

Universidade Federal  
do Rio de Janeiro  

---

Escola Politécnica

ANÁLISE DE ELEMENTOS FINITOS PARA DETERMINAÇÃO DO FATOR DE  
INTENSIDADE DE TENSÕES EM CORPOS DE PROVA OU ESTRUTURAS  
REAIS SUJEITAS À FADIGA

Felipe Cristaldi Cardoso Caldas

Projeto de Graduação apresentado ao Curso de Engenharia Metalúrgica da Escola Politécnica, Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Engenheiro Metalúrgico.

Orientadores: Prof<sup>o</sup> Oscar Rosa Mattos, D.Sc.  
Eng<sup>o</sup> Rodrigo R. A. Garcia, M.Sc.

Rio de Janeiro  
Março de 2019

ANÁLISE DE ELEMENTOS FINITOS PARA DETERMINAÇÃO DO FATOR DE  
INTENSIDADE DE TENSÕES EM CORPOS DE PROVA OU ESTRUTURAS  
REAIS SUJEITAS À FADIGA

Felipe Cristaldi Cardoso Caldas

PROJETO DE GRADUAÇÃO SUBMETIDO AO CORPO DOCENTE DO CURSO  
DE ENGENHARIA METALÚRGICA DA ESCOLA POLITÉCNICA DA  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS  
REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE  
ENGENHARIA METALÚRGICA.

Examinado por:



Prop Oscar Rosa Mattos, D.Sc.



Engº Rodrigo Roberto Alves Garcia, M.Sc.



Profº César Giron Camerini, D.Sc



Engº Alessandro Santos de Lima, M.Sc

Rio de Janeiro, RJ - Brasil

Março de 2019

Caldas, Felipe Cristaldi Cardoso

Utilização de Elementos Finitos para Determinação do Fator de Intensidade de Tensões em Testes de Fadiga/ Felipe Cristaldi Cardoso Caldas - Rio de Janeiro: UFRJ / Escola Politécnica, 2019.

x, 54, p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Oscar Rosa Mattos

Projeto de Graduação - UFRJ / Escola Politécnica / Engenharia Metalúrgica, 2019.

Referências Bibliográficas: p.51-54

1. Fadiga. 2. BFS. 3. Elementos Finitos 4. Fator de Intensidade de Tensões, I. Mattos, Oscar Rosa. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, Escola Politécnica, Engenharia Metalúrgica. III. Utilização de Elementos Finitos para Determinação do Fator de Intensidade de Tensões em Testes de Fadiga.

*“As pessoas costumam dizer que a motivação não dura sempre. Bem, nem o efeito do banho, por isso recomenda-se diariamente.” Zig Ziglar*

## AGRADECIMENTOS

Primeiramente, gostaria de agradecer aos meu pais, Simone Cristaldi e Dumont Caldas, que sempre me apoiaram em todas as decisões que tomei ao longo da minha vida. Sem vocês não teria conseguido completar mais esta etapa. A toda a minha família que também nunca me abandonaram ao longo dessa trajetória, em especial às minhas irmãs baleias, Ana Carolina e Danielle.

À Equipe Minerva Baja UFRJ, que foi onde eu aprendi coisas que nunca aprenderia em nenhuma sala de aula e, portanto, me tornaram um profissional mais completo. Um grande obrigado ao Matheus Honda Berlandi, Adriano Didico Tebaldi, Frederico Fróes, Rodrigo Ansys de Oliveira, César Augusto, Frederico Araújo, Douglas Vasconcelos e outros, não menos importantes, que estiveram comigo ao longo dos três anos na equipe.

Aos amigos construídos na metalmat, que passaram por essa graduação comigo e se tornaram grandes amigos para vida. Em especial, Flávia Drummond, Luis Fernando, Tota, Guilherme Londres, Carlos Augusto, Pietro, Rodrigo e mais outros tantos.

À galera do IFCS, especialmente, Thiago Brandão, Reanta, Raquel, Steph, Talita, Bernardo, Gláuber, que me ajudaram a construir um pensamento crítico na sociedade em que vivemos, e assim, me tornando um ser humano melhor.

Ao laboratório LNDC, que forneceu toda a estrutura para que este projeto fosse realizado. Um obrigado especial para, Oscar Mattos, Rodrigo Garcia, Emmanuel e Alessandro que deram todo o suporte ao longo do desenvolvimento do trabalho.

A GALP pelo apoio financeiro.

À paixão da minha vida, Ana Carolina do Monte Gonçalves, Quiutty, que ao longo desses 11 anos sempre me ajudou em todos os momentos da minha vida. Paixão, TE AMO!

Resumo do Projeto de Graduação apresentado à Escola Politécnica/ UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Engenharia Metalúrgica.

ANÁLISE DE ELEMENTOS FINITOS PARA DETERMINAÇÃO DO FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÕES EM CORPOS DE PROVA OU ESTRUTURAS REAIS SUJEITAS À FADIGA

Felipe Cristaldi Cardoso Caldas

Março / 2019

Orientador: Oscar Rosa Mattos

Curso: Engenharia Metalúrgica

O projeto aqui desenvolvido, utilizou análise numérica e ensaios experimentais para a determinação da curva do fator de intensidade de tensões,  $K$ , como função da geometria e dimensão estrutural; modo e intensidade do carregamento aplicado; e características da trinca, como localização, comprimento, direção e etc. A norma BS 7910 recomenda uma equação para se determinar, no caso de estruturas reais, o referido parâmetro  $K$  com aplicação até mesmo em juntas soldadas. Entretanto, a aplicação desta equação pode ser extremamente difícil. Além disso, ela não define uma metodologia numérica para este fim. Os resultados obtidos no presente trabalho por simulação numérica foram comparados com diferentes testes experimentais de propagação de trincas por fadiga, comprovando-se a adequabilidade das condições de contorno da simulação, refino da malha e requisitos da máxima plasticidade aceitável dentro do regime linear elástico. Os valores de  $K$  obtidos pela simulação computacional no presente trabalho apresentaram uma excelente concordância com resultados analíticos previamente conhecidos. Por meio da metodologia empregada, tornou-se possível a obtenção de resultados difíceis de obter analiticamente, em alguns casos até mesmo impossível. Além disso, essa torna possível o monitoramento em tempo real da vida remanescente fadiga.

Palavras-chave: Fadiga, Elementos Finitos, Fator de Intensidade de Tensões, Estruturas reais.

Abstract of Undergraduate Project presented to POLI/UFRJ as a partial fulfillment of  
the requirements for the degree of Metallurgical Engineer.

FINITE ELEMENTS ANALISYS FOR DETERMINATION OF THE STRENGTH  
INTENSITY FACTOR IN SAMPLES OR REAL STRUCTURES SUBJECT TO  
FATIGUE

Felipe Cristaldi Cardoso Caldas

March / 2019

Advisor: Oscar Rosa Mattos

Course: Metallurgical Engineering

The design used numerical analysis and experimental tests for determination of the stress intensity factor curve,  $K$ , as a function of geometry and structural dimension; mode and intensity of applied load; and cracking characteristics such as positioning, length, direction, and on. The standard BS 7910 recommends an equation to determine, in the case of real structures, the parameter  $K$  applied even in welded joints. However, the application of this equation can be extremely difficult. Furthermore, it does not define a numerical methodology for this purpose. The results obtained in the present work by numerical simulation were compared with different experimental tests of fatigue with crack propagation, proving the suitability of the simulation's parameters, mesh refining and requirements of the maximum acceptable plasticity within the linear elastic regime. The  $K$  values obtained by the computational simulation in the present work presented an excellent agreement with previously known analytical results. Through the methodology used, it became possible to solve results that would have been difficult to resolve analytically, and in some cases even impossible to be solved. Moreover, this makes it possible to monitor real-time remaining life fatigue.

Keywords: Fatigue, Finite Elements, Stress Intensity Factor.

## Sumário

|  |    |
|--|----|
| 1. INTRODUÇÃO .....  | 1  |
| 1.1. OBJETIVO .....  | 3  |
| 2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....  | 3  |
| 2.1. MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA.....                                  | 3  |
| 2.2. FADIGA .....  | 8  |
| 2.3. TÉCNICAS DE MONITORAMENTO DE TRINCA .....                                 | 15 |
| 2.4. ANÁLISE DE ELEMENTOS FINITOS (AEF).....                                   | 17 |
| 3. MATERIAIS E MÉTODOS .....   | 20 |
| 3.1. MATERIAIS E EQUIPAMENTOS .....  | 21 |
| 3.2. METODOLOGIA.....  | 24 |
| 4. RESULTADOS E DISCUSSÕES.....  | 31 |
| 4.1. ETAPA DE QUALIFICAÇÃO DOS TESTES EXPERIMENTAIS E DA AEF.....              | 31 |
| 4.2. RESULTADOS DA AEF NA DETERMINAÇÃO DO FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÕES..... | 36 |
| 5. CONCLUSÃO .....   | 49 |
| 6. PROJETOS FUTUROS.....   | 50 |
| 7. REFERÊNCIAS.....  | 51 |



## Índice de Figuras

|  |    |
|--|----|
| Figura 1: Esquematização dos três modos de carregamento, adaptado de (ANDERSON, 2017).   | 4  |
| Figura 2: Variação do carregamento pelo tempo em ensaio com amplitude de carregamento constante (adaptado de ANDERSON, 2017), onde $P_a$ é a amplitude do carregamento e $P_m$ é o carregamento médio. | 7  |
| Figura 3: Formação das bandas de deslizamento e esquematização dos estágios de propagação de uma trinca por fadiga, adaptado de (HERTZBERG, 2013).   | 9  |
| Figura 4: Crescimento da trinca do primeiro ao segundo estágio (BURNS et al., 2014).   | 11 |
| Figura 5: Crescimento de trinca em fadiga, sob amplitude constante e condições de escoamento em pequena escala, adaptado de (ANDERSON, 2017).  | 13 |
| Figura 6: Curva representativa de um ensaio de crescimento de trinca por fadiga (ANDERSON, 2017).  | 14 |
| Figura 7: Esquemático de funcionamento da técnica de medição comprimento de trinca por BFS adaptado de (NEWMAN; PIASCIK, 2000).  | 17 |
| Figura 8: Aplicação da ferramenta de Análise de Fratura, denominada SIFS   | 20 |
| Figura 9: Dimensões geométricas da amostra utilizada nos experimentos e na Análise de Elementos Finitos, adaptado de (ASTM-E647, 2015).  | 22 |
| Figura 10: Fotografia da máquina Instron 8801 utilizada nos ensaios.   | 23 |
| Figura 11: Malha típica utilizada na simulação para análise de elementos finitos na amostra CT.  | 26 |
| Figura 12: Placa de largura infinita com trinca central ( $2a$ ), perpendicular à tensão normal, adaptado de (ANDERSON, 2017).   | 27 |
| Figura 13: Ensaio de propagação da pré-trinca no corpo de prova CT em aço X65.   | 29 |
| Figura 14: Foto da colagem do strain gauge na face oposta à trinca no corpo de prova CT.   | 30 |
| Figura 15: Comparação do teste de fadiga da norma (BS 7910, 2015) com resultados das simulações.   | 34 |
| Figura 16: Comparação entre os resultados obtidos em (NEWMAN; YAMADA, 2010) e os resultados das simulações.  | 35 |
| Figura 17: Efeito de diferentes magnitudes de $\sigma$ nos CPs de largura infinita, com trinca central $2a$ .  | 37 |
| Figura 18: Efeito de diferentes magnitudes de $K/\sigma$ nos CPs de largura infinita, com trinca central $2a$ .  | 39 |
| Figura 19: Efeito de diferentes magnitudes de $K/\sigma$ nos CPs de largura infinita, com trinca central $2a$ .  | 41 |
| Figura 20: Efeito de diferentes tamanhos dimensionais e do carregamento no $K$ de um CP do tipo CT.  | 42 |
| Figura 21: Efeito de diferentes magnitudes de $K/\sigma$ de um CP do tipo CT.  | 46 |
| Figura 22: Curva de calibração de $K$ em função do tamanho da trinca para diferentes configurações e comprimentos de trinca.   | 48 |

## Índice de Tabelas

|  |    |
|--|----|
| Tabela 1: Composição química (%) do aço API X65 nos testes e nas simulações. ....  | 21 |
| Tabela 2: Informações gerais das máquinas de acionamento hidráulico e eletromecânico. ....   | 23 |
| Tabela 3: Especificações do modelo de strain gauge utilizado nos ensaios (GARCIA, Rodrigo R. A.; CALDAS; MATTOS, 2016). ....   | 24 |
| Tabela 4: Dados do ensaio de propagação da pré-trinca. ....  | 29 |
| Tabela 5: Comparação entre as medidas de trinca por microscopia ótica (M.O.) e medidas indiretas por BFS.....  | 33 |
| Tabela 6: Parâmetros do teste de fadiga.....   | 34 |
| Tabela 7: Resultados de K para CPs de largura infinita, com trinca central $2a$ , sob diferentes valores de $\sigma$ e $a$ . ....                                    | 37 |
| Tabela 8: Resultados de $fa$ para CPs de largura infinita, com trinca central $2a$ , sob diferentes valores de $\sigma$ e $a$ . ....                                 | 39 |
| Tabela 9: Valores das dimensões geométricas e do carregamento aplicado sobre diferentes configurações de corpo de prova CT1 a CT10.....                              | 42 |
| Tabela 10: Resultados de K para CPs do tipo CT, sob diferentes valores de $\sigma$ e $a$ e dimensões geométricas (CT1 ao CT5).....                                   | 43 |
| Tabela 11: Resultados de K para CPs do tipo CT, sob diferentes valores de $\sigma$ e $a$ e dimensões geométricas (CT6 ao CT10).....                                  | 44 |
| Tabela 12: Valores das dimensões geométricas e do carregamento aplicado sobre diferentes configurações de tubos com trinca interna, $a$ (CONFIG. 1 a CONFIG. 5)..... | 47 |
| Tabela 13: Valores de K obtidos em diferentes configurações de tubos com trinca interna (CONFIG. 1 a CONFIG. 5).....   | 47 |

## 1. INTRODUÇÃO

A fadiga é um fenômeno caracterizada pela nucleação e propagação de trinca, sendo resultado do carregamento cíclico variável. A propagação da trinca pode atingir um tamanho crítico, capaz de um colapso total do elemento mecânico em questão. Para se compreender a complexidade do fenômeno faz-se necessário levar em consideração diferentes fatores, entre os quais, carregamento, geometria, microestrutura do material, processos de fabricação (tensões residuais, acabamento superficial, tratamento superficiais, defeitos, entre outros.), bem como fatores ambientais (temperatura, corrosão, etc.) (MILELLA, 2013), (ANDERSON, 2017), (HERTZBERG; VINCI; HERTZBERG, 2013).

A fadiga é um dos principais fenômenos responsáveis por falhas em componentes mecânicos sujeitos a carregamento dinâmicos. Desse modo, é importante enfatizar que os níveis de tensão em carregamentos estáticos para que o componente seja levado à ruptura é maior que em carregamentos cíclicos. Para ser mais preciso, o colapso do material quando submetido à fadiga tende-se a ter uma tensão inferior ao limite de escoamento do componente (SURESH, 1998).

Desde os tempos de Whöler, os ensaios de fadiga passaram a ser menos comuns, tendo como etapas básicas primeiramente, construir os corpos de prova, para em seguida testá-los em bancadas de testes aplicando os ciclos de carregamento cíclicos e observar até o momento em que o componente falharia por fadiga (ANDERSON, 2017). No caso de teste de componentes em escala real, se ele falha antes do previsto torna-se necessário construir uma nova versão até chegar ao modelo que atenderia aos requisitos do projeto. Isto, no entanto, torna o processo de validação do componente custoso e demorado. Nestes termos, os engenheiros e pesquisadores são obrigados a desenvolver elementos

com altos fatores de segurança, tendo uma maior certeza que o mesmo atenda aos requisitos do projeto.

Contudo, após a década de 60, com surgimento dos computadores, programas computacionais foram desenvolvidos para auxiliar engenheiros nos mais diversos projetos, principalmente em cálculos matemáticos. A utilização dos computadores para solucionar problemas com elementos finitos vem crescendo nos últimos anos ajudando a ter maior precisão e a reduzir o tempo de ensaio dos componentes e, conseqüentemente o custo (TAKAHASHI, 2014).

A Análise de Elementos Finitos (AEF) é um método para aproximar soluções de equações diferenciais, amplamente utilizado em softwares de simulação numérica, que consiste em discretizar o sistema sob análise de vários elementos. O método subdivide um problema maior em partes menores e mais simples, chamadas de elementos finitos. As equações simples que modelam estes elementos são então montadas em um sistema maior de equações que descrevem todo o problema. Elementos finitos usa métodos de cálculo variacional para aproximar uma solução, minimizando uma função de erro associada (AZEVEDO, 2003).

Atualmente, são diversos os campos em que este método pode ser aplicado. Dentre eles tem-se: análise estática linear e não-linear, análise dinâmica, cálculo de frequências de ressonância, cálculo de cargas de flambagem, análise de fadiga, análise térmica, análise de campo acústico, escoamento de fluidos, análise de campos magnéticos, dentre outros (ANSYS INCORPORATION, 2013).

Largamente usado nas indústrias naval, mecânica, aeronáutica, civil e elétrica para simulação de estruturas e dispositivos em geral, o AEF é altamente integrado com o conceito de projeto em engenharia, pois a simulação tem um papel fundamental na

redução de tempo e custos nos projetos, reduzindo a necessidade de criação de modelos em escalas para testes. Além disso, sua disponibilidade em softwares de computadores, faz com que o método se torne mais acessível no mercado (SENGUPTA, 2016).

### 1.1. OBJETIVO

O objetivo deste trabalho é apresentar uma alternativa à solução analítica para o cálculo do fator de intensidade de tensões em diferentes geometrias, corpos de prova ou estruturas reais. Tal metodologia tem como principais vantagens o fato de conseguir resolver, de maneira relativamente simples, para casos em que soluções analíticas poderiam ser complexas ou até mesmo impossíveis de serem encontradas. Além disso, a utilização desta solução alternativa possibilita reduzir consideravelmente o tempo na obtenção dos resultados

## 2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1. MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA

A presença de defeitos em formato de trincas em estruturas metálicas grandes e complexas é tida como uma certeza por engenheiros de projeto. Essas trincas podem ter origem na etapa de construção, montagem ou durante o primeiro período de utilização das mesmas. Quando uma estrutura contém uma trinca, a avaliação da integridade estrutural tradicional, baseada no mecanismo de colapso plástico, pode levar a resultados pouco conservadores ou perigosos. Com isso, a Mecânica da Fratura propõe a utilização de alguns parâmetros, dentre eles o Fator de Intensidade de Tensões,  $K$ , que leva em conta o esforço aplicado na estrutura e a geometria da trinca. Com base neste fator, pode-se tomar decisões a respeito da segurança da estrutura, comparando-se o valor de  $K$  com o

valor de tenacidade à fratura  $K_{Ic}$  do material. Este fator é tratado na Mecânica Elástica Linear de Fratura (MELF). De acordo com a aplicação de carregamento em relação ao plano que contém a trinca podem existir três modos de fratura básicos pelos quais o crescimento de trinca pode ocorrer. No modo I, a tensão é aplicada perpendicularmente ao plano da trinca. Os modos II e III consideram esforços cisalhantes na hora de avaliar a influência do defeito na resistência da placa. Neste trabalho será considerado o crescimento de trincas apenas no modo I, porque a probabilidade de um defeito crescer com essas características é muito maior do que a probabilidade de ocorrência dos modos II e III. Na Figura 1 é possível verificar os três modos básicos de abertura da trinca.

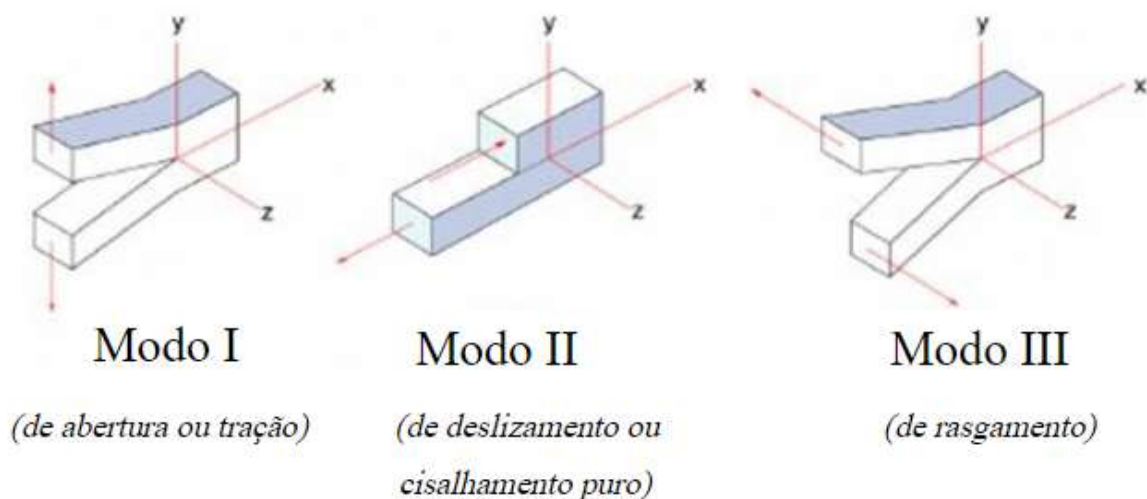


Figura 1: Esquemática dos três modos de carregamento, adaptado de (ANDERSON, 2017).

- O Modo I: carregamento em tração; deslocamento das superfícies da trinca ocorre perpendicularmente ao seu próprio eixo.
- O Modo II: carregamento em cisalhamento; deslocamento das superfícies da trinca acontece paralelo ao seu eixo e perpendicularmente à sua frente de propagação.

- O Modo III: rasgamento ou cisalhamento fora do plano; cujo deslocamento ocorre com uma superfície movendo-se para fora da outra.

Cada um desses modos de carregamento está submetido aos respectivos fatores de intensidade de tensão ( $K_I$ ,  $K_{II}$  e  $K_{III}$ ).

Em função da geometria do material, do comprimento da trinca e do carregamento aplicado é possível calcular o  $K_I$ , as equações serão apresentadas *a posteriori*. Sabe-se que quando  $K_I$  alcança o valor de  $K_{IC}$  (tenacidade à fratura do material no modo I de carregamento) e que este valor é intrínseco do material, o mesmo poderá fraturar (RUCHERT, 2007).

Irwin definiu o fator de intensidade de tensão  $K$ , a partir de métodos analíticos para quantificar tensões na frente de trincas de materiais no regime linear elástico no modo I de carregamento, como pode ser visto na Equação 1, (ANDERSON, 2017).

$$K_I = \frac{\lim_{r \rightarrow 0} \{\sqrt{2\pi r} \sigma_{yy}\}}{f(\theta)} \quad \text{Equação 1}$$

Onde:

- $\sigma_{yy}$  é a tensão normal ao plano da trinca
- $f(\theta)$  ( $\theta = 0$ ) é o ângulo entre a direção longitudinal à frente da trinca e o plano de tensão estudado
- $r$  é o raio da zona plástica

Em alguns casos, como em placas que possuem uma trinca plana passante, com comprimento  $2a$  e com dimensões de comprimento, largura e altura definidas, submetidas no modo I de carregamento com tensão trativa igual a  $\sigma$ , podemos simplificar a expressão para a Equação 1 para a Equação 2 e ainda definir a Equação 3 para corpos com dimensões finitas.

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a} \quad \text{Equação 2}$$

$$K_I = Y \sigma\sqrt{\pi a} \quad \text{Equação 3}$$

Onde:

- Y é o fator de forma que representa um parâmetro ou função adimensional, dependente dos tamanhos e das geometrias da trinca e da amostra

A variação do fator de intensidade de tensão,  $\Delta K$  ( $K_{\text{máx}} - K_{\text{mín}}$ ), de acordo com a norma ASTM E647 (2011) para o corpo de prova do tipo CT, que é o utilizado neste trabalho, é definida pela Equação 4:

$$\Delta K = \frac{\Delta P}{B\sqrt{W}} \frac{(2+\alpha)^3}{(1-\alpha)^2} (0,886 + 4,64 \alpha - 13,32 \alpha^2 + 14,72 \alpha^3 - 5,6 \alpha^4)$$

Equação 4

Onde:

- P é o carregamento
- B é a espessura da amostra
- W é a largura
- $\alpha = a/W$

OBS: Essa equação somente é válida para  $a/W \geq 0,2$ .

Dependendo da geometria e dimensões da peça, é capaz de quantificar o campo de tensões em torno de uma trinca majoritariamente elástica através do fator de intensidade de tensões. Paris (1961), demonstrou a partir de estudos de propagação de trincas que eram definidas pelo  $\Delta K$  e não pelo  $\Delta P$ , que era o que se acreditava na época. Este estudo fez com que fosse possível medir a vida restante de estruturas trincadas e assim deu origem às curvas da/dN vs.  $\Delta K$ . Com a utilização de um corpo de prova com geometria definida e contendo uma trinca, a qual irá se propagar, é possível determinar a



taxa de propagação desta trinca em função da variação do fator de intensidade de tensões aplicado a partir das curvas mencionadas.

Os ensaios para estudo da propagação de trincas por fadiga são realizados através de ciclos de tensões, que nucleiam e provocam propagação de trincas.

A faixa de tensão cíclica, ou variação da tensão é dado pela Equação 5:

$$\Delta P = P_{max} - P_{min} \quad \text{Equação 5}$$

Onde:

- $P_{max}$  é o carregamento máximo
- $P_{min}$  é o carregamento mínimo.

Outros parâmetros importantes são: o carregamento médio, definido como a média aritmética entre a carregamento máximo e a mínimo, e a amplitude, definida como a metade da faixa do carregamento cíclico. A Figura 2 apresenta um esquema de carregamento em ensaios de fadiga. Já a relação entre a tensão mínima e a máxima é dada pela razão de carregamento,  $R$ , ver Equação 6.

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \quad \text{Equação 6}$$

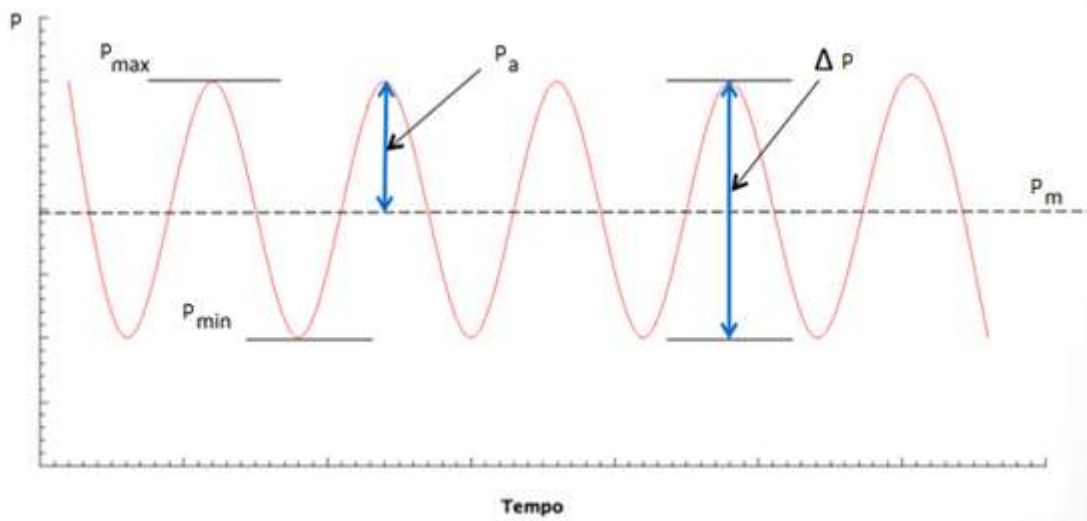


Figura 2: Variação do carregamento pelo tempo em ensaio com amplitude de carregamento constante (adaptado de ANDERSON, 2017), onde  $P_a$  é a amplitude do carregamento e  $P_m$  é o carregamento médio.

## 2.2. FADIGA

Fadiga pode ser definida como: o processo de modificação estrutural permanente, de forma localizada e progressiva, e que pode ocorrer em um material sujeito a variações de tensões e/ou deformações que produzem a nucleação de trincas ou fratura completa, após um número suficiente de ciclos (ANDERSON, 2017). Segundo Dieter (1981), é necessária uma tensão maior para levar o metal a fratura quando este está submetido a uma carga estática do que quando está sob tensões cíclicas.

Existem três principais metodologias para avaliar a fadiga em materiais:

- Metodologia S-N (stress-based), usada em de fadiga de alto ciclo;
- Metodologia  $\epsilon$ -N (*strain-based*), utilizada para fadiga de baixo ciclo;
- Metodologia da/dN- $\Delta K$  (tolerância a defeitos), utilizada em casos onde há

defeito na estrutura. Esta será o foco deste estudo.

### 2.2.1. Nucleação e propagação de trincas

Características como composição química, microestrutura, tamanho de grãos e segregações, além de efeitos de tratamentos prévios, variam o comportamento de diferentes materiais submetidos à fadiga.

Bandas de deslizamento são geradas através dos movimentos cíclicos. Através deles são formadas fendas superficiais, que podem ser chamadas de intrusões e também saliências de forma irregular, que são chamadas de extrusões. Na maioria das vezes, as trincas são nucleadas nas intrusões. A Figura 3 mostra um esquema como ocorre a criação de uma intrusão e uma extrusão a partir de uma sequência de movimentos de

deslizamento. São formadas micro trincas nestas irregularidades, devido aos pontos de concentração provenientes, que são geradas no processo. Estas pequenas trincas se propagam paralelamente, estágio I, aos planos de deslizamento, coincidentes com um plano de máxima tensão cisalhante. Elas só passam a se propagar na direção perpendicular às tensões de tração após atingirem um tamanho suficiente, estágio II (HERTZBERG, 2013); (SCHIJVE, 2008).

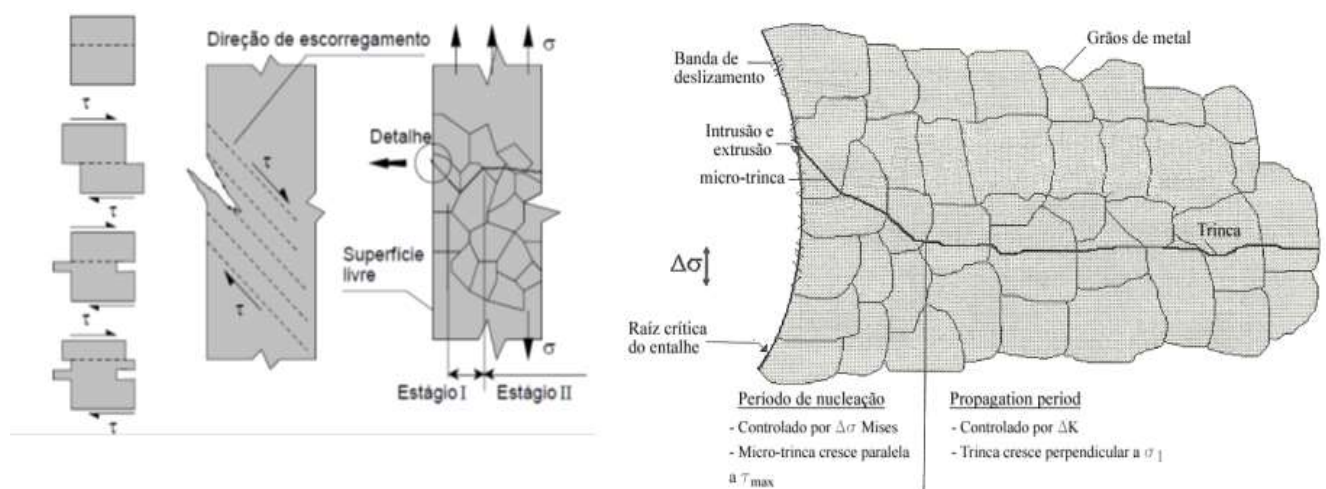


Figura 3: Formação das bandas de deslizamento e esquematização dos estágios de propagação de uma trinca por fadiga, adaptado de (HERTZBERG, 2013).

Na realidade, o fenômeno da fadiga poderia ser dividido em quatro estágios (RUCHERT, 2007). Inicialmente ocorre a nucleação das trincas, com a existência de singularidades ou descontinuidades que, quando formadas, tendem a se propagar ao longo dos planos de alta tensão cisalhante. As singularidades podem estar presentes no material desde o início ou surgir durante a deformação cíclica, podendo ser estruturais ou geométricas.

No primeiro estágio, ocorre o crescimento da trinca em bandas de deslizamento, seguindo a orientação preferencial do grão. Neste estágio, as trincas são geralmente transgranulares, não são visíveis a olho nu e a taxa de propagação é da ordem de angstroms

por ciclo. Elas também são muito sensíveis à microestrutura, à presença de partículas de segunda fase, às mudanças de direção dos planos cristalográficos e aos contornos de grãos (RUCHERT, 2007).

Já no segundo estágio, o comportamento da trinca é de propagação macroscópica, por um plano perpendicular à direção máxima de tensão de tração.

O fator de intensidade da tensão,  $K$ , citado anteriormente, aumenta devido à elevação da tensão aplicada ou ao crescimento da trinca, fazendo com que surjam escorregamentos em planos diferentes do primário, próximos à ponta da trinca, iniciando então o segundo estágio (Figura 4). Neste estágio são formadas estrias que marcam a direção de crescimento da fratura a cada ciclo. Assim, quando incide uma diminuição de carga e/ou uma parada de equipamento, o aumento da trinca cessa momentaneamente e a superfície do material pode ficar marcada pelas sucessivas posições da frente da trinca, originando o que se chama de linhas de praia (repouso). Entretanto, quando é constante a carga que provoca a falha da estrutura por fadiga, as linhas de praia não ocorrem. Além disso, a elevação da tensão pode provocar embotamento da trinca e uma região de deformação plástica. A propagação da trinca neste estágio não depende da orientação do grão, ocorre preferentemente transgranular e a taxa de propagação é da ordem de micrômetros por ciclo (RUCHERT, 2007) (ANDERSON, 2017)

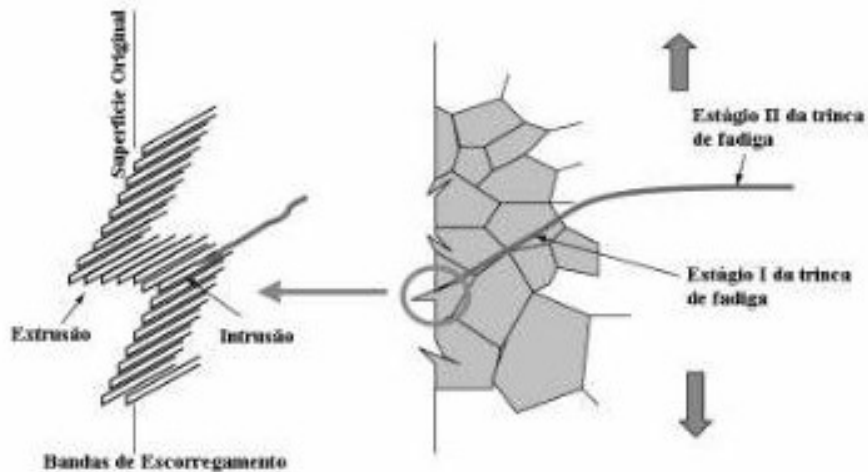


Figura 4: Crescimento da trinca do primeiro ao segundo estágio (BURNS et al., 2014).

A ruptura brusca é o estágio final. Essa ruptura pode ser considerada frágil, pela peculiaridade áspera que sua superfície de fratura apresenta. No entanto, não é obrigatório que todos esses estágios aconteçam durante a propagação da trinca por fadiga. Em tensões muito baixas, por exemplo, o aumento da trinca pode ocorrer exclusivamente nas bandas de deslizamento do primeiro estágio.

Pesquisas recentes sobre a formação e propagação das trincas por fadiga mostram a possibilidade da formação de trincas logo nos primeiros ciclos de carregamento, formando assim bandas de deslizamento e sua posterior propagação no primeiro estágio para dentro do grão. A velocidade diminui à medida que a frente da trinca penetra no material, devido à presença de inclusões ou outros defeitos. Quando materiais frágeis ou duros são avaliados, como ligas de alta resistência e os aços tratados, a nucleação das trincas tem início na interface entre a matriz e as inclusões, pois a primeira não se deforma plasticamente. Então, as bandas de deslizamento não aparecem na superfície livre, levando a nucleação a ocorrer no interior do material (RUCHERT, 2007).

### 2.2.2. Similaridade na fadiga

A abordagem da Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) é o principal embasamento para o estudo de defeitos por fadiga nos materiais, através do fator de intensidade de tensões, determinando através de carregamentos na estrutura, conforme citado anteriormente. Paris (1961) propõe o uso da faixa do fator de intensidade de tensões ( $\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$ ), para descrever a evolução de uma trinca sob carregamento cíclico, através da seguinte expressão, conhecida como Lei de Paris, Equação 7:

$$\frac{da}{dN} = C'(\Delta K)^m \quad \text{Equação 7}$$

Onde:

- $da/dN$  é a taxa de incremento do comprimento da trinca, por ciclo
- $C'$  e  $m$  são constantes empíricas, dependentes das propriedades do material, meio e condições do ambiente

A partir da análise da Equação 7, há uma consideração importante: o princípio da similaridade, que está relacionado ao uso do  $\Delta K$  como parâmetro que caracteriza a taxa de crescimento da trinca. O conceito da similaridade, de forma geral, estabelece que, se dois sistemas fisicamente idênticos estiverem sujeitos às mesmas condições, ambos os sistemas responderão de forma idêntica. Complementando, de acordo com Anderson (2017), a similaridade implica que, para um mesmo valor de  $\Delta K$ , uma trinca em um material apresenta a mesma taxa de propagação de trinca  $da/dN$ , ou seja, se comportando da mesma forma.

Ao considerar o aumento de trinca com um fator de intensidade de tensão de amplitude cíclica constante, é possível observar uma zona plástica que se forma na ponta da trinca (Figura 5). Conforme a trinca cresce, uma deformação plástica adjacente às suas faces é deixada para trás (ANDERSON, 2017), (SURESH, 1998).

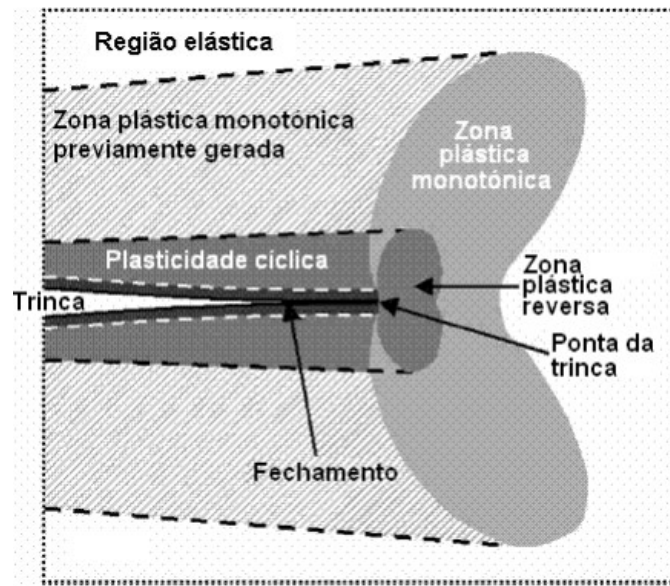


Figura 5: Crescimento de trinca em fadiga, sob amplitude constante e condições de escoamento em pequena escala, adaptado de (ANDERSON, 2017).

Submetendo um corpo de prova a carregamentos cíclicos, com tensões em modo I de carregamento, com variação de tensão constante,  $\Delta P$ , entre os valores de mínimo e máximo, a intensidade de tensão,  $\Delta K_I$ , é definida como, Equação 8:

$$\Delta K_I = K_{I_{max}} - K_{I_{min}} \quad \text{Equação 8}$$

Esse parâmetro também pode ser escrito, para alguns tipos de corpo de prova específicos, conforme Equação 9:

$$\Delta K_I = Y \Delta P \sqrt{\pi a} \quad \text{Equação 9}$$

Onde Y é o fator de forma.

### 2.2.3. Curvas de propagação de trinca por fadiga

O crescimento das trincas, em suma, é dado pela incidência das tensões cíclicas. Em estudos de fadiga realizados anteriormente, percebe-se que a vida de componentes estruturais está relacionada à taxa de crescimento da trinca.

A determinação das curvas de propagação de trincas por fadiga  $da/dN$ , em função da variação do fator de intensidade de tensão  $\Delta K$ , através de curvas, podem ser esquematizada a partir da Figura 6, onde é possível ver a curva típica  $da/dN$  vs.  $\Delta K$ , em que o crescimento da trinca em fadiga nos metais possui três regiões distintas.

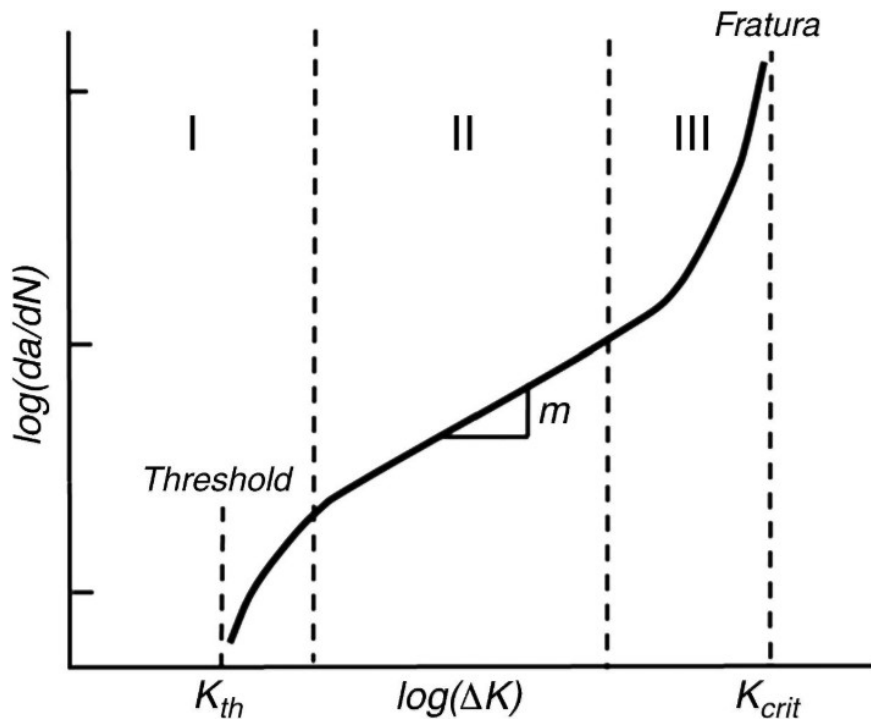


Figura 6: Curva representativa de um ensaio de crescimento de trinca por fadiga (ANDERSON, 2017).

A Região I é a do limiar, onde  $da/dN$  diminui rapidamente com a redução do  $\Delta K$ , até um valor limite  $\Delta K_{th}$ , do inglês *threshold*, que é o limiar de propagação de trinca por fadiga (DIMATTEO, 1996).

A Região II, é aquela em que existe uma relação linear que correlaciona a taxa  $da/dN$  com  $\Delta K$ , que se dá o nome de Equação de Paris, conforme mostrado na Equação 7. O crescimento das trincas ocorre através de um mecanismo de formação de estrias, que correspondem às posições sucessivas das frentes de propagação, por ciclo de tensão.



Na Região III, ocorre um rápido crescimento da taxa  $da/dN$ , até a ruptura final do corpo de prova, em que o  $K_{m\acute{a}x}$  se aproxima do fator de intensidade de tensão crítico do material, ( $K_C$  ou  $K_{IC}$ , dependendo do estado de tensões), quando o corpo de prova começa a entrar em instabilidade (ANDERSON, 2017).

### 2.3. TÉCNICAS DE MONITORAMENTO DE TRINCA

Durante os ensaios de fadiga, é possível realizar a medição do comprimento da trinca de forma direta e indireta. Podemos destacar a observação visual através do microscópio ótico, em que se mede o comprimento da trinca da superfície do corpo de prova, como uma das principais formas de medição direta. Atualmente, pode-se acoplar uma câmera ao microscópio a fim de automatizar a aquisição de imagens, evitando interrupções (MONTES, 2015). No entanto, a obtenção de uma curva  $da/dN$  vs.  $\Delta K$  seria extremamente onerosa, além de possuir limitações em casos em que haja tunelamento apreciável e na aplicação de ensaios em meios corrosivos. Por esses motivos, atualmente as metodologias indiretas para monitoramento de trincas em ensaios de fadiga são utilizadas de forma complementar, um exemplo é a *Back Face Strain gauge* (BFS).

#### 2.3.1. Back Face Strain Gauge

BFS é uma técnica que utiliza de um extensômetro (strain gauge) colado na face dorsal do corpo de prova para obter a leitura da deformação, relacionando o comprimento da trinca com a largura do CP ( $a / W$ ).

Em 1979, Deans e Richard começaram desenvolver uma relação para os corpos de prova padrão do tipo CT, para avaliar a taxa de propagação de trinca, através de

medições feitas na parte traseira e do uso de elementos finitos (DEANS; RICHARDS, 1979).

Recentemente, Newman et. al. retomaram e adaptaram a metodologia para largas faixas de extensão de trinca no corpo de prova CT. Mais recentemente, a metodologia vem sendo estudada no laboratório LNDC (GARCIA, R.R.A. et al., 2017).

Através dos experimentos de Newman e Johnston (2010), formulou-se a uma equação que bem adaptada para valores de  $a/W$  inferiores à 0,95 Equação 10:

$$\frac{a}{W} = A_0 + A_1U + A_2U^2 + A_3U^3 + A_4U^4 + A_5U^5 \quad \text{Equação 10}$$

Onde:

- $A_0 = 1,0033$
- $A_1 = -2,35$
- $A_2 = 1,3694$
- $A_3 = -15,294$
- $A_4 = 63,182$
- $A_5 = -74,42$

Porém, foram observadas discrepâncias entre comprimentos de trinca reais e calculado para um  $a/W$  superiores a cerca de 0,95. O objetivo dos estudos desta técnica foi entender as diferenças entre as diversas expressões BFS e desenvolver uma expressão para uma gama mais abrangente de razões de comprimento e largura das trincas ( $0,2 < a/W < 0,95$ ), através do cumprimento a norma (ASTM-E647, 2015),

A medição é realizada com o auxílio do dispositivo eletrônico, *strain gauge*, (Figura 7) fornecendo as medidas de deformações compressivas, como resposta à aplicação das cargas trativas (denotadas por “P” na Figura 7) durante o ensaio. O cálculo do comprimento de trinca é feito através de funções matemáticas pré-definidas, baseadas

nas medidas de deformações fornecidas pelo *strain gauge* e das cargas aplicadas durante o ensaio (PETERSEN et al., 1999).

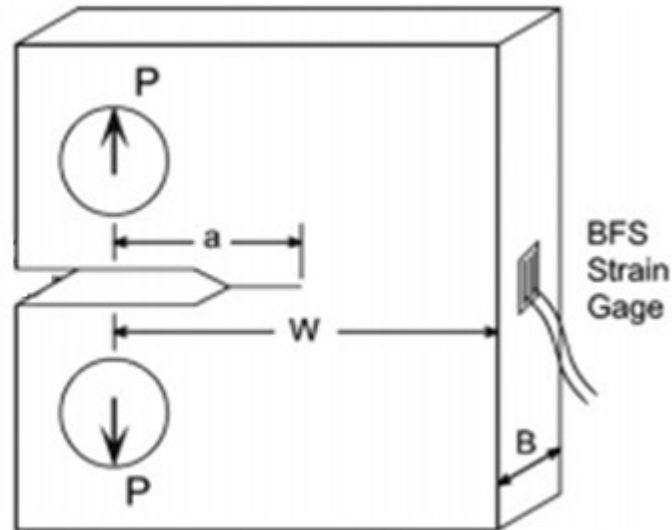


Figura 7: Esquemático de funcionamento da técnica de medição comprimento de trinca por BFS adaptado de (NEWMAN; PIASCIK, 2000).

## 2.4. ANÁLISE DE ELEMENTOS FINITOS (AEF)

### 2.4.1. Definições e aplicações

A grande maioria dos engenheiros especializados nos segmentos de sistemas para movimentação de cargas utiliza o método de elementos finitos para os cálculos, permitindo que os esforços nas estruturas sejam analisados a cada ponto, permitindo projetos mais leves e econômicos. O AEF é um dos métodos numéricos para resolver equações diferenciais que descrevem muitos problemas de engenharia, sendo uma ferramenta extremamente poderosa. O principal motivo deve-se a utilização de programas computacionais versáteis que podem resolver problemas práticos e, em um futuro próximo pode se tornar o método preferido das engenharias e ciências aplicadas (OH et al., 2011). O conceito da Análise de Elementos Finitos é simples, mas os cálculos que o

acompanham são complexos, sendo que a utilização de softwares comerciais torna muito fácil obter resultados de análises pelo AEF, mas se o usuário não compreender de forma adequada os resultados existe uma grande possibilidade de ocorrência de resultados equivocados. Assim, torna-se importante que o profissional que ingressa na área de projetos mecânicos se especializar na teoria e aplicação do método (FISH, 2006).

A AEF tem por finalidade determinar a resposta (deslocamentos e tensões) de uma determinada estrutura, no caso de análise de problemas de mecânica, para um determinado conjunto de cargas e condições de contorno. É um procedimento de análise no qual a estrutura – sua geometria, propriedades do material, condições de contorno e cargas – é bem definida e o objetivo é determinar sua resposta (OH et al., 2011). O AEF divide o modelo em muitas partes pequenas de forma simples, denominados elementos, substituindo um problema complexo por muitos problemas simples que podem ser resolvidos simultaneamente. Os elementos compartilham pontos em comum, chamados de nós, e o processo de divisão dos modelos em pequenas partes é chamado de geração da malha. A resposta em um ponto qualquer de um elemento é interpolada a partir da resposta dos nós do elemento. Cada nó é completamente descrito por vários parâmetros, dependendo do tipo de análise e do elemento usado. Em análises estruturais a resposta de um nó é descrita por três translações e três rotações, sendo chamadas de graus de liberdade (FISH, 2006).

#### 2.4.2. Procedimento geral para uma AEF

Os problemas de Análise de Elementos Finitos envolvem uma sequência de passos para uma solução. Esses passos podem ser resumidos em três partes:

- Pré-processamento

- Análise
- Pós-processamento

O primeiro passo envolve a construção do modelo geométrico da peça através de um software CAD (*Computer-Aided design*), transferir este modelo para uma plataforma de simulação (software CAE – *Computer-Aided Engeneering*), escolher o elemento apropriado para a análise desejada, gerar malha de elementos finitos pelo software e definir as condições de contorno e carregamentos.

Uma vez que o modelo esteja completo, o pacote de análise é acionado. O software responsável pelos cálculos irá automaticamente montar as matrizes de cada elemento e matriz global do sistema, reduzir a matriz global com uso de condições de contorno e resolver o sistema. Dependendo do grau de complexidade do modelo (tipo de análise, quantidade de elementos, entre outros fatores), esta etapa pode levar desde minutos a várias horas ou dias, dependendo da capacidade de processamento do computador utilizado.

O pós-processamento tem o objetivo de fornecer ao usuário a visualização mais clara possível da solução obtida. É onde a computação gráfica atua de forma importante em AEF. Dessa forma, vários modos de visualização são oferecidos nos pacotes de análise, por exemplo: plotagem de deflexão; plotagem de tensão mecânica; valores numéricos; animações, entre outros.

#### 2.4.3. Metodologia de obtenção do K no ANSYS 15.0.

Utilizou-se uma ferramenta de análise de fratura por meio do software ANSYS 15.0, que pode ser visualizada na Figura 8, localizada no ramo de Solution/ Fracture Tool, cujo nome é “SIFS”, para solucionar os resultados do fator de intensidade de tensão.

Maiores detalhamentos sobre essa ferramenta podem ser encontrados e suportados por (ANSYS INCORPORATION, 2013), (SHARCNET, 2016), (SENGUPTA, 2016), (BHATTACHARYA, 2011), (VERITAS, 2011) e não serão aqui detalhados para não fugir ao escopo deste trabalho.

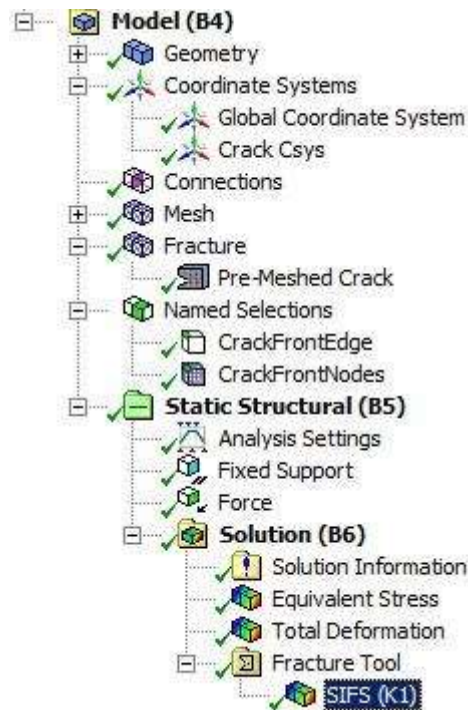


Figura 8: Aplicação da ferramenta de Análise de Fratura, denominada SIFS

### 3. MATERIAIS E MÉTODOS

A norma ASTM E647 (2015) padroniza dimensões geométricas de corpos de prova, além de outros requisitos necessários para ensaios de fadiga. Desta forma, todos os materiais e métodos utilizados neste presente trabalho estão de acordo ou se basearam em itens desta norma (ASTM-E647, 2015). Os itens a seguir detalham a metodologia e os materiais empregados neste trabalho.

### 3.1. MATERIAIS E EQUIPAMENTOS

#### 3.1.1. Simulação computacional

Para este fim, foram utilizados: uma workstation (Processador Intel® Core™ i7 – 4510U CPU @ 2.00GHz 2,60GHz, memória RAM de 8 GB ); o software Solidworks® Version Number 23, para modelar as amostras; e o software ANSYS® versão 15.0, para a Análise de Elementos Finitos.

#### 3.1.2. Corpo de prova

As amostras foram usinadas a partir de um tubo de aço API X65, Tabela 1. A geometria escolhida para os corpos de prova foi do tipo CT, Compact Tension, apresentado na Figura 9, onde  $B$ , espessura do CP, vale 10 mm,  $W$ , comprimento do CP, mede 60 mm e  $a_n$ , comprimento do entalhe usinado, vale 12 mm. Em suma, as etapas de simulação computacional e de teste experimental consideraram essa geometria e material.

Tabela 1: Composição química (%) do aço API X65 nos testes e nas simulações.

| <b>C</b> | <b>Si</b> | <b>Mn</b> | <b>V</b> | <b>Ti</b> | <b>N (max)</b> | <b>Fe</b> |
|----------|-----------|-----------|----------|-----------|----------------|-----------|
| 0,09     | 0,30      | 1,65      | 0,050    | 0,018     | 0,009          | bal       |

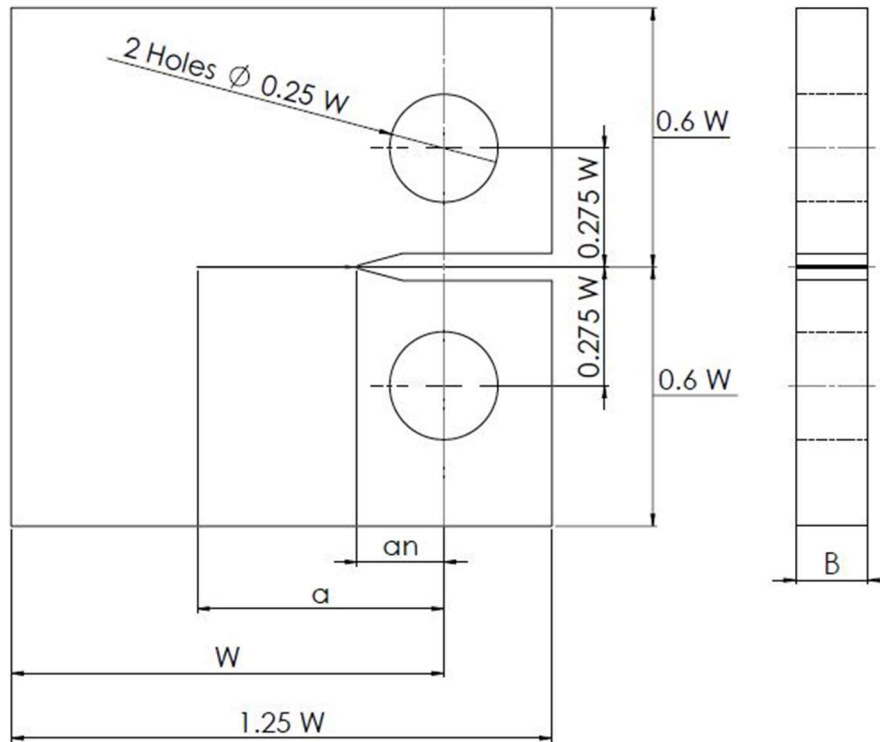


Figura 9: Dimensões geométricas da amostra utilizada nos experimentos e na Análise de Elementos Finitos, adaptado de (ASTM-E647, 2015).

### 3.1.3. Máquinas de ensaio

A máquina Instron 8801, Figura 10, do tipo hidráulica, foi utilizada para impor a carga de fadiga, para obtenção da curvas  $da/dN$ , bem como para se comparar as medidas experimentais, com as Análises por Elementos Finitos, conforme será melhor detalhado no item 4.1. Desenvolveu-se em projeto anterior do LNDC um software escrito em LabView®, o qual foi embarcado com um controlador industrial Compact-Rio®, fabricado pela National Instruments®, Tabela 2. Por meio deste aparato, registraram-se os dados de carregamento aplicado, comprimento de trinca, fator de intensidade de tensão, medidas de deformação do *strain gauge* e número de ciclos em tempo real.





Figura 10: Fotografia da máquina Instron 8801 utilizada nos ensaios.

Tabela 2: Informações gerais das máquinas de acionamento hidráulico e eletromecânico.

| Máquina          | Modelo       | Software   |
|------------------|--------------|--|
| Servo-hidráulica | Instron 8801 | Software da/dN Instron ® para controle das máquinas de ensaio.<br>Software desenvolvido pelo LNDC em plataforma LabView ® para medição do tamanho da trinca, utilizando-se a técnica de BFS. |

#### 3.1.4. Dispositivo para a de medição de trinca

A técnica de medição do comprimento de trinca empregada foi a de BFS, Deformação na Face Dorsal, do inglês *Back Face Strain*. Para isso utilizaram-se *strain gauges* uniaxiais de 3 mm de comprimento e resistência igual a 350  $\Omega$ , as especificações do *strain gauges* podem ser vistas na Tabela 3 (GARCIA, Rodrigo R. A.; CALDAS; MATTOS, 2016), (MONTES, 2015).

Tabela 3: Especificações do modelo de *strain gauge* utilizado nos ensaios (GARCIA, Rodrigo R. A.; CALDAS; MATTOS, 2016).

| Modelo do <i>Strain gauge</i> |              |
|-------------------------------|--------------|
| Tipo                          | Roseta RS22  |
| Marca                         | HBM          |
| Resistência                   | 350 $\Omega$ |
| Gage Factor                   | 1,99         |
| Comprimento                   | 3 mm         |
| Aço                           | Ferrítico    |

### 3.2. METODOLOGIA

Uma síntese da metodologia deste trabalho é listada a seguir, onde foram rodados testes experimentais e simulações numéricas.

- Simulação computacional
  - Modelagem computacional do corpo de prova;
  - Utilização da AEF como etapa de qualificação;
  - Utilização da AEF para obtenção do fator intensidade de tensões.
  
- Testes experimentais
  - Preparação dos corpos de prova;

- Ensaio de fadiga para validar a AEF, etapa de qualificação, comparando-se a calibração do BFS (obtida na AEF) com a acurácia real (experimental); avaliando se a discretização e condições de contorno foram aplicadas de forma adequada dentro do regime linear elástico;
- Ensaio de propagação de trincas por fadiga para comparar com a norma (BS 7910, 2015), complementando a etapa de qualificação.

### 3.2.1. Análise de Elementos Finitos

O software comercial usado para análise de elementos finitos foi o ANSYS 15.0. O tipo de elemento utilizado para análise estrutural foi o SOLID 186 com 20 nós, que é um elemento 3-D de ordem superior que exibe comportamento de deslocamento quadrático. O elemento é definido por 20 nós com três graus de liberdade por nó: possui translação nas direções nodal X, Y e Z (ANSYS INCORPORATION, 2013), (ANDERSON, 2017). Esta configuração é adequada para obter a singularidade do campo de tensões bem estabelecida, deslocando os nós do lado intermediário a um quarto de distância da ponta da trinca. Portanto, é recomendado o uso desse tipo de elemento pois o problema tratado neste trabalho possui o escopo aplicado a materiais em regime elástico linear com malhas irregulares, sendo aplicável a materiais isotrópicos, ortotrópicos ou mesmo anisotrópicos.

O refinamento típico utilizado gerou um sólido contendo cerca de 80471 nós e 51249 elementos. A adequação do refinamento foi comprovada por meio da comparação dos resultados obtidos em um teste similar sobre uma modelagem com malha 3 vezes mais refinada. Uma vez que numa malha três vezes mais refinada apresenta resultados praticamente idênticos, a malha mais grosseira pode ser utilizada, de maneira a garantir

resultados precisos e num período de tempo de processamento reduzido. Em suma, o refinamento inicial foi validado para convergir os resultados da AEF com as condições de contorno sugeridas, onde a carga aplicada sempre respeitou o regime elástico linear, segundo as normas (ASTM-E647, 2015) e (ISO 12108, 2002), ver Figura 11.

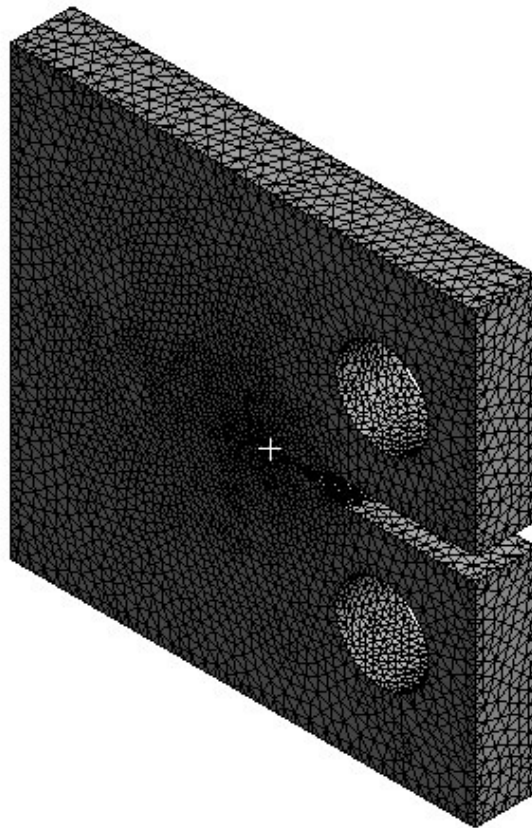


Figura 11: Malha típica utilizada na simulação para análise de elementos finitos na amostra CT.

Foram realizadas diferentes simulações numa amostra CT com  $W$  e  $B$ , conforme definidos no item 3.1.2, com dezesseis comprimento de trinca diferentes,  $a / W = [0,20; 0,95]$  com incrementos de  $0,05 a / W$ . A dimensão considerada do *strain gauge* foi de 3mm de comprimento por 1,5mm de largura. Aplicaram-se tipicamente três diferentes magnitudes de carregamentos, 3, 4 e 5 kN nos corpos de prova contendo diferentes comprimentos de trinca. Esses carregamentos foram sempre tais que todos os requisitos

de plasticidade foram atingidos, respeitando-se o regime linear elástico (ANDERSON, 2017), (HERTZBERG; VINCI; HERTZBERG, 2013).

### 3.2.2. Determinação do Fator de Intensidade de Tensões

Nesta etapa, foram executadas simulações computacionais em diferentes geometrias, a saber:

- Placa de largura infinita com trinca central ( $2a$ ), perpendicular à tensão normal ( $\sigma$ ), conforme Figura 12.

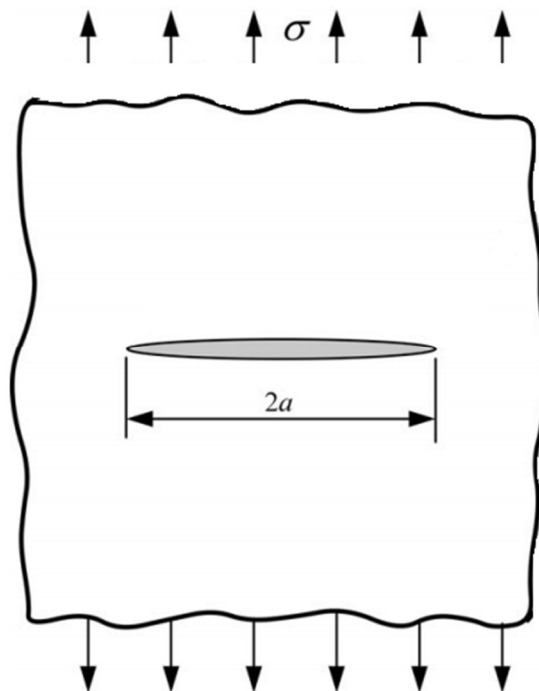


Figura 12: Placa de largura infinita com trinca central ( $2a$ ), perpendicular à tensão normal, adaptado de (ANDERSON, 2017)..

- Corpo de prova CT, conforme Figura 9, contendo a dimensão geométrica definida, carregamento aplicado e comprimentos de trinca inicial de 12mm.

- Tubos carregados uniaxialmente, com trinca interna circunferencial de profundidade de 0,003m. Foram utilizadas duas dimensões de espessura da parede ( $t$ ) e do raio interno ( $r$ ), 0,015m, 0,03m e 0,075m e 0,0375, respectivamente.

Nota: As condições de contorno em todos os casos consideraram o regime linear elástico.

### 3.2.3. Pré-trinca dos corpos de prova

Conforme recomendação da ASTM E647, previamente à execução dos ensaios experimentais de fadiga, faz-se necessário abrir uma pré-trinca de fadiga, para obtenção de uma trinca com geometria de pequeno raio de curvatura, o que elimina de efeitos gerados pela mudança de forma na ponta da trinca e/ou influência do histórico de carregamento. A abertura da pré-trinca, conforme citado anteriormente (item 3.1.3), foi realizada na máquina Instron®, apresentada na Figura 13. A Tabela 4 fornece os dados em que se sucedeu a etapa de pré-trinca, cujo valor mínimo recomendado pela norma ASTM E 647 para as dimensões do CP utilizado neste trabalho foi de 2,42 mm de trinca estendida.



Figura 13: Ensaio de propagação da pré-trinca no corpo de prova CT em aço X65.

Tabela 4: Dados do ensaio de propagação da pré-trinca.

| Parâmetros do Ensaio de Pré-trinca           |             |
|--|-------------|
| Frequência                                   | 30 Hz       |
| Comprimento da trinca inicial $a_0$          | 12 mm       |
| Largura, W                                   | 60 mm       |
| Espessura, B                                 | 10 mm       |
| Razão, R                                     | 0,5         |
| Faixa mínima de trinca percorrida $\Delta a$ | 2,42 mm     |
| $\Delta P$                                   | 5700 N      |
| Varição máxima de P e de $\Delta P$          | $\ll  2\% $ |

### 3.2.4. Aplicação dos *strain gauges*

Visando a utilização da técnica de BFS, faz-se necessária a colagem dos *strain gauges* nos corpos de prova, cujas especificações se encontram na Tabela 3.

De acordo com a metodologia de colagem de *strain gauge* do LNDC, deve ser feito um lixamento prévio da região de face oposta à trinca, em plano central, alinhado horizontalmente e verticalmente, onde o mesmo será colado. Para isso, foi utilizado um paquímetro para medir as dimensões da face e marcar o centro, onde o dispositivo seria colado.

Em seguida, o CP foi limpo com acetona ou álcool isopropílico. Para auxiliar a colagem, utilizou-se uma placa de vidro limpa. Após o posicionamento correto das peças, aplicou-se uma pequena quantidade de cola Z70 Rapid Adhesive para fixá-lo na região anteriormente marcada, pressionando por 5 minutos, conforme é mostrado na Figura 14. O corpo de prova foi mantido em repouso por 24 horas, para melhor fixação da cola. Procedimento análogo foi realizado para a colagem do *crack gauges*.



Figura 14: Foto da colagem do *strain gauge* na face oposta à trinca no corpo de prova CT.



## 4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo, serão apresentados os resultados e as discussões acerca dos ensaios experimentais de fadiga e as simulações computacionais.

### 4.1. ETAPA DE QUALIFICAÇÃO DOS TESTES EXPERIMENTAIS E DA AEF

Esta etapa foi fundamental para a validação da principal etapa deste trabalho, de determinar o fator de intensidade de tensões. Uma bateria de simulações foi executada com o intuito de qualificar as condições de contorno e do regime linear elástico, comparando-se para isso os resultados de AEF com testes experimentais, bem como com os resultados de (NEWMAN; YAMADA; JAMES, 2011).

Newman recentemente propôs uma equação para medir o comprimento de trinca por BFS usando AEF. A seguir são apresentadas as equações propostas pelo mesmo.

$$A = EWB \left| \frac{\varepsilon}{P} \right| \quad \text{Equação 11}$$

$$U = \frac{1}{A^{1/2} + 1} \quad \text{Equação 12}$$

$$\frac{a}{w} = C_0 + C_1U + C_2U^2 + C_3U^3 + C_4U^4 + C_5U^5 \quad \text{Equação 13}$$

Onde  $P$  é a carga aplicada;  $E$  é o módulo Young;  $A$  é a *compliance* normalizada;  $U$  é uma variável de ajuste polinomial; e  $C_i$  os coeficientes que podem ser encontrados em (ASTM-E647, 2015) e (NEWMAN; YAMADA; JAMES, 2011).

Na Equação 11, a relação  $\frac{\epsilon}{p}$  é medida, experimentalmente, usando uma célula de carga e, portanto,  $A$  é calculada. Uma vez determinado o valor de  $A$ , o valor  $U$  pode ser encontrado usando a Equação 12. Por fim, o valor de  $\frac{a}{w}$  é obtido pela Equação 13.

Essas equações foram testadas experimentalmente neste trabalho, confirmando-se a precisão da metodologia. Comparações entre o comprimento de trinca obtido pelo BFS,  $a_{BFS}$ , e o mesmo parâmetro medido por microscopia óptica (Axiocam MRC5),  $a_{MO}$ , foram realizadas. Para as medições ópticas, diferentes tamanhos de trinca foram medidos em condições atmosféricas, cobrindo 20 a 80% da largura das amostras, onde o comprimento de trinca medido pelo BFS encontrou-se tipicamente dentro de 1% do valor obtido com microscópio óptico, conforme mostrado na Tabela 5.

Em suma, uma ótima concordância entre esses resultados foi obtida, isto é, atingiram-se erros de medições de comprimento de trinca extremamente baixos em relação a medidas obtidas por microscopia ótica. Isto significa que a calibração obtida pela simulação computacional é acurada. Em outras palavras as condições de contorno e discretização foram extremamente satisfatórias, donde conclui-se que, esta etapa de qualificação preliminar foi finalizada com sucesso.

É importante enfatizar que as correções na medição do comprimento da trinca não foram necessárias porque o tunelamento não foi observado no presente trabalho (BS 7448, 1991) e (ASTM-E399, 2017).

Tabela 5: Comparação entre as medidas de trinca por microscopia ótica (M.O.) e medidas indiretas por BFS.

| $a_{MO}$ | $a_{BFS}$ | <i>Erro (<math>a_{BFS}</math> em relação a <math>a_{MO}</math>)</i> |
|----------|-----------|---|
| 12,09    | 12,06     | 0,25%   |
| 12,23    | 12,29     | -0,49%  |
| 12,28    | 12,28     | 0,00%   |
| 15,47    | 15,46     | 0,06%   |
| 15,58    | 15,59     | -0,06%  |
| 15,72    | 15,82     | -0,64%  |
| 18,74    | 18,63     | 0,59%   |
| 18,82    | 19        | -0,96%  |
| 19,01    | 18,96     | 0,26%   |
| 21,86    | 22,03     | -0,78%  |
| 21,93    | 22,12     | -0,87%  |
| 22,23    | 22,22     | 0,04%   |
| 24,94    | 24,93     | 0,04%   |
| 24,99    | 25,07     | -0,32%  |
| 25,01    | 24,78     | 0,92%   |
| 28,09    | 28,12     | -0,11%  |
| 28,17    | 28,27     | -0,35%  |
| 28,17    | 27,9      | 0,96%   |
| 31,24    | 31,29     | -0,16%  |
| 31,31    | 31,1      | 0,67%   |
| 31,32    | 31,39     | -0,22%  |
| 34,43    | 34,36     | 0,20%   |
| 34,46    | 34,4      | 0,17%   |
| 34,46    | 34,58     | -0,35%  |
| 37,51    | 37,65     | -0,37%  |
| 37,59    | 37,53     | 0,16%   |
| 37,81    | 37,73     | 0,21%   |
| 40,82    | 40,44     | 0,93%   |
| 40,99    | 40,91     | 0,20%   |
| 41,03    | 41,23     | -0,49%  |
| 44,24    | 44,35     | -0,25%  |
| 44,48    | 44,49     | -0,02%  |
| 44,5     | 44,62     | -0,27%  |
| 47,52    | 47,48     | 0,08%   |
| 47,73    | 48,01     | -0,59%  |
| 47,98    | 48,14     | -0,33%  |

Uma vez validado o uso de BFS como uma ferramenta para medir o comprimento da trinca, testes  $da/dN$ , incluindo a região do *threshold*, foram realizados e os resultados são expostos na Figura 15. Os parâmetros típicos dos testes são vistos na Tabela 6.

Tabela 6: Parâmetros do teste de fadiga.

| Parâmetros do teste   | Pré-trinca     | Teste de fadiga |
|---|----------------|-----------------|
| Ambiente  | Ar atmosférico | Ar atmosférico  |
| Variação do carregamento, $\Delta P$ (N)  | 2000           | 2000            |
| Razão do carregamento, $R$  | 0,50           | 0,50            |
| Fator de tensões inicial, $\Delta K_0$ (MPa.m <sup>1/2</sup> )                      | 3,49           | 3,93            |
| Fator de tensões final, $\Delta K_f$ (MPa.m <sup>1/2</sup> )                        | 3,93           | 29,63           |
| Frequência, $f$ (Hz)  | 10,00          | 11,00           |
| Comprimento inicial da trinca, $a_0$ (mm)   | 12,00          | 14,51           |
| Comprimento final da trinca, $a_f$ (mm)   | 14,51          | 45,68           |
| Relação inicial do comprimento da trinca com a largura do espécime, $a/W_{inicial}$ | 0,2            | 0,242           |
| Relação inicial do comprimento da trinca com a largura do espécime, $a/W_{final}$   | 0,242          | 0,761           |

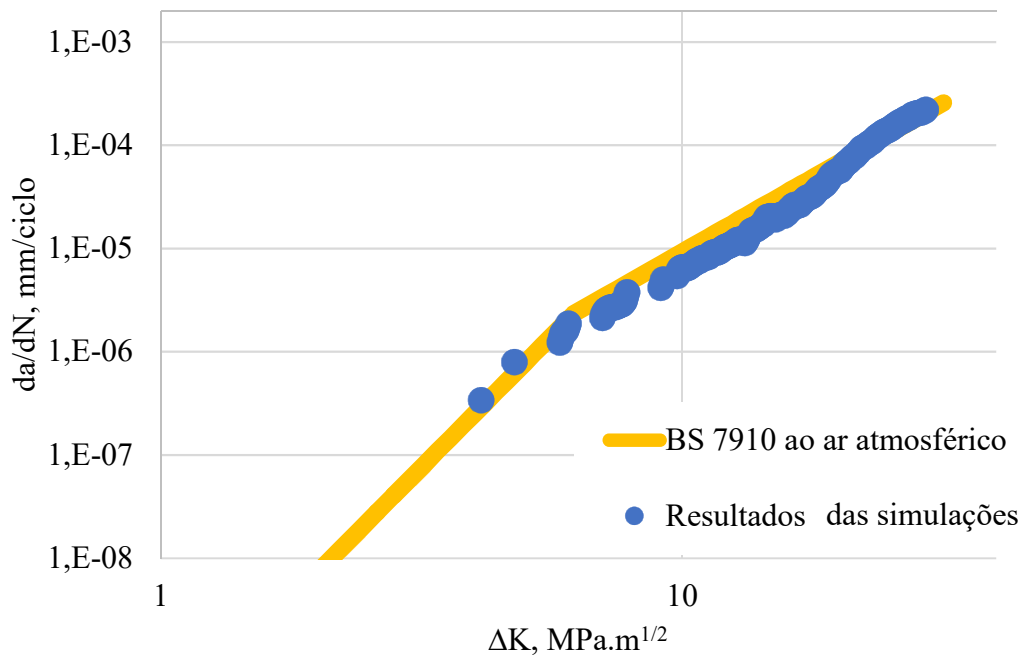


Figura 15: Comparação do teste de fadiga da norma (BS 7910, 2015) com resultados das simulações.

Como pode ser visto, valores muito baixos de  $da/dN$  podem ser medidos usando BFS. Além disso, obteve-se uma boa semelhança com a curva de referência extraída da

literatura (BS 7910, 2015). É importante ressaltar que a precisão do comprimento de trinca, definida pelo desvio padrão sobre o valor médio do tamanho de trinca determinado a partir de um conjunto de medições, é de 20  $\mu\text{m}$  para técnica BFS para uma amostra de aço carbono C (T) com  $W = 60\text{mm}$  (ASTM-E647, 2015).

Após todo esse sucesso experimental, o desenvolvimento de Newman serviu então de referência para a simulação computacional do presente trabalho, sendo chamado aqui de etapa de qualificação, cujo objetivo foi o de obter uma equação similar, corroborando a adequação da discrepância dos parâmetros, aplicação das condições de contorno, refino da malha e sujeição ao regime linear elástico. Os resultados obtidos no presente trabalho são comparados com a referência e podem ser vistos na Figura 16. Pode-se concluir, portanto, que a aplicação das condições de contorno, do refino das malhas e do regime linear elástico foi adequada, uma vez que houve uma coincidência extremamente elevada com os resultados de simulação do Newman, os quais já haviam sido testados experimentalmente.

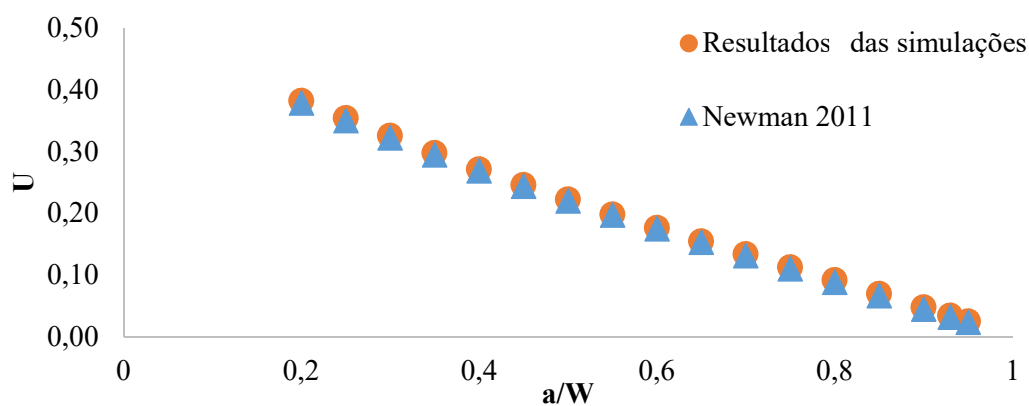


Figura 16: Comparação entre os resultados obtidos em (NEWMAN; YAMADA, 2010) e os resultados das simulações.

Vale lembrar que a obtenção de soluções analíticas para a determinação do Fator de Intensidade de Tensões é extremamente difícil de ser obtida em algumas geometrias,

conforme mencionado no item 2.1. Por este motivo, uma metodologia numérica confiável torna-se altamente relevante. Para garantir a confiança desses resultados, essa etapa de qualificação se mostrou necessária e a partir do item seguinte será dada ênfase na solução numérica  $K$ .

#### 4.2. RESULTADOS DA AEF NA DETERMINAÇÃO DO FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÕES

Os resultados a seguir são os mais importantes dentro do presente trabalho, tendo em vista o objetivo traçado, os quais são divididos em três etapas.

##### 4.2.1. AEF no corpo de prova de largura infinita com tensão normal $\sigma$ uniforme nas superfícies, com trinca central $2a$ .

A primeira simulação foi realizada numa placa de largura extremamente grande, para que fosse considerada como infinita, com trinca de tamanho  $2a$ , perpendicular à tensão normal  $\sigma$  (modo I) e com diferentes carregamentos aplicados. A Figura 17 e a Tabela 7 apresentam os resultados obtidos neste corpo de prova para a obtenção de  $K$  em diferentes valores de carregamento.

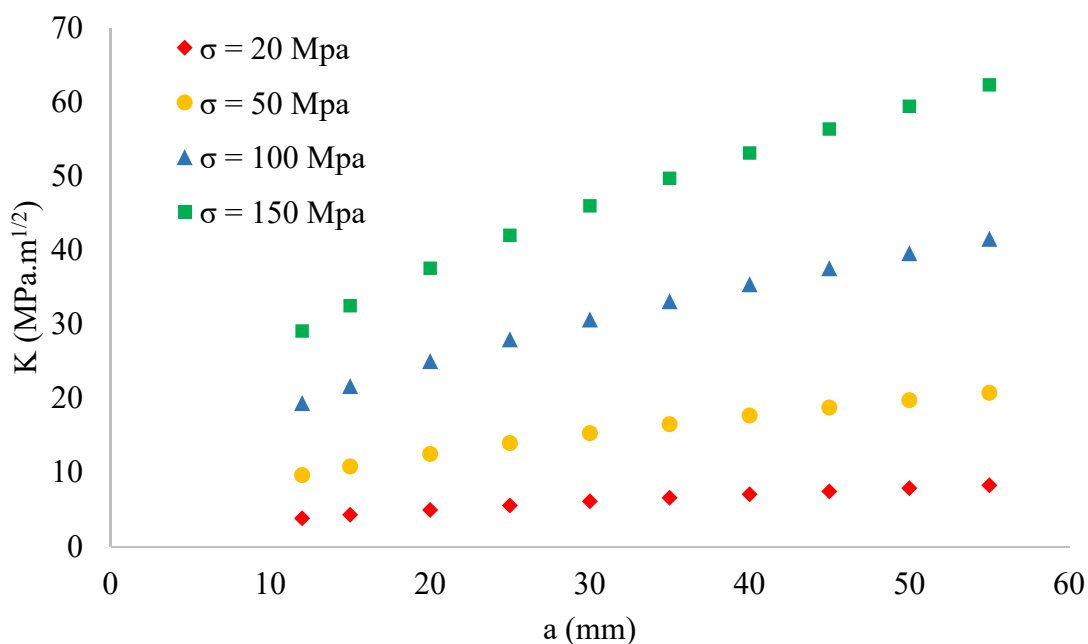


Figura 17: Efeito de diferentes magnitudes de  $\sigma$  nos CPs de largura infinita, com trinca central  $2a$ .

Tabela 7: Resultados de  $K$  para CPs de largura infinita, com trinca central  $2a$ , sob diferentes valores de  $\sigma$  e  $a$ .

| <b>K, MPa.m<sup>1/2</sup></b> |                   |                   |                    |                    |
|-------------------------------|-------------------|-------------------|--------------------|--------------------|
| <b>a (mm)</b>                 | <b>σ = 20 MPa</b> | <b>σ = 50 MPa</b> | <b>σ = 100 MPa</b> | <b>σ = 150 MPa</b> |
| 12                            | *3.88             | **9.71            | 19.42              | 29.12              |
| 15                            | 4.34              | 10.85             | 21.71              | 32.56              |
| 20                            | 5.01              | 12.53             | 25.07              | 37.60              |
| 25                            | 5.60              | 14.01             | 28.02              | 42.04              |
| 30                            | 6.14              | 15.35             | 30.70              | 46.05              |
| 35                            | 6.63              | 16.58             | 33.16              | 49.74              |
| 40                            | 7.09              | 17.72             | 35.45              | 53.17              |
| 45                            | ***7.52           | 18.80             | 37.60              | ***56.40           |
| 50                            | 7.93              | 19.82             | 39.63              | 59.45              |
| 55                            | 8.31              | 20.78             | 41.57              | 62.35              |

OBS: os valores marcados por \*, \*\*, \*\*\*, \*\*\*\* serviram como referência para obtenção dos parâmetros da Equação 12, inseridos a partir da Equação 13 até a Equação 18.

Analisando-se esses resultados apresentados, verifica-se que  $K$  aumenta com o crescimento de  $\sigma$  e  $a$ , logo uma relação possível poderia ser proposta pela Equação 12:

$$K = c \times \sigma^x \times a^y \quad \text{Equação 12}$$

Onde:

$c$  é o coeficiente de ajuste;

$x$  e  $y$  são expoentes de ajuste (e devem ser positivos para que a relação seja crescente com esses parâmetros).

De maneira geral, o fator de forma é função da geometria e do tamanho da trinca (ANDERSON, 2017). Com base nisso, a Equação 12 pode ser aplicada de forma que para comprimentos de trinca iguais de uma mesma geometria, os valores de  $c$  são constantes. Sendo assim, os valores marcados por \* e \*\* na tabela acima são tomados como referência comparativa, com o intuito de se determinar os valores do coeficiente e dos expoentes da Equação 12, donde obtém-se então as equações a seguir:

$$3,883 = c_1 \times 20^x \times 12^y \quad \text{Equação 13}$$

$$9,71 = c_1 \times 50^x \times 12^y \quad \text{Equação 14}$$

Dividindo-se a equação Equação 13 pela Equação 14, tem-se:

$$3,88/9,71 = 20^x/50^x \quad \text{Equação 15}$$

Aplicando-se logaritmo dos dois lados e invertendo essa equação, encontra-se que:

$$\log\left(\frac{20}{50}\right)^x = \log(3,88/9,71) \quad \text{Equação 16}$$

Logo:

$$x = \frac{\log\left(\frac{3,88}{9,71}\right)}{\log\left(\frac{20}{50}\right)} = 1,00 \quad \text{Equação 17}$$

Portanto, a Equação 12 pode ser reduzida a:



$$K/\sigma = c \times a^y$$

Equação 18

A partir deste ponto o produto  $c \times a^y$  será chamado  $f(a)$ , cujos valores são plotados na Tabela 8.

Tabela 8: Resultados de  $f(a)$  para CPs de largura infinita, com trinca central  $2a$ , sob diferentes valores de  $\sigma$  e  $a$ .

**$f(a) = K/\sigma$**

| $a$ (mm) | $\sigma = 20$ MPa | $\sigma = 50$ MPa | $\sigma = 100$ MPa | $\sigma = 150$ MPa |
|----------|-------------------|-------------------|--------------------|--------------------|
| 12       | *0,1942           | 0,1942            | 0,1942             | 0,1942             |
| 15       | **0,2171          | 0,2171            | 0,2171             | 0,2171             |
| 20       | 0,2507            | 0,2507            | 0,2507             | 0,2507             |
| 25       | 0,2802            | 0,2802            | 0,2802             | 0,2802             |
| 30       | 0,3070            | 0,3070            | 0,3070             | 0,3070             |
| 35       | 0,3316            | 0,3316            | 0,3316             | 0,3316             |
| 40       | 0,3545            | 0,3545            | 0,3545             | 0,3545             |
| 45       | 0,3760            | 0,3760            | 0,3760             | 0,3760             |
| 50       | 0,3963            | 0,3963            | 0,3963             | 0,3963             |
| 55       | 0,4157            | 0,4157            | 0,4157             | 0,4157             |

OBS: os valores marcados por \* e \*\* serviram como referência para obtenção dos parâmetros apresentados na Equação 12 e Equação 19, inseridos a partir da Equação 20 até a Equação 24.

Plotando-se esses resultados de  $f(a)$  para diferentes valores de tensão aplicada temos os seguintes resultados: Após aplicar o ajuste no gráfico:

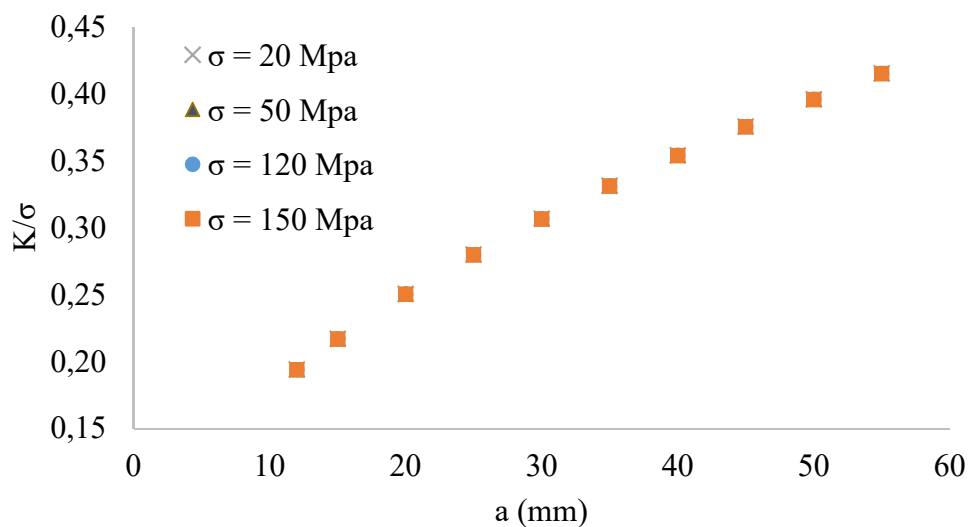


Figura 18: Efeito de diferentes magnitudes de  $K/\sigma$  nos CPs de largura infinita, com trinca central  $2a$ .

Obtido a excelente concordância dos resultados, que chegam a se sobrepor um ao outro, como é apresentado na Figura 18, o próximo passo é a determinação efetiva de  $f(a) = K/\sigma$ .

Lembrando que:

$$f(a) = c \cdot a^y \quad \text{Equação 19}$$

Tem-se a partir dos valores de \* que:

$$0,1942 = c_1 \cdot 12^y \quad \text{Equação 20}$$

Analogamente, a partir de \*\* encontra-se que:

$$0,2171 = c_2 \cdot 15^y \quad \text{Equação 21}$$

Por fim, vale destacar que quando  $a_1 \sim a_2$ , conseqüentemente  $c_1 \sim c_2$ , logo (ANDERSON, SURESH, HETZBERG, MILELLA, JAMES):

$$0,1942/0,2171 = 12^y/15^y \quad \text{Equação 22}$$

$$y = \frac{\log\left(\frac{0,1942}{0,2171}\right)}{\log\left(\frac{12}{15}\right)} = 0,500 \quad \text{Equação 23}$$

Ressalta-se que este valor de  $y = 0,5$  pode ser obtido por meio dos outros conjuntos de dados, mas não será aqui realizado por ser considerada a partir de então uma etapa trivial. Para finalizar, basta encontrar o valor de  $c$ . Para isso, utilizando a Equação 13 novamente e substituindo-se os valores de  $x$  e  $y$  nela, temos a nova equação:

$$3,883 = c \times 20^1 \times 0,012^{0,5} \quad \text{Equação 24}$$

Rearranjando a, tem-se:

$$c = \frac{3,883}{20 \times 0,012^{0,5}} \approx \sqrt{\pi} \quad \text{Equação 25}$$

Verifica-se, portanto, que  $c \approx \sqrt{\pi}$ , substituindo-se na Equação 12, encontra-se que:

$$K = \sigma \sqrt{\pi a} \quad \text{Equação 26}$$

Para comprovar a veracidade da Equação 26, o gráfico abaixo de  $a$  vs.  $K/\sigma \cdot (\pi a)^{1/2}$  mostra uma relação constante e igual a 1,0 para qualquer que seja os valores de  $\sigma$  e  $a$ .

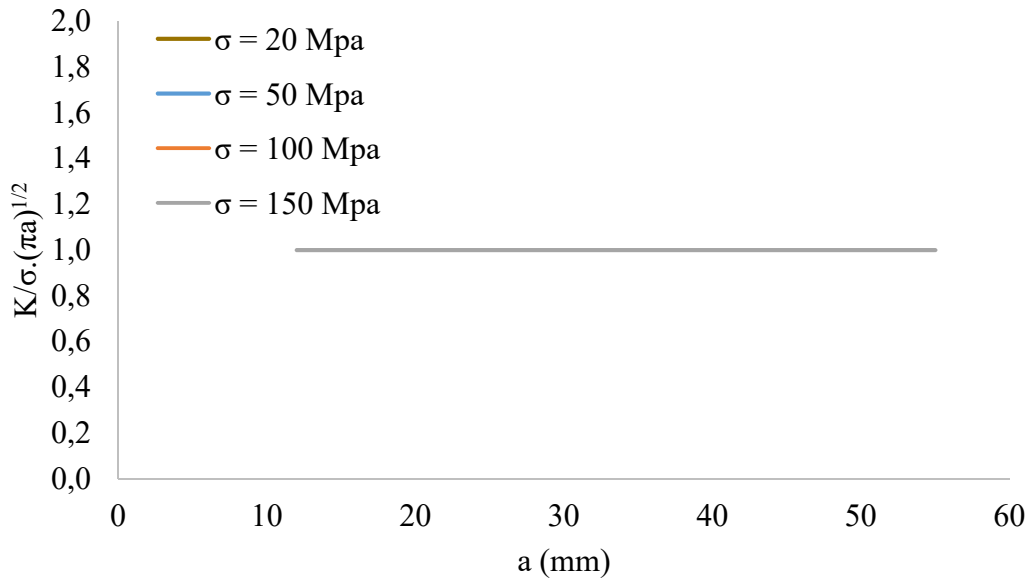


Figura 19: Efeito de diferentes magnitudes de  $K/\sigma$  nos CPs de largura infinita, com trinca central  $2a$ .

Este resultado numérico coincide exatamente com aquele apresentado no item 2 deste trabalho, mais precisamente na Equação 2, a qual é melhor abordada em (PARIS, 1964).

#### 4.2.2. AEF no corpo de prova CT

Após obter sucesso na primeira análise, onde uma solução analítica foi tomada como referência, foi executada uma nova modelagem, considerando agora o corpo de prova CT.

Tabela 9 apresenta 10 diferentes configurações de carregamento e dimensões geométricas (CT1 a CT10), cujos resultados da AEF sobre essas configurações são apresentados na Tabela 10 e Tabela 11. O gráfico da Figura 20 mostra esses mesmos resultados, de forma complementar a compreensão.

Tabela 9: Valores das dimensões geométricas e do carregamento aplicado sobre diferentes configurações de corpo de prova CT1 a CT10.

|               | CT1 | CT2 | CT3 | CT4 | CT5 | CT6 | CT7 | CT8 | CT9 | CT10 |
|---------------|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|------|
| <b>P (KN)</b> | 4   | 3   | 5   | 4   | 4   | 4   | 4   | 3   | 5   | 5    |
| <b>B (mm)</b> | 10  | 10  | 10  | 5   | 15  | 10  | 10  | 15  | 10  | 15   |
| <b>W (mm)</b> | 60  | 60  | 60  | 60  | 60  | 20  | 30  | 60  | 30  | 30   |

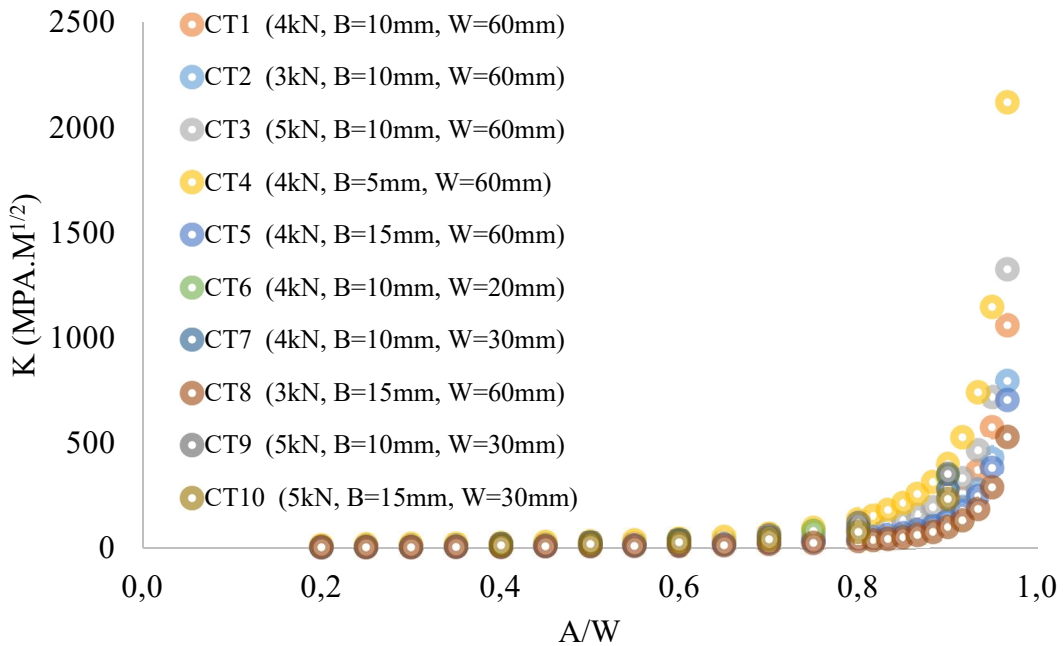


Figura 20: Efeito de diferentes tamanhos dimensionais e do carregamento no  $K$  de um CP do tipo CT.

Tabela 10: Resultados de K para CPs do tipo CT, sob diferentes valores de  $\sigma$  e  $a$  e dimensões geométricas (CT1 ao CT5).

| $\alpha$    | CT1 (4kN, B=10mm,<br>W=60mm) |        | CT2 (3kN, B=10mm,<br>W=60mm) |        | CT3 (5kN, B=10mm,<br>W=60mm) |        | CT4 (4kN, B=5mm,<br>W=60mm) |        | CT5 (4kN, B=15mm,<br>W=60mm) |        |
|-------------|------------------------------|--------|------------------------------|--------|------------------------------|--------|-----------------------------|--------|------------------------------|--------|
|             | K, MPa.m <sup>1/2</sup>      | f(a)   | K, MPa.m <sup>1/2</sup>      | f(a)   | K, MPa.m <sup>1/2</sup>      | f(a)   | K, MPa.m <sup>1/2</sup>     | f(a)   | K, MPa.m <sup>1/2</sup>      | f(a)   |
| <b>0,20</b> | 6,98                         | 0,135  | 5,23                         | 0,135  | 8,72                         | 0,135  | 13,96                       | 0,135  | 4,653                        | 0,135  |
| <b>0,25</b> | 8,04                         | 0,156  | 6,03                         | 0,156  | 10,05                        | 0,156  | 16,08                       | 0,156  | 5,361                        | 0,156  |
| <b>0,30</b> | 9,18                         | 0,178  | 6,88                         | 0,178  | 11,47                        | 0,178  | 18,36                       | 0,178  | 6,119                        | 0,178  |
| <b>0,35</b> | 10,44                        | 0,202  | 7,83                         | 0,202  | 13,05                        | 0,202  | 20,88                       | 0,202  | 6,959                        | 0,202  |
| <b>0,40</b> | 11,89                        | 0,230  | 8,91                         | 0,230  | 14,86                        | 0,230  | 23,77                       | 0,230  | 7,924                        | 0,230  |
| <b>0,45</b> | 13,62                        | 0,264  | 10,21                        | 0,264  | 17,02                        | 0,264  | 27,24                       | 0,264  | 9,079                        | 0,264  |
| <b>0,50</b> | 15,77                        | 0,305  | 11,83                        | 0,305  | 19,72                        | 0,305  | 31,55                       | 0,305  | 10,515                       | 0,305  |
| <b>0,55</b> | 18,56                        | 0,359  | 13,92                        | 0,359  | 23,20                        | 0,359  | 37,12                       | 0,359  | 12,372                       | 0,359  |
| <b>0,60</b> | 22,30                        | 0,432  | 16,72                        | 0,432  | 27,87                        | 0,432  | 44,59                       | 0,432  | 14,865                       | 0,432  |
| <b>0,65</b> | 27,53                        | 0,533  | 20,65                        | 0,533  | 34,41                        | 0,533  | 55,05                       | 0,533  | 18,351                       | 0,533  |
| <b>0,70</b> | 35,19                        | 0,682  | 26,40                        | 0,682  | 43,99                        | 0,682  | 70,39                       | 0,682  | 23,463                       | 0,682  |
| <b>0,75</b> | 47,12                        | 0,912  | 35,34                        | 0,912  | 58,90                        | 0,912  | 94,24                       | 0,912  | 31,414                       | 0,912  |
| <b>0,80</b> | 67,28                        | 1,303  | 50,46                        | 1,303  | 84,10                        | 1,303  | 134,56                      | 1,303  | 44,853                       | 1,303  |
| <b>0,82</b> | 77,24                        | 1,496  | 57,93                        | 1,496  | 96,55                        | 1,496  | 154,48                      | 1,496  | 51,494                       | 1,496  |
| <b>0,83</b> | 89,80                        | 1,739  | 67,35                        | 1,739  | 112,25                       | 1,739  | 179,60                      | 1,739  | 59,866                       | 1,739  |
| <b>0,85</b> | 105,99                       | 2,052  | 79,49                        | 2,052  | 132,48                       | 2,052  | 211,97                      | 2,052  | 70,657                       | 2,052  |
| <b>0,87</b> | 127,44                       | 2,468  | 95,58                        | 2,468  | 159,29                       | 2,468  | 254,87                      | 2,468  | 84,957                       | 2,468  |
| <b>0,88</b> | 156,86                       | 3,038  | 117,65                       | 3,038  | 196,08                       | 3,038  | 313,73                      | 3,038  | 104,576                      | 3,038  |
| <b>0,90</b> | 199,10                       | 3,856  | 149,33                       | 3,856  | 248,88                       | 3,856  | 398,21                      | 3,856  | 132,735                      | 3,856  |
| <b>0,92</b> | 263,53                       | 5,103  | 197,64                       | 5,103  | 329,41                       | 5,103  | 527,05                      | 5,103  | 175,684                      | 5,103  |
| <b>0,93</b> | 370,64                       | 7,177  | 277,98                       | 7,177  | 463,30                       | 7,177  | 741,28                      | 7,177  | 247,094                      | 7,177  |
| <b>0,95</b> | 573,94                       | 11,114 | 430,45                       | 11,114 | 717,42                       | 11,114 | 1147,87                     | 11,114 | 382,624                      | 11,114 |
| <b>0,97</b> | 1059,70                      | 20,521 | 794,77                       | 20,521 | 1324,62                      | 20,521 | 2119,39                     | 20,521 | 706,465                      | 20,521 |

Tabela 11: Resultados de K para CPs do tipo CT, sob diferentes valores de  $\sigma$  e  $a$  e dimensões geométricas (CT6 ao CT10).

| $\alpha$    | CT6 (4kN, B=10mm, W=20mm) |       | CT7 (4kN, B=10mm, W=30mm) |       | CT8 (3kN, B=15mm, W=60mm) |        | CT9 (5kN, B=10mm, W=30mm) |       | CT10 (5kN, B=15mm, W=30mm) |       |
|-------------|---------------------------|-------|---------------------------|-------|---------------------------|--------|---------------------------|-------|----------------------------|-------|
|             | K, MPa.m <sup>1/2</sup>   | f(a)  | K, MPa.m <sup>1/2</sup>   | f(a)  | K, MPa.m <sup>1/2</sup>   | f(a)   | K, MPa.m <sup>1/2</sup>   | f(a)  | K, MPa.m <sup>1/2</sup>    | f(a)  |
| <b>0,20</b> | -                         | -     | -                         | -     | 3,49                      | 0,135  | -                         | -     | -                          | -     |
| <b>0,25</b> | -                         | -     | -                         | -     | 4,02                      | 0,156  | -                         | -     | -                          | -     |
| <b>0,30</b> | -                         | -     | -                         | -     | 4,59                      | 0,178  | -                         | -     | -                          | -     |
| <b>0,35</b> | -                         | -     | -                         | -     | 5,22                      | 0,202  | -                         | -     | -                          | -     |
| <b>0,40</b> | -                         | -     | 16,81                     | 0,230 | 5,94                      | 0,230  | 21,01                     | 0,230 | 14,01                      | 0,230 |
| <b>0,45</b> | -                         | -     | -                         | -     | 6,81                      | 0,264  | -                         | -     | -                          | -     |
| <b>0,50</b> | -                         | -     | 22,31                     | 0,305 | 7,89                      | 0,305  | 27,88                     | 0,305 | 18,59                      | 0,305 |
| <b>0,55</b> | -                         | -     | -                         | -     | 9,28                      | 0,359  | -                         | -     | -                          | -     |
| <b>0,60</b> | 38,620                    | 0,432 | 31,53                     | 0,432 | 11,15                     | 0,432  | 39,42                     | 0,432 | 26,28                      | 0,432 |
| <b>0,65</b> | -                         | -     | -                         | -     | 13,76                     | 0,533  | -                         | -     | -                          | -     |
| <b>0,70</b> | -                         | -     | 49,77                     | 0,682 | 17,60                     | 0,682  | 62,21                     | 0,682 | 41,48                      | 0,682 |
| <b>0,75</b> | 81,616                    | 0,912 | -                         | -     | 23,56                     | 0,912  | -                         | -     | -                          | -     |
| <b>0,80</b> | -                         | -     | 95,15                     | 1,303 | 33,64                     | 1,303  | 118,93                    | 1,303 | 79,29                      | 1,303 |
| <b>0,82</b> | -                         | -     | -                         | -     | 38,62                     | 1,496  | -                         | -     | -                          | -     |
| <b>0,83</b> | -                         | -     | -                         | -     | 44,90                     | 1,739  | -                         | -     | -                          | -     |
| <b>0,85</b> | -                         | -     | -                         | -     | 52,99                     | 2,052  | -                         | -     | -                          | -     |
| <b>0,87</b> | -                         | -     | -                         | -     | 63,72                     | 2,468  | -                         | -     | -                          | -     |
| <b>0,88</b> | -                         | -     | -                         | -     | 78,43                     | 3,038  | -                         | -     | -                          | -     |
| <b>0,90</b> | 344,856                   | 3,856 | 281,57                    | 3,856 | 99,55                     | 3,856  | 351,97                    | 3,856 | 234,64                     | 3,856 |
| <b>0,92</b> |                           |       |                           |       | 131,76                    | 5,103  |                           |       |                            |       |
| <b>0,93</b> |                           |       |                           |       | 185,32                    | 7,177  |                           |       |                            |       |
| <b>0,95</b> |                           |       |                           |       | 286,97                    | 11,114 |                           |       |                            |       |
| <b>0,97</b> |                           |       |                           |       | 529,85                    | 20,521 |                           |       |                            |       |

Nota-se, por meio desses resultados, uma dificuldade em determinar a influência do carregamento juntamente com o comprimento de trinca normalizado. Por este motivo, esses mesmos resultados devem ser plotados de forma a abranger todo conjunto de situações, permitindo uma equação que modele uma curva como função do comprimento de trinca. Diante disso e, em função dos resultados da Tabela 10 e Tabela 11, juntamente com a Equação 12 e Equação 3 (do item 2 deste trabalho), pode-se tomar como hipótese para o corpo de prova CT que:

$$K = Y \times P^x \times B^b \times W^w \quad \text{Equação 27}$$

Onde:

$Y$  é o fator de forma, constante em determinado corpo de prova para geometrias, considerando geometrias e tamanho da trinca similares;

$x$ ,  $b$  e  $w$  são expoentes de ajuste.

Utilizando-se os resultados da Tabela 10 e Tabela 11, pode-se encontrar então que:  $x = 1$ ,  $b = -1$ ,  $w = -1/2$ , donde tem-se da Equação 27 que:

$$Y = \frac{K.B.\sqrt{W}}{P} \quad \text{Equação 28}$$

Com base na Equação 28, pode-se obter o gráfico da Figura 21 de  $Y$  em função de  $a/W$ , onde nota-se que a normalização utilizada é compatível com qualquer dimensão geométrica do corpo de prova CT e quando comparado com a equação recomendada pela (ASTM-E647, 2015) para obtenção de  $K$ , a qual foi desenvolvida analiticamente, percebe-se a correspondência extremamente acurada, mais uma vez qualificando o método de AEF aqui empregado.

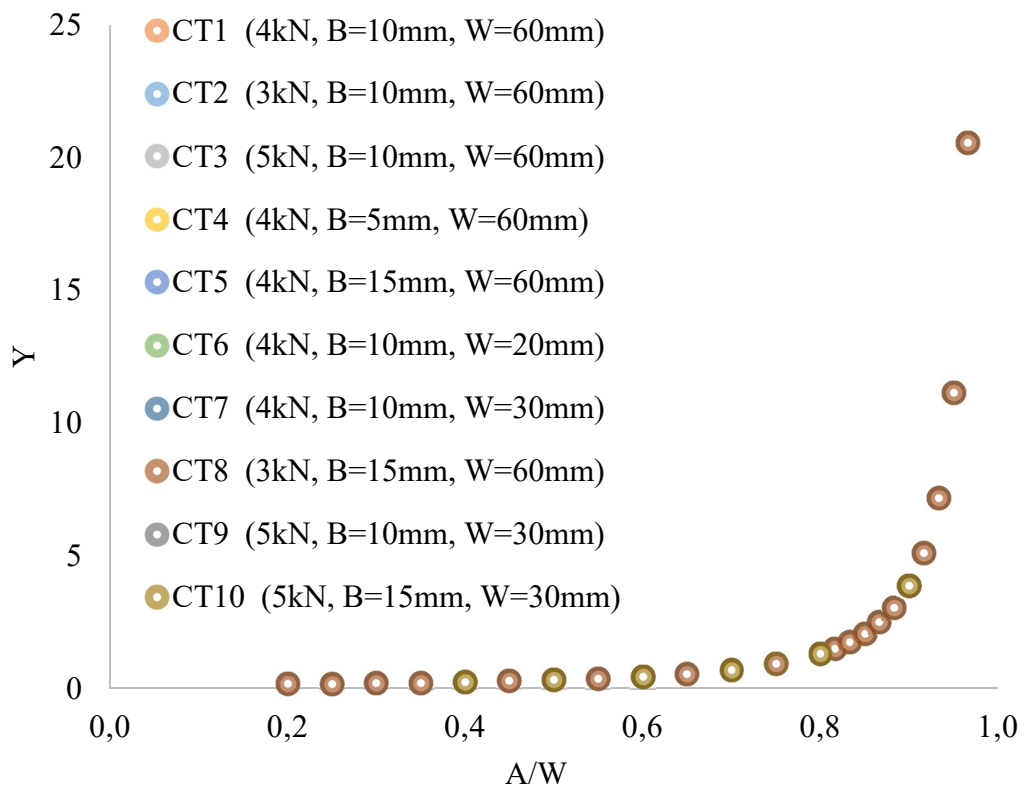


Figura 21: Efeito de diferentes magnitudes de  $K/\sigma$  de um CP do tipo CT.

#### 4.2.3. AEF no tubo com trinca circunferencial de profundidade $a$

Os resultados da simulação, apresentados nos itens anteriores, puderam ser comparados com as respectivas soluções analíticas com sucesso. Entretanto, no caso de estruturas reais, o grau de dificuldade de encontrar soluções analíticas é ainda mais elevado que nos casos anteriores, por este motivo, o método computacional ganha enorme importância. Há diversas rotas computacionais para isso, algumas ainda assim extremamente complicadas. A metodologia proposta no presente trabalho tem a vantagem de ser relativamente fácil, haja vista que uma vez modelada em duas ou três dimensões, passa por etapas muito parecidas em estruturas simples como amostras ou mais complexas, como estruturas reais. Neste item será trabalhado a obtenção da curva de  $K$  para um tubo real, contendo os seguintes parâmetros  $a_0$ ,  $R$ ,  $B$  e  $\sigma$ , respectivamente



comprimento de trinca inicial, raio interno do tubo, espessura do tubo e tensão uniaxial aplicada. Cinco diferentes configurações desses parâmetros foram consideradas na obtenção da curva de calibração, elas podem ser vistas na Tabela 12.

Tabela 12: Valores das dimensões geométricas e do carregamento aplicado sobre diferentes configurações de tubos com trinca interna,  $a$  (CONFIG. 1 a CONFIG. 5).

|                                  | CONFIG.<br>1 | CONFIG.<br>2 | CONFIG.<br>3 | CONFIG.<br>4 | CONFIG.<br>5 |
|----------------------------------|--------------|--------------|--------------|--------------|--------------|
| <b><math>a_0</math> (m)</b>      | 0,003        | 0,003        | 0,003        | 0,003        | 0,003        |
| <b>R</b>                         | 0,075        | 0,0375       | 0,075        | 0,075        | 0,0375       |
| <b>B (m)</b>                     | 0,015        | 0,015        | 0,03         | 0,015        | 0,03         |
| <b><math>\sigma</math> (MPa)</b> | 160          | 200          | 160          | 80           | 80           |

Os resultados da AEF neste tubo com trinca interna são apresentados na Tabela 13 e na Figura 22.

Tabela 13: Valores de K obtidos em diferentes configurações de tubos com trinca interna (CONFIG. 1 a CONFIG. 5).

|                           | CONFIG.<br>1               | CONFIG.<br>2               | CONFIG.<br>3               | CONFIG.<br>4               | CONFIG.<br>5               |
|---------------------------|----------------------------|----------------------------|----------------------------|----------------------------|----------------------------|
| <b><math>a</math> (m)</b> | K,<br>MPa.m <sup>1/2</sup> | K,<br>MPa.m <sup>1/2</sup> | K,<br>MPa.m <sup>1/2</sup> | K,<br>MPa.m <sup>1/2</sup> | K,<br>MPa.m <sup>1/2</sup> |
| <b>0,003</b>              | 21,27                      | 24,70                      | 18,55                      | 21,27                      | 21,27                      |
| <b>0,004</b>              | 26,19                      | 29,82                      | 32,29                      | 31,25                      | 31,25                      |
| <b>0,005</b>              | 31,25                      | 34,91                      | 44,46                      | 42,14                      | 42,14                      |
| <b>0,006</b>              | 36,54                      | 40,09                      | 58,28                      | 54,33                      | 54,33                      |
| <b>0,007</b>              | 42,14                      | 45,43                      | 73,94                      | 68,02                      | 68,02                      |
| <b>0,008</b>              | 48,06                      | 50,97                      | 91,56                      | 83,30                      | 83,30                      |
| <b>0,009</b>              | 54,33                      | 56,75                      | 111,21                     | 100,24                     | 100,24                     |
| <b>0,010</b>              | 60,98                      | 62,78                      | 132,95                     | 118,87                     | 118,87                     |
| <b>0,011</b>              | 68,02                      | 69,09                      | 156,80                     | 139,24                     | 139,24                     |
| <b>0,012</b>              | 75,46                      | 75,69                      | 182,78                     | 161,36                     | 161,36                     |
| <b>0,013</b>              | 83,30                      | 82,58                      | 210,93                     | 185,25                     | 185,25                     |
| <b>0,014</b>              | 91,56                      | 89,78                      | 241,25                     | 210,93                     | 210,93                     |
| <b>0,015</b>              | 100,24                     | 97,30                      | 273,76                     | 238,40                     | 238,40                     |

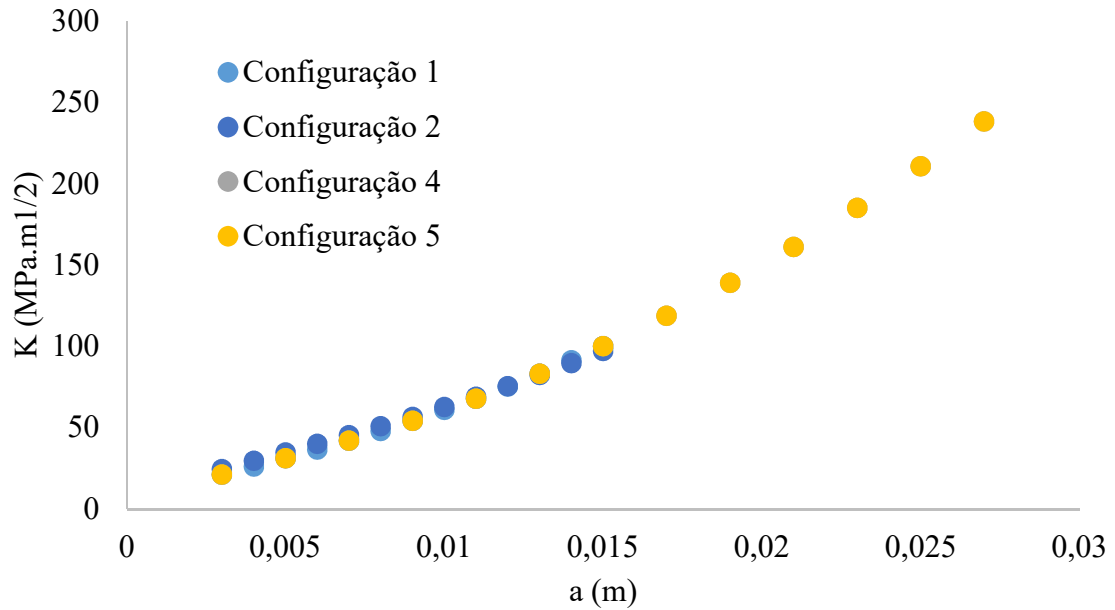


Figura 22: Curva de calibração de K em função do tamanho da trinca para diferentes configurações e comprimentos de trinca.

#### 4.2.4. AEF em estruturas reais com trinca de profundidade $a$

A realização de cálculos para determinar o fator de intensidade de tensões em estruturas reais é de alta complexidade. Com isso, a norma BS7910 propõe a Equação 29 para direcionar a solução nesse tipo de problema. Sendo que a solução analítica desse problema não é nada trivial.

$$\{Y_{w,m}(1 - \Omega_{Tot}) + Y_{w,b}\Omega_{Tot}\} \Delta\sigma_{HS}\sqrt{\pi a} \quad \text{Equação 29}$$

Onde,

$Y_{w,m}$  e  $Y_{w,b}$  são os fatores de correção de intensidade de tensão na localização da solda para tensões de membrana e flexão;

$\Omega_{Tot}$  é o grau total de flexão nas juntas tubulares;

$\Delta\sigma_{HS}$  é a faixa de tensão total do hot spot na junta tubular.

Analisando-se a Equação 29, verifica-se que o termo  $\{Y_{w,m}(1 - \Omega_{Tot}) + Y_{w,b}\Omega_{Tot}\}$  seria o fator de forma da Equação 3 numa comparação simples. Dessa forma, a metodologia empregada nesse presente trabalho ganha bastante importância por possibilitar a solução de estruturas reais complexas.

## 5. CONCLUSÃO

Enfim, após os resultados obtidos pode-se concluir que:

- A correta aplicação da Análise de Elementos Finitos apresenta uma ótima convergência para soluções analíticas conhecidas do fator de intensidade de tensões de corpos de prova. Podendo ser estendida para uma estrutura real, para qual a solução numérica poderia ser de tamanha complexidade que atingisse a impossibilidade de ser obtida.
- Essa metodologia atende aos requisitos das normas (BS 7910, 2015) e (VERITAS, 2011), apresentando como principais vantagens a precisão e rapidez da solução numérica em uma estrutura real com defeito.
- A previsão de uma equação de K, obtida previamente por elementos finitos, tem potencial para, num futuro breve, facilitar o monitoramento online da Fadiga. Que é indubitavelmente o grande dos desafios que companhias de diversos segmentos tanto almejam, para evitar catástrofes e reduzir as manobras operacionais por questões de segurança que nem sempre são realmente seguras, além de serem consideravelmente custosas.

## 6. PROJETOS FUTUROS

Pode-se utilizar este trabalho como base para projetos futuros, como:

- Realizar os testes experimentais em tubos com trinca interna não passante
- Utilizar a metodologia aplicada neste trabalho para desenvolver outras curvas de  $K$  para outras estruturas (sent, senb ou até mesmo estruturas reais) ou outros modos de carregamento (modo II e modo III).

## 7. REFERÊNCIAS

1. ANDERSON, T. L. **Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications**. Third Edit ed. [s.l.]: CRC Press, 2017. 661 p. ISBN: 9781420058215, ISSN: 00225096, DOI: 10.1007/978-1-4612-1740-4.
2. ANSYS INCORPORATION. **ANSYS Mechanical APDL Command Reference**. In: *ANSYS Manual*. 275 Technology Drive Canonsburg, PA 15317: [s.n.], 2013. ISBN: 9781558605107, ISSN: 1365-2885 (Electronic), DOI: www.ansys.com.
3. ASTM-E399. **Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness  $K_{Ic}$  of Metallic Materials**. *ASTM International*, [s.l.], n° West Conshohocken, PA, 2017.
4. ASTM-E647. **Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates**. In: *ASTM International*. [s.l.]: [s.n.], 2015.
5. AZEVEDO, Á. F. M. **Método dos elementos finitos**. *Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto Portugal*. 1ª ed ed. Porto, Portugal: Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, 2003. 248 p. ISBN: 9788535239294, ISSN: 01672681, DOI: 10.1016/0167-2681(83)90004-5.
6. BHATTACHARYA, A. **A Finite Element Based Study On Stress Intensification Factors ( Sif ) For Reinforced**. In: *NAFEMS World Congress*. Boston, USA: NAFEMS, 2011.
7. BS 7448. **Fracture mechanics toughness tests. Method for determination of  $K_{Ic}$ , critical CTOD and critical J values of metallic materials**. *BSI*, [s.l.], v. 1, p. 48, 1991.
8. BS 7910. **BSI Standards Publication Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures**. In: *BSI Standards Publication*. [s.l.]: [s.n.], 2015.

9. BURNS, J. T. et al. **Effect of water vapor pressure on fatigue crack growth in Al-Zn-Cu-Mg over wide-range stress intensity factor loading.** *Engineering Fracture Mechanics*. [s.l.]: [s.n.], 2014. v. 137, 34-55 p. ISBN: 4342431939, ISSN: 00137944, DOI: 10.1016/j.engfracmech.2014.11.009.
10. DEANS, W. F.; RICHARDS, C. E. **A simple and sensitive method for monitoring crack and load in compact fracture mechanics specimens using strain gauges.** *Journal of Testing and Evaluation*, [s.l.], v. 7, n° 3, p. 147–154, 1979. DOI: <https://doi.org/10.1520/JTE11216J>. ISSN 0090-3973.
11. DIMATTEO, N. D. **ASM Handbook: Fatigue and Fracture.** In: DIMATTEO, N. D.; LAMPMAN, S. R. (Orgs.). *ASM International*. 2nd ed. United States of America: [s.n.], 1996. v. 19, 2592 p. ISBN: 9780871703859 0871703858.
12. FISH, J. **First Course in Finite Elements.** *Engineering*. [s.l.]: [s.n.], 2006. ISBN: 9780470035801, ISSN: 00219606, DOI: 10.1002/9780470510858.
13. GARCIA, R.R.A. et al. **A critical insight on the use of external load cells for fatigue tests in pressurized systems.** *Engineering Fracture Mechanics*, [s.l.], v. 181, p. 1–6, 2017. ISSN: 00137944, DOI: 10.1016/j.engfracmech.2017.06.015.
14. GARCIA, Rodrigo R. A. et al. **Back-face strain compliance relation for SEN (B) specimens for wide range in crack lengths.** In: *NACE International*. [s.l.]: [s.n.], 2015. ISSN: 00137944, DOI: 10.1016/j.engfracmech.2011.07.001.
15. GARCIA, Rodrigo R. A.; CALDAS, F. C.; MATTOS, O. R. **Corrosion Fatigue Tests Using Strain Gauges for Measuring Load and Crack Length.** *Corrosion*, [s.l.], v. 72, p. 1547–1555, 2016.
16. HERTZBERG, R. W.; VINCI, R. P.; HERTZBERG, J. L. **Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials.** Fifth Edit ed. [s.l.]: John Wiley & Sons, Inc., 2013. 755 p. ISBN: 0470527801.

17. ISO 12108. **Metallic Materials - Fatigue Testing - Fatigue Crack Growth Method.**  
[s.l.]: [s.n.], 2002.
18. MILELLA, P. P. **Fatigue and corrosion in metals.** *Fatigue and Corrosion in Metals.*  
[s.l.]: Springer-Verlag Italia, 2013. 1-806 p. ISBN: 9788847023369, ISSN: 13514180,  
DOI: 10.1007/978-88-470-2336-9.
19. MONTES, T. N. **Estudo da viabilidade de utilização da técnica de BFS como uma alternativa para ensaios de corrosão fadiga.** Projeto de ed. [s.l.]: Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2015. 71 p.
20. NEWMAN, J. C.; PIASCIK, R. S. **Fatigue Crack Growth Thresholds, Endurance Limits, and Design.** *Nature Materials.* [s.l.]: [s.n.], 2000. v. 15, 391-404 p. ISBN: 978-0-8031-2624-4, ISSN: 1476-1122, DOI: 10.1520/STP1372-EB.
21. NEWMAN, J. C.; YAMADA, Y. **Compression precracking methods to generate near-threshold fatigue-crack-growth-rate data.** *International Journal of Fatigue,* [s.l.], v. 32, nº 6, p. 879–885, 2010. ISBN: 01421123, ISSN: 01421123, DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2009.02.030.
22. NEWMAN, J. C.; YAMADA, Y.; JAMES, M. A. **Back-face strain compliance relation for compact specimens for wide range in crack lengths.** *Engineering Fracture Mechanics,* [s.l.], v. 78, nº 15, p. 2707–2711, 2011. ISBN: 1365-2354 (Electronic)n0961-5423 (Linking), ISSN: 00137944, DOI: 10.1016/j.engfracmech.2011.07.001.
23. OH, C. S. et al. **A finite element ductile failure simulation method using stress-modified fracture strain model.** *Engineering Fracture Mechanics,* [s.l.], v. 78, nº 1, p. 124–137, 2011. ISBN: 0013-7944, ISSN: 00137944, DOI: 10.1016/j.engfracmech.2010.10.004.
24. PARIS, P. C. **Fatigue — An Interdisciplinary Approach.** *Syracuse University*

- Press*, NY, p. 107, 1964.
25. PETERSEN, D. et al. **A Back-Faced Strain Compliance Expression for the Compact Tension Specimen**. *Journal of Testing and Evaluation*, [s.l.], v. 27, n° 2, p. 167, 1999. ISSN: 00903973, DOI: 10.1520/JTE12057J.
  26. POLIT, E.; MEC, E.; DRIEMEIER, L. **Dissertacao\_Bruno\_Ximenes\_Takahashi**. 2014.
  27. RAMALHO, Y. L. **Metodologia para Testes de Corrosão Fadiga sob Elevadas Pressões Utilizando Crack Gauge**. Projeto de ed. Rio de Janeiro: Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2018. 40 p.
  28. RUCHERT, C. O. F. T. **Estudo da Inferência de Carregamento em Histórias de Vôos Simulados na Liga de Al Aeronáutico SAE-AMS 7475 T7351**. *Tese Doutorado USP*. [s.l.]: [s.n.], 2007. 207 p.
  29. SCHIJVE, J. **Fatigue of Structures and Materials**. Second Edition ed. [s.l.]: Springer Science & Business Media, 2008. 623 p. ISBN: 9781402068072.
  30. SENGUPTA, N. **SMART Technologies for Natural Resource Conservation and Sustainable Development**. 1 edition ed. India: Allied Publishers Pvt. Ltd., 2016. 352 p.
  31. SHARCNET. **SHARCNET community**. 2016. Disponível em: [https://www.sharcnet.ca/Software/Ansys/17.2/en-us/help/ans\\_frac/strsfiscalc.html](https://www.sharcnet.ca/Software/Ansys/17.2/en-us/help/ans_frac/strsfiscalc.html). Acesso em: 20/ago./16.
  32. SURESH, S. **Fatigue of Materials**. Cambridge: Cambridge University Press, 1998. ISBN: 9780511806575, DOI: 10.1017/CBO9780511806575.
  33. VERITAS, D. N. **DNV-RP-C203 Fatigue Design of Offshore Steel Structures**. [s.l.], n° October, 2011.