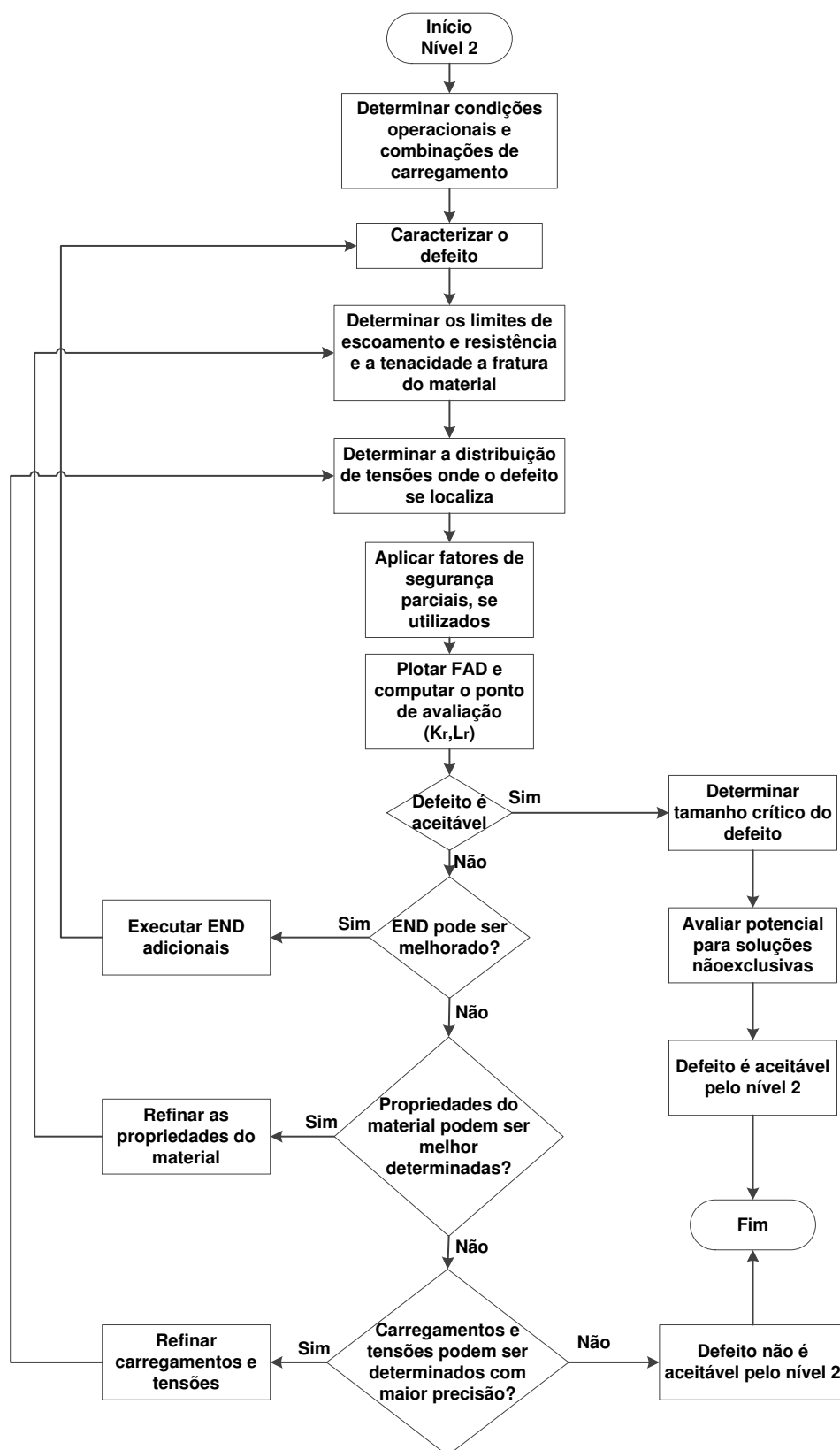
Fonte – Elaboração própria.

Figura 91 – Fluxograma relativo à avaliação crítica de engenharia do nível 1 da norma API 579/ASME FFS-1 (2016).



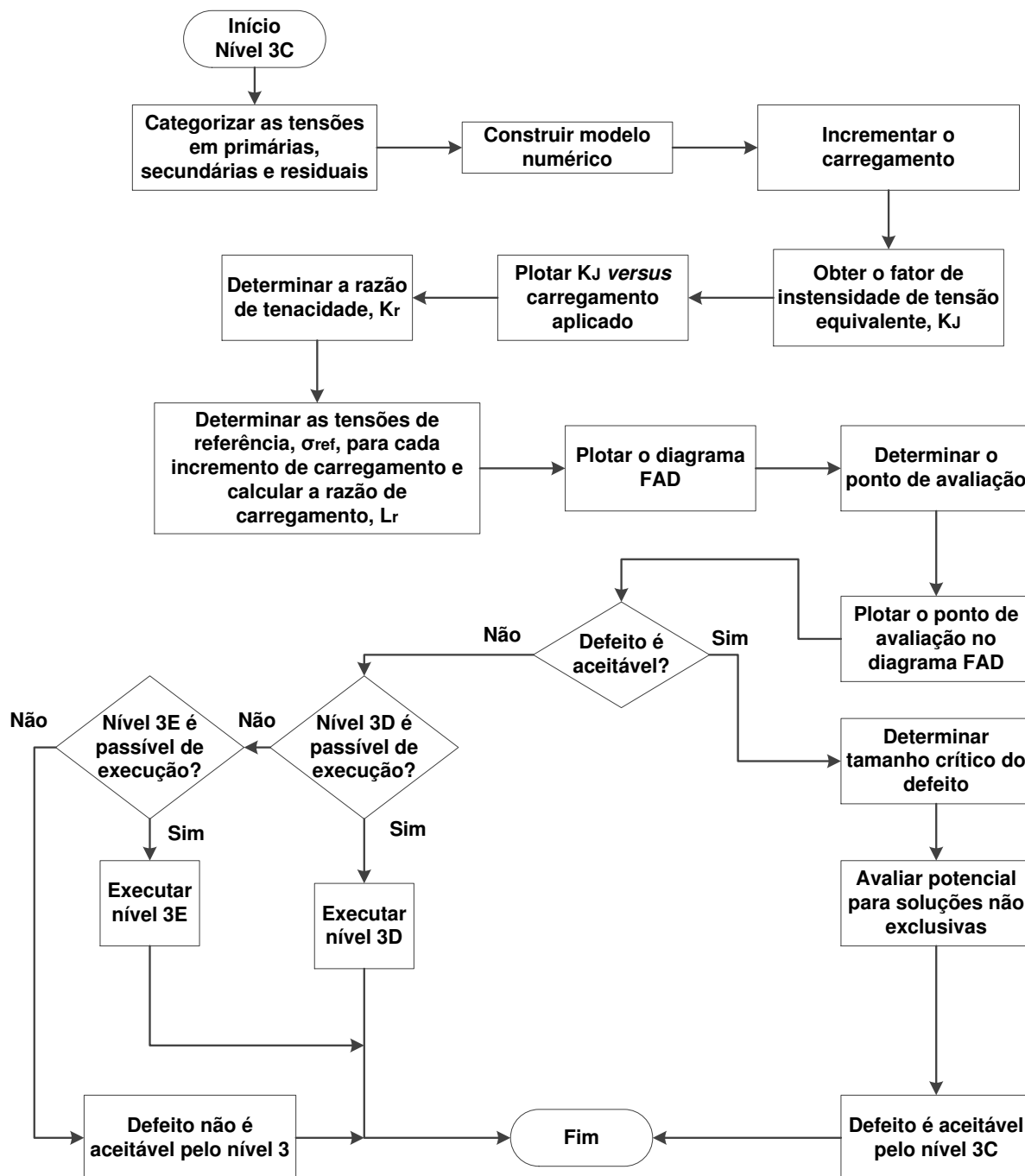
Fonte – Elaboração própria.

Figura 92 – Fluxograma relativo à avaliação crítica de engenharia do nível 2 da norma API 579/ASME FFS-1 (2016).



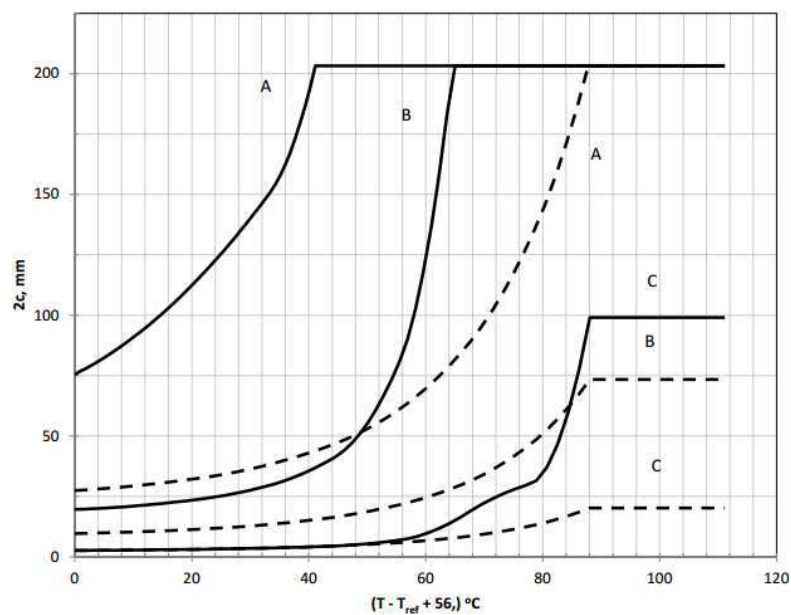
Fonte – Adaptado de API/ASME, 2016, p.9-46.

Figura 93 – Fluxograma relativo à avaliação crítica de engenharia do nível 3C da norma API 579/ASME FFS-1 (2016).



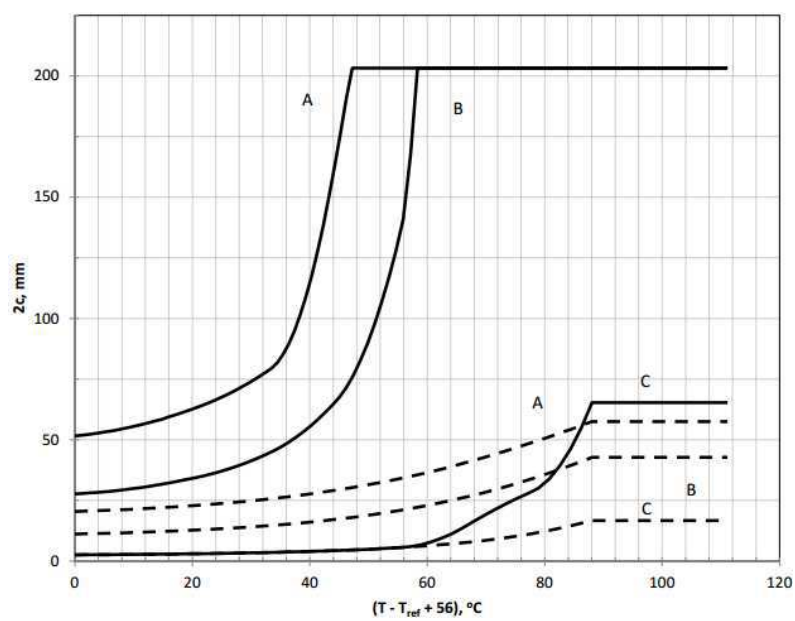
Fonte – Elaboração própria.

Figura 94 – Curvas de triagem para chapa plana com defeito paralelo ao cordão de solda.



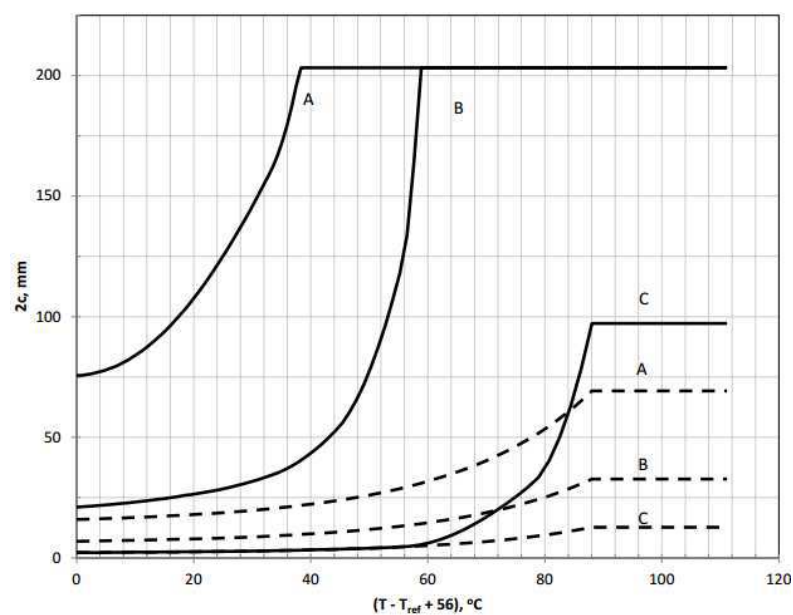
Fonte – API/ASME, 2016, p.9-48.

Figura 95 – Curvas de triagem para cilindro com junta longitudinal e defeito paralelo à junta.



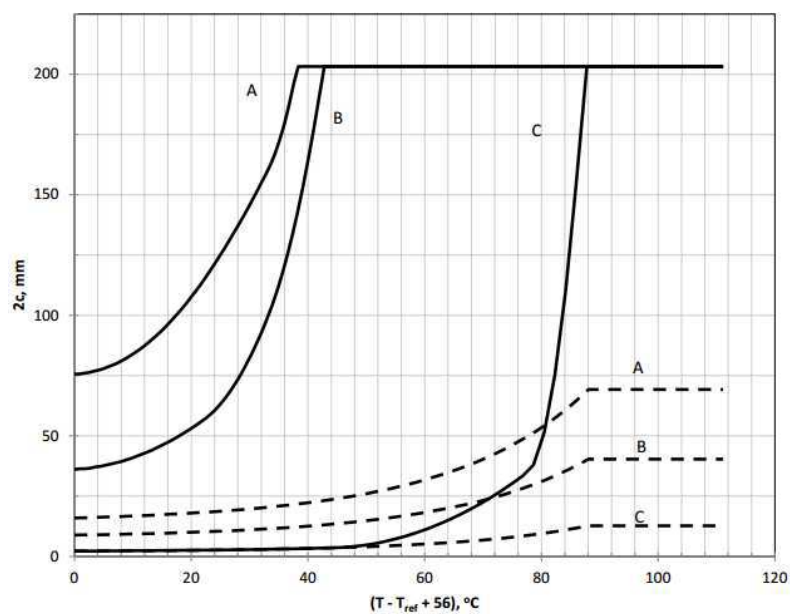
Fonte – API/ASME, 2016, p.9-50.

Figura 96 – Curvas de triagem para cilindro com junta longitudinal e defeito perpendicular à junta.



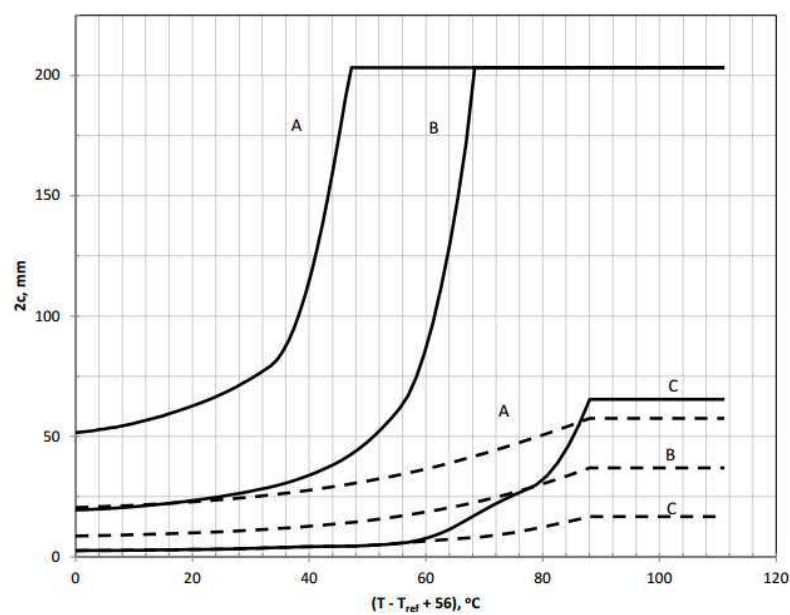
Fonte – API/ASME, 2016, p.9-52.

Figura 97 – Curvas de triagem para cilindro com junta circunferencial e defeito paralelo à junta.



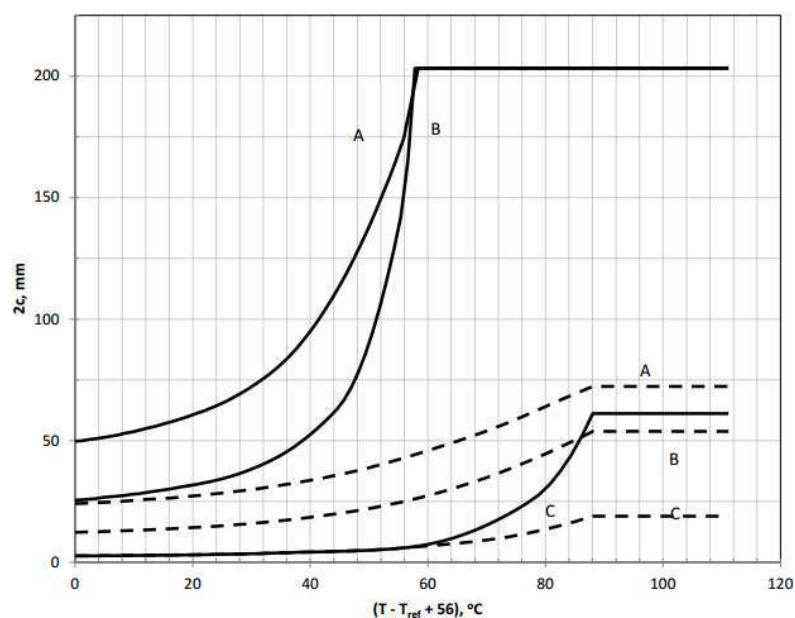
Fonte – API/ASME, 2016, p.9-54.

Figura 98 – Curvas de triagem para cilindro com junta circunferencial e defeito perpendicular à junta.



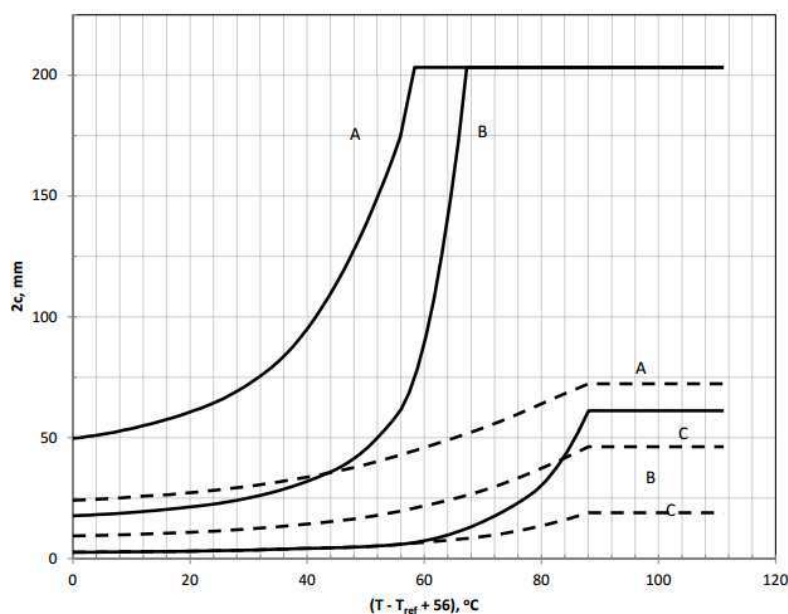
Fonte – API/ASME, 2016, p.9-56.

Figura 99 – Curvas de triagem para esfera com junta circunferencial e defeito paralelo à junta.



Fonte – API/ASME, 2016, p.9-58.

Figura 100 – Curvas de triagem para esfera com junta circunferencial e defeito perpendicular à junta.



Fonte – API/ASME, 2016, p.9-60.

Tabela 25 – Seleção da curva de temperatura de isenção do material.

Curva	Material ¹⁹²⁰
A	<ul style="list-style-type: none"> • Toda chapa, forma estrutural e barras de aço carbono e aço de baixa liga não listadas nas curvas B, C e D; • SA-216 Gr. WCB e WCC, e SA-217 Gr. WC6 se normalizados e temperados ou temperados a água e revenidos; • Materiais obsoletos: A7, A10, A30, A70, A113, A149, A150; • Materiais obsoletos da edição de 1934 do código ASME Seção VIII: S1, S2, S25, S26 e S27; • A201 e A212 a não ser que seja estabelecido que estes tenham sido produzidos com refino de grão.

Fonte – Adaptado de API/ASME, 2016, p.3-20,3-21.

¹⁹ Quando uma classe ou grau não é especificado, todas as classes ou graus são inclusos

²⁰ Aplica-se a todos os materiais:

- Taxas de resfriamentos mais rápidas que àquelas obtidas pelo ar, seguidas de revenido, enquanto permitidas pela especificação do material, são consideradas equivalentes aos tratamentos térmicos de normalização e revenido;
- Prática de refino de grão é definido como o procedimento necessário para obter tamanho fino de grão austenítico como descrito no SA-20.

Tabela 25 – Seleção da curva de temperatura de isenção do material. *Continuação.*

Curva	Material
B	<ul style="list-style-type: none"> • SA-216 Gr. WCA se normalizado e revenido ou temperado a água e revenido; • SA-216 Gr. WCB e WCC para espessuras não maior que 2" se produzido com técnicas de refinamento de grão e temperado a água e revenido; • SA-217 Gr. WC9 se normalizado e revenido; • SA-285 Gr. A e B; • SA-414 Gr. A; • SA-442 Gr. 55 > 1", sem refino de grão e normalizado; • SA-442 Gr. 60 sem refino de grão e normalizado; • SA-515 Gr. 60; • SA-516 Gr. 65 e 70 não normalizados; • SA-612 não normalizado; • SA-662 Gr. B não normalizado; • Com exceção de aços fundidos, todos os aços da curva A se produzidos com refino de grão e normalizados desde que não listados nas curvas C e D; • Todos os materiais de tubulação e seus acessórios não listados nas curvas C e D; • Partes permitidas pelo parágrafo UG-11 do código ASME Seção VIII Divisão 1, mesmo que fabricado por chapas que seriam alocadas em outras curvas; • A201 e A212 desde que seja estabelecido que estes tenham sido produzidos com refino de grão.

Fonte – Adaptado de API/ASME, 2016, p.3-20,3-21.

Tabela 25 – Seleção da curva de temperatura de isenção do material. *Continuação.*

Curva	Material
C	<ul style="list-style-type: none"> • SA-182 Gr. 21 e 22 se normalizados e revenidos; • SA-302 Gr. C e D; • SA-336 Gr. F21 e F22 se normalizados e revenidos; • SA-387 Gr. 21 e 22 se normalizados e revenidos; • SA-442 Gr. 55 < 1” sem refino de grão e normalizado; • SA-516 Gr. 55 e 60 se não normalizados; • SA-533 Gr. B e C; • SA-662 Gr. A; • Todos os materiais da curva B se produzidos com refino de grão, normalizados e não listados na curva D.
D	<ul style="list-style-type: none"> • SA-203; • SA-442 sem refino de grão e normalizado; • SA-508 Classe 1; • SA-516 se normalizado; • SA-524 Classe 1 e 2; • SA-537 Classe 1 e 2; • SA-612 se normalizado; • SA-662 se normalizado • SA-738 Gr. A.

Fonte – Adaptado de API/ASME, 2016, p.3-20,3-21.

Tabela 26 – Temperatura de referência para avaliação no nível 1 para aços carbono.

Aços carbono				
σ_{YM} [MPa]	Curva de isenção ASME			
	A [°C]	B [°C]	C [°C]	D [°C]
200	33	12	-10	-24
210	30	9	-12	-26
220	28	7	-14	-28
230	26	5	-16	-30
240	25	3	-18	-32
260	21	0	-21	-35
280	19	-2	-23	-38
300	16	-5	-26	-40
320	14	-7	-28	-42
340	12	-9	-30	-44
360	11	-10	-31	-46

Fonte – Adaptado de API/ASME, 2016, p.9-33.

Tabela 27 – Temperatura de referência para avaliação no nível 1 para aços de baixa liga.

Aços de baixa liga				
σ_{YM} [MPa]	Curva de isenção ASME			
	A [°C]	B [°C]	C [°C]	D [°C]
200	45	24	3	-12
210	42	21	0	-15
220	39	18	-3	-17
230	37	16	-5	-19
240	35	14	-7	-22
250	33	12	-9	-23
260	32	11	-11	-25
270	30	9	-12	-27
280	29	8	-14	-28
290	27	6	-15	-29
300	26	5	-16	-31
310	25	4	-17	-32
320	24	3	-18	-33
330	23	2	-19	-34
340	22	1	-20	-35
360	20	-1	-22	-37
380	18	-3	-24	-38
400	17	-4	-25	-40
420	15	-6	-27	-41

Fonte – Adaptado de API/ASME, 2016, p.9-33.

Tabela 27 – Temperatura de referência para avaliação no nível 1 para aços de baixa liga. *Continuação.*

Aços de baixa liga				
σ_{YM} [MPa]	Curva de isenção ASME			
	A [°C]	B [°C]	C [°C]	D [°C]
440	14	-7	-28	-43
460	13	-8	-29	-44
480	12	-9	-31	-45
500	11	-10	-32	-46
520	10	-12	-33	-47
540	9	-12	-34	-48
560	8	-13	-35	-49

Fonte – Adaptado de API/ASME, 2016, p.9-33.