

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE GAMA/FACULDADE DE TECNOLOGIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM INTEGRIDADE DE
MATERIAIS DA ENGENHARIA**

**ESTUDO DAS CONDIÇÕES DE PROPAGAÇÃO DE TRINCA
COM BASE NO CONCEITO DE COMPRIMENTO
CARACTERÍSTICO**

SIZELIZIO ALVES DE LIMA E CASTRO

ORIENTADOR: Prof. JORGE LUIZ DE ALMEIDA FERREIRA. Dr.

**DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM INTEGRIDADE DE MATERIAIS
DA ENGENHARIA**

PUBLICAÇÃO:

BRASÍLIA/DF:

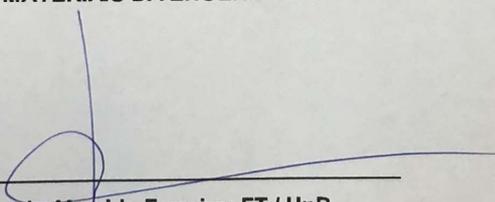
**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DO GAMA / FACULDADE DE TECNOLOGIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM INTEGRIDADE DE
MATERIAIS DA ENGENHARIA**

**"ESTUDO DAS CONDIÇÕES DE PROPAGAÇÃO DE TRINCA COM BASE
NO CONCEITO DE COMPRIMENTO CARACTERÍSTICO"**

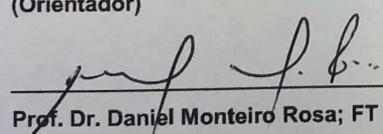
SIZELIZIO ALVES DE LIMA E CASTRO

DISSERTAÇÃO DE Mestrado submetida ao Programa de Pós-graduação em Integridade de Materiais da Engenharia da Faculdade do Gama e Faculdade de Tecnologia da Universidade de Brasília, como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Integridade de Materiais da Engenharia.

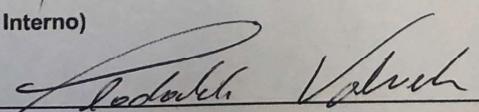
APROVADA POR:



Prof. Dr. Jorge Luiz de Almeida Ferreira; FT / UnB
(Orientador)



Prof. Dr. Daniel Monteiro Rosa; FT / UnB
(Membro Interno)



Prof. Dr. Clodoaldo Valverde; UEG
(Membro Externo)

Brasília / DF, 31 de julho de 2018

FICHA CATALOGRÁFICA

SIZELIZIO ALVES DE LIMA E CASTRO

Estudo das condições de propagação de trinca com base no conceito de comprimento característico, [Distrito Federal] 2018.

004A/2018, 210 x 297 mm (FGA/UnB Gama, Mestre, Integridades de Materiais da Engenharia, 2018). Dissertação de Mestrado – Universidade de Brasília, Faculdade Gama. Programa de Pós-graduação em Integridade De Materiais De Engenharia.

- | | |
|--------------------------------|--------------------|
| 1. Fadiga | 2. Fratura |
| 3. Teoria da distância crítica | 4. Método do Ponto |
| I. FGA/UnB | II. Título (Série) |

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

LIMA, S. A. (2018). Estudo das condições de propagação de trinca com base no conceito de comprimento característico. Dissertação de Mestrado em Integridade de Materiais de Engenharia. Publicação **063A/2018**, pelo Programa de Pós-graduação em Integridade De Materiais De Engenharia Departamento de Integridade de Materiais da Engenharia, Faculdade Gama, Universidade de Brasília, Brasília, DF. **59** p.

CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: Sizelizio Alves de Lima e Castro

TÍTULO: Estudo das condições de propagação de trinca com base no conceito de comprimento característico.

GRAU: Mestre

ANO: 2018

É concedida à Universidade de Brasília permissão para reproduzir cópias desta dissertação de mestrado e para emprestar ou vender tais cópias somente para propósitos acadêmicos e/ou científicos. O autor reserva outros direitos de publicação e nenhuma parte desta dissertação de mestrado pode ser reproduzida sem autorização por escrito do autor.

Sizelizio Alves de Lima e Castro

Faculdade UnB/GAMA – Área Especial nº 01, Setor Central.

CEP 72.405-610. Brasília, DF – Brasil.

AGRADECIMENTOS

A Deus, por ter dado a mim sua benção durante todo momento para que eu pudesse continuar meus estudos. À minha esposa, Alessandra, obrigado pelo carinho e incansável companheirismo durante esses dois anos de sacrifícios e conquistas na elaboração deste trabalho. Aos meus pais, Ruth Rodrigues de Castro e Previsto Alves de Lima e Castro (in memoriam), pela sabedoria e apoio incondicional. Aos meus filhos, Vinicius Matias, Pedro Lucas Matias, Luís Felipe Matias, obrigado pelo carinho. Ao meu orientador, Prof. Dr. Jorge Luiz de Almeida Ferreira, que amparou e conduziu-me nessa trajetória para a realização desta pesquisa. À Universidade de Brasília, por ter me acolhido como aluno do curso de mestrado. Aos amigos e todas às pessoas que torceram e acreditaram em mim.

RESUMO

Este trabalho avaliou as condições de propagação de trincas que emanam de entalhes. Nesse sentido, foram considerados para análise os formatos de entalhe em V, entalhe em U e uma placa com furo central, com raios de concordância variando entre 0,12 a 4 mm. Uma rotina de simulação numérica de elementos finitos capaz de calcular o fator de intensidade de tensão K_I foi desenvolvida. Para análise da propagação ou parada do crescimento da trinca, as condições para cálculo de K_I foram extraídas de importantes artigos utilizados como referências: Du Quesnay (1986), Susmel e Taylor (2007) e Tanaka (1983). Para determinar o tamanho característico da trinca, foi utilizado o método da teoria da distância crítica (especificamente, o método do ponto). Após obter numericamente o valor de K_I , comparou-se com o limiar de propagação do material K_{th} , e se observou a propagação da trinca em 33% dos entalhes com raios maiores, dos quais 17% ficaram na iminência de propagação. No entanto, para os raios menores, as trincas não se propagaram. O método do ponto mostrou-se conservador e as condições impostas para cálculo de K_I foram 60% menores em comparação ao valor de K_{th} .

Palavras-chave: Teoria da distância crítica, método do ponto, fator de intensidade de tensão, mecânica da fratura, fadiga.

ABSTRACT

This work evaluated the propagation conditions of a crack emanating from notches. In this perspective, were considered for analysis the V and U notch formats and a central hole plate with concordance radius from 0.12 to 4 mm. A numerical simulation routine of finite elements capable to calculate the stress intensity factor K_I was developed. The circumstances of propagation or stop of the crack growth were analyzed and the conditions for calculating K_I were extracted from important references articles: Du Quesnay (1986), Susmel and Taylor (2007) and Tanaka (1983). The theory of critical distances (specifically the point method) was used in order to determine the characteristic size of the crack. After the numerically obtaining of the K_I value we compared the material propagation threshold K_{th} , the crack propagation was observed in 33% of the larger radius notches, of which 17% will be in the imminence of propagation. Conversely, for the smaller radius, the cracks did not spread. The point method was shown to be conservative and the conditions imposed for K_I calculation were 60% lower compared to the value of K_{th} .

Key words: Theory of critical distances, point method, stress intensity factor, fracture mechanics, fatigue.

LISTA DE FIGURAS

	Pg.
Figura 2.1 – Exemplo de propagação de trinca que nasceu na raiz de um furo.	17
Figura 2.2 – Estágio de nucleação.	19
Figura 2.3 – Curva S-N para material que possui um limite de fadiga (a) e material que não possui um limite de fadiga (b).	21
Figura 2.4 – Rotor de turbina a vapor com lâminas anexadas (a), conexão do tipo árvore na raiz da lâmina, local de grande concentração de tensões (b).	22
Figura 2.5 – Esquema do Modelo de Inglis: Fator de concentração de tensão de entalhe elíptico.	24
Figura 3.1 – Fotografias de um caminhão-tanque de propano que explodiu devido à fratura por trincas iniciais em soldas.	27
Figura 3.2 – Os modos básicos de carregamento da superfície de uma trinca.	27
Figura 3.3 – Sistemas de coordenadas tridimensionais para a região de uma trinca.	28
Figura 3.4 – Superfície de fratura de um eixo de aço rotativo que sofreu uma falha de fadiga.	31
Figura 3.5 – Esboço de uma curva da/dN típica.	32
Figura 3.6 – Diagrama de Kitagawa e Takahashi.	34
Figura 4.1 – Exemplo de representação do Método do Ponto.	37
Figura 4.2 – Exemplo de representação do Método da Linha.	37
Figura 4.3 – Exemplo de representação do Método da Área.	38
Figura 5.1 – Fluxograma de solução de um problema por MEF.	41
Figura 5.2 – Fluxograma proposto para solução do problema no <i>Ansys</i> .	41
Figura 5.3 – Representação da construção do modelo por MEF. a) Desenho dos <i>Keypoints</i> ; b) Desenho das linhas; c) Desenho das áreas; d) Desenho da malha; e) Modelo da malha gerada e simetria; f) Resultado obtido.	42
Figura 5.4 – Geometria dos espécimes testados.	44
Figura 6.1 – Fator de forma de uma trinca tem origem em furo circular em uma placa retangular submetida a carregamento axial. a) $\frac{2R}{W} = 0,25$ e b) $\frac{2R}{W} = 0,50$.	48

Figura 6.2 – Entalhe em V com carregamento de tração (Baratta, 1985).	49
Figura 6.3 – Comparação entre o valor do fator de forma de uma trinca que tem origem em um entalhe em V simples em uma placa retangular submetida a carregamento axial.	51
Figura 6.4 – Gráfico com a relação das trincas que propagaram, as que ficaram na iminência de propagação e as que não se propagaram.	53
Figura 6.5 – Curva para entalhes em V e em U.	54
Figura 6.6 – Curva para entalhes em forma de furo.	54

LISTA DE TABELAS

	Pg.
Tabela 5.1 – Propriedades mecânicas dos materiais.	43
Tabela 5.2 – Dimensões dos espécimes testados.	45
Tabela 6.1 – Comparação entre os valores do fator de forma, de acordo com a Equação (6.2).	47
Tabela 6.2 – Comparação entre os valores do fator de forma, de acordo com a Equação (6.3)	48
Tabela 6.3 – Fator de forma de uma trinca que tem origem em um entalhe em V simples em uma placa retangular submetida a carregamento axial.	50
Tabela 6.4 – Condições de propagação das trincas obtida de forma numérica.	52

LISTA DE ABREVIATURAS

ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
EPD	Estado Plano de Deformação
EPT	Estado Plano de Tensão
FE	Elementos Finitos
FEM	Método dos Elementos Finitos
FVM	Método do Volumes Finitos
MA	Método da Área
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
ML	Método da Linha
MP	Método do Ponto
MV	Método do Volume
TDC	Teoria da Distância Crítica
UK	Reino Unido
USA	Estados Unidos da América

LISTA DE SÍMBOLOS

F	fator de forma
FS	fator de segurança
K	fator de intensidade de tensão
K_a	fator de acabamento superficial
K_b	fator de tamanho
K_c	fator de carregamento
K_c	valor crítico do Fator de Intensidade de Tensão
K_d	fator de temperatura
K_e	fator de confiabilidade
K_f	fator de efeitos variados
K_l	medida da gravidade da trinca
K_{lc}	tenacidade à fratura
K_{max}	fator de intensidade de tensão máxima
K_{min}	fator de intensidade de tensão mínimo
K_t	fator concentrador de tensão
L	comprimento característico do material
N	número de ciclos
N_f	número de ciclos para falha
r	raio no sistema de coordenadas polares
R	razão de tensão
rpm	rotações por minuto
S_c	tensão crítica
S_e	limite de resistência do corpo de prova
S_{rt}	limite de resistência à tração
σ_a	amplitude de tensão
σ_m	tensão média
σ_{max}	tensão máxima
σ_{min}	tensão mínima
σ_r	gama de tensão
σ_x	tensão normal na direção “x”

σ_y	tensão normal na direção “y”
σ_z	tensão normal na direção “z”
τ_{xy}	tensão cisalhante na direção “xy”
ρ	raio do entalhe
θ	ângulo no sistema de coordenadas polares
Ψ	ângulo de entalhe
ΔK	faixa do fator de intensidade de tensão
ΔK_{th}	limiar de propagação de trinca por fadiga
$\Delta\sigma_0$	limite de resistência à fadiga
$\Delta\sigma_{eff}$	tensão efetiva

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	14
1.1	CONSIDERAÇÕES INICIAIS	14
1.2	OBJETIVOS	15
1.2.1	Objetivo geral	15
1.2.2	Metodologia geral	15
1.3	ESTRUTURA DO TRABALHO	15
2	FADIGA	17
2.1	CONTEXTO HISTÓRICO	17
2.2	MECANISMOS DA FADIGA POR FADIGA	18
2.2.1	Iniciação da trinca	19
2.3	ABORDAGENS DE FADIGA	19
2.3.1	Curva S-N	20
2.4	FADIGA EM CORPOS ENTALHADOS	22
2.4.1	Concentrador de tensões – K_t	23
3	MECÂNICA DA FRATURA	26
3.1	CONCEITOS	26
3.2	MODOS DE CARREGAMENTO	27
3.3	FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÃO	28
3.4	TENACIDADE À FRATURA	29
3.5	PROPAGAÇÃO DE TRINCAS	30
3.5.1	Falha catastrófica	31
3.5.2	Curva (da/dN)	31
3.6	DIAGRAMA DE KITAGAWA-TAKAHASHI	33
4	TEORIA DA DISTÂNCIA CRÍTICA	35
4.1	NOÇÕES PRELIMINARES	35
4.2	MÉTODO DO PONTO	36
4.3	MÉTODO DA LINHA	37
4.4	MÉTODO DA ÁREA E DO VOLUME	38
5	METODOLOGIA	39
5.1	MATERIAIS E MÉTODOS	39
5.1.1	Cálculo do fator de intensidade de tensão (FIT) utilizando elementos finitos	40

5.2 ANÁLISE DAS CONDIÇÕES DE PROPAGAÇÃO DE TRINCAS QUE EMANAM DE CONCENTRADORES DE TENSÃO	43
5.2.1 Características dos espécimes em análise	43
6 APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS	46
6.1 VALIDAÇÃO DOS MODELOS DE ELEMENTOS FINITOS	46
6.1.1 Trincas que emanam de um furo central e um entalhe em V simples em uma placa retangular submetida a carregamentos axiais	46
6.2 AVALIAÇÃO DAS CONDIÇÕES DE PROPAGAÇÃO DE TRINCAS QUE EMANAM DE ENTALHES	51
7 CONCLUSÕES	55
REFERÊNCIAS	56

1 INTRODUÇÃO

1.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

A fadiga é resultado do processo cumulativo que consiste na iniciação da trinca, propagação e fratura final do componente, sendo que, à medida que a trinca experimenta um número crescente de ciclos de carregamento, o comprimento da trinca aumenta. Após um certo número de ciclos, a trinca fará com que o componente falhe (LEE *et al*, 2005).

Descontinuidades geométricas, comumente denominadas concentradoras de tensão, são inevitáveis em componentes de engenharia. Ao submeter esses componentes a uma dada condição de carregamento, tais detalhes de projeto induzem a uma distribuição complexa do campo de tensões em que se observam níveis de tensões significativamente elevados, fazendo com que ocorra uma redução na resistência à falha por fadiga e, possivelmente, a iniciação de trincas nesses pontos (DOWLING, 2013).

Dentro desse contexto, com o avanço da preocupação com a previsão de falha por fadiga em componentes entalhados, importantes métodos que consideram o efeito do gradiente de tensões no limite de fadiga foram desenvolvidos. Neuber (1958) assumiu que a tensão elástica ao redor dos concentradores de tensão não atinge os valores previstos, de acordo com a teoria da mecânica de meios contínuos, método que ficou conhecido como Teoria das distâncias críticas (TDC) (SUSMEL, 2006). Um ano depois, Peterson (1959) sugeriu uma maneira simplificada de aplicar a ideia de Neuber: ele pôde observar a tensão de referência para compará-la ao limite de fadiga simples do material, que poderia ser calculado a uma certa distância da raiz do concentrador de tensão. Esse método é conhecido como método de ponto (MP).

De um ponto de vista prático, Neuber formalizou essa teoria em termos do chamado Método da Linha (ML), tornando-a apropriada para prever a força de fadiga de alto ciclo em componentes com diferentes características geométricas. Por sua vez, o método ponto foi formalizado pela primeira vez por Peterson (1959). Ambos os métodos, foram revisados posteriormente por Tanaka (1983), Lazzarin *et al.* (1997) e Taylor (1999), que desenvolveram suas teorias de forma independente, chegando a conclusões semelhantes.

As peculiaridades relacionadas a essas diferentes maneiras de formalizar o método do ponto foram posteriormente discutidas por Atzori, Lazzarin e Filippi (2001). Por fim, Taylor

(1999) observou que a faixa da tensão efetiva poderia ser calculada também pela média da variação da tensão máxima sobre uma área semicircular, formalizando o chamado método da área.

Obtidos os dados necessários para a análise do comportamento da trinca nos componentes mecânicos avaliados pelos autores acima citados, realizou-se uma análise de elementos finitos para: 1) calcular o fator de intensidade de tensão em cada situação analisada e, através de uma análise comparativa com o limiar de propagação do material, 2) verificar a propagação ou não da trinca.

1.2 OBJETIVOS

1.2.1 Objetivo geral

Realizar um estudo comparativo do fator de intensidade de tensão com o limiar de propagação do material em estudo, com objetivo de verificar as condições de propagação ou parada de crescimento da trinca.

1.2.2 Metodologia geral

- a) Estudar as principais técnicas de cálculo do fator de intensidade de tensão de trincas, que emanam de concentradores de tensão;
- b) Desenvolver uma rotina de simulação numérica de elementos finitos capaz de calcular o fator de intensidade de tensão;
- c) Fazer uma análise comparativa com fator de intensidade tensão calculado pelo elemento finito e compara com limiar de propagação do material;

1.3 ESTRUTURA DO TRABALHO

O presente trabalho está dividido em 5 capítulos. O capítulo inicial apresenta uma breve abordagem do assunto, assim como os objetivos desejados. No capítulo 2, é feita uma revisão bibliográfica dos conceitos importantes sobre Fadiga e Mecânica da Fratura, com o objetivo de entender como foi utilizado o método da distância crítica na análise e cálculo do comprimento característico através do método do ponto utilizado nesse trabalho.

O terceiro capítulo apresenta a metodologia utilizada, e discorre sobre os passos realizados na montagem do algoritmo e análise de elementos finitos. Aborda-se, ainda, como

foi efetuada a retirada dos dados experimentais, dos autores de referência, utilizados neste trabalho como base na análise numérica. O capítulo 4 apresenta os resultados obtidos, bem como as discussões sobre eles, à luz da literatura. As conclusões finais alcançadas com este trabalho são apontadas no capítulo 5.

2. FADIGA

A fadiga é caracterizada como uma forma de falha que ocorre em estruturas submetidas a tensões dinâmicas e flutuantes (pontes, aeronaves e componentes da máquina etc.). Ainda que em tensões bem abaixo da resistência máxima de um dado material, em consequência, os danos microscópicos resultantes do processo de fadiga podem se acumular, levando ao desenvolvimento de trincas, que resultam na falha do componente (Dowling, 2013). O termo "fadiga" é usado devido ao fato deste tipo de falha ocorrer geralmente após um longo período de esforço repetido ou ciclagem de tensão (Callister, 2007; ASTM, 2002).

O processo de fadiga é caracterizado pela iniciação de trincas, propagação e fratura final de um componente. Durante o carregamento cíclico, pode ocorrer deformação plástica no local cuja tensão é mais elevada. Essa deformação induz a um dano permanente no componente e uma trinca se desenvolve no local (Figura 2.1). À medida que o componente experimenta um número crescente de ciclos de carregamento, o comprimento da trinca aumenta. Após um certo número de ciclos, a trinca fará com que o componente falhe (Lee *et al*, 2005).



Figura 2.1 – Exemplo de propagação de uma trinca que nasceu na raiz de um furo. (Lorenzino e Navarro, 2014).

2.1 CONTEXTO HISTÓRICO

Falhas mecânicas devido à fadiga em máquinas, estruturas e veículos em serviço sempre causaram preocupação na engenharia. Em 1837, Albert W.A.J. publicou em Clausthal os primeiros resultados conhecidos de testes de fadiga. Para tanto, ele construiu uma máquina de teste para as correntes de transporte, que falharam em serviço nas minas de Clausthal. Desta forma, ele testou componentes reais e não apenas o material. Uma vez que as correntes, na época, apenas podiam ser substituídas por uma corda de cânhamo, que precisava ser importada

por um baixo custo, Albert inventou o cabo, que certamente era mais importante que os primeiros testes de fadiga realizados até então (Schlitz, 1996).

A partir dos anos de 1860, o engenheiro Wöhler publicou os resultados dos testes de fadiga em eixos ferroviários. Solicitando eixos de comboios à flexão, torção e tração, Wöhler deu início ao desenvolvimento de estratégias de projeto para evitar a falha por fadiga. Em 1870, ele publicou os resultados de suas pesquisas, nas quais ele introduziu os conceitos de curva tensão-vida ($S - N$), limite de fadiga e fator de segurança (Mamn, 1978).

De 1945 a 1960, o termo fadiga já era um assunto investigado em todos os países industrializados. Mas foi em 1955 que uma discussão sobre "segurança contra falhas" e "vida segura" em componentes aeronáuticos começou. A vida segura significa que o componente da aeronave em questão deve ser descartado ao chegar ao final de sua vida, previamente determinada. A falha de segurança significa que ela faz parte de um membro primário da fadiga, ou de outra forma, não deve pôr em perigo a segurança do voo (Schjve, 1992).

Com o passar dos anos, livros que continham dados de fadiga na forma de tabelas se tornaram mais presentes no meio acadêmicos. Hoje em dia, estes dados são muito úteis, uma vez que as falhas por fadiga são um dos maiores problemas em projetos de engenharia. O trabalho prático de fadiga é muito mais importante que dados apresentados em livros sobre fadiga. No entanto, eles não substituem a experiência do especialista em fadiga. Mas, hoje, com o avanço de ferramentas computacionais, equívocos podem ser verificados e corrigidos.

2.2 MECANISMOS DA FADIGA

O processo de falha por fadiga é caracterizado pelas etapas de iniciação da trinca, propagação e fratura final do componente, devido ao crescimento instável da trinca. Callister (2007) afirma que, normalmente, a superfície de fratura é perpendicular à direção de uma tensão de tração aplicada (Callister, 2007).

Durante o carregamento cíclico, pode ocorrer deformação plástica no local de maior concentração de tensão. Essa deformação plástica induz dano permanente ao componente e, conseqüentemente, uma trinca se desenvolve. Com o aumento no número de ciclos do carregamento, essa trinca irá se propagar e aumentar de tamanho, até que, em um determinado número de ciclos, esse componente apresente falha (LEE, 2005). A distinção das fases é de

difícil definição, uma vez que depende de características do material e da metodologia utilizada para tratar o problema.

2.2.1 Iniciação da trinca

Este estágio está dividido entre o crescimento das trincas dos estágios I e II. A nucleação e o crescimento no estágio I geralmente são consideradas enquanto propagação inicial de trincas curtas em um comprimento finito, da ordem de um par de grãos, no plano de tensão de cisalhamento máximo no local. Nessa fase, a plasticidade da ponta da trinca é muito afetada pelas características de deslizamento, tamanho de grão, orientação e nível de tensão, porque o tamanho da trinca é comparável à microestrutura do material. A ocorrência do escoamento local, devido à concentração de tensão, pode surgir nas regiões que são livres de defeitos, mesmo que a tensão no local seja menor que o valor da tensão de escoamento do material. Uma representação gráfica do processo de danos por fadiga (Figura 2.2) mostra que a nucleação da trinca começa no local onde há a concentração de tensão mais alta nas bandas de deslizamento permanentes (Garcia *et al*, 2012).

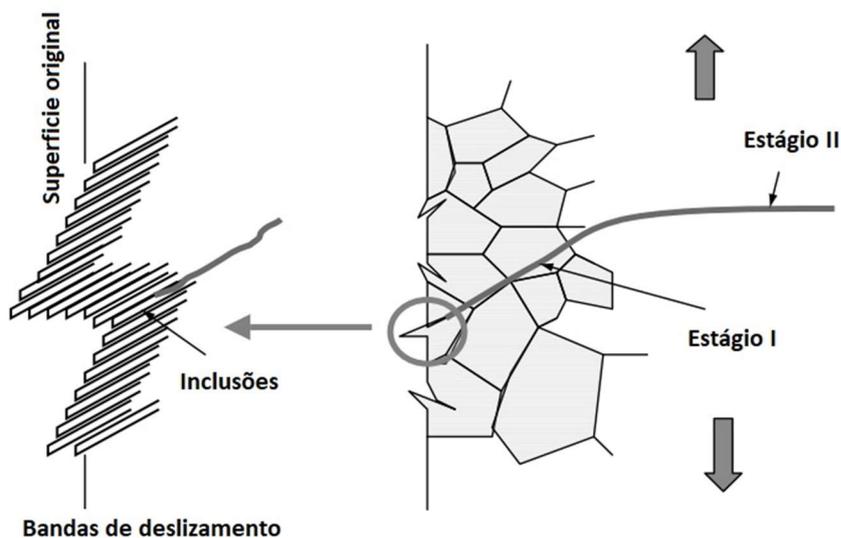


Figura 2.2 – Estágio de nucleação. (Modificado de Lee et al, 2005).

2.3 ABORDAGENS DE FADIGA

As abordagens que tratam do fenômeno da fadiga são comumente observadas em termos da vida total e da tolerância ao dano, os três principais métodos utilizados no projeto e análise de vida em fadiga são: método S-N, método ϵ -N, e o método da fratura mecânica linear-elástica.

Esses métodos são uma tentativa de prever a vida de um determinado componente em número de ciclos, até que a falha ocorra (N) para um nível específico de carga. A vida de um componente com $1 \leq N \leq 10^3$ ciclos é geralmente classificada como fadiga de baixo ciclo, enquanto o alto ciclo é considerado quando $N > 10^3$ ciclos.

O método S-N baseia-se apenas em níveis de tensão, e é a abordagem menos precisa a tal curva, especialmente para aplicações de baixo ciclo. No entanto, é o método mais tradicional, uma vez que é mais fácil de implementar, tem um amplo suporte de dados, e representa a vida em fadiga, para alto ciclo, de forma adequada.

O método ϵ -N envolve a análise mais detalhada da deformação plástica em regiões localizadas, cujas tensões e deformações são consideradas para a estimativa da vida. Esse método é especialmente adequado às aplicações de ciclo de baixa fadiga. Ao aplicar esse método, diversas idealizações devem ser compostas e, portanto, algumas incertezas existirão nos resultados. Por esta razão, é apresentada apenas por causa do seu valor para compreensão da natureza da fadiga.

O método da mecânica da fratura assume que uma trinca já está presente e detectada. Essa é utilizada, então, para prever o crescimento da trinca em relação à intensidade da tensão. É mais prático quando aplicado a grandes estruturas em conjunto com códigos computacionais e a um programa de inspeção periódica.

2.3.1 Curva S-N

A curva S-N, também chamada de curva de Wöhler, é obtida por resultado de uma série de testes de fadiga em diferentes níveis de tensão. Ao ser submetido a um carregamento senoidal, com média zero e amplitude constante S , o espécime em estudo está sujeito ao aparecimento de uma trinca de fadiga, que poderia acarretar em sua falha num determinado número de ciclos N_f .

Basquin (1910) notou que os dados gerados por Wöhler poderiam ser descritos por um modelo linear, em escala logarítmica, para os casos em que os dados de fadiga fossem provenientes de amostras aleatórias, como mostra a Eq. (2.1). Os dados são representados em um diagrama que considera a tensão (S) versus o logaritmo do número de ciclos, até a falha (N_f), para cada um dos corpos de prova.

$$S = AN_f^b, \quad (2.1)$$

onde A é o coeficiente de resistência à fadiga e b é o expoente de resistência à fadiga. Estes dois parâmetros são determinados experimentalmente.

Dois tipos de comportamentos distintos da curva S-N são observados, ver Figura 2.3. Conforme indicado nos gráficos, quanto maior a amplitude da tensão, menor o número de ciclos que o material é capaz de suportar antes da falha. Para algumas ligas ferrosas e titânio, a curva S-N (Figura 2.3a) torna-se assintótica e, por isso, assume-se que esse valor constante é de determinado limite, chamado de resistência à fadiga, abaixo do qual a falha por fadiga não ocorrerá. Para muitos aços, os limites de fadiga variam entre 35% e 60% da resistência à tração (Lemaitre & Desmorat, 2005).

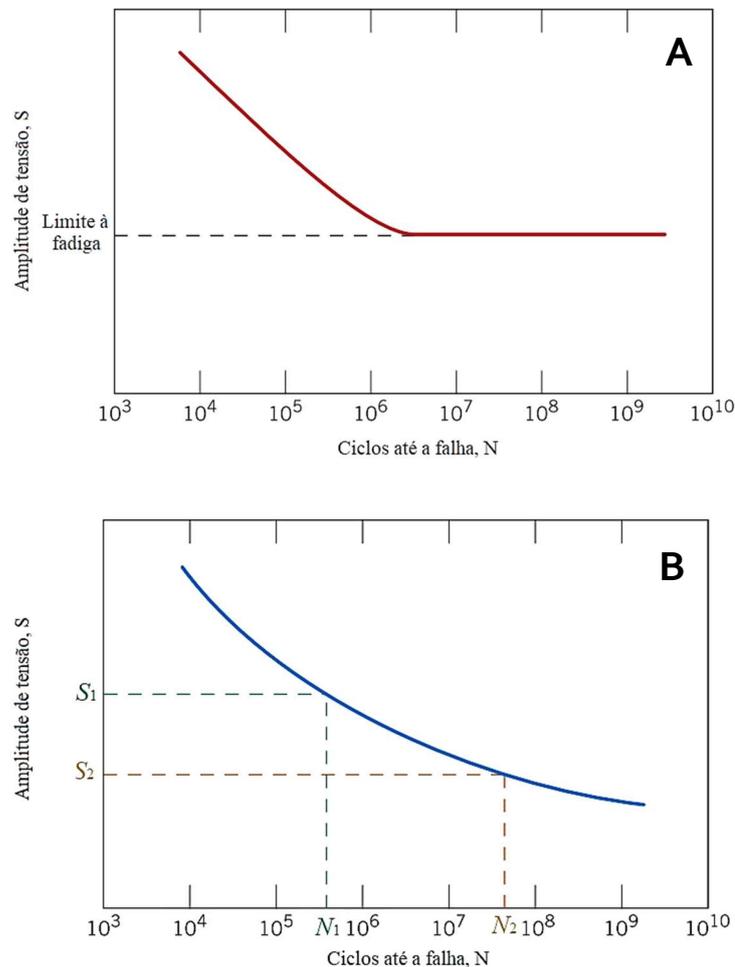


Figura 2.3 – Curva S-N para um material que possui um limite de fadiga (a) e um material que não possui um limite de fadiga (b). (Modificado de Callister, 2007).

A maioria das ligas não ferrosas (por exemplo: alumínio, cobre, magnésio) não apresentam um limite de fadiga, uma vez que a curva S-N continua em processo descendente

dos valores de N , que se tornam cada vez maiores (Figura 2.3b). Para estes materiais, a resposta à fadiga é especificada como resistência à ela mesma, que é definida como o nível de tensão cuja falha ocorrerá a um determinado número de ciclos. A determinação da resistência à fadiga também é demonstrada na Figura 2.3b. Outro parâmetro relevante que caracteriza o comportamento de fadiga de um material é a vida à fadiga N_f . A vida a fadiga é representada pelo número de ciclos para causar falha em um nível de tensão especificada (Callister, 2007).

2.4 FADIGA EM CORPOS ENTALHADOS

As descontinuidades geométricas, como furos, filetes, ranhuras, entre outros, são inevitáveis no projeto de peças e componentes, e fazem com que a tensão local seja elevada, sendo, por isso, conhecidas como concentradores de tensão. Esses concentradores requerem uma atenção especial, uma vez que sua presença reduz a resistência de um componente à falha por fadiga (Figura 2.4). Essa redução na resistência à falha por fadiga é consequência das tensões locais mais altas, causando o aparecimento de trincas por fadiga nesses locais (Dowling, 2013).

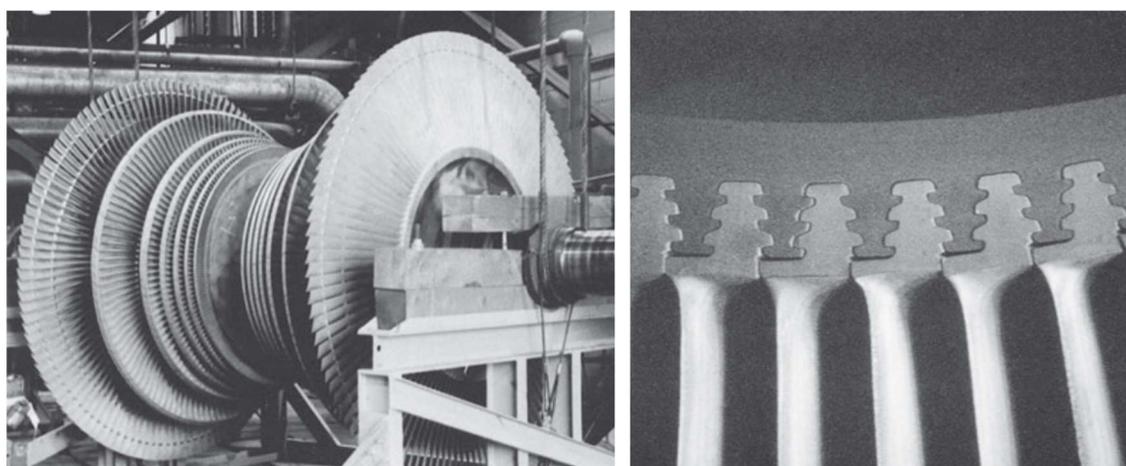


Figura 2.4 – Rotor de turbina a vapor com lâminas anexadas (a), conexão do tipo árvore na raiz da lâmina, local de grande concentração de tensões (b). (Modificado de Dowling, 2013).

A presença de entalhes em componentes submetidos a algum esforço resulta na modificação da distribuição da tensão, o que, conseqüentemente, altera o fluxo da força. Perto da extremidade do entalhe, as linhas de força são relativamente próximas entre si e isso leva a uma concentração da tensão no local, exatamente na região extrema da ponta do entalhe (Pluinage, 2004).

A introdução de um entalhe em um componente é notadamente prejudicial à consequente redução da seção transversal. Quando um entalhe está presente, a tensão crítica diminui com sua profundidade, de acordo com uma relação não linear. A diferença entre valores experimentais de tensão crítica e valores teóricos caracteriza o chamado efeito de entalhe. A influência do entalhe está fortemente relacionada não apenas às suas dimensões, mas também a outros parâmetros geométricos, como o raio e o ângulo de entalhe (Pluinage, 2004).

2.4.1 Concentrador de tensões – K_t

Em análises de tensões, normalmente são considerados os componentes com geometrias contínuas, entretanto, em situações práticas as descontinuidades se encontram presentes, como em furos, rasgos e roscas. Apesar de serem necessários à funcionalidade, tais entalhes afetam severamente a distribuição de tensão local, aumentando as tensões nominais em torno de suas raízes. Esse efeito é conhecido como fator de concentrador de tensão (Santos, 2013).

Descontinuidades apresentam geometria bem definida, por isso, é possível determinar o fator de concentração de tensões K_t para essas geometrias e determinar qual a elevação da tensão usando a relação $\sigma_{máx} = K_t \sigma_{nom}$. Para redistribuir as tensões próximas a pontos de concentração de tensão, o projetista utiliza-se da ductilidade do material, porém, ignoram os efeitos.

Em materiais dúcteis, essa aproximação é aceitável para o concentrador de tensões. Todavia, se existe um nível elevado de tensão, por exemplo, nas adjacências de um entalhe agudo, cujo raio da extremidade seja muito pequeno (próximo de zero), esse procedimento deixa de ser válido. A Fig. 2.5 ilustra essa afirmação, em que é possível observar a concentração de tensões na extremidade de uma elipse.

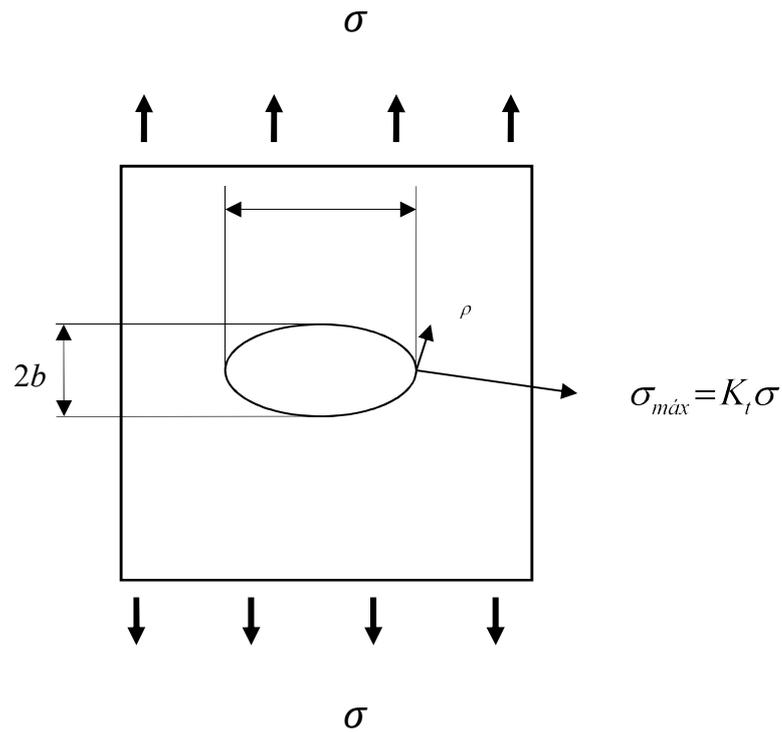


Figura 2.5 – Esquema do Modelo de Inglis: Fator de concentração de tensão de entalhe elíptico.

Onde,

$$K_t = \frac{\sigma_{m\acute{a}x}}{\sigma_{nom}} = 1 + \frac{2a}{b}. \quad (2.2)$$

Assim, para a elipse,

$$\sigma_{m\acute{a}x} = \sigma_{nom} \left(1 + \frac{2a}{b} \right). \quad (2.3)$$

Para entalhes muito agudos $a \gg b$ e

$$\sigma_{m\acute{a}x} \approx \sigma_{nom} \left(\frac{2a}{b} \right), \quad (2.4)$$

$$\sigma_{m\acute{a}x} = K_t \sigma. \quad (2.5)$$

Como se observa na Figura 2.5, K_t , torna-se muito grande, se a/b se torna grande. O raio ao final do maior eixo pode ser aproximado por $\rho = \frac{b^2}{a}$. Para um entalhe agudo, tem-se:

$$a \gg \rho \text{ e } \sigma_{m\acute{a}x} \approx \sigma_{nom} \cdot 2 \sqrt{\frac{a}{\rho}}, \quad (2.6)$$

e

$$K_t = \frac{\sigma_{m\acute{a}x}}{\sigma_{nom}} = 2\sqrt{\frac{a}{\rho}}. \quad (2.7)$$

Assim, para entalhes agudos, $\rho \rightarrow 0$ e $K_t \rightarrow \infty$, o uso de aproximação de concentração de tensões é suficiente para analisar o comportamento de componentes de máquinas que contenham trincas (ou entalhes) agudos, ou imperfeições agudas.

3 MECÂNICA DA FRATURA

3.1 CONCEITOS

A mecânica da fratura é um ramo da mecânica dos sólidos utilizado para caracterizar o comportamento da fratura de elementos estruturais com entalhes acentuados (com trincas, ou defeituosos). Ela está baseada na análise da tensão na proximidade de um entalhe ou trinca, de modo que estuda o comportamento mecânico de materiais com trincas submetidos a uma carga aplicada (Barson & Rolfe, 1999; Callister, 2007).

Irwin (1958) descreveu o campo da mecânica da fratura usando o trabalho inicial de Inglis (1913), Griffith (1921) e Westergaard (1939). Essencialmente, a mecânica da fratura trata do processo irreversível de ruptura devido à nucleação e ao crescimento de trincas. A formação e propagação de trincas pode ser um processo complexo, que depende fortemente da microestrutura de um sólido particular cristalino ou amorfo, carregamento aplicado e ambiente. A microestrutura desempenha um papel muito importante em um processo de fratura, devido ao movimento dos deslocamentos, precipitados, inclusões, tamanhos de grãos e tipos de fases que compõem a microestrutura (Perez, 2004). Muitas estruturas grandes e complexas, como pontes, navios, edifícios, aeronaves e vasos de pressão podem ter imperfeições no formato de trincas, entalhes agudos ou descontinuidades de vários tipos, como os exemplos apresentados na Figura 3.1.

As técnicas de mecânica da fratura podem ser usadas para analisar o crescimento de trincas. Ao usar a mecânica da fratura, um engenheiro pode estabelecer quantitativamente fatores de segurança e requisitos de inspeção. As técnicas de análise e diagnóstico de fraturas mecânicas possuem várias vantagens em relação aos métodos tradicionais de teste de dureza em entalhe e oferecem ao projetista um método quantitativo para prevenir a fratura nas estruturas (Barson & Rolfe, 1999).

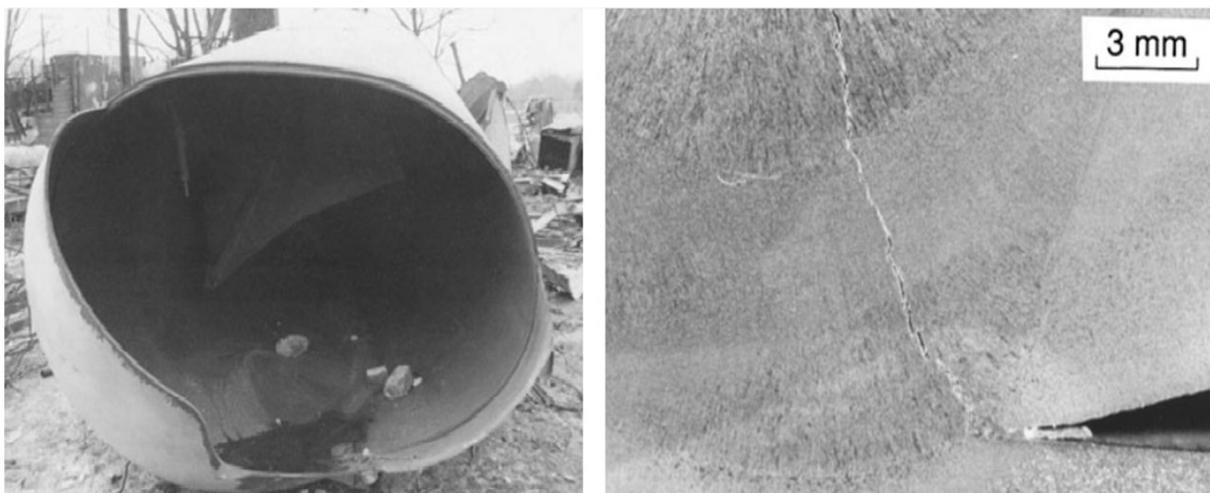


Figura 3.1 – Fotografias de um caminhão-tanque de propano que explodiu devido a fratura por trincas iniciais em soldas. (Modificado de Dowling, 2013).

3.2 MODOS DE CARREGAMENTO

Existem três modos básicos de carregamento aos quais uma trinca pode ser submetida para provocar seu deslocamento, conforme apresentado na Figura 3.2. Chamado de modo de abertura ou de tração, o modo I consiste nas superfícies da trinca abrindo devido à aplicação da carga principal de tração normal ao plano da trinca. O modo II é chamado de modo de cisalhamento puro. Nesse modo, as faces da trinca tendem a se deslocarem em relação uma a outra. O modo III é também chamado de modo de rasgamento. Nesse modo, o carregamento principal é o cisalhante aplicado na direção normal ao plano de abertura, que envolve o deslizamento relativo das faces da trinca, entretanto, a direção é paralela à borda principal.

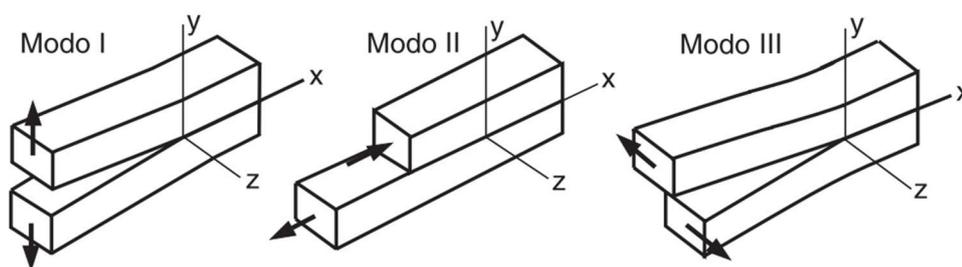


Figura 3.2 – Os modos básicos de carregamento da superfície de uma trinca. (Modificado de Dowling, 2013).

Os tipos de fratura causados por cada modo de carregamento são ditos Fratura em Modo I, II ou III. Muitas situações reais envolvem, primariamente, o Modo I (Dowling, 2013), combinações em que o Modo I é predominante, ou mesmo situações às quais se pode extrapolar para uma aproximação do Modo I. Dito isso, é notório perceber que o Modo I de fratura é o mais estudado em Mecânica da Fratura (Santos, 2013).

3.3 FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÃO

Segundo Dowling (2013), o conceito do fator de intensidade de tensão, K , surgiu quando Irwin (1957) alterou a solução para o campo de tensão desenvolvido por Westergaard (1939), por meio do qual ele caracteriza a intensidade das tensões nas vizinhanças de uma trinca aguda ideal através de um material linear elástico e isotrópico.

Especificamente, o fator de intensidade de tensão, K , define a intensidade do campo de tensões e deslocamentos nas proximidades da ponta da trinca, que em um sistema de coordenadas polares, Figura 3.3, pode ser usado para descrever essas tensões (Dowling, 2013; Pluinage, 2004; Suresh, 1998). Ao definir K , considera-se que o material se comporta de forma linear-elástica, de acordo com a Lei de Hooke, de modo que a abordagem utilizada seja chamada de mecânica da fratura linear elástica (MFLE).

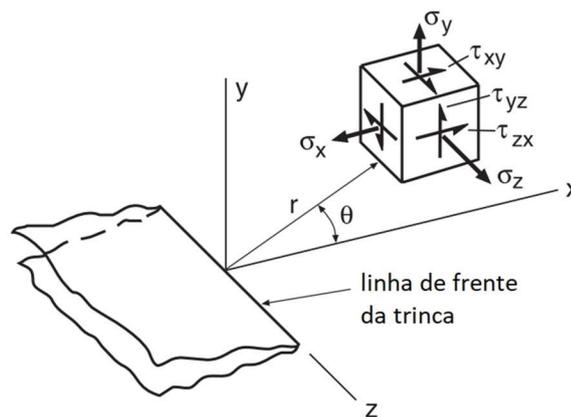


Figura 3.3 – Sistema de coordenadas tridimensionais para a região de uma trinca. (Modificado de Dowling, 2013).

As coordenadas polares r e θ estão no plano x - y , que é normal ao plano da trinca, e a direção z está paralela à borda de início da trinca. Para qualquer caso de carregamento em tração (modo I), as tensões próximas à ponta da trinca são funções tanto da distância radial, r , como do ângulo θ , da seguinte maneira:

$$\sigma_x = \frac{K_1}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] + \dots, \quad (3.1)$$

$$\sigma_y = \frac{K_1}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] + \dots, \quad (3.2)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_1}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} + \dots. \quad (3.3)$$

Considerando elementos com pouca espessura, considera-se o estado plano de tensões (EPT) e, em peças mais espessas, deve-se reconhecer como predominante o estado plano de deformações (EPD) representadas pelas Equações (3.4) e (3.5) respectivamente.

$$\sigma_z = 0 \quad \text{EPT}, \quad (3.4)$$

$$\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y) \quad \text{EPD}. \quad (3.5)$$

É possível observar que os componentes de tensão rapidamente tendem ao infinito, conforme r se aproxima de zero. Isso é causado especificamente devido ao fato das tensões serem proporcionais ao inverso de \sqrt{r} . Assim, considera-se que existe uma singularidade matemática no modelo que define a ponta da trinca, logo, nenhum valor de tensão na ponta da trinca pode ser previsto por essas equações. Além disso, todas as componentes não nulas das Equações (3.7), (3.8) e (3.9) são proporcionais à quantidade K_I , e os fatores restantes apenas fornecem a variação com r e θ . Logo, a magnitude do campo de tensões próximo à ponta de trinca pode ser caracterizada pelo valor do fator K_I . O fator K_I é uma medida da severidade da trinca e sua definição em um sentido matemático formal é:

$$K_I = \lim_{r, \theta} (\sigma_y \sqrt{2\pi r}). \quad (3.6)$$

Em geral, é conveniente expressar K_I da seguinte forma:

$$K_I = FS\sqrt{\pi a}, \quad (3.7)$$

em que K_I é o parâmetro linear elástico que quantifica a intensidade do campo de tensões na extremidade de uma Trinca, S representa a tensão nominal aplicada ao componente, a representa o comprimento da trinca, e F , o fator geométrico que descreve a influência da geometria da peça e da trinca no campo de tensões.

3.4 TENACIDADE À FRATURA

Dowling (2013) afirma que um material com trinca, ao ser submetido a uma tensão suficientemente elevada, pode sofrer uma fratura frágil. Considerando o fator de intensidade de tensões (K) como um indicativo da gravidade da trinca existente, é possível estabelecer um critério de falha por propagação instável da trinca (Callister, 2007; Dowling, 2013). Desse modo, é possível definir S_c como o valor crítico de tensão, cujo material pode sofrer uma repentina ruptura, associando, assim, um valor crítico para K , no caso K_c , e obtendo:

$$K_c = FS_c\sqrt{\pi a}, \quad (3.8)$$

onde K_c representa a tenacidade fratura do material

O valor de tenacidade à fratura pode apresentar uma variação muito grande de um material para outro. Quanto mais espesso o espécime ensaiado, menor sua tenacidade à fratura, até esta assumir um valor em que não se percebe mais a variação e o aumento da espessura não influenciará mais no comportamento da tenacidade. Esse patamar inferior é denominado K_{Ic} (para o modo I), sendo também chamado de tenacidade à fratura sob estado plano de deformações (Dowling, 2007). Pode-se dizer que o material não sofrerá fratura frágil enquanto a relação expressa na equação (3.9) for mantida.

$$K < K_c. \quad (3.9)$$

3.5 PROPAGAÇÃO DE TRINCAS

Para que ocorra uma falha por fadiga, é necessário que três fatores sejam aplicados simultaneamente no material: 1) solicitações dinâmicas alternadas; 2) solicitações de tração; 3) deformação plástica. A fratura por fadiga pode ser dividida em três estágio:

- Estágio I, corresponde à nucleação da trinca por deformação plástica localizada. Em sua propagação inicial, ela cresce de forma incremental com o aumento do número de ciclos, etapa essa conhecida como propagação da trinca. Neste estágio, a plasticidade da ponta da trinca é fortemente influenciada pelas características do escorregamento, tamanho de grão, orientação e nível de tensão, pois o tamanho da trinca é compatível com a ordem de grandeza da microestrutura do material.
- Estágio II, caracterizado pelo crescimento estável da trinca num plano perpendicular à direção da tensão principal de tração. Pode corresponder a maior área da superfície de fratura, porém, não necessariamente corresponde a maior parte do número total de ciclos necessários para a falha do material;
- Estágio III, corresponde à ruptura final do material, que ocorre quando a trinca atinge o tamanho crítico necessário para sua propagação instável, uma vez que a seção transversal resistente do componente não mais suporta a carga aplicada.

3.5.1 Falha catastrófica

Após o estágio II de propagação, a trinca continuará a crescer enquanto houver aplicação de carregamento cíclico, de modo que, em um determinado momento, seu tamanho se torna grande ao ponto do material não suportar mais o carregamento aplicado e sofre fratura. A fratura que ocorre nesses casos é repentina, rápida e catastrófica. O padrão apresentado por peças que falharam por fadiga é típico, como pode ser visto na Figura 3.4. Nelas, há uma região com marcas concêntricas chamadas marcas de praia, que apontam para o local da nucleação da trinca, e uma região com uma aparência opaca e rugosa, onde ocorreu a fratura.

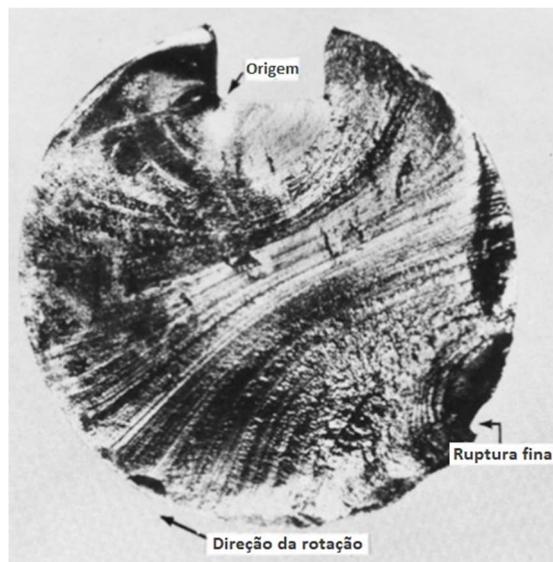


Figura 3.4 – Superfície de fratura de um eixo de aço rotativo que sofreu uma falha de fadiga. (Modificado de Callister, 2007)

3.5.2 Curva (da/dN)

Com base na teoria da MFLE, é possível verificar que a distribuição de tensões para cada configuração de trinca é única e se relaciona com o K . Se duas trincas no mesmo material possuem o mesmo valor de K , então elas serão idênticas e o crescimento da trinca será associado à sua variação ΔK . Segundo Santos (2013), para projetos de engenharia, a maior preocupação é estimar o tempo que essa trinca levará para atingir um tamanho máximo ou crítico, de modo a evitar falhas catastróficas em componentes trincados.

Em geral, uma trinca cresce uma pequena quantidade a cada ciclo de carregamento ao qual é submetida, de modo que seu crescimento será progressivo quanto maior for a amplitude desse carregamento aplicado. Assim, o parâmetro de controle que é usado para avaliar esse processo é a taxa de crescimento da trinca por ciclo (da/dN), que é uma função de ΔK , que pode ser calculada pela equação (3.10) (Perez, 2004).

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K). \quad (3.10)$$

No início da década de 1960, Paris (1963) expressou empiricamente o fenômeno associado à taxa de crescimento da trinca no estágio II, em termos da faixa de fatores da intensidade de tensão. Assim, a Lei de Paris para o estágio II é definida por:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m, \quad (3.11)$$

onde, C é a uma constante expressa por: $\frac{mm/ciclos}{(MPa\sqrt{m})^m}$ e m um expoente em que, para a maior parte dos materiais metálicos, m varia entre 2 e 4. A relação do fator de intensidade de tensão ΔK pode ser definido como $\Delta K = K_{max} - K_{min}$, cujos valores máximos e mínimos são proporcionais às tensões também máximas e mínimas. No entanto, a tensão mínima σ_{min} e a tensão máxima σ_{max} introduzem intensidades de tensões cíclicas na ponta da trinca, por isso a variação do carregamento aplicado é responsável pela alternância na tensão entre um valor mínimo e um valor máximo, ou seja, submetendo a estrutura a uma variação de tensão, por sua vez, os FIT na ponta da trinca, associados à σ_{min} , σ_{max} e à faixa de tensão $\Delta\sigma$, são denominados K_{max} , K_{min} e ΔK .

As curvas levantadas experimentalmente permitem uma boa visualização da relação entre o fator de intensidade de tensões e a taxa de crescimento da trinca. A Figura 3.5 apresenta uma curva da/dN típica levantada de forma experimental, expressa em escala log-log.

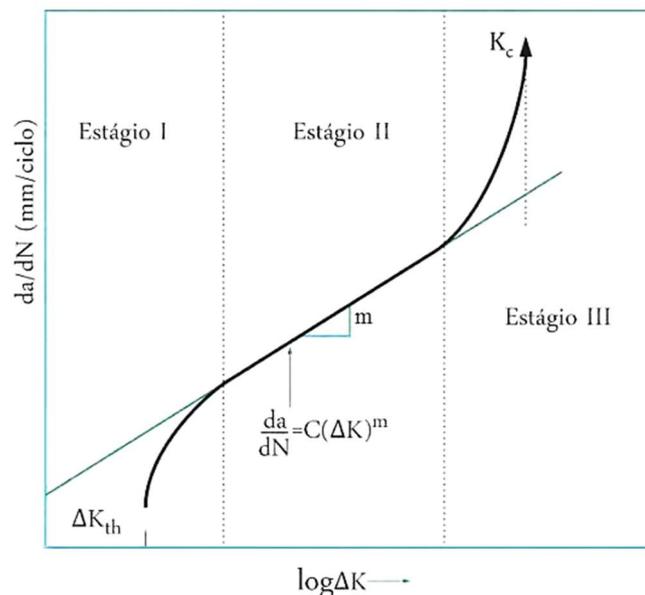


Figura 3.5 – Esboço de uma curva da/dN típica. (Modificado de Santos, 2013).

A divisão da curva em regiões ou estágios está associada ao comportamento do material. No estágio I, cujos valores de ΔK são muito baixos, pode ser verificado um valor assintótico ΔK_{th} , que é chamado de fator intensidade de tensões limiar, abaixo do qual não ocorre propagação da trinca e, acima deste, o crescimento ocorre rapidamente com o aumento de ΔK_{th} (Dowling, 2013). Essa região também é marcada pela forte influência das microestruturas, tensões médias e do ambiente. Já a região II, caracteriza-se por uma relação de linearidade de da/dN , em que é matematicamente representada pela relação apresentada na equação (3.11) e conhecida como Regra de Paris (1964). No estágio III, a taxa de crescimento se dá de maneira assintótica, de modo que, quando K_{max} alcançar K_c , a trinca se propagará de forma instável, até que ocorra a fratura do material. Essa região é caracterizada por transformações de natureza microestrutural e por sensibilidade a tensões médias.

O valor de ΔK_{th} é caracterizado como uma propriedade do material, que é diferente para materiais distintos e para diversas razões de carregamento (Da Silva, 2009). Esse valor pode ser encontrado de acordo com um procedimento padrão regido por normas específicas de ensaio, como a norma *Standard Test Method for measurement of Fatigue Crack Growth Rates* (ASTM E647, 2008).

3.6 DIAGRAMA DE KITAGAWA-TAKAHASHI

Kitagawa e Takahashi (1979) propuseram a existência de um tamanho crítico abaixo do qual ΔK_{th} diminui com o decréscimo da trinca, isso considerando trincas curtas obtidas de uma variedade de materiais. Essa relação entre a abordagem da Mecânica da Fratura e a Teoria da Distância Crítica (TDC) permite a classificação de uma trinca de acordo com seu comprimento, a , em relação ao parâmetro de El Haddad (1979), conforme a equação (3.12). Dessa forma, uma trinca é estimada como longa quando $L < a$.

$$L = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{th}}{\Delta \sigma} \right)^2 \quad (3.12)$$

Uma diminuição no limite de resistência à fadiga do material, caso obedeça à relação proposta por El Haddad, a partir de resultados experimentais com tensões calculadas com base na área bruta da amostra, pode ser observado no diagrama Kitagawa-Takahashi (Figura 3.6).

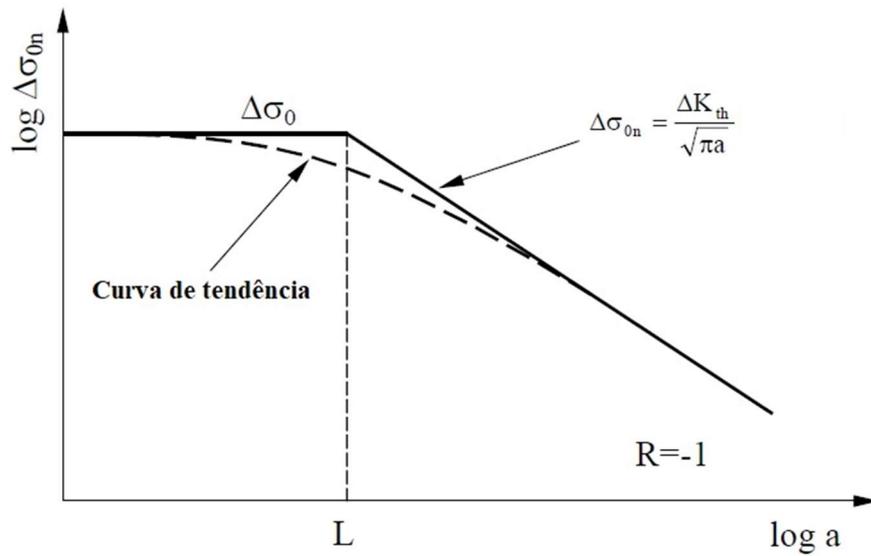


Figura 3.6 – Diagrama de Kitagawa e Takahashi. (Modificado de Susmel, 2006).

Analisando o diagrama, é possível observar que o mesmo pode ser aproximado por duas linhas assintóticas, de modo que as trincas podem crescer até o valor L , sem prejuízo no limite nominal da resistência à fadiga do material. Assim, é correto considerar que as dimensões do volume estrutural obedecem à ordem de L , cujo processo de iniciação e propagação de trincas devem estar nesse domínio, de modo que o limite de resistência à fadiga não seja reduzido (Da Silva, 2009).

4 TEORIA DA DISTÂNCIA CRÍTICA

4.1 NOÇÕES PRELIMINARES

O desenvolvimento da Teoria da Distância Crítica (TDC) começou a ser desenvolvida na década de 1930, com Neuber (1936), na Alemanha, e Peterson (1938), nos Estados Unidos, ambos preocupados com a previsão de falha por fadiga em componentes entalhados. Neuber desenvolveu o método que chamamos hoje de Método da Linha (ML), que ele considerou a tensão ao longo de uma linha, até a raiz do entalhe. É interessante notar que, para Neuber, a motivação inicial não era prever a falha na fadiga, mas sim alguma atividade básica da análise da tensão. Em trabalhos posteriores, ele passou a usar isso como base para prever o comportamento de fadiga. Peterson estava ciente do trabalho de Neuber, mas escolheu uma solução diferente, usando a tensão em um único ponto. Esse é o método conhecido como Método do Ponto (MP), com a distância crítica de Peterson correspondente a $L/2$ (Taylor, 2007).

Para Taylor (2007), a Teoria da Distância Crítica não é um método, mas um grupo de metodologias que possuem características em comum, principalmente o uso de um parâmetro de comprimento característico de material, a distância crítica L . Com a distância crítica L e o uso da análise linear elástica, pode-se prognosticar a incidência de entalhes e diversos concentradores de tensão, uma vez que existe a presença de um campo de tensões na região próxima à raiz do entalhe. Desta forma, a TDC considera o emprego da máxima tensão e, também, o gradiente de tensão para determinar o volume do material solicitado e sujeito à iniciação e crescimento de trincas. A TDC usa dados sobre a distribuição da tensão elástica próxima aos concentradores de tensão.

Sabendo que a TCD foi desenvolvida pela conexão com a MFLE e considerando uma trinca longa, com um comprimento (a) e submetida a um carregamento nominal (σ) bem inferior à tensão de escoamento do material (σ_y), é possível calcular a tensão elástica $\sigma(r)$ através da equação (4.1).

$$\sigma(r) = \frac{K}{(2\pi r)^{1/2}}, \quad (4.1)$$

onde $\sigma(r)$ está em função da distância, $r \ll a$, a partir da raiz e na direção da trinca, e K é o fator intensidade de tensões.

Uma vez que K alcança o valor crítico da tenacidade à fratura (K_{Ic}), a falha pela propagação da trinca acontece. Através da equação (4.1), é possível obter a equação (3.13), apresentada anteriormente, cujo limite de resistência à tração é dado por σ_0 .

Taylor (1999) mostrou, a partir de comparações com resultados experimentais, que o limite de fadiga para componentes entalhados poderia ser estipulado se substituísse apenas o K_{Ic} pelo limite de tenacidade à fratura (ΔK_{th}), e considerando σ_0 igual à amplitude de tensão no limite de resistência à fadiga ($\Delta\sigma_0$) do corpo de prova sem entalhe (Taylor, 2005).

Na TDC, a falha por fadiga é esperada quando a tensão efetiva ($\Delta\sigma_{eff}$), em uma zona de processo, coincidir com o limite de fadiga ($\Delta\sigma_0$). Dentro de todas as definições de distância crítica, assume-se que a mesma é uma característica do material, independentemente da definição usada para $\Delta\sigma_{eff}$, logo, a tensão efetiva pode ser estimada facilmente determinando uma distância crítica adequada e um domínio de integração (Tanaka, 1983; Atzori et. al., 1992; Lazzarin et. al., 1997; Taylor, 1999). A TDC é representada de diferentes modos, variando entre o método mais simples como o método do ponto (MP), até o mais complexo, como o método do volume (MV), embora existam métodos intermediários tais como o método da linha (ML) e da área (MA) (da Silva, 2009).

4.2 MÉTODO DO PONTO

O Método de Ponto (MP) é a forma mais simples da TDC, no qual utiliza-se um critério de falha que ocorrerá quando a tensão a uma distância $L/2$ da raiz do entalhe for igual à σ_0 . Conforme descrito pelo método, um componente com entalhe atingirá o seu limite de fadiga quando a seguinte condição é garantida (Tanaka, 1983; Taylor, 1999):

$$\Delta\sigma_{eff} = \Delta\sigma_1 \left(d_{MP} = \frac{L}{2}, \theta = 0 \right) = \Delta\sigma_0. \quad (4.2)$$

Na Figura 4.1 é possível observar a aplicação do Método do Ponto onde um espécime entalhado é submetido a um carregamento uniaxial.

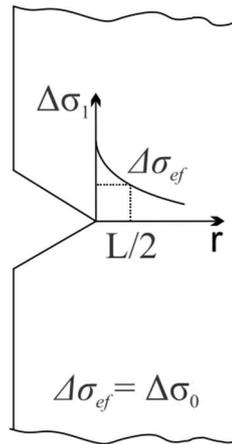


Figura 4.1 – Exemplo de representação do Método do Ponto (Pires, 2012).

4.3 MÉTODO DA LINHA

No Método da linha (ML), utiliza-se da mesma linha definida pelo MP. No entanto, para esse caso, o parâmetro de tensão utilizado é a tensão média sobre uma certa distância, começando em $r = 0$. Segundo o princípio estabelecido por Neuber, realiza-se o cálculo de uma média da máxima tensão ao longo do entalhe em uma distância de $2L$, ao invés de se determinar $\Delta\sigma_{eff}$ a uma certa distância estabelecida da ponta do entalhe. Portanto, no método da linha o estado limite de fadiga para um elemento entalhado sob carregamento cíclico pode ser estimado conforme a equação (4.3), e apresentado na figura 4.2 (Tanaka, 1983; Lazzarin et. al., 1997; Taylor, 1999).

$$\Delta\sigma_{eff} = \frac{1}{2L} \int_0^{2L} \Delta\sigma_1(r, \theta = 0) dr = \Delta\sigma_0. \quad (4.3)$$

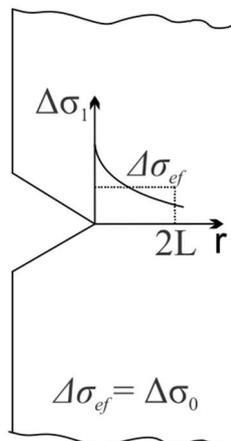


Figura 4.2 – Exemplo de representação do Método da Linha (Pires, 2012).

4.4 MÉTODO DA ÁREA E DO VOLUME

O Método da Área (MA) abrange a média das tensões sobre alguma área na proximidade do entalhe. O Método do Volume (MV), da mesma forma, faz uso de uma média de volume. Em ambos os casos, o mesmo valor é usado para a tensão crítica σ_0 . Nesses casos, a análise é um pouco mais complicada, mas mesmo assim os resultados dependerão da forma da área ou volume escolhida (Kasiri & Taylor, 2008). Para o método da área, Taylor esclareceu que a faixa da tensão efetiva também pode ser calculada pela média de sobre uma área semicircular centrada na ponta do entalhe tendo raio igual a L . Segundo idealização de Sheppard (1991) e definido por Taylor (1999), esse método demanda que um componente entalhado esteja no seu limite de fadiga, quando a relação estabelecida na equação (4.4) é satisfeita. Na Figura 4.3, é possível observar a aplicação do Método da Área.

$$\Delta\sigma_{eff} = \frac{4}{\pi L} \int_0^{\pi/2} \int_0^L \Delta\sigma_1(r, \theta = 0) dr = \Delta\sigma_0. \quad (4.4)$$

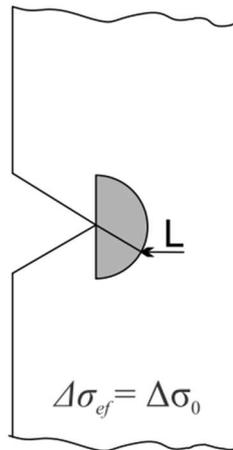


Figura 4.3 – Exemplo de representação do Método da Área (Pires, 2012).

5 METODOLOGIA

5.1 MATERIAIS E MÉTODOS

Nesta sessão, apresenta-se os passos para a demonstração do comportamento de uma trinca próxima a um concentrador de tensões. Trata-se de uma análise a várias configurações de entalhes, assim como da energia necessária para que uma trinca se propague e, por fim, da verificação de sua ocorrência nas análises efetuadas neste trabalho. Para isso, calculou-se o fator de intensidade de tensão, *FIT*, através do software *ANSYS*. As rotinas foram feitas em linguagem APDL.

A solução do problema analisado foi baseada em um algoritmo numérico. Inicialmente foi criado um algoritmo com o modelo do problema, a discretização. Ela foi iniciada com a definição do tipo e o tamanho do elemento a ser analisado, gerando a malha. Nessa fase, também foram definidas as propriedades mecânicas e as condições de contorno do modelo. Introduziu-se o carregamento, o tamanho característico da trinca e as propriedades do material. Concluída a estruturação do problema, este foi executado pelo *software* de elementos finitos. A proposta da análise foi simular numericamente um ensaio de propagação de trinca, utilizando os dados de três artigos que analisam diferentes materiais. Os artigos de referência utilizados foram: Susmel e Taylor (2007), que realiza uma análise do aço EN3B; Du Quesnay (1986), que analisa o Alumínio 2024 T351 e o aço 1045; Tanaka (1983), que analisa o aço de baixo carbono SM41B. Desses trabalhos foram extraídos as formas geométricas e propriedades mecânicas dos materiais e as razões de carregamento para cada tamanho característico da trinca.

De modo a analisar se há ou não energia para que a trinca se propague, o valor de K_I é calculado numericamente para cada comprimento característico da trinca e comparado ao valor K_{th} , retirado dos trabalhos de referência. Para a definição do tamanho característico da trinca, utilizou-se o método do ponto da Teoria da Distância Crítica (TDC). O método do ponto, que é a forma mais simples da TDC, afirma que a falha irá ocorrer quando a tensão a uma distância $L/2$, da raiz do entalhe, for igual a amplitude do limite bruto de fadiga σ_0 .

Considerando a Equação (3.14), através da qual é possível obter o comprimento característico da trinca, L , Susmel e Taylor (2007) propuseram uma relação entre esse valor e o número de ciclos necessários para induzir à falha no corpo de prova, N_f . Essa proposta é considerada uma reformulação da TDC para estimar a vida útil dos componentes entalhados no regime de fadiga de ciclo médio. Desse modo, duas relações foram estabelecidas para se obter

uma previsão mais precisa. A primeira, apresentada na Equação (5.1), para a razão de carregamento $R = -1$, e a segunda, para a razão de carregamento $R = 0,1$, expressa na Equação (5.2).

$$L_M(N_f) = 67.4 \times N_f^{-0.342} \text{ (mm)}, \quad (5.1)$$

$$L_M(N_f) = 6.9 \times N_f^{-0.193} \text{ (mm)}. \quad (5.2)$$

É importante ressaltar que, para se definir o valor de K_I de um determinado material, considera-se que este possua um comportamento linear elástico (Dowling, 2013). Desse modo, o material é visto como contínuo e qualquer alteração é de caráter elástico, recuperável (não há escoamento) e possui relação linear com as tensões aplicadas, mesmo que tais considerações levem a tensões infinitas na ponta da trinca. Ainda assim, essa é, muitas vezes, uma aproximação que traz resultados adequados e com uma margem de erro aceitável. A expressão utilizada nesse trabalho para definir K_I é dada pela Equação (5.3):

$$K_I = F\sigma\sqrt{\pi a}, \quad (5.3)$$

onde F é um parâmetro geométrico adimensional que tem em consideração a geometria, incluindo a dimensão da fenda e o tipo de carregamento; σ é a tensão aplicada; e a o comprimento da trinca.

Na região do entalhe ou do furo, há um acréscimo de tensões em relação àquela atuante em uma outra seção inteira, na mesma peça. Essa alteração ocorre por uma concentração de tensões naquela região. Em qualquer comprimento de trinca, a condição para a propagação contínua é justificativa a afirmar que o fator de intensidade de tensão local excede ao valor de limiar, $\Delta K_I > \Delta K_{th}$, condição essa que implica a faixa de tensão local na ponta da trinca, pois excede a faixa de tensão limiar. Para a validação do algoritmo para os corpos de prova contendo furos como entalhes, foram extraídos os dados experimentais do trabalho do Newman (1971) e, ainda, comparados aos valores obtidos numericamente. O processo de validação também foi realizado para corpos de prova com entalhe em V, porém nesse caso, os dados experimentais utilizados como comparação foram extraídos do trabalho de Baratta (1985).

5.1.1 Cálculo do fator de intensidade de tensão (FIT) utilizando elementos finitos

Para a implementação do método, foram criados dois algoritmos em linguagem APDL no *software Ansys*. A solução a qualquer problema pelo MEF (Método de Elementos Finitos) independe da plataforma, passa pelos passos interdependentes representados na Figura 5.1.

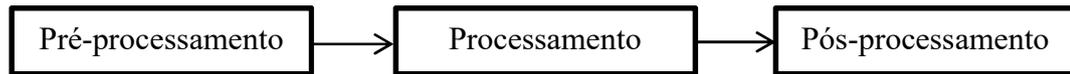


Figura 5.1 – Fluxograma de solução de um problema por MEF.

O pré-processamento é a etapa em que se determina quais serão as variáveis de entrada, tipo de elemento, geometria da peça, malha de elementos finitos, assim como as condições de contorno e cargas atuantes. O processamento é a etapa que determina qual o tipo de solução a ser empregada, quais as carga e restrições e como o carregamento deve ser aplicado. Finalmente, no pós-processamento, são gerados os resultados de acordo com os dados de entrada correspondentes com os objetivos finais em estudo. No fluxograma da Figura 5.2, é possível observar como foi realizada a construção do algoritmo no software.

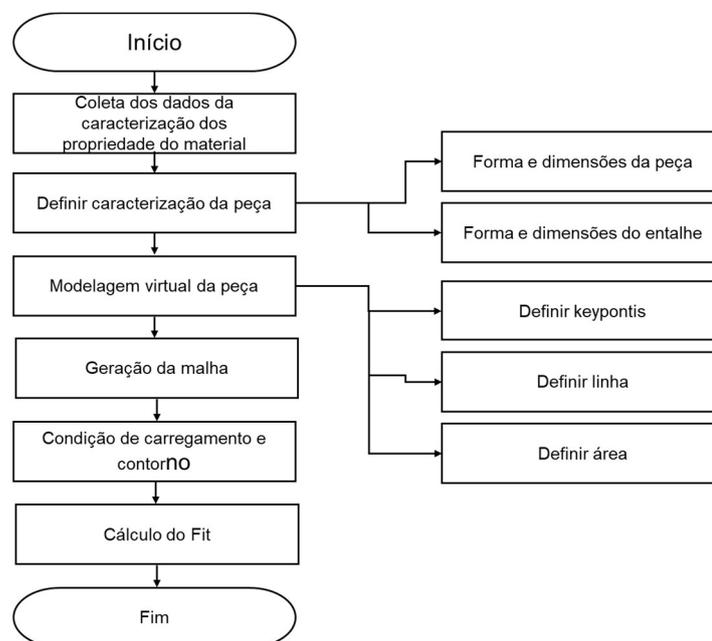


Figura 5.2 – Fluxograma proposto para solução do problema no *Ansys*.

Conforme os procedimentos expostos no fluxograma apresentado anteriormente, o algoritmo foi construído segundo os seguintes passos, que estão representados na Figura 5.3:

- a) Primeiramente, cria-se os *keypoints* (Comando K), que são pontos de referência auxiliares à orientação no plano de coordenadas, e dão formato à peça;
- b) Em seguida, com a ligação dos pontos de referências, é possível criar as linhas através do (Comando L);
- c) O passo seguinte é a geração das áreas. Para isso, deve haver pelo menos três pontos (Comando AL);

- d) A geração e o refinamento da malha promovem a discretização do modelo por meio dos elementos, que irão “manter” as propriedades do corpo estudado (Comando AMESH);
- e) Define-se, então, as condições de contorno. Aplicou-se a restrição de acordo com cada geometria e, em seguida, definiu-se seu carregamento (Comando SYMM);
- f) De acordo com a observação dos valores de saída gerados pelas condições de entrada fornecidas, dá-se a solução do problema, que é correspondente ao cálculo do FIT.

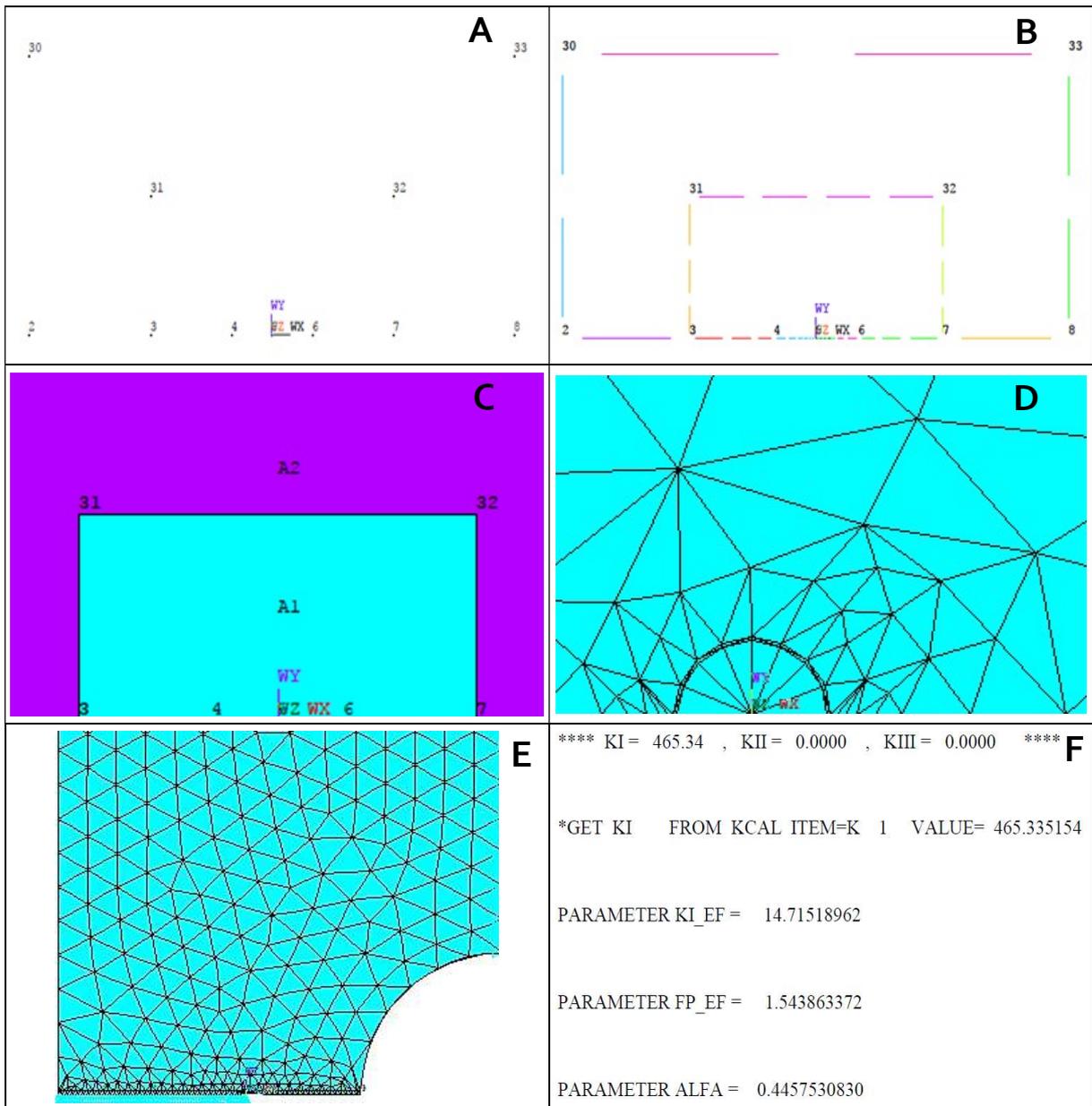


Figura 5.3 – Representação da construção do modelo por MEF. a) Desenho dos *Keypoints*; b) Desenho das linhas; c) Desenho das áreas; d) Desenho da malha; e) Modelo da malha gerada e simetria; f) Resultado obtido.

5.2 ANÁLISE DAS CONDIÇÕES DE PROPAGAÇÃO DE TRINCAS QUE EMANAM DE CONCENTRADORES DE TENSÃO

Criou-se uma rotina para simular ensaio de propagação de trinca, utilizando-se dos dados do alumínio 2024 T351 e do aço 1045, presentes no trabalho de Du Quesnay (1986); do aço EN3B, do trabalho de Susmel e Taylor (2007); e do aço de baixo carbono SM41B, do trabalho Tanaka (1983). A partir desses trabalhos, foram extraídas as formas geométricas e as propriedades mecânicas dos materiais, assim como as razões de carregamento para cada tamanho característico da trinca.

5.2.1 Características dos espécimes em análise

O aço EN3B é de baixo teor de carbono laminado a frio, já o aço 1045 é classificado como de médio teor de carbono, mas com boas propriedades mecânicas. O aço SM41B é estrutural de baixo teor de carbono, e o alumínio 2024 T351 é muito utilizado na indústria de aviação, em veículos e máquinas submetidas a altas tensões. As propriedades mecânicas desses metais estão apresentadas na Tabela 5.1.

Tabela 5.1 – Propriedades mecânicas dos materiais

	Material	R	ΔS_f (MPa)	ΔK_{th} (MPa \sqrt{m})	ΔS_{fe} (MPa)	Forma	Carreg.	Fonte	Raio (mm)								
Alumínio	2024-T351	-1	124	3,52	160	PEC	Axial	Du Quesnay	0,12								
					124				0,25								
					124				0,50								
					90				1,50								
Aço	En3B	-1	206,3	8,1	84,4	PEC	Axial	Susmel e Taylor	4								
					106,9				1,75								
	En3B	0,1	163,8	5,9	63,3	PEC	Axial	Susmel e Taylor	4								
					77,3				1,75								
	En3B	-1	206,3	8,1	49,3	PUELU	Axial	Susmel e Taylor	1,5								
					42,6				1,5								
	En3B	0,1	163,3	5,9	48	PUELV	Axial	Susmel e Taylor	0,12								
					33,3				0,12								
	1045	-1	303	6,93	6,93	160	PEC	Axial	Du Quesnay	0,12							
						124				0,25							
						124				0,50							
						90				1,50							
SM41B						-1				326	6,110	6,110	25,998	PUELV	Axial	Tanaka	0,16
		0,4	244	6,380	57,773												

onde as siglas apresentadas na coluna “Forma” possuem o seguinte significado: PFCR (placa com furo central com extremidades rotuladas; PFCE (placa com furo central com extremidades engastadas); PUELU (placa com único entalhe lateral em U); PUELV= (placa com único entalhe lateral em V).

A Figura 5.4 apresenta as geometrias dos espécimes testados, e a Tabela 5.2 especifica suas dimensões, de modo que as medidas apresentadas possuem as seguintes nomenclaturas: H é a altura, W a espessura, D o diâmetro, \emptyset o diâmetro do furo do entalhe, a o tamanho característico da trinca, V a profundidade do entalhe que possui forma em V, U a profundidade do entalhe que possui forma em U, r o raio da ponta do entalhe e γ o ângulo do entalhe.

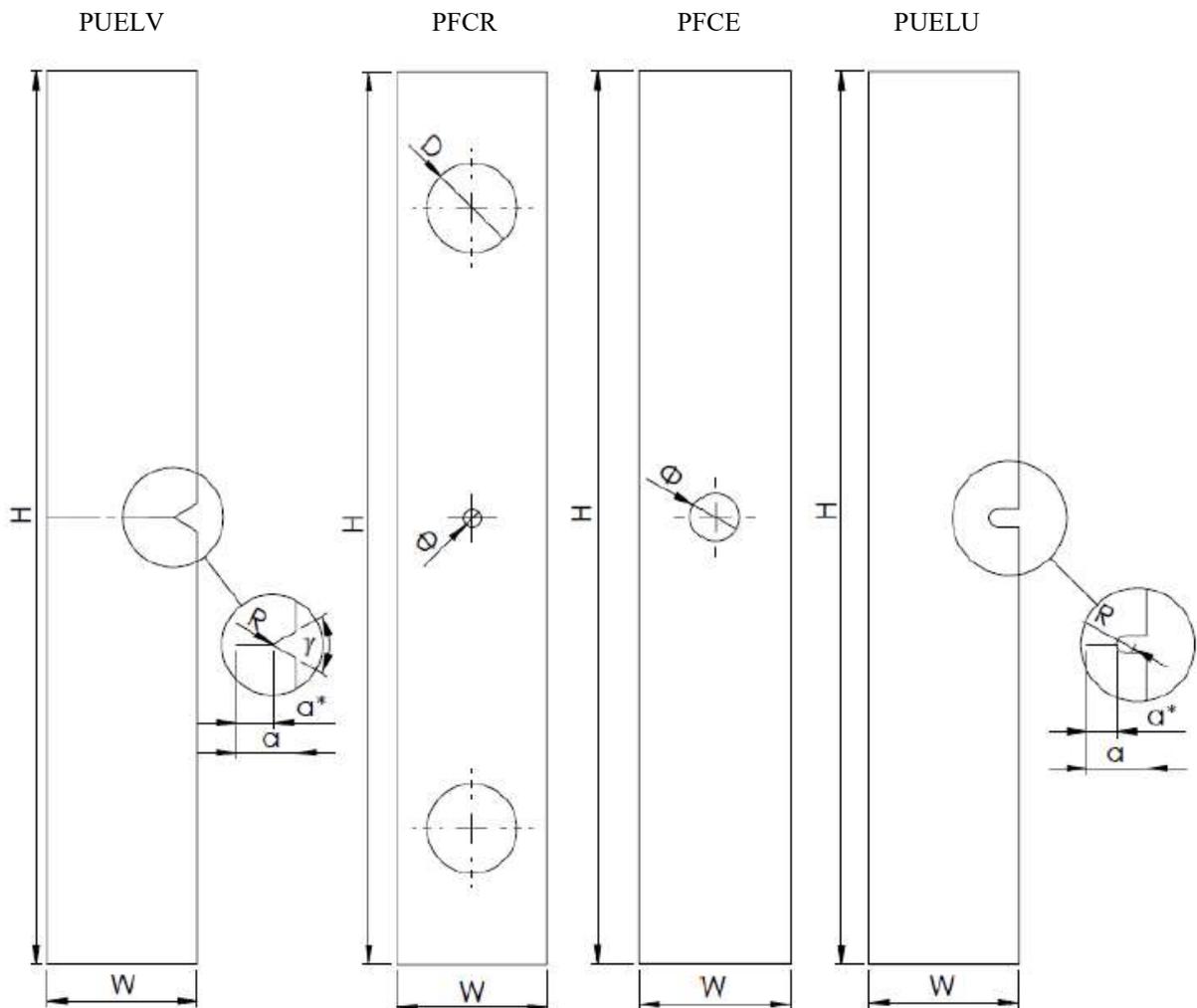


Figura 5.4 – Geometria dos espécimes testados.

Tabela 5.2 – Dimensões dos espécimes testados.

Modelo	Dimensões											Material	Fonte
	<i>H</i> <i>mm</i>	<i>W</i> <i>mm</i>	<i>T</i> <i>mm</i>	<i>D</i> <i>mm</i>	\emptyset <i>mm</i>	<i>a</i> * <i>mm</i>	<i>V</i> <i>mm</i>	<i>U</i> <i>mm</i>	<i>r</i> <i>mm</i>	γ			
PFCE	150	25	6	–	3,5	0,21	–	–	–	–	Aço	Susmel e Taylor	
					8	0,472	–	–	–	–	Aço		
PFCR	116,8	44,6	2,5	22,2	0,24	0,5	–	–	–	–	Aço	Du Quesnay	
					1	0,085							
					3								
PFCR	116,8	44,6	2,5	22,2	0,24	0,5	–	–	–	–	Al	Du Quesnay	
					1	0,13							
					3								
PUELV	150	25	6	–	–	0,21	4	–	0,12	60°	Aço	Susmel e Taylor	
PUELV	150	25	6	–	–	0,472	4	–	0,12	60°	Aço		
PUELV	150	45	4	–	–	0,056	0,148	6	–	0,16	60°	Aço	Tanaka
						0,109							
PUELU	150	25	6	–	–	0,21	–	5	1,5	–	Aço	Susmel e Taylor	
PUELU	150	25	6	–	–	0,472	–	5	1,5	–	Aço		

6 APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

Nesta sessão são apresentados e analisados os resultados da propagação de trinca. O fator de intensidade de tensão foi calculado numericamente através do software de elementos finitos para os espécimes entalhados nas geometrias extraídas dos trabalhos de Susmel e Taylor 2007, Du Quesnay (1986) e Tanaka (1983).

6.1 VALIDAÇÃO DOS MODELOS DE ELEMENTOS FINITOS

Para validar os dados obtidos numericamente através dos *Ansys*, alguns procedimentos foram adotados, e eles serão analisados em duas etapas.

- a) Associada à validação dos modelos de elementos finitos ao cálculo do *FIT* para as geometrias cujas trincas emanam de um furo central em uma placa retangular submetida a carregamentos axiais e, por fim, às trincas que emanam de um entalhe em V simples, numa placa retangular submetida a carregamento axial - disponível nos trabalhos de Newman (1971) e Baratta (1995);
- b) Discussão dos resultados obtidos numericamente das condições da propagação da trinca para os materiais: (i) aço EM3B do trabalho de Susmel e Taylor (2007); (ii) alumínio 2024 T351 e aço 1045 do trabalho Du Quesnay (1986); (iii) aço de baixo carbono SM41B, do trabalho Tanaka (1983).

6.1.1 Trincas que emanam de um furo central e de um entalhe em V simples em uma placa retangular submetida a carregamentos axiais

Para a validação das trincas que emanam de um furo central e de um entalhe em V simples em uma placa retangular submetida a carregamento axial, os dados utilizados foram extraídos dos trabalhos de Newman (1971) e Baratta (1985).

No intuito de comparar o fator de forma experimental-numérico ao furo central em uma placa retangular submetida a carregamento uniaxial, a equação que descreve F (fator de forma) é uma função do comprimento relativo da trinca, que é dada pela Equação (6.1).

$$F\left(\frac{2a}{W}, \frac{2R}{W}\right), \quad (6.1)$$

Onde: $2a/W$ é o parâmetro que caracteriza o tamanho relativo da trinca em relação à largura da barra, sendo a tamanho da trinca e W largura da placa e $2R/W$ é o parâmetro

relacionado ao tamanho do furo na barra, sendo R raio do entalhe. Essa relação foi extraída do trabalho do Newman (1971), e tais funções que descrevem essas relações são apresentadas nas Equações. (6.2) e (6.3).

$$F\left(\frac{2R}{W}\right) = 0,25, \quad (6.2)$$

$$F\left(\frac{2R}{W}\right) = 0,50. \quad (6.3)$$

A Tabela 6.1 apresenta uma comparação entre os valores do fator de forma obtidos por Newman e os obtidos numericamente, para uma trinca que tem origem em um furo circular em uma placa retangular submetida a carregamento axial, de acordo a Equação (6.2).

Tabela 6.1 – Comparação entre os valores do fator de forma de acordo com a Equação (6.2) (Adaptado de Newman, 1971).

Fator de forma		
Newman	Numérico	Diferença %
0,6593	0,6701	1,64
0,8510	0,8781	3,18
0,9605	0,9805	2,08
1,0304	1,0536	2,25
1,0776	1,0761	-0,14
1,1783	1,1800	0,14
1,2156	1,1925	-1,90
1,2853	1,2021	-6,47

Por sua vez, a Tabela 6.2 apresenta uma comparação entre os valores numéricos e experimentais do fator de forma de uma trinca que tem origem em furo circular em uma placa retangular submetida a carregamento axial de acordo com a Equação (6.3).

A Figura 6.1 representa as relações descritas nas Equações (6.2) e (6.3), em (a) para a função cujo resultado é 0,25, e em (b), para a função cujo resultado é 0,50. Esses gráficos comprovam que as curvas apresentam um comportamento semelhante entre as análises realizadas com os dados de Newman e a validação realizada via elementos finitos. Assim, pode-se continuar o processo de análise de validação do algoritmo e cálculo do *FIT*.

Tabela 6.2 – Comparação entre os valores do fator de forma de acordo com a Equação (6.3) (Adaptado de Newman, 1971).

Fator de forma		
Newman	Numérico	Diferença %
0,4000	0,4212	5,30
0,6527	0,6264	-4,02
0,8000	0,7865	-1,69
0,8817	0,9160	3,89
0,9630	1,0202	5,94
1,0315	1,0978	6,43
1,1426	1,2287	7,54
1,2301	1,3285	8,0
1,5026	1,6155	7,51

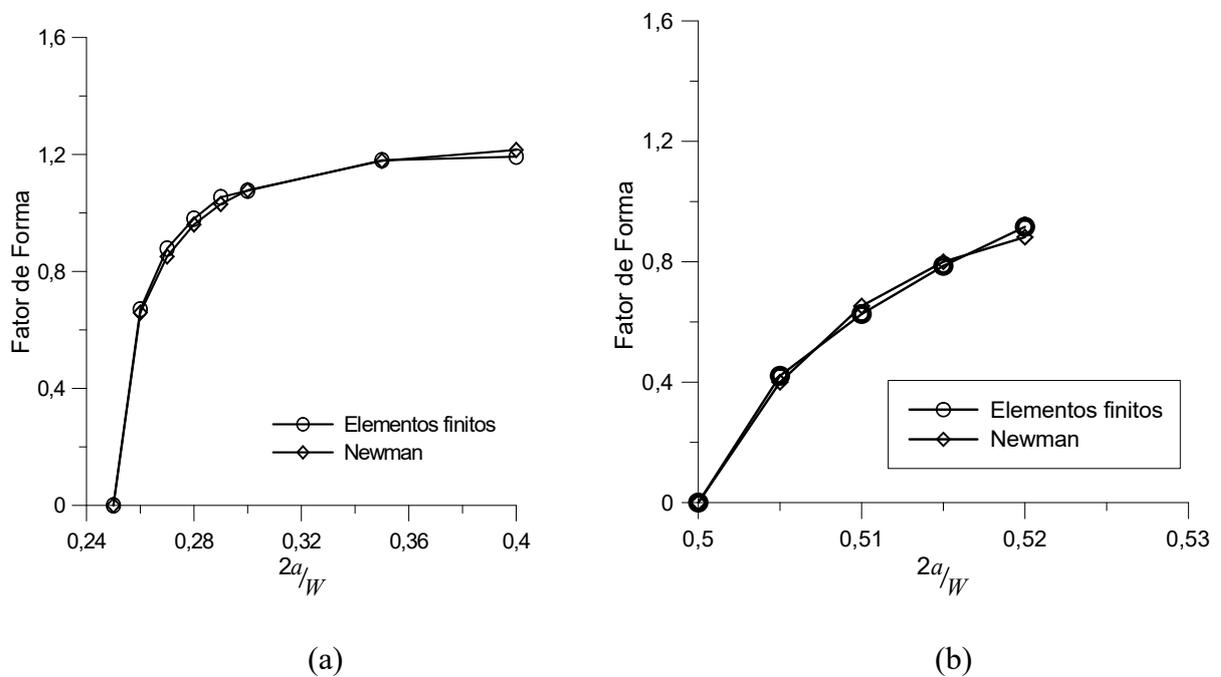


Figura 6.1 – Fator de forma de uma trinca tem origem em furo circular em uma placa retangular submetida a carregamento axial. a) $\frac{2R}{W} = 0,25$ e b) $\frac{2R}{W} = 0,50$.

Os parâmetros de fator de forma experimental-numérico para entalhe em V simples em uma placa retangular submetida a carregamentos uniaxiais foram extraídos do trabalho do Baratta (1985). A Equação (6.4) descreve o fator de forma para uma condição de tensão plana.

$$\frac{K_I^N T \sqrt{W}}{\sigma} = \left\{ \left(\frac{1}{1-a/W} + \frac{\ln(1-a/W)}{a/W} \right) \tan \gamma/2 + (a/W) [Y_{1a}((H/W), (a/W))] \right\}, \quad (6.4)$$

onde K_I^N é o fator de intensidade de tensão do modo I, associado a um elemento entalhado; T é a espessura da barra; W é a largura da barra; σ é a tensão aplicada; a é a profundidade do entalhe; γ é o ângulo do entalhe; Y_{1a} é a função que descreve o fator de intensidade de tensão adimensional associado à configuração da trinca e H é a altura da barra.

A Figura 6.2, retirada do trabalho de Baratta (1985) mostra uma placa com entalhe em V submetido a um carregamento de tração.

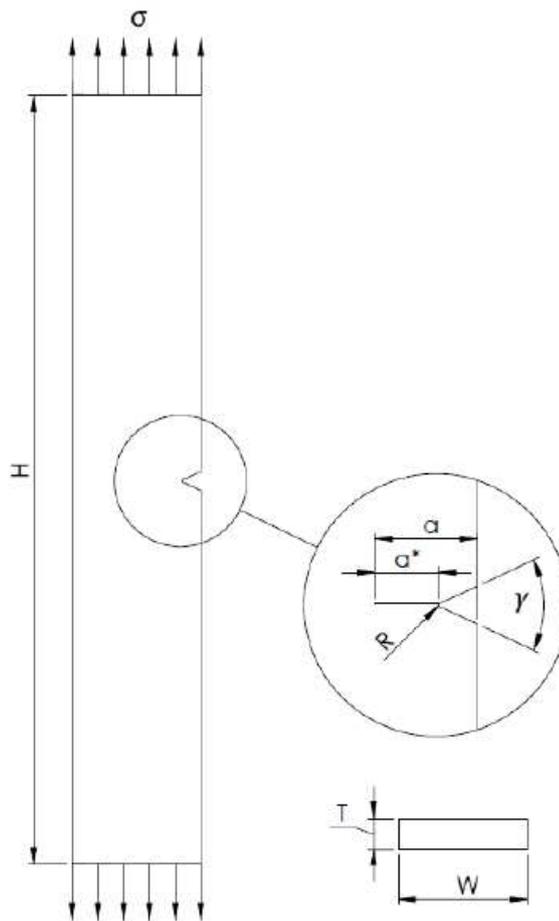


Figura 6.2 – Entalhe em V com carregamento de tração (Baratta, 1985).

Baratta (1985) descreve em seu trabalho que a função $Y_{1a}((H/W), (a/W))$, presente na Equação (6.4), não depende apenas de a/W , mas também de H/W . Nota-se que, quando H/W

é igual ou superior a três, a barra pode ser considerada como de comprimento infinito ($S/W = \infty$), a função torna-se:

$$Y_{1a} \left((\infty), \left(\frac{a}{W} \right) \right) = 1.99 - 0.41(a/W) + 18.70(a/w)^2 - 38.48(a/w)^3 + 53.85(a/w), \quad (6.5)$$

Onde: $0 \leq \frac{a}{w} \leq 0,6$, a representa a profundidade do entalhe e W a largura da barra;

A Tabela 6.3 faz uma análise do fator de forma de uma trinca que tem origem em um entalhe em V simples, cuja placa retangular está submetida a carregamento axial.

Tabela 6.3 – Fator de forma de trinca que tem origem num entalhe em V simples, a partir de placa retangular submetida a carregamento axial.

Fator de forma		
Analítico	Numérico	Diferença %
1,784	1,630	-8,63
1,528	1,447	-5,30
1,309	1,272	-2,83
1,121	1,109	-1,07
1,037	1,029	-0,77
1,024	1,019	-0,49
0,998	0,993	-0,50

A Figura 6.3 apresenta a relação do fator de forma experimental e numérico para um entalhe em V simples em uma placa retangular submetida a carregamento uniaxial utilizando a Equação 6.5. Nela, é possível observar um comportamento semelhante entre as metodologias, de modo a ser possível considerar a validação do algoritmo para cálculo do FIT.

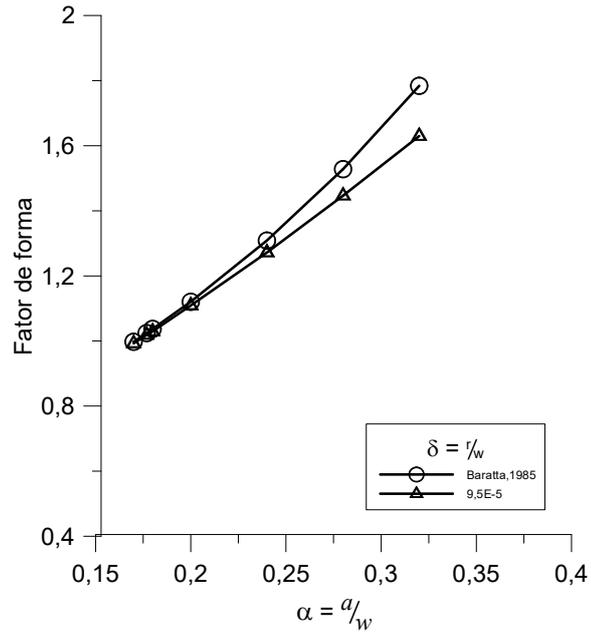


Figura 6.3 – Comparação entre o valor do fator de forma de uma trinca que tem origem num entalhe em V simples numa placa retangular submetida a carregamento axial.

6.2 AVALIAÇÃO DAS CONDIÇÕES DE PROPAGAÇÃO DE TRINCAS QUE EMANAM DE ENTALHES

Nesta sessão, serão discutidos os resultados das condições de propagação de trinca associados ao conceito de comprimento característico, obtidos numericamente.

Os resultados das condições de propagação das trincas, que foram obtidos de forma numérica, estão sintetizados na Tabela 6.4, em que se utilizou de algumas condições de entrada no *software*, entre elas: as formas geométricas, a condição de carregamento, o raio de concordância do entalhe e o tamanho característico da trinca.

Tabela 6.4 – Condições de propagação das trincas obtidas de forma numérica.

Dados do Material	r	σ	R	ΔK_{th}	a^*	Método	ΔK_I	Propagação
Du Quesnay Al 2024-T351 Forma: PFCR	0.12	160					2,03	N
	0.25	124					1,95	N
	0.50	124	-1	3,52	0,13	L	2,33	N
	1.50	90					2,15	N
Du Quesnay Aço 1045 Forma: PFCR	0.12	160					4,10	N
	0.25	124					4,43	N
	0.50	124	-1	6,93	0,085	L	4,76	N
	1.50	90					5,11	N
Susmel e Taylor Aço En3B Forma: PFCE		84,4	-1	8,1	0,236	L _M	8,41	S
	4				0,243	L	8,68	S
		63,3	0,1	5,9	0,210	L _M	6,04	S
					0,203	L	5,98	I
Susmel e Taylor Aço En3B Forma: PFCE		106,9	-1	8,1	0,236	L _M	8,46	S
	1,75				0,243	L	8,41	S
		77,3	0,1	5,9	0,210	L _M	5,90	I
					0,203	L	5,87	I
Susmel e Taylor Aço En3B Forma: PUELV		48	-1	8,1	0,236	L _M	7,44	N
	0,12				0,243	L	7,45	N
		33,3	0,1	5,9	0,210	L _M	5,14	N
					0,203	L	5,12	N
Susmel e Taylor Aço En3B Forma: PUELU		49,3	-1	8,1	0,236	L _M	7,17	N
	1,5				0,243	L	7,24	N
		42,6	0,1	5,9	0,210	L _M	5,98	I
					0,203	L	5,92	I
Tanaka Aço SM41B Forma: PUELV		26	-1	6,11	0,056		4,13	N
	0,16	43,33	0	8,36	0,148	L	7,53	N
		57,77	0,4	6,38	0,109		5,89	N
Tanaka Aço SM41B Forma: PUELV		30,33	-1	6,11	0,056		4,80	N
	0,16	52	0	8,36	0,148	L	9,03	S
		72,21	0,4	6,38	0,109		7,37	S

Utilizando como parâmetro o tamanho característico e o raio de concordância da ponta do entalhe, 30 condições foram impostas, das quais 33% apresentaram propagação da trinca,

enquanto 17% que está situada na área circulada na figura 6.4 mostraram-se na iminência de propagação, o que pode ser visto na Figura 6.4. Isso aconteceu porque o fator de intensidade de tensão foi maior que o limiar de propagação. Essa propagação está associada ao tamanho do raio concordância na ponta da trinca, ou, devido ao aumento da tensão aplicada em razão do carregamento, para todos os materiais.

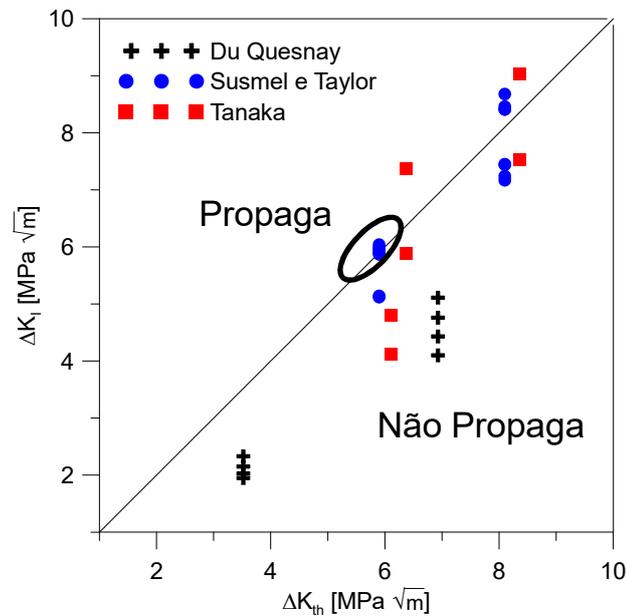


Figura 6.4 – Gráfico com a relação das trincas que propagaram, as que ficaram na iminência de propagação e as que não se propagaram.

Conforme pode ser visto nas Figuras 6.5 e 6.6, o decaimento da tensão acontece de forma mais suave para os casos cujo método da distância crítica previu a propagação da trinca.

Para o caso em que o gradiente de tensão é menor acentuado, 60% das trincas não propagaram, de modo que o acúmulo de dano foi maior e ocorreu mais próximo da ponta da trinca. Por sua vez, nos casos em que o gradiente de tensão era mais suave, o acúmulo de dano foi melhor distribuído no material à frente da trinca, e isso fez, no primeiro caso, com que o crescimento da trinca acelerasse.

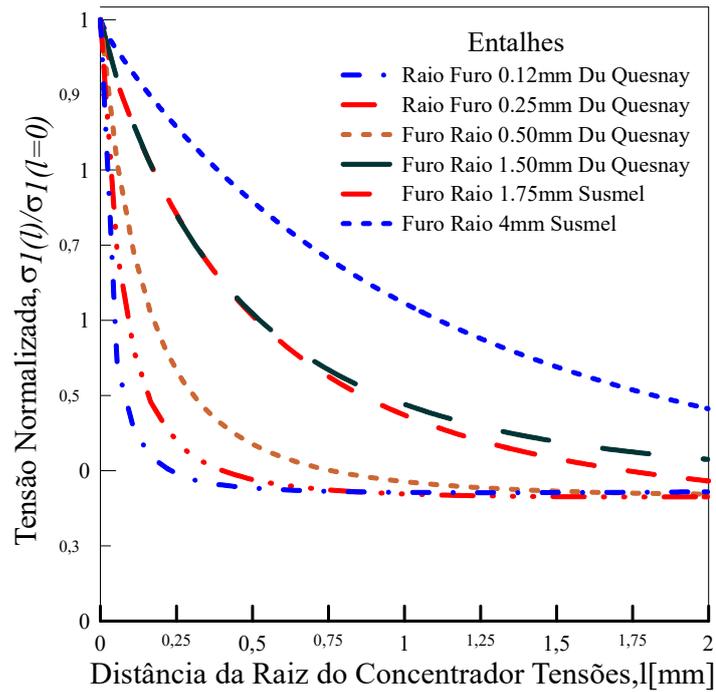


Figura 6.5 – Curva para entalhes em V e em U.

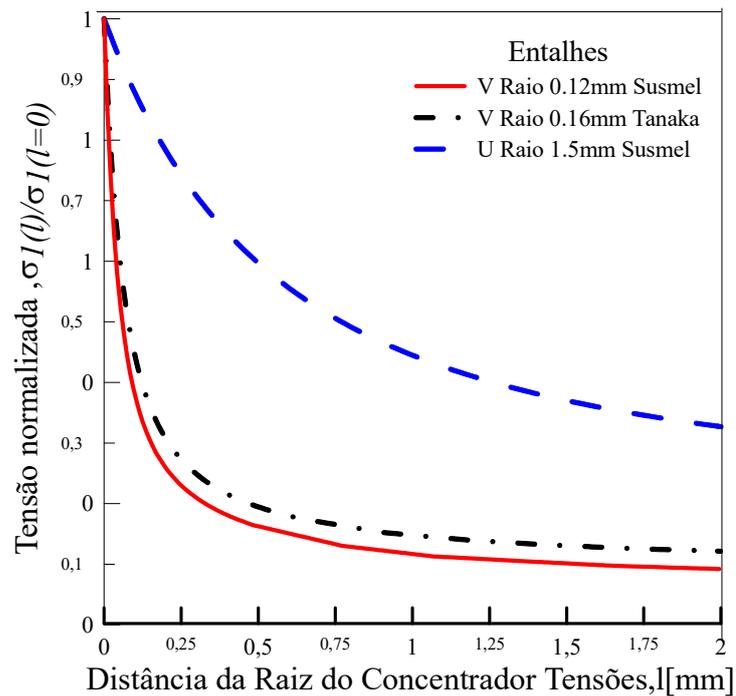


Figura 6.6 – Curva para entalhes em forma de furo.

7 CONCLUSÕES

O presente trabalho realizou uma avaliação do comportamento de uma trinca, com base no comprimento característico, sobre a ótica da teoria da distância crítica. Os dados e os materiais estudados nesta dissertação foram extraídos dos artigos do Du Quesnay (1986), Susmel e Taylor (2007) e Tanaka (1983). Nesse sentido, foram construídos algoritmos com o intuito de investigar a influência do tamanho característico (L) com relação ao comprimento da trinca (a) para calcular o fator de intensidade de tensão (FIT) através da teoria da distância crítica, segundo o Método do Ponto (MP).

Os resultados numéricos demonstraram que houve propagação da trinca em 33% das condições impostas, e 17% iminência de propagação. Assim, é possível observar que há uma tendência à propagação da trinca para os entalhes com maior raio. Para os entalhes em V, e entalhes que emanam de um furo central com raios menores, o método do ponto mostrou-se conservador e o fator de intensidade de tensão foi menor em 60% das condições impostas, se comparadas ao limiar de propagação do materiais estudados.

De forma geral, pôde-se observar que algoritmo desenvolvido demonstrou-se adequado, os resultados numéricos se mostram consistentes em relação aos resultados experimentais conseguindo simular de forma satisfatória fator de intensidade de tensão.

REFERÊNCIAS

- ASTM. **Standard Test Method for measurement of Fatigue Crack Growth Rates**. In: ASTM E 647. 2008.
- ASTM. **Standard Terminology relating to Fatigue and Fracture Testing**. In: ASTM E 1823-2012. 2002.
- Atzori, B.; Lazzarin, P.; Tovo, R. **Evaluation of the fatigue strength of a deep drawing steel**, Österreichische Ing Architekten-Zeitschrift (ÖIAZ), 137 (Heft 11/92):556-61. 1992.
- Atzori, B.; Lazzarin, P.; Filippi, S. Cracks and notches: analogies and differences of the relevant stress distributions and practical consequences in fatigue limit predictions. **Int. J. Fatigue**, v. 23, p. 355-362, 2001.
- Baratta, F. Stress Intensity Factors for Notched Configurations. **Journal of Testing and Evaluation**, v. 13, Nº. 4, p. 275-284, 1985.
- Barsom, J. M.; Rolfe, S. T. **Fracture and Fatigue Control in Structures: Applications of Fracture Mechanics**, 3 ed., ASTM, Philadelphia, 1999.
- Callister, W. D. **Materials Science and Engineering: An Introduction**, 7 ed., John Wiley & Sons, New York, 2007.
- Da Silva, B. L. **Estratégia Alternativa para a Determinação do Liminar de Propagação de Trincas através da Teoria da Distância Crítica**, 104. 2009.
- Dowling, N. E. **Mechanical Behavior of Materials: Engineering Methods for Deformation, Fracture, and Fatigue**, 4 ed., Pearson Education, Harlow, 2013.
- Du Quesnay, D. L.; Topper, T. H.; Yu, M. T. **The effect of notch radius on the fatigue notch factor and the propagation of short cracks**, the behavior of short fatigue cracks, EGF Pub. Mechanical Engineering Publications, p. 323-335, London, 1986.
- El Haddad, M. H.; Smith, K. N.; Topper, T. H. Fatigue Crack Propagation of Short Crack, **J. Eng. Mater. Technol**, Trans. ASME, v. 101, p. 42-46, 1979.
- Frost, N. E.; Pook, L. P.; Denton, K. A Fracture Mechanics Analysis of Fatigue Crack Growth Data for Various Materials, **Eng. Fract. Mech.**, v. 3, p. 109-126, 1971.
- Garcia, A.; Spim, J. A.; Santos, C. A. **Ensaio dos materiais**, 2. ed., LTC, Rio de Janeiro, 2012.
- Griffith, A. A. **The Phenomena of Rupture and Flows in Solids**, Phil. Trans. Royal Soc., n. 221, p. 163-167, 1921.
- Kasiri, S.; Taylor, D. A critical distance study of stress concentrations in bone, **Journal of Biomechanics**, v. 41, p. 603-609, 2008.
- Kitagawa, H.; Takahashi, S. Fracture Mechanics Approach to Very Small Fatigue Crack Growth and to the Threshold Condition, Trans. Jpn. SOC. **Mech. Eng. A**, v. 45, p. 1289-1303, 1979.

Kobayashi, H.; Nakazawa, H. A Stress Criterion for Fatigue Crack Propagation in Metals, Proc. 1st Int. **Conf. Mech. Behav. Mater.**, Kyoto, v. 11, p. 199-208, 1972.

Lazzarin, P.; Tovo, R.; Menegheti, G. Fatigue crack initiation and propagation phases near notches in metals with low notch sensitivity, **Int. J Fatigue**, v. 19, p. 647-57, 1997.

Lee, Y. L.; Pan, J.; Hathaway, R. B.; Barkey, M. E. **Fatigue Testing and Analysis (Theory and Practice)**, Elsevier, Oxford, 2005.

Lemaitre, J.; Desmorat, R. **Engineering Damage Mechanics: Ductile, Creep, Fatigue and Brittle Failures**, Springer, Berlin, 2005.

Inglis, C. E. **Stresses in a Plate due to the Presence of Cracks and Sharp Corners**, Trans. Institute of Naval Architecture, n. 55, p. 219-241, 1913.

Irwin, G. R. **Fracture I**, in S. Flugge, **Handbuch der Physik VI**, Springer, New York, 1958.

Mann, J. Y. **Bibliography on the Fatigue of Materials, Components and Structures**, v. 1, p. 1838-1950, 1978.

Marin, J. **Mechanical behavior of engineering materials**, Prentice-Hall 100 Cliffs, N.J., p.224, 1962.

Neuber, H. *Forsch. Ing.-Wes*, v. 7, p. 271-281, 1936.

Neuber, H. **Theory of notch stresses: principles for exact calculation of strength with reference to structural form and material**, II Ed., Springer Verlag, Berlin, 1958.

Newman J. C. Jr. **An improved method of collocation for the stress analysis of cracked plates with various shaped boundaries**. NASA Technical Note D-6376, 1971.

Norton, R. L. **Projeto de máquinas: uma abordagem integrada**, 2. ed., Bookman, Porto Alegre, 2004.

Paris, P. C. **The growth of cracks due to variations in load**. Dissertação, Lehigh University, 1963.

P. Lorenzino, A. Navarro, **Growth of very long short cracks initiated at holes**, International Journal of Fatigue, Volume 71, 2015, Pages 64-74, ISSN 0142-1123, <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2014.03.023>.

Perez, N. **Fracture Mechanics**, Kluwer, New York, 2004.

Peterson, R.E. **Methods of correlating data from fatigue tests of stress concentration specimens**. In Stephen Timoshenko Anniversary Volume, Macmillan, New York, 1938.

Peterson, R. E. **Notch Sensitivity**. In: Sines G., Waisman J. L., Editors. Metal Fatigue. New York. McGraw Hill, p. 293-306, 1959.

Pires, M. S. T. **Estimativa de vida a fadiga sob condições de fretting usando o método das curvas de Wholer modificadas associado com a teoria das distâncias críticas**. Dissertação de mestrado em Ciências Mecânicas. Universidade de Brasília, Brasília, Brasil. 2012.

Pluvinage, G. **Fracture and Fatigue Emanating from Stress Concentrators**, Springer, New York, 2004.

Santos, P. F. **Estudo de Técnicas de Tratamento de Dados Experimentais para avaliação da Curva da/dN versus Delta-k - Um Estudo para o aço ASTM A743 CA6NM**, 254. 2013.

Schijve, J. Fatigue of aircraft materials and structures, in **Fatigue of Aircraft Materials**, Delft Structures and Materials Laboratory, Delft University Press, 1992.

Schijve, J. **Fatigue of Structures and Materials**, 2 ed., Springer, Delft, 2009.

Schlitz, W. A history of fatigue, **Engineering Fracture Mechanics**, v. 54, p. 263-300, 1996.

Sheppard, S. D. Field effects in fatigue crack initiation: long life fatigue strength, **Trans ASME J Mech Design**, v. 113, p. 188-94. 1991.

Suresh, S. **Fatigue of Materials**, 2 ed. Cambridge University Press, Cambridge, 1998.

Susmel, L. **The Theory of Critical Distances: Applications in Fatigue, Fracture of Nano and Engineering Materials and Structures**, p. 1101-1102, 2006.

Susmel, L.; Taylor, D. **A novel formulation of the theory of critical distances to estimate lifetime of notched components in the medium-cycle fatigue regime**. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures*, v. 30, n. 7, p.567-581, 2007.

Tanaka, K. Engineering formulae for fatigue strength reduction due to crack-like notches, **Int. J. Fracture**, v. 22, p. 39-45, 1983.

Tanaka, K.; Nakai, Y. Propagation and non-propagation of short fatigue cracks at a sharp notch, **Fatigue of Engineering Materials and Structures**, v. 6, p. 315-327, 1983.

Tanaka, K.; Nakai, Y.; Yamashita, M. Fatigue Growth Threshold of Small Cracks, **Int. J. Fract.**, v. 17, p. 519-533, 1981.

TSBC. **Transportation Safety Board of Canada**. Railway Investigation Report R06C0104. <http://news.bbc.co.uk/onthisday/hi/dates/stories/january/10/newsid_2709000/2709957.stm>. Acesso em: 10 de novembro de 2017.

Taylor, D. Geometrical effects in fatigue: a unifying theoretical model, **International Journal of Fatigue**, v. 21, p. 413-420, 1999.

Taylor, D. **The Theory of Critical Distances: A New Perspective in Fracture Mechanics**, Elsevier, London, 2007.

Taylor, D. **The theory of critical distances applied to the prediction of brittle fracture in metallic materials**, *SID*, v. 1, n. 2, p. 145-154, 2005.

Westergaard, H. M. Bearing Pressures and Cracks, **Journal of Applied Mechanics**, v. 1, p. 49-53, 1939.