

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE UM VASO DE PRESSÃO COM DEFEITO
DO TIPO TRINCA PLANAR DE ACORDO COM A NORMA API 579

por

Cristiano Baierle de Azevedo

Monografia apresentada ao Departamento de Engenharia Mecânica da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos para obtenção do diploma de Engenheiro Mecânico.

Porto Alegre, junho de 2016

AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE UM VASO DE PRESSÃO COM DEFEITO
DO TIPO TRINCA PLANAR DE ACORDO COM A NORMA API 579

por

Cristiano Baierle de Azevedo

ESTA MONOGRAFIA FOI JULGADA ADEQUADA COMO PARTE DOS
REQUISITOS PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE
ENGENHEIRO MECÂNICO
APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELA BANCA EXAMINADORA DO
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

Prof. Alcy Rodolfo dos Santos Carrara
Coordenador do Curso de Engenharia Mecânica

Área de Concentração: **Mecânica dos Sólidos**

Orientador: Prof. Dr. Ignácio Iturrioz

Comissão de Avaliação:

Prof. Dr. Jakson Manfredini Vassoler

Prof. Dr. Rodrigo Rossi

Prof. Dr. Rogério José Marczak

Porto Alegre, 27 de junho de 2016

AGRADECIMENTOS

Em primeiro lugar, agradeço ao meu pai, José, e à minha mãe, Ecléia, meus grandes heróis e exemplos de força e determinação, por estarem ao meu lado, me apoiando em todos os momentos.

Agradeço ao professor e orientador Ignácio Iturrioz, por todo o auxílio, dedicação e incentivos prestados para a realização deste trabalho.

Agradeço aos amigos que fiz ao longo destes anos de UFRGS, em especial à Angélica Duarte, ao Bruno Azevedo, à Carmen Heckler, ao Juliano Bozzetto (Black!), ao Marcéu Heinzmann e ao Rafael Schio, que certamente ajudaram a tornar esta jornada mais leve e divertida.

Agradeço à empresa Megasteam, aos colegas de trabalho e, em especial, ao Engenheiro Mauro Mello, por toda a experiência compartilhada.

Agradeço à Universidade Federal do Rio Grande do Sul, pelo ensino gratuito e de alta qualidade, e aos professores, por todo o conhecimento compartilhado.

Agradeço a todos que, de alguma forma, contribuíram para a minha formação como Engenheiro Mecânico.

AZEVEDO, C. B.: **Avaliação da integridade estrutural de um vaso de pressão com defeito do tipo trinca planar de acordo com a norma API 579**. 2016. 19f. Monografia (Trabalho de Conclusão do Curso em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2016.

RESUMO

Os defeitos do tipo trinca são frequentemente detectados em vasos de pressão em operação. Como se tratam de equipamentos de alta responsabilidade, é necessário aplicar procedimentos para avaliar a criticidade destes defeitos. A proposta do trabalho é analisar um vaso de pressão que possui um defeito do tipo trinca planar, através dos procedimentos estabelecidos na norma API 579 (*Fitness for Service*). O objetivo geral é utilizar um procedimento *de fitness for service* (adequação ao uso) para avaliação deste tipo de defeito. Os objetivos específicos serão: (1) determinar se o equipamento em análise está apto para o serviço; (2) avaliar e discutir o comportamento no diagrama FAD (*Failure Assessment Diagram*) ao variar parâmetros como comprimento e profundidade da trinca, pressão de operação e propriedades do material construtivo do vaso. Para atingir estes objetivos, realizou-se um estudo da norma API 579, em especial da Seção 9, que trata sobre defeitos deste tipo. Os cálculos analíticos foram feitos com o auxílio de uma rotina de cálculo, criada em *software* Microsoft Excel e verificada através da comparação com os resultados dos exemplos resolvidos do documento *Fitness for Service Example Problem Manual*, da API. Os resultados obtidos demonstraram que o equipamento em estudo se mantém apto para uso, mesmo com a presença do defeito em sua estrutura. A análise da variação de parâmetros permitiu determinar os valores com os quais o equipamento atingiria a região de não aceitação do diagrama FAD.

PALAVRAS-CHAVE: Vasos de Pressão, API 579, Fitness for Service, Mecânica da Fratura

AZEVEDO, C. B.: **Evaluating the structural integrity of a pressure vessel with the crack-like flow according to the API-579 standard.** 2016. 19f. Monografia (Trabalho de Conclusão do Curso em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2016.

ABSTRACT

Cracks are defects frequently found in pressure vessels in operation. As they are high responsibility equipment, it is necessary apply procedures to evaluate the criticality of these defects. The purpose of this study is to analyze a pressure vessel that has a crack-like flaw, through the procedures established in the API 579 standard (Fitness for Service). The overall objective is to use a fitness for service standard for evaluation of whether the equipment is fit for service. The specific objectives are: (1) determine whether the equipment is able for service; (2) evaluate and discuss the behavior in the FAD (Failure Assessment Diagram), varying parameters like crack length and crack depth, operation pressure and properties of the vessel material. In order to reach these objectives, it will be done a study in the API 579 Standard, especially in Section 9, which treats about these kinds of defects, and then, the procedures of level 2 evaluation will be implemented. The analytic calculation was done with a calculation routine, created in Microsoft Excel software and validated by comparison with the results of the solved examples of the Fitness for Service Example Problem Manual, from API. The results obtained showed that the equipment is maintained fit for using, even with the presence of the defect in its structure. The parameter variation analysis allowed us to determine the values with which the equipment would reach the region of non-acceptance of FAD diagram.

KEYWORDS: Pressure Vessels, API 579, Fitness for Service, Fracture Mechanics

ÍNDICE	Pág.
1. INTRODUÇÃO	1
2. OBJETIVOS	1
3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	2
3.1 Mecânica da Fratura	2
3.2 Diagrama FAD (<i>Failure Analysis Diagram</i>)	3
3.3 Vasos de pressão	5
3.4 Códigos de projeto vs. normas de adequação ao uso	6
3.5 Norma API 579	6
3.5.1 Estrutura da Norma	7
4. METODOLOGIA	7
4.1 Rotina computacional de cálculos	7
5. PROBLEMA EM ESTUDO	8
5.1 Procedimentos para avaliação de trincas segundo a seção 9 da API 579	9
6. RESULTADOS E ANÁLISES	9
6.1 Análise do Vaso de Pressão	10
6.2 Estudo Paramétrico	10
6.2.1 Variação da temperatura de operação	12
6.2.2 Variação da pressão máxima de trabalho admissível	12
6.2.3 Comprimento da Trinca (2c)	12
6.2.4 Profundidade da Trinca (a)	13
6.2.5 Tensão de escoamento do material.	13
7. CONCLUSÕES	14
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	15
APÊNDICE I – Cálculo da Análise de Nível 2	16

1. INTRODUÇÃO

Vasos de pressão constituem uma das partes mais importantes e os itens de maior custo em diversos setores industriais. Estes equipamentos armazenam fluidos sob pressão e precisam exercer sua função sem riscos, de modo a garantir a segurança dos trabalhadores e a continuidade operacional das plantas industriais.

Segundo Machado, 2011, é comum que, durante as inspeções de segurança, sejam encontradas descontinuidades advindas da fabricação ou geradas no período de operação. Nessas situações, na maioria das vezes, a aplicação dos critérios utilizados na fabricação faz com que as descontinuidades encontradas sejam reprovadas.

Os diversos códigos existentes para equipamentos pressurizados fornecem regras básicas para concepção, fabricação, inspeção e testes em vasos de pressão, sistemas de tubulação e tanques de armazenamento. Estes códigos, no entanto, não abordam o fato de que os equipamentos se degradam quando em serviço e que defeitos podem estar presentes.

O conhecimento de metodologias de *fitness for service* (termo frequentemente traduzido como “adequação ao uso”) permite aplicar procedimentos específicos para equipamentos em operação, o que torna possível avaliar se o equipamento permanece apto para operação, mesmo com a presença de defeitos, garantindo a segurança na operação, evitando perdas de produção e gastos com reparos de descontinuidades que não apresentam risco de falha.

Medina, 2014, acrescenta que o resultado de uma avaliação *fitness for service* é uma decisão de como reavaliar as condições de operação, executar uma reparação, alterar ou retirar o equipamento. O autor também destaca que, se usada corretamente, esta metodologia pode proporcionar um bom equilíbrio entre a economia e a segurança, evitando reparos desnecessários durante a vida em serviço da maquinaria.

O *American Petroleum Institute* (API) desenvolveu a norma API 579 para proporcionar orientação para realização de avaliações de adequação ao uso das falhas mais comuns encontradas na indústria de refino e petroquímica, que ocorrem em vasos de pressão, tubulações e tanques de armazenamento. No entanto, os procedimentos de avaliação também podem ser aplicados às falhas encontradas em equipamentos de outras indústrias (alimentícias, de celulose, etc.).

2. OBJETIVOS

O objetivo geral do presente trabalho será utilizar um procedimento de adequação ao uso para a determinação da criticidade de um defeito do tipo trinca planar em um equipamento pressurizado. Selecionou-se o procedimento descrito na norma API 579 para realizar esta avaliação.

Os objetivos específicos são os seguintes:

- a) Avaliar a integridade estrutural de um vaso de pressão que apresenta um defeito do tipo trinca planar.
- b) Realizar um estudo paramétrico sobre as variáveis utilizadas para definir a criticidade dos defeitos planares, utilizando o diagrama de falhas FAD, avaliar e discutir o comportamento do diagrama.

3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 Mecânica da Fratura

De acordo com Anderson, 2005, dentro do estudo de mecânica dos sólidos, o dimensionamento de estruturas pode seguir duas abordagens distintas. A abordagem tradicional da resistência dos materiais tem como objetivo comparar a máxima demanda em termos de tensão em uma estrutura, que dependerá da geometria e das condições de contorno com a resistência de um corpo de prova simples, que, neste caso, tem como parâmetros essenciais o material, a temperatura e a velocidade de carregamento do ensaio. Como o estado tensional em um volume elementar da estrutura é caracterizado por um tensor simétrico de seis componentes, em princípio diferentes, necessita-se de uma teoria de resistência que permita definir quando o tensor de tensões que antecede num determinado volume elementar leva a estrutura a ruptura. Para materiais usados na construção de vasos de pressão, existem duas teorias que permitem definir esta situação com relativa exatidão: a de Von Mises e a de Tresca. Essas teorias são comumente empregadas para materiais dúcteis e permitem definir um valor escalar de comparação, denominado tensão equivalente.

Desta forma, define-se a tensão equivalente crítica no qual um corpo de prova simples ensaiado atinge um estado limite (plastificação, para o caso das teorias acima mencionadas), e compara-se com a tensão equivalente na região mais solicitada da estrutura. Estas tensões equivalentes são função das componentes do tensor de tensões das regiões em comparação. Desta forma, para verificar uma estrutura utilizando esta abordagem, é necessário utilizar a relação demonstrada na equação 3.1.

$$\sigma_{eq}(F, Geometria) < \sigma_r(\text{Material}, T^{\text{temp}}, \dot{F}) \quad (3.1)$$

onde σ_{eq} representa a tensão equivalente calculada e σ_r é a tensão equivalente requerida. A abordagem tradicional é largamente utilizada para o cálculo de estruturas, no entanto, houveram grandes evidências de suas limitações após a ocorrência de rupturas catastróficas, como, por exemplo, no colapso de navios que navegavam em águas geladas durante a Segunda Guerra Mundial. Não era possível explicar estes colapsos usando a abordagem tradicional.

Utilizando a abordagem tradicional, em 1913, Inglis tentou solucionar o problema, admitindo que uma trinca pode ser considerada como uma geometria que se aproxima de uma elipse, onde o eixo menor tende a zero. Inglis calculou a tensão que levaria ao colapso da estrutura, considerando a extremidade da fissura como um concentrador de tensão, como o raio da extremidade tendia a zero, a tensão tendia ao infinito, indicando o limite do uso da abordagem tradicional para o tratamento de estruturas contendo descontinuidades do tipo trinca.

A abordagem da mecânica da fratura solucionou o paradoxo de Inglis quando Griffith, em 1920, analisou o problema de estruturas contendo descontinuidades que, inicialmente, ficou restrita a materiais frágeis como, por exemplo, o vidro, e posteriormente foi adequado a materiais metálicos por Irwin e colaboradores, que levaram em conta a plastificação na extremidade da trinca. Iniciou-se, assim, o estudo da mecânica da fratura linear elástica que se apresenta como uma nova abordagem que pode ser utilizada em materiais que contenham trincas, as quais obedecem ao comportamento elástico com pequenas plastificações nas suas extremidades.

A equação 3.1 pode representar a verificação de projeto utilizando a abordagem tradicional. No entanto, ao considerar que a estrutura em análise tem um defeito do tipo trinca, não é possível utilizar esta equação, pois na extremidade da ponta da fissura tem-se que a tensão equivalente crítica obtida em um corpo de prova simples é maior que a tensão equivalente nas proximidades da fissura, ainda para níveis de carga muito baixos. Por isso, faz-se necessário realizar a comparação do estado tensional da estrutura em relação à capacidade mecânica do material utilizado em termos de um outro parâmetro, denominado genericamente

como X . Este parâmetro deve permitir que se defina quando a fissura de comprimento a se propaga em forma instável. Deve-se ter um parâmetro X_{calc} para medir a intensidade do estado tensional na proximidade da ponta da fissura e um parâmetro crítico X_{crit} , que consiste em uma propriedade do material, comumente denominada tenacidade à fratura, medida em um corpo de prova trincado com geometria simples. Quando $X_{calc} > X_{crit}$, se espera que a fissura da estrutura em análise, para o nível de carga aplicado, se propague em forma instável.

A equação 3.2 representa, segundo Kaninen e Popelar, 1985, a verificação de projeto utilizando a abordagem da mecânica da fratura. O valor de X_{calc} é função da geometria do corpo de prova, incluindo a forma e o comprimento da fissura, e das condições de contorno, enquanto que X_{mat} depende do material, das condições de temperatura (T^{temp}), da taxa de aplicação de carga (F) e da espessura do corpo de prova que, indiretamente, mede a triaxialidade do nível das tensões atuantes.

$$X_{calc}(F, \text{Geometria}, a) < X_{mat}(B, T^{temp}, F) \quad (3.2)$$

Existem diversas alternativas como parâmetro X , chamados parâmetros fractomecânicos, sendo os mais conhecidos a energia específica da fratura (G), proposto por Griffith em 1928 e o fator de intensidade de tensões (K), proposto por Griffith em 1957. Estes dois parâmetros permitem trabalhar na chamada mecânica da fratura linear elástica, a qual pode ser aplicada quando a região com comportamento não linear fica restrita a uma região muito pequena na ponta da fissura, na ordem de $a/50$. Quando se deseja considerar a interação entre a mecânica da fratura e o colapso devido à plastificação do material, existem outros dois parâmetros, COD (*crack opening displacement*, proposto por Wells em 1969) e a integral J , proposta por Rice em 1969. Estes dois parâmetros permitem determinar se uma trinca vai propagar em forma instável quando o nível de plastificação nas proximidades da ponta da trinca está desenvolvido.

3.2 Diagrama FAD (*Failure Analysis Diagram*)

De acordo com Anderson, 2005, um critério muito utilizado para avaliar estruturas, levando em conta a interação entre as formas de colapso associadas a fratura e plasticidade, é o método originalmente proposto pela CEGB (*Central Electricity Generating Board*, Inglaterra), chamado R6, que permitiu encontrar uma resposta para determinar quando um equipamento rompe. Esta metodologia tem sido implementada em várias normas de adequação ao uso (FFS), como, por exemplo, BS7910, API 579 e ASME Seção XI.

O procedimento R6 foi desenvolvido baseando-se no modelo de Burdekin & Stone, que permite expressar o fator de intensidade de tensões, levando em conta a interação entre fratura e plasticidade. Este modelo possui hipóteses de trabalho similares ao do modelo desenvolvido por Dugdale (válido para uma placa de material elastoplástico perfeito, com uma fissura central, onde as dimensões da placa são muito menores que a dimensão da fissura), que permite expressar o parâmetro fractomecânico.

Para o caso de fratura linear elástica, pode-se considerar a equação 3.3.

$$K_I = \sigma \beta \sqrt{\pi a} \quad (3.3)$$

onde K_I é o parâmetro fractomecânico, a é a dimensão do defeito, β é o fator de forma (que leva em conta a forma do defeito, a forma do corpo de prova e a distribuição das condições de contorno) e σ é a tensão tratativa que existiria no local se o defeito não estivesse presente.

Uma aproximação possível para o parâmetro fractomecânico K , levando em conta a interação entre fratura frágil e o colapso plástico, é apresentada na equação 3.4. Esta aproximação considera três hipóteses: o material é elastoplástico perfeito, a geometria consiste em uma placa com trinca central com dimensões conhecidas e existência de estado plano de tensões.

$$K_{eff} = \sigma_e \beta \sqrt{\pi a} \left[\frac{8}{\pi^2} \ln \left(\sec \left(\frac{\pi \sigma}{2 \sigma_e} \right) \right) \right]^{1/2} \quad (3.4)$$

onde K_{eff} é a aproximação do parâmetro fractomecânico que leva em conta a interação com plasticidade, β é o fator de forma que, para a geometria considerada, terá como valor $\beta=1$ e σ_e é a tensão de escoamento da estrutura. Devido a estrutura ser um modelo de estado plano de tensões, esta tensão será igual à tensão de plastificação do material, mas para um estado de tensões triaxiais a tensão de plastificação vai depender da tensão de escoamento e do nível de triaxialidade das tensões aplicadas.

Ao fazer o quociente K_I/K_{eff} , é possível escrever:

$$\frac{K_I}{K_{eff}} = \frac{\sigma \beta \sqrt{\pi a}}{\sigma_e \beta \sqrt{\pi a}} \left[\frac{8}{\pi^2} \ln \left(\sec \left(\frac{\pi \sigma}{2 \sigma_e} \right) \right) \right]^{-1/2} \quad (3.5)$$

Na equação 3.5, o fator de forma β , que leva em conta a geometria é eliminado. Desta forma, a expressão se torna válida para qualquer geometria e condição de contorno. Por outro lado, ao substituir a tensão de escoamento σ_e pela tensão de colapso plástico σ_c , que dependerá de cada geometria e nível de triaxialidade das tensões atuantes, observa-se que a relação não é válida somente para o estado plano de tensões, mas também para qualquer outro estado tensional.

Substituindo, na equação 3.5, o parâmetro adimensional K_r pelo quociente K_I/K_{eff} e o parâmetro S_r pelo quociente σ/σ_c , se obtém a equação 3.6.

$$K_r = S_r \left[\frac{8}{\pi^2} \ln \left(\sec \left(\frac{\pi S_r}{2} \right) \right) \right]^{-1/2} \quad (3.6)$$

Ao plotar o gráfico da equação 3.6, tem-se a curva limite utilizada pelo método R6. Esta última equação é a base do método R6, esta curva tem forma similar a apresentada na Figura 3.1. A forma de utilizar o método R6 consiste em identificar no domínio o defeito em análise, calculando o parâmetro K_r como o quociente entre o fator de intensidade de tensões correspondente ao defeito avaliado, considerando o estado de tensões que atua sobre ele, dividido pela tenacidade do material, K_{mat} . Ou seja, este fator mede o quão próximo se está do limite de colapso pela propagação da fratura elástica. Por outro lado, o determina-se o parâmetro S_r como o quociente entre a tensão trativa aplicada no defeito e a tensão de colapso para o problema. Este fator indica o quão longe se está da situação de colapso plástico, situação que aconteceu quando $\sigma = \sigma_c$, ou seja $S_r = 1$. Se o ponto identificado com as coordenadas calculadas está dentro da curva limite definida pela equação 3.6, se considera que a trinca não é crítica, se o ponto está na parte externa da curva, o defeito avaliado é considerado crítico.

A distância entre o ponto que define o estado de criticidade do defeito e a curva limite definida pela equação 3.6 definem o nível de segurança do defeito analisado. A região onde o ponto está localizado no diagrama dá a informação sobre o tipo de colapso: se o ponto está mais próximo do eixo K_r , será esperada uma fratura frágil, se está próximo ao eixo S_r , será esperado um tipo de colapso dúctil.

Ajustes posteriores do método R6 tem permitido melhorar as previsões, atualmente as normas de adequação ao uso empregam curvas que incluem a avaliação do tipo de encruamento do material, desta forma o quociente S_r poderá ser maior que 1.

Algumas versões de curvas FAD calculam o fator S_r , também chamado de L_r por algumas normas, como a API 579, como o quociente entre a tensão de referência (que leva em conta a tensão trativa aplicada, a geometria e o nível de triaxialidade do problema) e a tensão de escoamento σ_e . A figura 3.1 apresenta um diagrama onde se indica uma das metodologias utilizadas para calcular as curvas FAD. A curva apresentada em linha tracejada representa o método R6, em linha contínua apresenta-se o novo limite considerado pelas normas onde o

limite abrupto no eixo das abcissas é definido em função do grau de encruamento do material utilizado, quanto maior encruamento do material, S_r (ou L_r) limite será mais elevado.

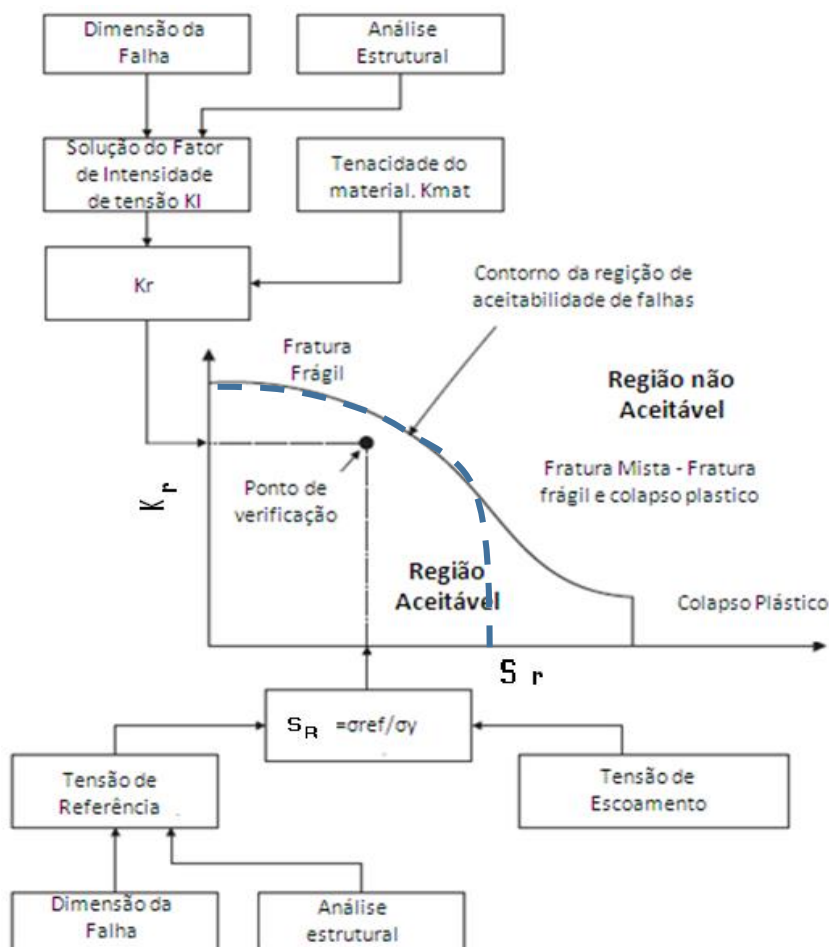


Figura 3.1 – Diagrama FAD típico (Anderson et al, 2000, adaptado)

3.3 Vasos de pressão

Conforme Telles (2007) o nome vaso de pressão designa genericamente todos os recipientes estanques, de qualquer tipo, dimensão, formato ou finalidade, capazes de conter um fluido pressurizado. Destinam-se, fundamentalmente, a três aplicações básicas:

- Armazenamento de fluidos sob pressão – justificado pela necessidade de armazenar grandes quantidades de produtos em pequenos volumes;
- Processamento de gases e líquidos – em função de exigências termodinâmicas, pois diversas transformações físicas e reações químicas ocorrem somente em ambientes pressurizados.
- Acumulação intermediária de gases e líquidos em processos industriais – para evitar desperdício de energia com compressões e descompressões desnecessárias, estabilizando a operação e compensando variações transitórias de vazão e nível.

As tensões que podem estar atuando na parede de um vaso de pressão, em consequência dos diversos carregamentos solicitantes, podem ser classificadas em tensões primárias, tensões secundárias e tensões localizadas máximas.

Tensões primárias: são as tensões que se desenvolvem no material para satisfazer as condições de equilíbrio estático em relação aos diversos carregamentos atuantes, tais como pressão (interna ou externa), pesos, ação do vento, dentre outros. As tensões primárias podem ser normais (de tração ou compressão) ou de cisalhamento. As tensões normais podem, ainda, ser de membrana ou de flexão. As tensões de membrana, em vasos submetidos à pressão

interna, são sempre de tração, porque o elemento de parede do vaso tende a aumentar de dimensão. As tensões de flexão são pequenas nos casos em que o diâmetro do vaso é muito grande em relação à espessura de parede. Nestes casos, pode-se aproximar o valor da tensão máxima na parede com a tensão máxima de membrana.

Tensões secundárias: são as tensões que resultam de restrições geométricas no próprio vaso ou em estruturas a ele solidárias e de dilatações diferenciais. São causadas por restrições à livre dilatação ou contração de qualquer parte do vaso. A característica básica das tensões secundárias é o fato de serem aliviadas em consequência de pequenas deformações plásticas ou de escoamento local do material, o valor máximo que podem atingir é o próprio limite de elasticidade do material, se houver um deslocamento maior, consequentemente haverá uma deformação maior, permanecendo a tensão máxima com o mesmo valor.

Tensões localizadas máximas: são os valores máximos locais das tensões em uma região limitada onde ocorra uma concentração de tensões. Tais concentrações ocorrem, devido a descontinuidades geométricas no vaso (regiões com transição de formato, aberturas, reforços, etc.) e descontinuidades localizadas de pequena extensão (soldas com penetração incompleta, defeitos de solda, etc.). Em geral não são perigosas, pelo fato de atuarem em áreas muito pequenas, entretanto, é necessário evitar valores muito altos, pois estas tensões podem dar origem a trincas por fadiga, corrosão sob tensão e iniciação de fratura frágil no material.

3.4 Códigos de projeto vs. normas de adequação ao uso

De acordo com Anderson, 2005, os códigos de projeto não consideram o fato de que os equipamentos degradam-se durante o serviço e não admitem a presença de algumas descontinuidades oriundas da fabricação ou da degradação em operação, que podem ser encontradas em inspeções posteriores.

Para Donato, 2007, os critérios de aceitação dos códigos de projeto são definidos de maneira arbitrária, no caso de equipamentos novos, apenas comparam as dimensões das descontinuidades encontradas com os valores limites abordados. Ademais, os códigos não reconhecem danos como redução de espessura localizada causada por processos corrosivos, desvios de forma relacionados à ciclos térmicos, entre outros efeitos de degradação.

Segundo Martins, 2009, muitas das ocorrências consideradas inaceitáveis pelos códigos de projeto são, na verdade, irrelevantes para a integridade do equipamento, podendo permanecer no equipamento sem a necessidade de realização de reparos.

De acordo com a norma API 579, avaliações de *fitness for service* são avaliações quantitativas de engenharia que são executadas para demonstrar a integridade estrutural de um componente em serviço, que pode conter uma falha ou defeito.

3.5 Norma API 579

A norma API RP 579-1 / ASME FFS-1 - *Fitness-For-Service* foi desenvolvida pelo *American Petroleum Institute* (API) com o objetivo de proporcionar orientação para realização de avaliações de adequação ao uso para as falhas mais comuns encontradas na indústria de refino e petroquímica que ocorrem em vasos de pressão, tubulações e tanques. No entanto, os procedimentos de avaliação também podem ser aplicados às falhas encontradas em outras indústrias. As orientações fornecidas na norma podem ser usadas para tomar decisões se os equipamentos sob pressão contendo as falhas identificadas podem continuar operando de forma segura.

A norma foi criada para complementar os requisitos das normas API voltadas para inspeção de segurança em vasos de pressão, tubulações e tanques de armazenamento, com os objetivos de garantir a segurança enquanto um equipamento não novo continua a operar, otimizar a manutenção, manter a disponibilidade das plantas e aumentar a viabilidade econômica a longo prazo [Anderson, 2005].

3.5.1 Estrutura da Norma

A API 579 possui onze procedimentos de avaliação, organizados por tipo de descontinuidade ou mecanismo de dano, conforme resumido na Tabela 3.1. A norma contém ainda uma série de anexos com informações que são requeridas em todas as seções da norma que contém procedimentos de avaliação.

Tabela 3.1 – Seções com procedimentos de avaliação

Seção	Descontinuidade ou mecanismo de dano
3	Fratura frágil
4	Perda de metal generalizada
5	Perda de metal localizada
6	Corrosão por pite
7	Danos por hidrogênio
8	Desalinhamento de solda e deformações de casco/tampo
9	Descontinuidade tipo trinca
10	Operação em regime de fluência
11	Danos por fogo
12	Amassamentos, cavidades ou combinação de ambas
13	Defeitos de laminação.

Cada procedimento de avaliação fornece três níveis de avaliação, com diferentes quantidades de informações necessárias e níveis de conservadorismo dos resultados.

Nível 1: Procedimentos conservativos com o mínimo de informações provenientes da inspeção e dados do equipamento.

Nível 2: Procedimentos que produzem resultados mais detalhados e menos conservativos, em comparação aos obtidos pelo Nível 1. A quantidade de informações necessárias para obtenção dos resultados é similar à do Nível 1, no entanto, os cálculos são mais detalhados.

Nível 3: Procedimentos mais detalhados e que produzem resultados menos conservativos dos que aqueles obtidos pelo Nível 2, baseados em análise numérica (método dos elementos finitos, por exemplo).

4. METODOLOGIA

No presente capítulo, descreve-se a norma utilizada para a realizar a avaliação de adequação ao uso no equipamento em estudo e a ferramenta desenvolvida para a realização dos cálculos necessários.

4.1 Rotina computacional de cálculos

Para a avaliação da integridade estrutural do vaso de pressão em estudo, elaborou-se uma planilha em software Microsoft Excel, na qual foi inserido o equacionamento contido na Seção 9 da norma API 579, que trata sobre a avaliação de defeitos do tipo trinca planar.

De modo a verificar a rotina computacional, um problema cuja solução é conhecida foi testado no programa. O problema utilizado foi um exemplo resolvido, contido no documento API 579-2/ASME FFS-2 2009 - *Fitness for Service Example Problem Manual*. Os resultados da comparação são mostrados na Tabela 4.2. Como a diferença entre os resultados mostrados no documento e os resultados obtidos na rotina de cálculo foi pequena, na ordem de 1%, considerou-se a rotina como adequada para utilização. A planilha de cálculo encontra-se no Apêndice I.

Tabela 4.2 – Comparação dos resultados apresentados no documento *Fitness for Service Example Problem Manual* e na rotina de cálculos

Problema Avaliado	Documento	Rotina de Cálculo	Diferença
Exemplo resolvido nº 5 do documento	0,486; 0,789	0,492; 0,796	1,23%; 0,89%

5. PROBLEMA EM ESTUDO

O equipamento em análise é um vaso de pressão instalado em uma indústria frigorífica na cidade de Chapecó/SC. O equipamento faz parte do sistema de refrigeração da planta, que é composto por uma série de vasos e tubulações interconectados, que comprimem e bombeiam o refrigerante para os ambientes, com a finalidade de resfria-los ou congela-los a uma temperatura específica.

O vaso de pressão, fabricado no ano de 2005, é constituído de um casco cilíndrico horizontal e dois tampos elípticos. As características dimensionais, de projeto e de operação, encontram-se na tabela 5.1 e na figura 5.1. As propriedades mecânicas do material construtivo foram obtidas da norma ASME Section II, (2004) Part D.

Tabela 5.1 - Características dimensionais, de projeto e de operação do equipamento avaliado.

Norma de Projeto	ASME VIII Divisão 1, Edição 2004
Formato do vaso	Casco cilíndrico horizontal, tampos elípticos
Fluido	Amônia
Pressão Máxima de Operação	12 kgf/cm ²
Pressão Máxima de Trabalho Admissível (PMTA)	16 kgf/cm ²
Temperatura de Operação	25°C (ambiente)
Material Construtivo	ASTM SA-515 Gr 70
Tensão de Escoamento	260 MPa
Módulo de Elasticidade do Material	2,02 GPa
Espessura mínima inspecionada (corpo cilíndrico)	9,58 mm
Diâmetro externo	1030,00 mm
Diâmetro interno	1010,84 mm
Comprimento do corpo cilíndrico	3485 mm
Comprimento total do vaso	4385 mm

Durante a realização de uma inspeção de segurança periódica, detectou-se a presença de uma trinca superficial no casco cilíndrico, com orientação paralela ao cordão de solda circunferencial, na superfície externa do casco cilíndrico.

As dimensões da trinca foram obtidas através da realização de ensaios não destrutivos: o comprimento da trinca foi determinado através do ensaio de líquidos penetrantes e a profundidade máxima foi estimado através do ensaio de ultrassom por varredura. Os ensaios permitiram constatar que a trinca possui um comprimento de 18,4 mm e uma profundidade máxima de 4,4 mm.

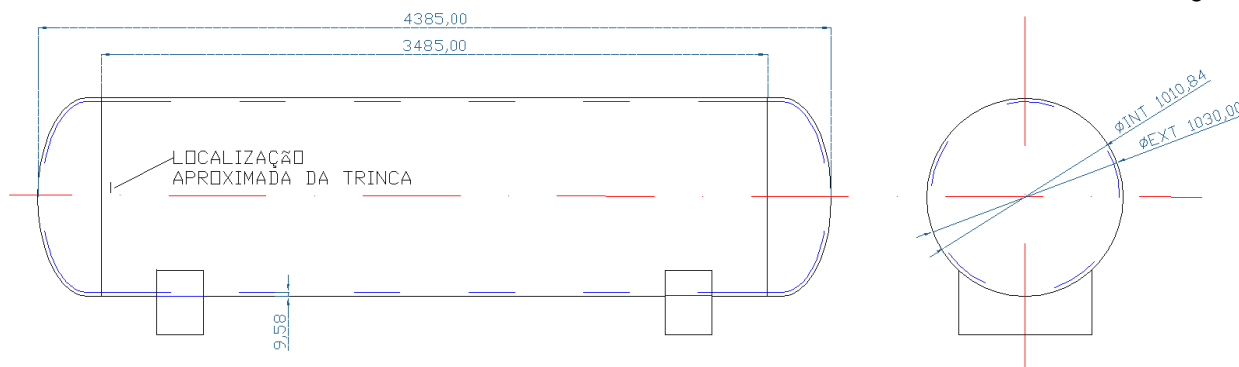


Figura 5.1 – Croqui do vaso de pressão em estudo, dimensões em milímetros



Figura 5.2 – Foto do Vaso de pressão em estudo

5.1 Procedimentos para avaliação de trincas segundo a seção 9 da API 579

O nível 1 de análise, mais conservativo, consiste em calcular o tamanho máximo admissível do defeito e compara-lo com o tamanho do defeito existente. Se o tamanho do defeito for menor que o tamanho máximo admissível, o componente está em condição aceitável para continuar operando. Se o componente não estiver adequado de acordo com os requisitos do nível 1, recomenda-se realizar uma análise de nível 2, que proporciona uma avaliação mais detalhada, na qual é empregada a metodologia do digrama FAD.

Neste trabalho, realizou-se uma análise de nível 2, tendo em vista que a análise de nível 1 é muito conservativa e não detectaria o efeito das variações de parâmetros, que é um dos objetivos específicos do trabalho.

6. RESULTADOS E ANÁLISES

Em razão das características de projeto do equipamento, algumas considerações e simplificações podem ser feitas. Para o cálculo das tensões primárias, considerou-se apenas as tensões primárias de membrana. As tensões primárias de flexão foram consideradas desprezíveis, pois o diâmetro do vaso é muito grande em relação à espessura da parede. Como não existem descontinuidades geométricas próximas da trinca e nem gradientes térmicos, desconsidera-se a existência de tensões secundárias.

6.1 Análise do Vaso de Pressão

A avaliação foi feita em duas regiões de interesse: na região próxima à borda da trinca (ângulo $\varphi = 0^\circ$) e na região da base da trinca (ângulo $\varphi = 90^\circ$). A figura 6.1 mostra como estes ângulos são dispostos. O Apêndice I mostra os resultados obtidos em cada etapa do procedimento, até se chegar nos valores de interesse, que são as coordenadas dos pontos dentro do Diagrama FAD.

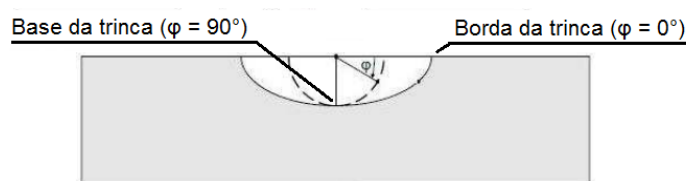


Figura 6.1 – Representação do ângulo elíptico da trinca superficial

Os resultados obtidos foram $L_r = 0,33$ e $K_r = 0,30$ para a região da borda da trinca, e $L_r = 0,33$ e $K_r = 0,46$, para a região da base da trinca. Ao plotar os pontos no diagrama FAD, visualiza-se que ambos estão dentro na região segura, o que significa que o vaso de pressão está apto para permanecer em operação, mesmo com a presença da trinca.

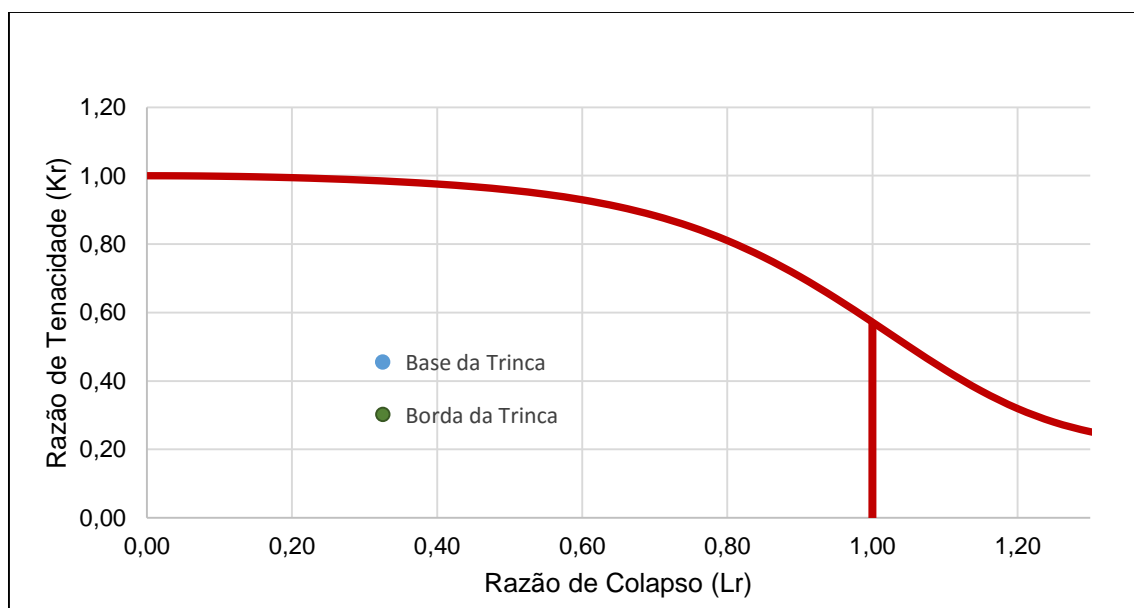


Figura 6.2 – Diagrama FAD para a trinca do vaso de pressão

O aumento da razão de tenacidade em direção à base da trinca, se deve ao fato de que as tensões atribuídas as cargas primárias e residuais são maiores nesta região. Quando maior o valor de K_r , mais alta é a chance da ocorrência de fratura frágil.

6.2 Estudo Paramétrico

O objetivo deste item é realizar o procedimento de avaliação variando alguns parâmetros de entrada, permitindo, desta forma, analisar como cada parâmetro influencia no comportamento do diagrama FAD, ou seja, como cada parâmetro contribui para afastar ou aproximar o ponto do limite de segurança. Em cada análise, buscou-se utilizar faixas de valores que permitam a visualização do comportamento dos resultados dentro da região de aceitação e dos valores com os quais o resultado entra na região de não aceitação.

A partir dos resultados obtidos na figura 6.1, nota-se que a região da base da trinca ($\phi = 90^\circ$) é a mais crítica, por apresentar razão de tenacidade maior. Por esse motivo, as análises a seguir serão feitas somente nesta região da trinca.

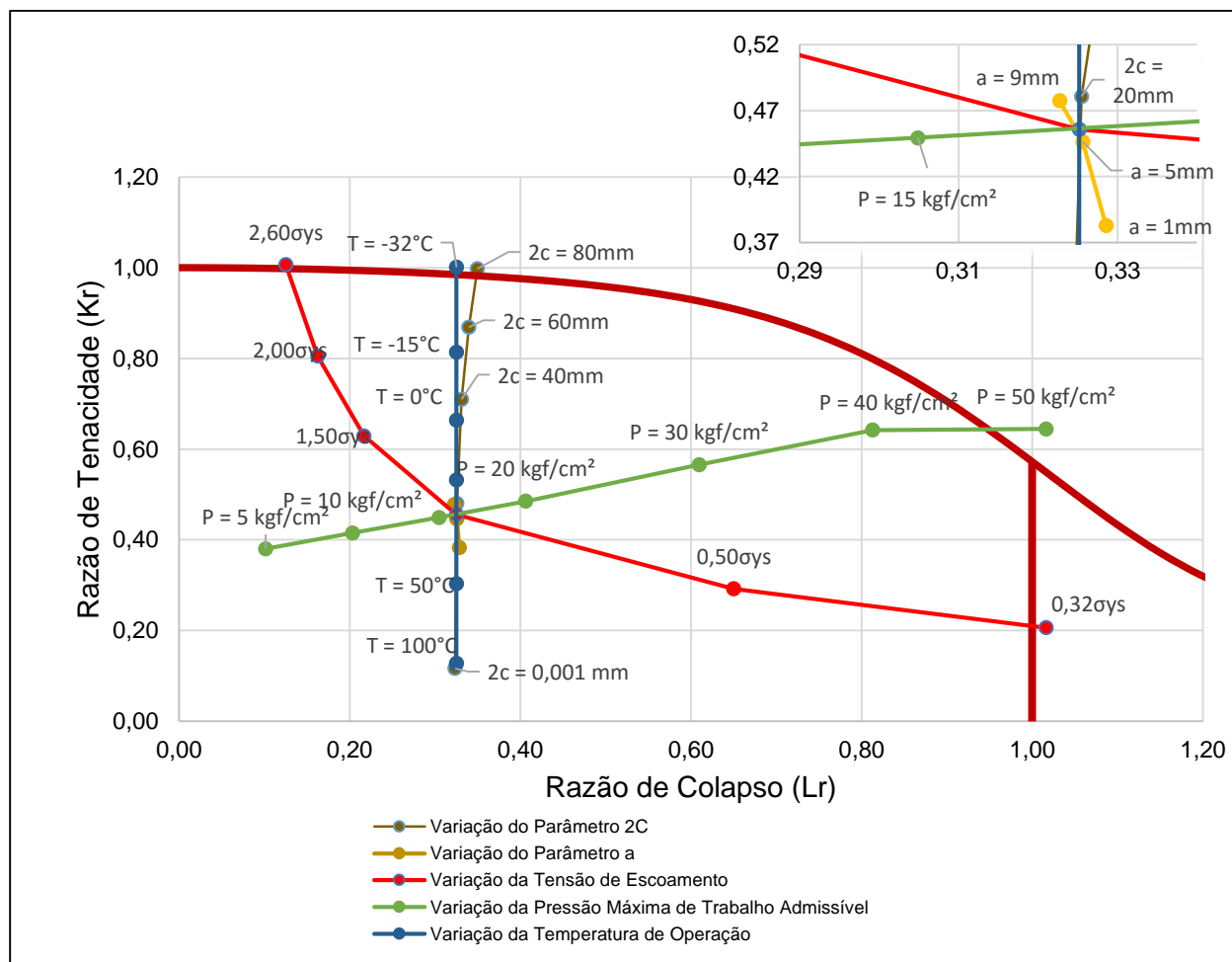


Figura 6.3 – Diagrama FAD para avaliação da trinca do vaso de pressão com variação de parâmetros

Uma maneira alternativa de representar os resultados, em termos de coeficientes de segurança, é apresentada na figura 6.4. Para a determinação dos coeficientes, traçou-se uma reta entre a origem do sistema de coordenadas e a linha do limite da região de segurança, que intercepta o ponto em estudo. Fez-se o quociente entre o comprimento total da reta e o comprimento do segmento entre a origem do gráfico e o ponto em estudo.

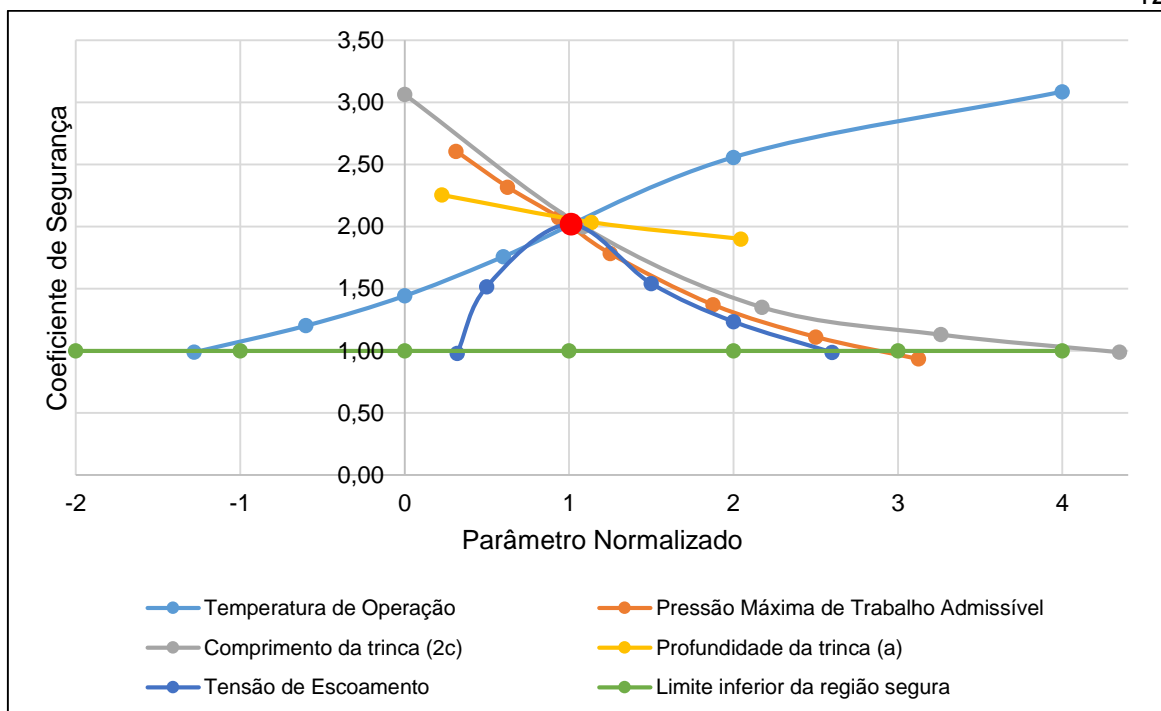


Figura 6.4 – Visualização dos resultados das variações de parâmetros em termos de coeficientes de segurança

6.2.1 Variação da temperatura de operação

Observa-se na figura 6.3 que os pontos no diagrama FAD se deslocam para cima ao diminuir a temperatura de operação, aumentando a criticidade pelo maior risco de fratura frágil. Ao reduzir a temperatura de operação até aproximadamente -32°C , o ponto no diagrama fica posicionado na região de não-aceitação. Ao aumentar a temperatura, os pontos se deslocam na direção vertical para baixo, afastando do limite do diagrama. Isto ocorre porque a diminuição de temperatura torna o material mais frágil, e a elevação torna o material mais dúctil. Observa-se na figura 6.4 que o coeficiente de segurança aumenta à medida que a temperatura de operação do equipamento aumenta.

6.2.2 Variação da pressão máxima de trabalho admissível

A figura 6.3 mostra que, ao aumentar a pressão de operação, ocorrem mudanças em L_r e K_r , porém mais fortemente na direção de L_r (razão de colapso). Neste caso, a ruptura apresentaria característica mais dúctil. Esse comportamento acontece pelo fato das tensões primárias de membrana aumentarem consideravelmente com o aumento da pressão. Para o vaso em estudo, a aplicação de pressão de 50 kgf/cm^2 causaria o rompimento dúctil da trinca. Observa-se na figura 6.4 que o coeficiente de segurança diminui à medida que a pressão aplicada aumenta.

6.2.3 Comprimento da Trinca (2c)

Ao aumentar o comprimento da trinca, verifica-se na figura 6.3 que ocorrem mudanças tanto na razão de tenacidade como na razão de colapso, porém, mais fortemente na direção da razão de tenacidade, neste caso a ruptura tem característica mais frágil. Esse comportamento acontece devido ao fato de que, ao aumentar o tamanho da fissura, também aumenta mais rapidamente o fator de intensidade de tensões no defeito aumentando a chance de ocorrer uma ruptura frágil. Para a situação em estudo, o equipamento sai da condição de segurança

quando a trinca atinge um comprimento de cerca de 80 mm. A figura 6.4 mostra a diminuição do coeficiente de segurança a medida que o comprimento da trinca aumenta.

6.2.4 Profundidade da Trinca (a)

A avaliação consistiu em analisar uma faixa de profundidade de trinca entre 1 e 9 mm. Observa-se que existe uma pequena variação no valor de K_r . Verifica-se na Figura 6.3 que o valor da profundidade da trinca exerce pouca influência no diagrama FAD. A figura 6.4 aponta uma pequena diminuição do coeficiente de segurança ao aumentar a profundidade da trinca.

6.2.5 Tensão de escoamento do material.

Para avaliar o efeito do material construtivo no comportamento do Diagrama FAD, a figura 6.3 mostra o que ocorre ao variar a tensão de escoamento do material. É possível visualizar que um equipamento fabricado com material cujo a tensão de escoamento for muito elevada, aumenta-se a criticidade para ocorrência e fratura frágil.

A figura 6.3 mostra que, utilizando um material construtivo com uma tensão de escoamento cerca de 0,32 vezes a tensão do material SA-515 Gr 70, o equipamento sairia da condição de segurança devido ao risco de fratura dúctil. Por outro lado, considerando um material construtivo com uma tensão de escoamento aproximadamente 2,6 vezes superior à do material construtivo do vaso, o equipamento novamente sairia da condição de segurança, devido ao risco de fratura frágil. A figura 6.4 mostra a diminuição do coeficiente de segurança ao variar o valor da tensão de escoamento do material.

7. CONCLUSÕES

Durante o desenvolvimento do trabalho, buscou-se avaliar a integridade estrutural e o comportamento de aceitabilidade de um vaso de pressão com um defeito do tipo trinca planar. Através deste estudo, foi possível concluir que a metodologia *fitness for service* apresentada na norma API-579, mostrou-se uma ferramenta adequada para avaliar a criticidade de defeitos do tipo trinca planar, pois os resultados obtidos correspondem ao que era esperado de acordo com os conceitos de mecânica da fratura.

Concluiu-se também que o vaso de pressão em estudo está apto para o serviço, mesmo com a presença do defeito, podendo manter-se em funcionamento, sob as mesmas condições operacionais.

Os resultados obtidos na análise paramétrica estão de acordo com os resultados esperados a partir dos conceitos da mecânica da fratura: o aumento do comprimento da trinca ($2c$), da profundidade da trinca (a) e da tensão de escoamento do material (σ_{ys}), bem como a diminuição da temperatura de operação, aumentam a criticidade para a ocorrência de fratura frágil do defeito, enquanto que o aumento da pressão aplicada (P) e a diminuição da tensão de escoamento do material (σ_{ys}) aumentam a criticidade para a ocorrência de fratura dúctil do defeito.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Anderson, T. L., Osage, D. A.; **“API 579: a comprehensive fitness-for-service guide”**, International Journal of Pressure Vessels and Piping, vol. 77, pp 953-963, 2000.

Anderson, T. L.; **“Fracture Mechanics – Fundamentals and Applications”**, Taylor & Francis Group, 3rd edition, 2005.

API 579-1/ASME FFS-1, **“Fitness-For-Service”**, 2nd Edition, 2007.

API 579-2/ASME FFS-2, **“Fitness-For-Service – Example Problem Manual”**, 2009.

ASME, Section II, Part D, **“Material Properties (Metric)”**. 2007

Donato, G. V. P.; **“Avaliação de integridade estrutural API 579/ASME FFS-1 Fitness for Service”**, Vitória, 2008.

Kaninen M. F. & Popelar C. F. **“Advanced Fracture Mechanics”**, Oxford University Press, 1985.

Machado, R. O.; **“Análise de criticidade de descontinuidade em um bocal de um vaso de pressão”**. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2011.

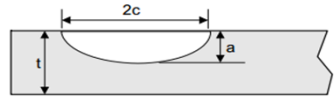
Martins, F. J. S.; **“Análise da possibilidade de crescimento subcrítico de descontinuidades durante a realização de testes hidrostáticos em vasos de pressão e seus possíveis efeitos”**. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2009.

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. 83. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2009.

Strohaecker, T. R.; **“Mecânica da Fratura”**. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 1999.

Telles, P. C. S.; **“Vasos de Pressão”**, LTC, Brasil, 2^a edição, 2007.

APÊNDICE I - Cálculos da Análise de Nível 2

#	Parâmetros	Símbolo	Unidade	Avaliação
1	Dados do Material			
2	Material de Construção	---	---	SA-515 Gr 70
3	Tensão de Escoamento	σ_{ys}	kgf/cm ²	2651,23
4	Tensão Limite de Resistência	σ_{uts}	kgf/cm ²	4945,62
5	Dados de Projeto			
6	Pressão de Projeto	Pp	kgf/cm ²	16
7	Temperatura de Projeto	Tp	°C	25
8	Diâmetro Interno do Casco Cilíndrico	Di	mm	1010,84
9	Espessura do Casco Cilíndrico	t	mm	9,58
10	Tratamento Térmico para Alívio de tensões? (S ou N)	---	---	N
11	Dimensões da Trinca			
12	Comprimento da trinca	2c	mm	18,4
13	Profundidade da trinca	a	mm	4,4
14	Posição da Trinca (E = externa ou I = interna)	---	---	E
15	Passo 1: Determinar a pressão, temperatura e carregamentos combinados adicionais a serem utilizados na avaliação.			
16	Pressão de Avaliação	Pp	kgf/cm ²	16
17	Temperatura de Avaliação	Tp	°C	25
18				
19	Passo 2: Determinar a distribuições de tensões no local da descontinuidade devido aos carregamentos determinados no Passo 1 e classificar estas tensões como tensões primárias, secundárias ou residuais. O anexo B1 da norma contém métodos para análise de tensões em componentes que apresentam descontinuidades.			
20	Tensões Primárias Membrana: $Pm = P * (D/2t + 0,6)$	Pm	kgf/cm ²	853,725261
21	Tensões Primárias Flexão: Pb	Pb	kgf/cm ²	0
22	Tensões Residuais Membrana: $\sigma Rm = \sigma ys$ (sem TTAT)	σRm	kgf/cm ²	2651,23
23	Tensões Residuais Membrana: $\sigma Rm = 0,2 * \sigma ys$ (com TTAT)	σRm	kgf/cm ²	530,246
24	Tensões Residuais - σRb	σRb	kgf/cm ²	0
25				
26	Passo 3: Determinar a tensão de escoamento, ruptura e tenacidade à fratura (Kmat) do material para as condições determinadas no Passo 1. As tensões de escoamento e ruptura são estabelecidas usando-se valores reais ou nominais. A tenacidade à fratura é estabelecida com base em valores reais, médios, ou uma estimativa "lower-bound" (conservativa). O parágrafo F.4.4 da norma fornece uma metodologia para estimar a tenacidade à fratura do material, que requer o conhecimento da temperatura de referência do material, obtida na tabela 9.2 da norma.			
27	Tensão de escoamento do material	σ_{ys}	kgf/cm ²	2651,23
28	Tensão limite de resistência	σ_{uts}	kgf/cm ²	4945,62
29	Temperatura de Referência - Seleção da Figura. Figura 9.12 - Chapa plana com trinca paralela a junta soldada; Figura 9.13 - Cilindro com trinca paralela a junta longitudinal; Figura 9.14 - Cilindro com trinca perpendicular a junta longitudinal; Figura 9.15 - Cilindro com trinca paralela a junta circunferencial; Figura 9.16 - Cilindro com trinca perpendicular a junta circunferencial; Figura 9.17 - Esfera com trinca paralela a junta circunferencial; Figura 9.18 - Esfera com trinca perpendicular à junta circunferencial.	---	---	9.15 M
30	Curva selecionada (1/4t ou 1t)	---	---	1/4t
31	Curva selecionada (A, B ou C)	---	---	C
32	Tensão de Escoamento do material	σ_{ys}	ksi	37,7004906
33	Temperatura de Referência	Tref	°F	10
34	Temperatura de Referência	Tref	°C	-12,22222222
35	Temperatura de Avaliação	T	°C	25
36	Tenacidade à Fratura (F.53) $K_{IC} = 36.5 + 3.084 \exp \left[0.036 (T - T_{ref} + 56) \right]$	K_IC	MPa.m ^{1/2}	124,9314306
37	Tenacidade à Fratura (F.54) $K_{IC} = 33.2 + 2.806 \exp \left[0.02 (T - T_{ref} + 100) \right]$	K_IC	ksi.in ^{1/2}	112,3828695
38				
39	Passo 4: Determinar as dimensões da trinca a partir dos dados da inspeção. A caracterização deverá ser feita de acordo com o item 9.3.6 da norma. 			
40	Comprimento da trinca	2c	mm	18,4
41	Profundidade da trinca	a	mm	4,4
42				

43	Passo 5: Modificar as tensões primárias, a tenacidade à fratura do material, e as dimensões da descontinuidade, aplicando fatores de segurança parciais PSFs, PSFk e PSFa, respectivamente. Se for conhecido que os parâmetros de entrada são estimativas conservativas, então um PSF igual a 1,0 poderá ser utilizado na avaliação. A tabela 9.3 da norma permite a seleção dos PSF's adequados.			
44	Probabilidade de falha (Tabela 9.3)	pf	adimensional	0,001
45	Coeficiente de variação (Tabela 9.3 - nota 3)	COV	adimensional	0,1
46	Coeficiente B0 (Tabela F.11)	B0	adimensional	0,61401
47	Coeficiente B1 (Tabela F.11)	B1	adimensional	0,00022142
48	Coeficiente B2 (Tabela F.11)	B2	adimensional	0,00002105
49	Coeficiente B3 (Tabela F.11)	B3	adimensional	5,9334E-08
50	Coeficiente B4 (Tabela F.11)	B4	adimensional	8,3068E-11
51	Coeficiente B5 (Tabela F.11)	B5	adimensional	2,9452E-13
52	$\Delta T = T - T_{ref}$	ΔT	$^{\circ}F$	67
53	Relação Kmat/KI (Tabela F.11 nota 3) $\frac{K_{mat}^{mean}}{K_I} = \left(\frac{1.0}{B_0 + B_1 \Delta T + B_2 \Delta T^2 + B_3 \Delta T^3 + B_4 \Delta T^4 + B_5 \Delta T^5} \right)$	Kmat/KI	adimensional	1,345432152
54	$K_{mat} = (K_{mat}/K_I) * K_I$	Kmat	MPa.m ^{1/2}	168,0867634
55	$K_{mat} = (K_{mat}/K_I) * K_I$	Kmat	ksi (in) ^{1/2}	151,203526
56	$R_{ky} = \frac{K_{mat}^{mean}}{\sigma_{ys}} C_u$	Rky	in ^{1/2}	4,454404579
57	Parâmetros para Avaliação na Tabela 9.3	a	adimensional	a < 5mm
58		pf	adimensional	0,001
59		COV	adimensional	0,1
60		Rc	adimensional	1
61		Condicional	adimensional	Rky > RC
62		PSF s	adimensional	1,25
63		PSF k	adimensional	1
64	Fatores parciais de segurança	PSF a	adimensional	1
65				
66	Passo 6: Calcular a tensão de referência para as tensões primárias, σ_{ref}^P , a partir das tensões e dimensões da descontinuidade modificadas no Passo 5 e nas soluções para tensão de referência. A tabela D.1 da norma apresenta um sumário de soluções para calcular a tensão de referência.			
67	Comprimento da trinca (convertido para in)	2c	in	0,724409449
68	Comprimento da trinca (convertido para in)	c	in	0,362204724
69	Profundidade da trinca (convertido para in)	a	in	0,173228346
70	Espessura do casco cilíndrico (convertido para in)	t	in	0,377165354
71	Raio interno	Ri	in	19,8984252
72	Tensão de membrana (convertido para psi)	Pm	psi	12139,97321
73	Tensão de Flexão (convertido para psi)	Pb	psi	0
74	Alfa (Equação D.75) $\alpha = \frac{\frac{a}{t}}{1 + \frac{t}{c}}$	Alfa	adimensional	0,224998388
75	G (Equação G.31) $g = 1 - 20 \left(\frac{a}{2c} \right)^{0.75} \alpha^3$	g	adimensional	0,922098763
76	Fator de correção λ (Equação D.7) $\lambda = \frac{1.818c}{\sqrt{R_i t}}$	λ	adimensional	0,240365836
77	Fator de Correção Mt (Equação D.8) $M_t = \left(\frac{1.02 + 0.4411\lambda^2 + 0.006124\lambda^4}{1.0 + 0.02642\lambda^2 + 1.533(10^{-6})\lambda^4} \right)^{0.5}$	Mt	adimensional	1,0217
78	Fator de Correção Ms (Equação D.18) $M_s^{NS} = \frac{1}{1 - \frac{a}{t} + \frac{a}{t} \left(\frac{1}{M_t(\lambda_g)} \right)}$	Ms	adimensional	1,009855972
79	Tensão de Referência (Solução RCSCLE 1 - D.5.10) $\sigma_{ref} = \frac{gP_b + \left[(gP_b)^2 + 9 \left(M_s \cdot P_m \cdot (1-\alpha)^2 \right)^2 \right]^{0.5}}{3(1-\alpha)^2}$	σ_{ref}	psi	12259,62444
80				
81	Passo 7: Calcular a razão de carregamento, L_r^P , através da equação 1.7 com base na tensão de referência (Passo 6) e na tensão de escoamento do material (Passo 3).			
82	Razão de Carregamento (Equação 9.17) $L_r^P = \frac{\sigma_{ref}^P}{\sigma_{ys}}$	Lr	adimensional	0,325184746

83	Passo 8: Calcular a intensidade de tensão atribuída às cargas primárias, K_{I^aP} , utilizando as tensões primárias e a dimensão "a" da descontinuidade modificada (Passo 5). A tabela C.1 da norma apresenta um sumário de soluções para cálculo da intensidade de tensão. Se $K_{I^aP} < 0,0$, considerar $K_{I^aP} = 0,0$.			
84	Raio considerado (interno ou externo)	R	in	20,27559055
85	Raio interno	Ri	in	19,8984252
86	Raio externo	Ro	in	20,27559055
87	Pressão de Projeto Modificada	P	ksi	0,2844
88	β (0°, borda da falha)	β (0°)	adimensional	0
89	β (90°, base da falha)	β (90°)	adimensional	1
90	Fator de Intensidade de Tensão Q (Equação C.15 ou C.16) $Q = 1.0 + 1.464 \left(\frac{a}{c}\right)^{1.65}$ for $a/c \leq 1.0$ $Q = 1.0 + 1.464 \left(\frac{c}{a}\right)^{1.65}$ for $a/c > 1.0$	Q	adimensional	1,433498978
91		t/Ri	adimensional	0,02
92	Parâmetros para determinar Aij	a/c	adimensional	0,48
93		a/t	adimensional	0,46
94	Constante A0,0	A0,0	adimensional	0,995992
95	Constante A0,1	A0,1	adimensional	-0,697
96	Constante A0,2	A0,2	adimensional	2,807357
97	Constante A0,3	A0,3	adimensional	-1,148836
98	Constante A0,4	A0,4	adimensional	-3,85805
99	Constante A0,5	A0,5	adimensional	5,542079
100	Constante A0,6	A0,6	adimensional	-2,13808
101	Coefficiente G0 (Equação C.188) base da falha (90°) $G_0 = A_{0,0} + A_{1,0}\beta + A_{2,0}\beta^2 + A_{3,0}\beta^3 + A_{4,0}\beta^4 + A_{5,0}\beta^5 + A_{6,0}\beta^6$	G0 (base 90°)	adimensional	1,503462
102	Coefficiente G0 (Equação C.188) borda da falha (0°) $G_0 = A_{0,0} + A_{1,0}\beta + A_{2,0}\beta^2 + A_{3,0}\beta^3 + A_{4,0}\beta^4 + A_{5,0}\beta^5 + A_{6,0}\beta^6$	G0 (borda 0°)	adimensional	0,995992
103	Fator de Intensidade de Tensão KI (Equação C.186 ou C.187) Inside Surface, crack face pressure loading is included: $K_I = \frac{pR_0^2}{R_0^2 - R_i^2} \left[2G_0 - 2G_1 \left(\frac{a}{R_i}\right) + 3G_2 \left(\frac{a}{R_i}\right)^2 - 4G_3 \left(\frac{a}{R_i}\right)^3 + 5G_4 \left(\frac{a}{R_i}\right)^4 \right] \sqrt{\frac{\pi a}{Q}}$	KI ^{aP} (base 90°)	ksi (in) ^{1/2}	14,2957766
104	Outside Surface: $K_I = \frac{pR_0^2}{R_0^2 - R_i^2} \left[2G_0 + 2G_1 \left(\frac{a}{R_0}\right) + 3G_2 \left(\frac{a}{R_0}\right)^2 + 4G_3 \left(\frac{a}{R_0}\right)^3 + 5G_4 \left(\frac{a}{R_0}\right)^4 \right] \sqrt{\frac{\pi a}{Q}}$	KI ^{aP} (borda 0°)	ksi (in) ^{1/2}	9,470461594
105				
106	Passo 9: Calcular a tensão de referência para as tensões secundárias e residuais, σ_{ref}^{SR} , baseadas nas tensões secundárias e residuais (Passo 2), nas dimensões da descontinuidade corrigidas (Passo 5), e nas soluções para cálculo da tensão de referência mostradas no Anexo D da norma			
107	Tensões Residuais Membrana: σ_{Rm} com ou sem TTAT	σ_{Rm}	psi	37700,4906
108	Tensões Residuais Flexão: σ_{Rb}	σ_{Rb}	psi	0
109	Tensão de Referência (Equação D.75) $\sigma_{ref}^{SR} = \frac{gQ_b + \left\{ (gQ_b)^2 + 9 \left[M_s Q_m (1-\alpha)^2 \right]^2 \right\}^{0.5}}{3(1-\alpha)^2}$	σ_{REF}	psi	38072,06556
110	Passo 10: Calcular a intensidade de tensões atribuídas as tensões secundárias e residuais, K_{I^aSR} , utilizando as respectivas tensões (Passo 2), nas dimensões da descontinuidade corrigidas (Passo 5), e nas soluções para o fator de intensidade de tensão mostradas no Anexo C. Se $K_{I^aSR} < 0,0$, então fazer $K_{I^aSR} = 0,0$.			
111	Tensões Residuais Membrana: σ_{Rm} com ou sem TTAT	σ_{Rm}	ksi	37,7004906
112	Tensões Residuais Flexão: σ_{Rb}	σ_{Rb}	ksi	0
113	Intensidade das tensões KI na base (90°) (Parágrafo C.5.11) $K_I^{SR} = G_0 \sigma_0 \sqrt{\frac{\pi a}{Q}}$	KI	ksi (in) ^{1/2}	50,50016016
114	Intensidade das tensões KI na borda (0°) (Parágrafo C.5.11) $K_I^{SR} = G_0 \sigma_0 \sqrt{\frac{\pi a}{Q}}$	KI	ksi (in) ^{1/2}	33,45462374
115	Passo 11 - Calcular o fator de interação plástica Φ			
116	Passo 11.1 Se $K_I(SR) = 0$, então $\Phi = 1,0$ e ir para o Passo 12. Caso contrário, calcular $L_r(SR)$.			
117	Fator $L_r(SR)$			Não
118	Razão de carregamento, atribuído às cargas residuais $L_r^{SR} = \frac{\sigma_{ref}^{SR}}{\sigma_{ys}}$	Lr SR		1,009855972
119	Razão de carregamento, determinada no Passo 7 .	Lr P	---	0,325184746
120	Passo 11.2. Determinar ψ e ϕ e determinar Φ/Φ_0			

121	Fator ψ (Tabela 9.4)	ψ	---	0,057
122	Fatores para o Cálculo do Fator ϕ (Tabela 9.7)	C1	---	1,00001
123		C2	---	-2,13907
124		C3	---	-2,38708
125		C4	---	1,90283
126		C5	---	1,89948
127		C6	---	-1,11292
128		C7	---	-0,49834
129		C8	---	0,400603
130	Fator ϕ (Tabela 9.7) $\phi = \left(\frac{C_1 + C_3 (L_r^p)^{0.5} + C_5 L_r^p + C_7 (L_r^p)^{1.5}}{1.0 + C_2 (L_r^p)^{0.5} + C_4 L_r^p + C_6 (L_r^p)^{1.5} + C_8 (L_r^p)^2} \right)$	ϕ	---	0,698223749
131	Passo 11.3. Calcular o fator de interação plástica Φ			
132	Φ_0 considerando $0 < Lr(SR) < 4$ (condição "i")	Φ_0	---	1
133	Fator de interação plástica Φ	Φ	---	1,081635722
134				
135	Passo 12: Calcular a razão de tenacidade, K_r , que representará o valor da ordenada do FAD.			
136	K_{mat} (Passo 5)	K_{mat}	ksi (in) ^{1/2}	151,203526
137	$K_I(P)$ para base da falha (90°) (Passo 8)	$K_I(P)$	ksi (in) ^{1/2}	14,2957766
138	$K_I(P)$ para borda da falha (0°) (Passo 8)	$K_I(P)$	ksi (in) ^{1/2}	9,470461594
139	Fator de interação plástica Φ (Passo 11)	Φ	---	1,081635722
140	$K_I(SR)$ para base da falha (90°) (Passo 10)	$K_I(SR)$	ksi (in) ^{1/2}	50,50016016
141	$K_I(SR)$ para borda da falha (0°) (Passo 10)	$K_I(SR)$	ksi (in) ^{1/2}	33,45462374
142	Razão de Tenacidade K_r para base da falha (90°) $K_r = \frac{K_I^P + \Phi K_I^{SR}}{K_{mat}}$	K_r	---	0,455799912
143	Razão de Tenacidade K_r para borda da falha (0°) $K_r = \frac{K_I^P + \Phi K_I^{SR}}{K_{mat}}$	K_r	---	0,301951806
144				
145	Passo 13: Avaliar os resultados. O ponto de avaliação sobre o diagrama FAD é definido pelo par ordenado (L, r ^P , K, r).			
146	Ponto no diagrama FAD para base da falha (90°)	Lr (Razão de Colapso - eixo x)		0,33
147		Kr (Razão de Tenacidade - eixo y)		0,46
148	Ponto no diagrama FAD para borda da falha (0°)	Lr (Razão de Colapso - eixo x)		0,33
149		Kr (Razão de Tenacidade - eixo y)		0,30