

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
PROGRAMA DE MESTRADO EM CIÊNCIAS MECÂNICAS

APLICAÇÃO DO MÉTODO DA DISTÂNCIA CRÍTICA PARA A
PREVISÃO DE VIDA EM REGIME DE MÉDIO CICLO

TÚLIO HUMBERTO PINHEIRO CUTRIM

ORIENTADOR: JORGE LUIZ DE ALMEIDA FERREIRA

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM CIÊNCIAS MECÂNICAS

PUBLICAÇÃO: ENM.DM – 208A/2013

BRASÍLIA/DF: DEZEMBRO – 2013

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE E TECNOLOGIA
PROGRAMA DE MESTRADO EM CIÊNCIAS MECÂNICAS**

**APLICAÇÃO DO MÉTODO DA DISTÂNCIA CRÍTICA PARA A
PREVISÃO DE VIDA EM REGIME DE MÉDIO CICLO**

TÚLIO HUMBERTO PINHEIRO CUTRIM

**DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO DEPARTAMENTO DE
ENGENHARIA MECÂNICA DA FACULDADE DE TECNOLOGIA
DA UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA COMO PARTE DOS
REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE
MESTRE EM CIÊNCIAS MECÂNICAS**

APROVADA POR:

Profº. Jorge Luiz de Almeida Ferreira, Dr. (ENM-UnB)
(Orientador)

Profº. José Alexander Araújo, PhD (ENM-UnB)
(Examinador Interno)

Profº. Edson Paulo da Silva, Dr. (ENM-UnB)
(Examinador Externo)

BRASÍLIA/DF, 17 DE DEZEMBRO DE 2013.

FICHA CATALOGRÁFICA

CUTRIM, TÚLIO HUMBERTO PINHEIRO

Aplicação do Método da Distância Crítica para a Previsão de Vida em Regime de Médio Ciclo [Distrito Federal] 2013.

xvi, 63p., 210 x 297 mm (ENM/FT/UnB, Mestre, Ciências Mecânicas, 2013).

Dissertação de Mestrado – Universidade de Brasília. Faculdade de Tecnologia.
Departamento de Engenharia Mecânica.

1. Previsão de Vida

2. Distância Crítica

3. Fadiga

I. ENM/FT/UnB

II. Título (série)

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

CUTRIM, T. H. P. Aplicação do Método da Distância Crítica para a Previsão de Vida em Regime de Médio Ciclo. Dissertação de Mestrado em Ciências Mecânicas. Publicação: ENM.DM – 208A/2013. Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília – Faculdade de Tecnologia, Brasília, DF, 63p.

CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: Túlio Humberto Pinheiro Cutrim

TÍTULO: Aplicação do Método da Distância Crítica para a Previsão de Vida em Regime de Médio Ciclo.

GRAU: Mestre

ANO: 2013

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 científicos. O autor reserva outros direitos de publicação e nenhuma parte dessa dissertação de mestrado pode ser reproduzida sem autorização por escrito do autor.

Túlio Humberto Pinheiro Cutrim

Rua Juriti, Q 140, Lote 5/7, Casa 06, Cond. Santa Paula, Setor Santa Genoveva

CEP:74672-660, Goiânia, GO, Brasil.

DEDICATÓRIA

À minha Família.

AGRADECIMENTOS

Gostaria de agradecer primeiramente aos meus pais e ao meu irmão por todo apoio, carinho, incentivo e atenção dados ao longo destes anos e por serem meus exemplos de vida. E que certamente, sem eles, nada disso teria sido possível.

Agradeço meu orientador, Jorge Luiz de Almeida Ferreira, por todo apoio, ajuda, dedicação e paciência durante o desenvolvimento e conclusão desta dissertação, que foram primordiais para a boa execução do mesmo.

Agradeço, também, aos demais membros da banca, José Alexander e Edson Paulo, que não só participaram do processo de obtenção do título de mestrado e melhoria do trabalho apresentado, como também, da minha formação profissional e como indivíduo.

Agradeço aos meus grandes amigos Paulo Arthur, Alessandra Nakazato, Thiago Vidal e Beto Marçal que sempre dividiram comigo os grandes momentos de alegria e dificuldade não apenas durante à faculdade, mas também, na vida. Agradeço aos meus amigos e familiares: Lukinha Rodrigues, Pedro Henrique Rodrigues, Marcelo Rodrigues, Bernadet Pinheiro, Pedro Fernandes Pinheiro, Frederico Policarpo, Marcelle Alves, Família D2, Jaqueline Nobre, Rodrigo Perdigão, Lucia Radočáková, Juliana Araújo, Mariana Cardoso, Leandro Soares, Anamaria Reis, Arcelino Santiago, Rafael Camargo, Kazutoyo Suga e meus colegas de laboratório (Dalmo Costa, Marcus Sá, Felipe Dias, Adriano Possebon, Nuno Dias, Braulio e muitos outros) que vivenciaram, de alguma maneira, minha trajetória rumo a mais uma conquista.

Por fim, agradeço à CAPES (Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior) pelo apoio financeiro e à Universidade de Brasília por toda a logística fornecida para a realização deste trabalho. E a todos do Grupo de Fadiga, Fratura e Materiais e do corpo técnico do SG-9 que ajudaram, e muito, em minha formação profissional e acadêmica.

RESUMO

APLICAÇÃO DO MÉTODO DA DISTÂNCIA CRÍTICA PARA A PREVISÃO DE VIDA EM REGIME DE MÉDIO CICLO

Autor: Túlio Humberto Pinheiro Cutrim

Orientador: Jorge Luiz de Almeida Ferreira

Programa de Pós-Graduação em Ciências Mecânicas

Brasília, dezembro 2013

Este trabalho consiste em utilizar a formulação do Método da Distância Crítica (MDC) proposta por Susmel e Taylor (2007) para a previsão de vida em regime de médio ciclo. Para isso, foi necessário encontrar a relação entre o comprimento característico (L) e o número de ciclos para a falha em fadiga (N_f) mediante aplicação de duas metodologias distintas, que partiam do princípio que L é função de N_f . A primeira usa as propriedades materiais (estática e fadiga) para a criação desta relação L versus N_f , enquanto a segunda utiliza as curvas de calibração em fadiga obtidas através de testes em corpos de prova planos e entalhados. Depois de obter as relações desejadas, verificou-se a precisão dos métodos por meio de gráficos de correlação entre os valores das vidas experimentais e estimadas para diferentes tipos de corpos de prova (Furo Ø3,5 mm, Furo Ø8 mm e Entalhe em U) e comparando os valores encontrados pelos Métodos do Ponto (MP) e da Linha (ML) gerados nesta dissertação e os valores obtidos por Susmel e Taylor (2007). O método mostrou-se eficiente para a previsão de vida em regime de médio ciclo para componentes entalhados.

Palavras chaves: Teoria da Distância Crítica, Componentes Entalhados, Concentradores de Tensão, Previsão de Vida, Fadiga, Aço laminado a frio de baixo carbono En3B.

ABSTRACT

APLICACION OF THE METHOD OF CRITICAL DISTANCES TO ESTIMATE LIFETIME IN THE MEDIUM-CYCLE REGIME

Author: Túlio Humberto Pinheiro Cutrim

Supervisor: Jorge Luiz de Almeida Ferreira

Programa de Pós-Graduação em Ciências Mecânicas

Brasília, december 2013

This work consists in using the novel formulation of the Method of Critical Distances (MCD) proposal by Susmel and Taylor (2007) to estimate lifetime in medium-cycle regime. For this, it was necessary to find out the relationship between the material characteristic length (L) and the number of cycles to failure (N_f) by applying two different methods that takes as starting point the idea that the L is a function of N_f . The first one uses the static and fatigue material properties to create the L versus N_f relationship, while the second uses the two calibration fatigue curves obtained by testing plain and notched specimens. After obtaining the desired relations, the accuracy of the method was verified by plotting correlation charts between the experimental and estimated values of different types of notched specimens (Hole 3.5 mm, Hole 8 mm and U-Notched). And those values obtained in this thesis using the Point and Line Methods (PM and LM) were compared to the results shown by Susmel and Taylor (2007). The method shown to be successful to estimate lifetime of notched components in the medium-cycle fatigue regime.

Keywords: *Theory of Critical Distances, Notched Specimens, Stress raisers, Lifetime Prediction, Fatigue, Commercial Cold-Rolled Low-Carbon Steel En3B.*

SUMÁRIO

1 – INTRODUÇÃO.....	1
1.1 - MOTIVAÇÃO	1
1.2 - REVISÃO DO ESTADO DA ARTE.....	2
1.3 - OBJETIVOS.....	4
1.4 - ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO	4
2 - FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....	6
2.1 - FADIGA.....	5
2.1.1 - Notas Históricas.....	5
2.1.2 - Conceito e caracterização do processo de falha por fadiga.....	6
2.1.3 - Abordagens da Fadiga.....	7
2.1.4 - Definições Básicas.....	7
2.1.5 - Curva S-N	9
2.1.6 - Efeito da Tensão Média	10
2.2 - MECÂNICA DA FRATURA.....	11
2.2.1 - Concentradores de Tensão	11
2.2.2 - Modos de Carregamento	13
2.2.3 - Fator de Intensidade de Tensão	14
2.2.4 - Tenacidade à Fratura	15
2.2.5 - Propagação de Trincas por Fadiga	16
2.2.6 - Diagrama de Kitagawa-Takahashi	16
2.3 - MODELO DE PREVISÃO DE VIDA EM COMPONENTES ENTALHADOS.....	19
2.4 - TEORIA DA DISTÂNCIA CRÍTICA (TDC)	21
2.4.1 - Noções Preliminares	21
2.4.2 - Método do Ponto.....	23

2.4.3 - Método da Linha	23
2.4.4 - Métodos da Área e do Volume	24
3 - METODOLOGIA.....	25
3.1 - METODOLOGIA UTILIZANDO AS PROPRIEDADES MATERIAIS (MPM).....	26
3.1.1 - Equações governantes metodologia em questão	27
3.1.1.1 - Estimando os coeficientes A e B da curva $L_M \times N_f$	27
3.2 - METODOLOGIA UTILIZANDO AS CURVAS EXPERIMENTAIS (MCE)	29
3.2.1 - Calibração das curvas L_M versus N_f.....	29
3.2.1.1 - Explicação detalhada da calibração	31
3.2.2 - Modelos CAD.....	32
3.2.3 - Modelagem Numérica.....	32
3.2.3.1 - Discretização da Malha	33
3.2.3.2 - Simulação Numérica	33
3.2.3.3 - Problemas encontrados para uma boa determinação das CC	34
3.3 - METODOLOGIA DE PREVISÃO DE VIDA PELO MDC.....	35
3.3.1 - Ajuste das curvas e precisão da metodologia utilizada.....	37
3.4 - MATERIAL E SUAS PROPRIEDADES	37
3.4.1 - Corpos de Prova Utilizados.....	39
4 - RESULTADOS E ANÁLISES.....	43
4.1 - ANÁLISE E ESTUDO DA CONVERGÊNCIA DAS ESTIMATIVAS DOS FATORES TEÓRICOS DE CONCENTRAÇÃO DE TENSÕES.....	40
4.2 - RESULTADOS REFERENTES AOS VALORES DAS CURVAS DE CALIBRAÇÃO $L_M \times N_f$.....	41
4.3 - RESULTADOS REFERENTES À PRECISÃO DO MÉTODO PARA O CÁLCULO DAS VIDAS ESTIMADAS	43

4.3.1 - Para R igual -1	43
4.3.2 - Para R igual a 0,1.....	46
4.4 - RESULTADOS REFERENTES ÀS TENSÕES CALCULADAS.....	49
4.4.1 - Explicando um pouco mais os resultados por meio das tensões.....	51
5 - CONCLUSÃO.....	53
ANEXOS.....	58

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1: Síntese dos resultados testando para R igual -1 para ambos os corpos de prova: plano e com entalhe em V (modificado - Susmel e Taylor, 2007).....	29
Tabela 3.2: Síntese dos resultados testando para R igual 0,1 para ambos os corpos de prova: plano e com entalhe em V (modificado - Susmel e Taylor, 2007).....	30
Tabela 3.3: Propriedades materiais da estática para o aço En3B (modificado - Susmel e Taylor, 2007).....	38
Tabela 3.4: Propriedades materiais para fadiga de alto ciclo para os aço EN3B (modificado - Susmel e Taylor, 2007).....	38
Tabela 3.5: Composição química do aço En3B.....	38
Tabela 4.1: Valores dos K_t s numéricos e teóricos, e erros percentuais de cada CP.....	41
Tabela 4.2: Valores dos erros percentuais das tensões obtidas neste trabalho e as apresentadas por Susmel e Taylor (2007) para cada tipo de CP.	49
Tabela A.1: Comparativo entre os valores dos erros percentuais obtidos pelos ajustes do MP e ML para os diferentes R_s e para cada tipo de CP.....	59
Tabela B.1: Propriedades materiais para fadiga de alto ciclo para o Aço EN3B (Susmel e Taylor, 2007).....	61
Tabela B.2: Síntese dos resultados experimentais gerados por meio de testes dos CPs sobre razões de tensões iguais a -1 e 0,1(Susmel e Taylor, 2007).	61

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1: Imagem do avião Comet (“B.O.A.C. Comet Lost: Services Suspended”, 1954).....	1
Figura 2.1: Representação do processo de falha por fadiga.....	6
Figura 2.2: Tipos de carregamentos dinâmicos (modificado - Garcia et al (2000)).....	8
Figura 2.3: Representação de uma curva S-N	9
Figura 2.4: Curva S-N para diferentes níveis de tensão média.....	11
Figura 2.5: Ilustração do efeito de um concentrador de tensões em uma placa plana com furo (NDT Resource Center, 2011).....	11
Figura 2.6: Fator de concentração de tensões em uma placa plana com furo elíptico (modificado - Dowling, 2007).....	12
Figura 2.7: Representação dos modos de carregamento.....	13
Figura 2.8: Sistema de coordenadas polares no plano x-y para a região próxima a uma trinca elíptica em placa infinita (Wang, 1996).....	14
Figura 2.9: Esboço de uma curva da/dN típica (Santos, 2013).....	18
Figura 2.10: Diagrama de Kitagawa-Takahashi (da Silva, 2009).....	19
Figura 2.11: Curvas S-N modificadas devido ao efeito do entalhe: a) Modelo de Shigley, b) Modelo de Heywood e c) Modelo de Collins.....	20
Figura 2.12: Representação do Método do Ponto (modificado - Taylor (2007)).....	23
Figura 2.13: Representação dos Métodos da Linha, da Área e do Volume (modificado – Taylor (2007)).....	24
Figura 3.1: Fluxograma de todo os processos e análises realizados: a) Parte 1 e b) Parte 2.	26
Figura 3.2: Demonstração das propriedades materiais em uma curva S-N (modificado - Susmel e Taylor, 2007).....	27
Figura 3.3: Curvas de calibração de fadiga para os CPs plano e com entalhe em V, para R_s iguais a -1 e 0,1.....	30

Figura 3.4: Diagrama esquemático para a calibração das curvas L_M versus N_f para as duas razões de tensões ($R = -1$ e $R = 0,1$).....	31
Figura 3.5: Corpo de prova utilizado para a calibração do problema – CP com entalhe em V.....	32
Figura 3.6: Estrutura do elemento finito usado na modelagem.....	33
Figura 3.7: Diagrama esquemático do passa-a-passo da modelagem numérica.....	35
Figura 3.8: Fluxograma do método iterativo para a estimação da vida para falha ($N_{f,e}$) pelos Métodos do Pono e da Linha (modificado - Susmel e Taylor, 2007).....	36
Figura 3.9: Fluxograma da previsão de vida pelo Método da Distância Crítica.....	37
Figura 3.10: Curvas S-N dos corpos de prova utilizados, para $R = -1$ (modificado - Susmel e Taylor, 2007).	38
Figura 3.11: Curvas S-N dos corpos de prova utilizados, para $R = 0,1$ (modificado - Susmel e Taylor, 2007).	39
Figura 3.12: Corpos de prova utilizados para a previsão de vida.	39
Figura 4.1: Ilustração dos valores dos K_t s numéricos: a) Entalhe em V, b) Entalhe em U, c) Furo $\varnothing 3,5$ mm e d) Furo $\varnothing 8$ mm.....	40
Figura 4.2: Relação entre L_M e N_f encontrada por meio das curvas de calibração: a) $R = -1$ e b) $R = 0,1$	42
Figura 4.3: Gráfico das previsões das vidas para falha em fadiga utilizando o MDC e curva L_M x N_f calibrada pelo MP e R igual a -1: a) ajuste pelo MP e b) ajuste pelo ML.....	44
Figura 4.4: Gráfico das previsões das vidas para falha em fadiga utilizando o MDC e curva L_M x N_f calibrada pelo ML e R igual a -1: a) ajuste pelo MP e b) ajuste pelo ML.....	45
Figura 4.5: Gráfico das previsões das vidas para falha em fadiga utilizando o MDC e curva L_M x N_f calibrada pelo MP e R igual a 0,1: a) ajuste pelo MP e b) ajuste pelo ML.....	47
Figura 4.6: Gráfico das previsões das vidas para falha em fadiga utilizando o MDC e curva L_M x N_f calibrada pelo ML e R igual a 0,1: a) ajuste pelo MP e b) ajuste pelo ML.	48
Figura 4.7: Gráficos de correlação entre os valores das tensões experimentais e estimadas para cada tipo de CP e diferentes razões de tensões: a) $R = -1$ e b) $R = 0,1$	50

Figura 4.8: Curvas S-N dos corpos de prova utilizados, para $R = -1$ (modificado - Susmel e Taylor, 2007).....	51
Figura 4.9: Curvas S-N dos corpos de prova utilizados, para $R = 0,1$ (modificado - Susmel e Taylor, 2007).....	52
Figura A.1: Gráfico das predições das vidas para falha em fadiga pela metodologia MPM com os ajustes pelos do MP e ML: a) $R = -1$ e b) $R = 0,1$	60

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolos Gregos

Δ	Varição de um parâmetro, diferença entre valores
ΔK_{th}	Limiar de propagação de trinca por fadiga
ρ	Raio de curvatura ou raio do entalhe
σ	Tensão
σ_0	Limite de resistência à fadiga
σ_{rt}	Limite de resistência à tração
σ_y	Tensão de escoamento
$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$	Tensões normais nas direções x, y e z atuantes num elemento de tensão
$\tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{xz}$	Tensões cisalhantes atuantes num elemento de tensão

Símbolos Latinos

a	Meia largura de uma trinca elíptica ou comprimento da trinca
a^*, a^{**}	Parâmetros materiais
a_c	Tamanho crítico de trinca
b	Espessura de uma peça ou corpo de prova
c	Largura de uma peça
E	Módulo de Elasticidade ou Módulo de Young
F	Fator geométrico
h	Altura de uma peça ou corpo de prova
K	Fator de Intensidade de Tensão
K_c	Valor crítico do Fator de Intensidade de Tensão
K_{Ic}	Tenacidade à fratura
k_t	Fator de Concentração de Tensões
L	Comprimento característico
N	Ciclo, número de ciclos
N_f	Número de ciclos para falha
$N_{f,e}$	Número de ciclos estimado para falha
$N_{f,p}$	Número de ciclos predito ou previsto para falha
$N_{f,p(MDC)}$	Número de ciclos para falha prevista pelo Método da Distância Crítica
$N_{f,p(MPM)}$	Número de ciclos para falha prevista MPM
$N_{f,p(S-N)}$	Número de ciclos para falha prevista pela curva S-N
P	Carregamento aplicado
r	Distância da ponta da trinca

R	Razão de carregamento
S_I	Tensão monocíclica
S_{10^3}	Tensão na região de 10^3 ciclos
S	Tensão nominal
S_a	Tensão alternada
S_c	Tensão crítica
S_m	Tensão média em um carregamento alternado
S_{max}	Tensão máxima em um carregamento alternado
S_{min}	Tensão mínima em um carregamento alternado
S_{rt}	Limite de resistência à tração
t	Espessura de uma peça ou corpo de prova

LISTA DE ABREVIATÓES

CC	Condição de Contorno
CP, CPs	Corpo de Prova, Corpos de Prova.
EPD	Estado Plano de Deformações
EPT	Estado Plano de Tensões
MA	Método da Área
MCE	Metodologia utilizando as Curvas Experimentais
MDC	Método da Distância Crítica
MEF	Método de Elementos Finitos
MF	Mecânica da Fratura
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
ML	Método da Linha
MP	Método do Ponto
MPM	Metodologia utilizando as Propriedades Materiais
MV	Método do Volume
TDC	Teoria da Distância Crítica

1 - INTRODUÇÃO

1.1 - MOTIVAÇÃO

O fenômeno de fadiga, caracterizado pela presença de carregamentos dinâmicos, é responsável por alterações nas estruturas em componentes mecânicos e, com isso, podendo desenvolver trincas que por sua vez podem comprometer a integridade de componentes como aviões, navios, automóveis e turbinas (Meyers *et al*, 1982). Por exemplo, no ano de 1954 ocorreram duas quedas de aeronaves comerciais do tipo *Havilland Comet* (figura 1.1), a qual a ponta de uma das janelas causou uma elevação dos concentradores de tensões desencadeando os mesmos. A partir destes acidentes as janelas dos aviões passaram a ter o formato circular (Withey, 1997).



Figura 1.1: Imagem do avião Comet (“B.O.A.C. Comet Lost: Services Suspended”, 1954).

Estudos realizados nos Estados Unidos e na Europa levaram à conclusão de que os efeitos econômicos da fratura, num país medianamente industrializado, ascendiam anualmente a 4% do seu Produto Interno Bruto, sendo que de 70 a 90% deste custo são atribuídos a falhas por fadiga (Dowling, 1999).

Com isso os estudos relacionados à resistência dos materiais tem ganhado muita importância ao longo dos anos e, teorias como a da Distância Crítica são importantes para a melhor previsão da vida de componentes mecânicos. Com os resultados desta dissertação será possível observar e ter uma ideia de quão preciso são estes métodos.

1.2 - REVISÃO DO ESTADO DA ARTE

A redução da resistência à fadiga devido à distribuição de tensões presentes devido às descontinuidades do material são comumente abordadas pelo Método da Distância Crítica, que considera que essa distribuição de tensão ao longo da raiz do entalhe é elevada, não apenas no ponto crítico (*hot-spot*), como também a certa distância deste ponto; e pelo Método da Deformação Local que considera a existência de um escoamento na raiz do entalhe (da Silva, 2009).

Neuber (1936) foi o pioneiro na utilização da Teoria ou Método da Distância Crítica (TDC ou MDC) para prever a resistência à fadiga de componentes mecânicos entalhados, na Alemanha, juntamente com seu contemporâneo, o americano Peterson (1938), finalizando tais estudos nos anos 50 (Taylor, 2007).

Neuber (1958) sugeriu o cálculo da tensão média sobre uma unidade material na ordem do tamanho dos grãos, com o intuito de quantificar a tensão que gera dano pelo fenômeno da fadiga, denominando-a como Método da Linha (ML). E desenvolveu uma aproximação para prever o limite à fadiga policíclica em corpos de prova entalhados, propondo que o limite à fadiga será atingido quando a tensão média atuante sobre uma distância crítica for igual ao limite à fadiga de um corpo de prova não entalhado do mesmo material. (Taylor, 2007).

No ano seguinte, Peterson (1959) sugeriu uma maneira simplificada de aplicar a ideia de Neuber (1958) e mostrou que resultados semelhantes podem ser obtidos medindo a tensão em um ponto localizado a uma distância crítica do entalhe, que ficou conhecido como Método do Ponto (MP). No entanto, cálculo do campo médio de tensão pode ser feito, também, sobre uma área ou volume e estes dois métodos são chamados de Método da Área (MA) e Método do Volume (MV), respectivamente (da Silva, 2009), no qual o comprimento característico (L) define que o tamanho do domínio de integração é uma propriedade material (Bellett *et al*, 2005).

No entanto, haviam algumas barreiras às quais os cientistas se deparavam ao longo de suas pesquisas, como por exemplo, a dificuldade de descrever o campo de tensão linear elástica na vizinhança das descontinuidades geométricas e a determinação – de maneira precisa – da distribuição de tensões em componentes reais (da Silva, 2009).

Desta forma, com as análises propostas anteriormente pelos pesquisadores, puderam-se definir um parâmetro mais importante para o controle da distribuição do campo de tensões

- o raio na raiz do entalhe (ρ) - e por meio de aproximações que utilizavam uma relação que envolvia além de ρ , o fator de redução de resistência à fadiga (K_f) e o fator de concentração de tensões (K_t), por meio das equações (1.1) e (1.2) (Neuber, 1936; Peterson, 1938).

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \sqrt{\frac{a^*}{\rho}}}, \quad (1.1)$$

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \left(\frac{a^{**}}{\rho}\right)}, \quad (1.2)$$

onde a^* e a^{**} são constantes empíricas que dependem do material (Taylor, 2007).

Com os avanços tecnológicos os problemas para a determinação do campo de tensão linear-elástico, principalmente em geometrias complexas, têm sido superados com o uso de Método de Elementos Finitos (MEF). Na década de 70, foi possível relacionar o Método da Distância Crítica com a teoria da Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE), e assim determinar o parâmetro de comprimento material (L) importante para o cálculo da distância crítica (Tanaka, 1983), e apresentando assim, relações teóricas que diziam que a TDC é igualmente válida para fadiga de alto ciclo. Atzori (1992), Lazzarin *et al* (1997), Taylor (1999) e Wang (1999) também desenvolveram propostas para resolver o problema de fadiga com entalhe, de forma independente, e chegaram a conclusões similares por meio de amparo experimental (da Silva, 2009).

A Teoria da Distância Crítica foi desenvolvida em diferentes formas para prever a fratura frágil (Novozhilov, 1969), fratura frágil em aços a baixas temperaturas (Taylor, 2006), fratura em polímeros (Kinloch *et al*, 1980; Kinloch *et al*, 1982 e Taylor *et al*, 2004), falha em cerâmicos (Taylor, 2004), concretos (Taylor, 2005) e compósitos (Whitney e Nuismer, 1974). Atualmente, ela é considerada uma poderosa ferramenta para a avaliação de falhas em componentes entalhados (Taylor, 2008 e Susmel, 2008) e usada em fadiga por *fretting* tal como Ferro (2005), Araújo *et al* (2007) e Martins *et al* (2007), bem como na presença de altos valores de razões de carregamento (Chiandussi *et al.*, 2005). E ultimamente o MDC também tem sido empregado na predição da resistência à fadiga de corpos soldados, obtendo resultados bastante precisos (Taylor *et al.*, 2002 e Crupi *et al.*, 2005).

1.3 - OBJETIVOS

Dentro deste contexto o principal objetivo desta dissertação é:

- Utilizar e fazer uma análise crítica da nova reformulação da Teoria da Distância Crítica proposta por Susmel e Taylor (2007) para a previsão de vida em regime de médio ciclo.

Para isso, será necessário atingir os seguintes objetivos secundários:

- Modelar numericamente distintos tipos de corpos de prova;
- Fazer o estudo de convergência das estimativas dos fatores teóricos de concentradores de tensões;
- Fazer a calibração de curvas de relações entre o comprimento característico e a vida para falha por diferentes métodos;
- Realizar os ajustes destas curvas;
- Analisar os dados obtidos com a utilização da Teoria da Distância Crítica.

1.4 - ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

Tendo em vista a elaboração de um estudo completo e conciso, faz-se necessário um demonstrativo da organização da estrutura desta dissertação.

- Capítulo 1 mostra a importância e a preocupação do bom entendimento do fenômeno da fadiga e além de mencionar trabalhos ligados a Teoria da Distância Crítica já publicados e desenvolvidos;
- Capítulo 2 mostra os conceitos teóricos relacionados à Fadiga, Mecânica da Fratura e Teoria da Distância Crítica, importantes para um bom conhecimento e domínio do que será apresentado nessa dissertação;
- Capítulo 3 explica como foi desenvolvido o trabalho e as metodologias utilizadas no intuito de obter os resultados desejados;
- Capítulo 4 é a parte que apresenta e analisa os resultados obtidos com a utilização das metodologias apresentadas nos capítulo anterior;
- E por fim, no Capítulo 5, apresentam-se as conclusões e considerações finais - discutidas e comentadas - relativas aos resultados obtidos ao longo do desenvolvimento deste estudo.

2 - FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

2.1 - FADIGA

2.1.1 - Notas Históricas

O fenômeno de fadiga foi observado pela primeira vez por volta de 1800, quando eixos de um vagão ferroviário começaram a falhar após um curto período de funcionamento (Wöhler, 1867). Apesar dos materiais utilizados nos vagões serem feitos de um aço dúctil, os mesmos exibiam características de fraturas frágeis e repentinas. Em 1843, Rankine publicou um artigo, em que dizia que o material utilizado nestes eixos do vagão havia “cristalizado” e se tornado frágil devido às tensões flutuantes. Os eixos haviam sido projetados com toda a perícia da engenharia disponível na época, as quais se baseavam em experiências decorrentes de estudos com estruturas carregadas estaticamente. Cargas dinâmicas eram, portanto, um fenômeno novo, resultantes da introdução das máquinas movidas a vapor. Esses eixos estavam fixos às rodas e giravam em conjunto com as mesmas (Norton, 2004).

Entre 1850 e 1875, o engenheiro August Wöhler realizou os primeiros estudos do comportamento de materiais metálicos por meio de exaustivos ensaios, à escala natural e em corpos de prova, no sentido de determinar o número de ciclos de carregamento que o material poderia suportar a cada nível de tensão antes de fraturar. Reproduzindo os resultados obtidos sob a forma de um gráfico tensão-vida (curvas S-N), verificou-se que o número de ciclos aumentava com a redução da tensão aplicada. Observou-se também que para o ferro e o aço havia um nível de tensão alternada abaixo do qual não ocorria fratura, qualquer que fosse o número de ciclos. Assim, estabeleceu-se o conceito de tensão limite de fadiga. Mais tarde verificou-se que metais não ferrosos, como o alumínio, não apresentavam esse patamar nas suas curvas S-N, ou seja, a tensão é sempre decrescente com o número de ciclos. Para estes casos, define-se então uma tensão limite convencional, da ordem de 10^8 ciclos (da Silva, 2009).

Desde então, este procedimento é largamente usado para a determinação dos limites de fadiga de materiais de componentes mecânicos (Norton, 2004).

Atualmente, as aplicações da fadiga são vastas e abrangem múltiplos ramos da engenharia. Ela pode se apresentar na forma de ciclos térmicos, dando origem à fadiga térmica; cargas cíclicas em ambientes sob altas temperaturas; variações nas tensões e deformações

externas; aplicação de cargas repetidas com contato por rolamento, fadiga superficial; fadiga por *fretting*, resultado de tensões pulsantes associados ao movimento oscilatório e ao deslizamento de fricção entre superfícies. Os danos por fadiga são responsáveis por grande parte das falhas em componentes estruturais. Logo, a compreensão de seus mecanismos é de fundamental importância para o projeto e a seleção de materiais (da Silva, 2009).

2.1.2 - Conceito e caracterização do processo de falha por fadiga

O termo “fadiga” foi utilizado pela primeira vez por Poncelet em 1839 (Norton, 2004), onde o processo de falha ainda não era compreendido e a aparência de uma fratura frágil de um material dúctil gerava especulações sobre o comportamento atípico do material. Pela definição da ASTM (*American Society for Testing and Materials*) em sua norma ASTM STP E 1823 (1996), “Fadiga é um processo de alteração estrutural permanente, progressivo e localizado, que ocorre em um material sujeito a condições que produzem tensões ou deformações dinâmicas em um ponto ou em vários pontos, e que pode resultar em trincas ou em uma fratura completa após um determinado número de variações de carga”.

O processo de falhas por fadiga é, normalmente, associado a tensões cisalhantes e a deformações plásticas, e sua progressão é fortemente influenciada pela aplicação de cargas trativas, que resultam em uma tensão média positiva (Fabel, 2010). Este processo resultante de cargas dinâmicas é caracterizado com o aparecimento de deformações plásticas ou nucleações em um ponto do material. A continuidade deste processo é caracterizada pela deterioração progressiva do material até o aparecimento de uma trinca com dimensões visíveis a olho nu e, provavelmente, a uma ruptura. A figura 2.1 ilustra as etapas do processo de fadiga.



Figura 2.1: Representação do processo de falha por fadiga.

2.1.3 - Abordagens da Fadiga

As abordagens que tratam do fenômeno da fadiga são comumente observadas em termos da vida total e da tolerância ao dano, e elas divergem em relação à quantificação da iniciação e propagação de trincas (da Silva, 2009).

Dentro do tratamento clássico, que usa como base a vida total, a fadiga pode ser caracterizada em termos da tensão – curvas S-N – ou pela deformação – curvas ϵ -N. E que, por meio de ensaios de espécimes, inicialmente sem trincas, são submetidos a amplitudes controladas por tensão ou deformação, com o intuito de prever a vida em número de ciclos (N) até a ocorrência de falha.

Segundo da Silva (2009), elas também se diferem pelo nível de tensão envolvido, nos casos em que o nível de tensão está próximo do limite de escoamento, envolvendo deformações plásticas significantes, a abordagem por deformação é recomendada. Em contrapartida, quando o nível de solicitação está abaixo da tensão de escoamento a abordagem por tensão é indicada.

Enquanto na abordagem a tolerância ao dano pressupõe-se a existência de falhas intrínsecas no material assim como, na Mecânica da Fratura. As falhas podem ser determinadas por ensaios não destrutivos como líquido penetrante, raios-X, métodos ultrassônicos, entre outros. A vida a fadiga é definida através do número de ciclos para a propagação de uma trinca a partir de um tamanho inicial até uma dimensão crítica (Suresh, 1998). E o método é aplicável somente onde a zona de plastificação na ponta da trinca é bem pequena em relação às dimensões do componente em análise (da Silva, 2009).

2.1.4 - Definições Básicas

Normalmente, a fadiga ocorre devido à presença de cargas variáveis no tempo, fazendo com que o entendimento deste fenômeno dependa do conhecimento dos ciclos de carregamento, que pode ser traduzido como a variação da tensão desenvolvida no componente mecânico com o tempo.

Segundo Branco *et al* (1986), a classificação dos tipos de ciclos de tensão em fadiga podem ser agrupados em dois diferentes grupos: *i*) ciclos com amplitudes de tensão constante (alternado, variado ou pulsante - figura 2.2a e 2.2b), e *ii*) ciclos com amplitudes de tensão flutuante, irregular ou aleatório (figura 2.2c.).

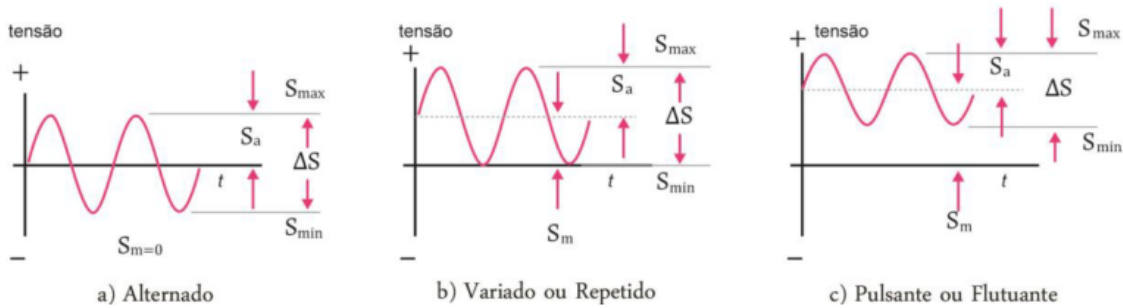


Figura 2.2: Tipos de carregamentos dinâmicos (modificado - Garcia *et al* (2000)).

Diversas equações matemáticas que descrevem o comportamento dos materiais à fadiga foram obtidas empiricamente como, por exemplo: a amplitude de tensão (S_a) de um ciclo - é a medida da diferença entre a tensão máxima e mínima (equação (2.1)) e a tensão média (S_m) - que é a média entre os valores já citados (equação (2.2)). A variação de tensão ΔS é a diferença entre o nível máximo e mínimo de tensão (equação (2.3)) e a figura 2.2 exemplifica tais afirmações.

$$S_a = \left(\frac{S_{max} - S_{min}}{2} \right), \quad (2.1)$$

$$S_m = \left(\frac{S_{max} + S_{min}}{2} \right), \quad (2.2)$$

$$\Delta S = (S_{max} - S_{min}). \quad (2.3)$$

Nos ciclos de tensões alternadas (figura 2.2a), S_m é nula e S_{max} é igual, em módulo, a S_{min} . Já no ciclo repetido (figura 2.2b), a S_m é diferente de zero, podendo ser positiva (tração) ou negativa (compressão). Outro aspecto relevante é que a S_m é normalmente quantificada pela razão de tensão (R), que é definida pela equação (2.4):

$$R = \frac{S_{min}}{S_{max}}. \quad (2.4)$$

Assim, no caso de um ciclo alternado de tensões, onde os valores absolutos da tensão máxima e mínima são iguais, tem-se que $R = -1$, e no repetido ou flutuante a razão de tensão é igual à zero, lembrando que o valor de R pode ser maior do que zero quando o ciclo de tensões alternadas difere dos modelos já mencionados.

2.1.5 - Curva S-N

Se o corpo de prova (CP) de um material ou um componente de engenharia está sujeitos a ciclos de tensões suficientemente severas, uma trinca pode se desenvolver acarretando a falha do material. Se o teste é repetido em um nível de tensão maior, o número de ciclos antes da falha será menor. Os resultados de testes para diferentes níveis de tensão podem ser plotados para se obter a curva tensão-vida, também chamada curva S-N ou curva de Wöhler. A amplitude da tensão nominal é comumente plotada versus o número de ciclos em que ocorreu a falha por fadiga (N_f).

O grupo destes testes de fadiga que resulta na curva S-N (figura 2.3) podem ser realizados com tensão média nula, ou a uma tensão média específica não nula. O número de ciclos em que a falha por fadiga ocorre varia rapidamente com o nível de tensão e pode mudar significativamente a ordem de magnitude.

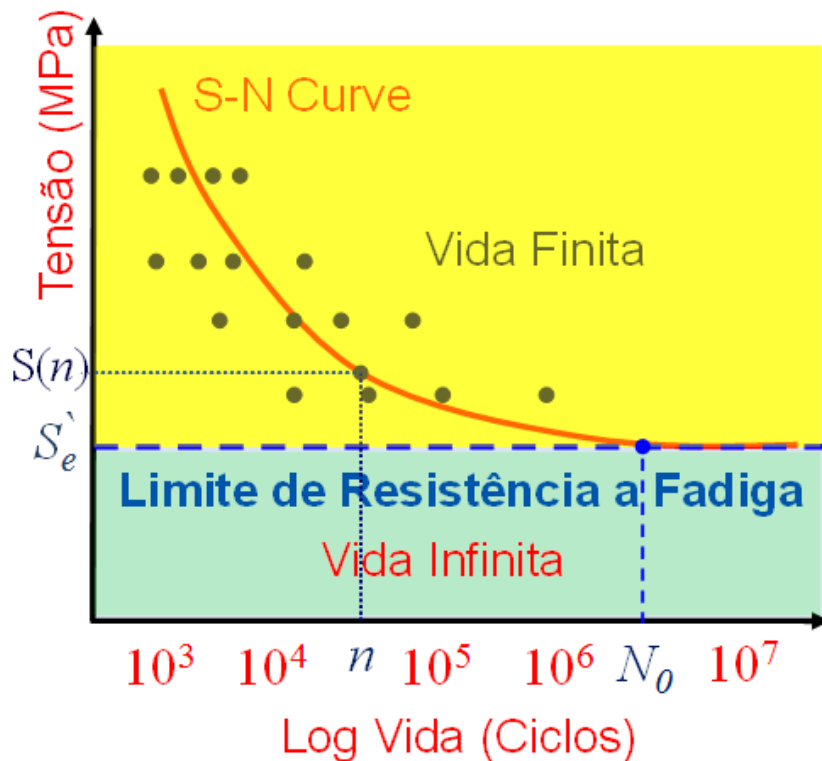


Figura 2.3: Representação de uma curva S-N.

Em alguns materiais, como por exemplo, em aços carbono, abaixo de um determinado nível de tensão não se observa falha por fadiga em condições normais de carregamento. A

curva S-N apresenta um patamar respectivo a uma amplitude de tensão chamada de limite de fadiga ou limite de resistência à fadiga (S_e).

Muitos aços de alta resistência como ligas de alumínio, de cobre e outros materiais não apresentam um limite de fadiga. Um limite de resistência para estes casos é definido como a amplitude de tensão que o corpo de prova suporta até pelo menos 10^8 ciclos.

Como a curva S-N foi obtida a partir de resultados de ensaios de fadiga utilizando corpos de prova padrão e em ambiente laboratorial, os limites de resistência à fadiga nestes ensaios devem ser modificados para considerar, em seus valores finais, as diferenças entre o corpo de prova e a peça real que está sendo projetada. Utilizando assim a metodologia baseada nos fatores de correção de Marin, de acordo com a equação (2.5):

$$S_e = K_a K_b K_c K_d K_e K_f S_{rt}, \quad (2.5)$$

onde K_a é fator de acabamento superficial, K_b é o fator de tamanho, K_c é o fator de carregamento, K_d é o fator de temperatura, K_e é o fator de sensibilidade ao entalhe, K_f é um fator associado ao tipo de material, S_{rt} é o limite de resistência à tração do material e S_e é o limite de resistência à fadiga completamente corrigido.

2.1.6 - Efeito da Tensão Média

As descrições mencionadas de vida à fadiga são relativas a carregamentos cíclicos alternados onde a tensão média é zero. Contudo, carregamentos cíclicos com tensão média nula não são representativos de muitas aplicações. O valor médio da carga de fadiga imposta influencia de maneira importante o comportamento de materiais quanto à fadiga.

Quando a amplitude de tensão de um teste de fadiga uniaxial é plotado como função do número de ciclos até a falha, a curva S-N resultante é, em geral, fortemente uma função do nível de tensão média aplicada. A figura 2.4 mostra um gráfico S-N em função de tensões média de tração. Observa-se uma diminuição da vida a fadiga com o aumento do valor da tensão média.

Em geral, as tensões médias de compressão são benéficas, e as de tração, maléficas para a vida à fadiga em uma mesma amplitude de tensão. Tal observação pode ser explicada pelo fato de que as tensões médias de tração favorecem a abertura e conseqüentemente a propagação de trincas, enquanto, que as de compressão têm o efeito contrário.

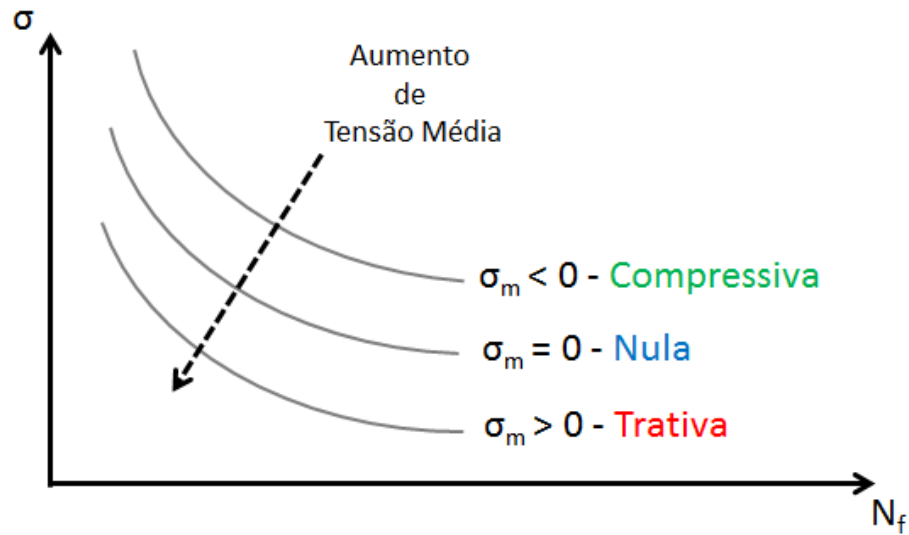


Figura 2.4: Curva S-N para diferentes níveis de tensão média.

2.2 - MECÂNICA DA FRATURA

2.2.1 - Concentradores de Tensão

Em análises de tensões consideram-se, normalmente, componentes com geometrias contínuas, no entanto, em situações reais encontram-se a existência de discontinuidades como, por exemplo - furos, rasgos e entalhes - e são nestas situações que surgem os concentradores de tensões, que intensifica a tensão, nessas regiões de descontinuidade. A figura 2.5 ilustra tal condição (Santos, 2013).

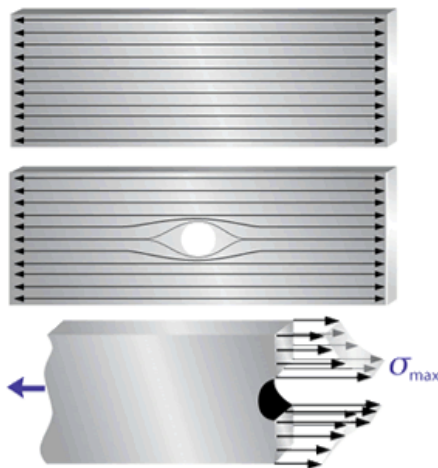


Figura 2.5: Ilustração do efeito de um concentrador de tensões em uma placa plana com furo (NDT Resource Center, 2011).

Estudada por Inglis (1913), a concentração de tensões para a região próxima a um furo elíptico em uma placa plana pode ser dada como ilustrado na figura 2.6:

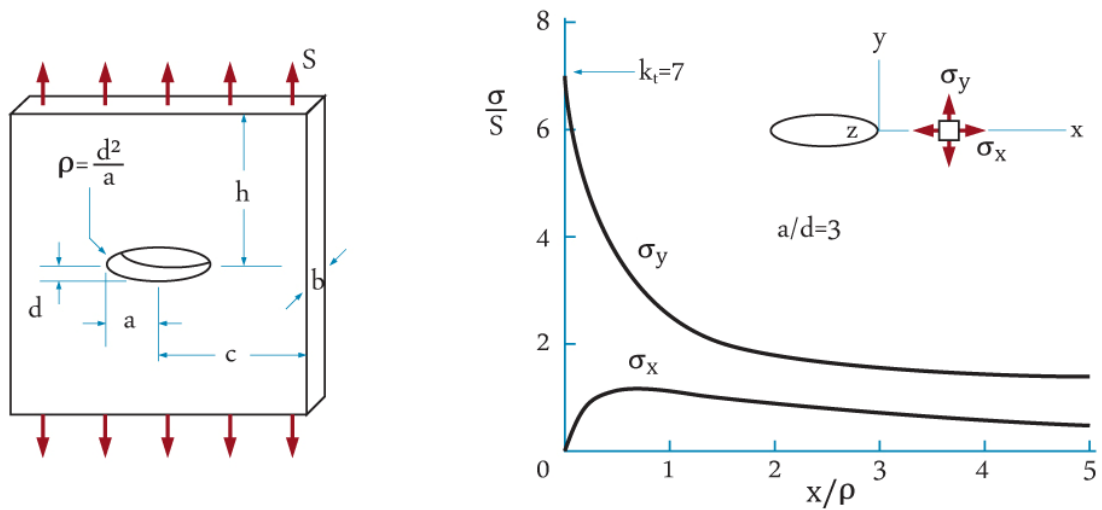


Figura 2.6: Fator de concentração de tensões em uma placa plana com furo elíptico (modificado - Dowling, 2007).

O fator de concentração de tensões (K_t) é uma razão entre a tensão observada nas proximidades da descontinuidade e a tensão nominal na peça (S), e se considerar a tensão normal (σ) tem-se a equação (2.6):

$$K_t = \frac{\sigma}{S}, \quad (2.6)$$

onde a tensão nominal pode ser representada pela equação (2.7):

$$\sigma = S \left(1 + 2 \frac{c}{d} \right) = S \left(1 + 2 \sqrt{\frac{c}{\rho}} \right). \quad (2.7)$$

As dimensões c , d e ρ estão indicadas na figura 2.6, sendo ρ o raio da elipse (Dowling, 2007). Observando a equação (2.7) percebe-se que quanto menor o valor de ρ , maior será a tensão σ e maior será o K_t . Considerando uma trinca como uma elipse de raio infinitamente pequeno, a tendência da tensão na região vizinha à trinca é atingir um valor infinitamente grande, mas tal comportamento não é verificado, porque, em materiais reais pode haver a presença de fenômenos como plastificação ou microfaturas. Estes eventos alteram a distribuição de tensões na região quando sujeitos a tensões elevadas (Dowling, 2007).

2.2.2 - Modos de Carregamento

Ao analisar o campo de tensões em elementos com trincas, pode-se observar que estes se encontram em certos modos de carregamento (I, II ou III) ou em alguma combinação destes três modos básicos (figura 2.7).

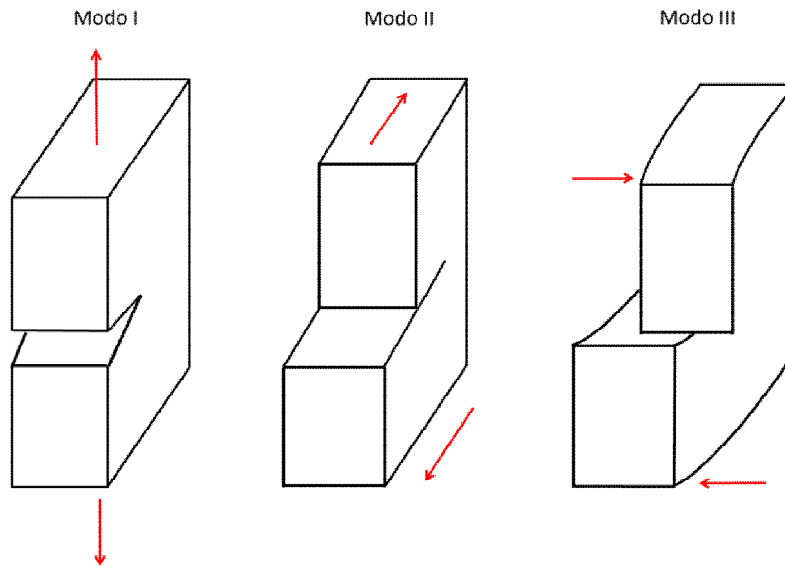


Figura 2.7: Representação dos modos de carregamento.

- Modo I – Modo de abertura. Consiste nas faces da trinca ou planos materiais se deslocando em direções opostas, carregados em tração;
- Modo II – Modo de deslizamento. As faces deslizam uma sobre a outra em sentidos contrários, numa direção normal ao plano de abertura da trinca, em carregamento cisalhante;
- Modo III – Modo de rasgamento. As faces da trinca deslizam uma sobre a outra em sentidos opostos, mas numa direção paralela ao plano de abertura da trinca, devido a tensões cisalhantes.

Estes 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, 2007), combinações onde o Modo I é predominante, ou mesmo situações onde se pode extrapolar para uma aproximação do Modo I. Dito isso, é fácil perceber que o Modo I de fratura é o mais estudado em Mecânica da Fratura (Santos, 2013).

2.2.3 - Fator de Intensidade de Tensão

O conceito do fator de intensidade de tensão (K) surgiu quando Irwin (1957) alterou a solução para o campo de pressão de contato desenvolvida por Westergaard (1939). Ele caracteriza a intensidade das tensões nas vizinhanças de uma trinca aguda ideal em um material linear elástico e isotrópico (Dowling, 2007).

Um sistema de coordenadas polares pode ser usado para descrever as tensões nas vizinhanças de uma trinca é apresentado na figura 2.8:

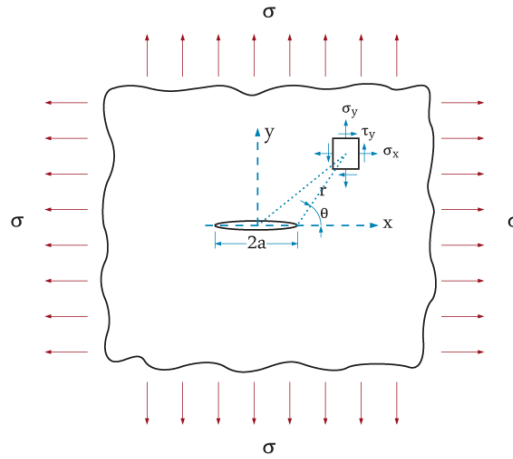


Figura 2.8: Sistema de coordenadas polares no plano x-y para a região próxima a uma trinca elíptica em placa infinita (Wang, 1996).

Para o caso do carregamento em Modo I, as tensões nas proximidades da ponta da trinca podem ser descritas em função de r e θ pelas equações (2.8) à (2.11) (Dowling, 2007):

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) + \dots, \quad (2.8)$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) + \dots, \quad (2.9)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} + \dots, \quad (2.10)$$

$$\tau_{yz} = \tau_{xz} = 0. \quad (2.11)$$

Para os modos II e III, estas equações podem ser encontradas no trabalho de Wang (1996) e outras referências sobre mecânica da fratura, e os termos de ordem mais elevada foram omitidos das séries devido a sua baixa magnitude em relação ao apresentado.

Considerando elementos com pouca espessura, a superfície destes componentes - se admite o estado plano de tensões (EPT) e em peças mais espessas - se admite como predominante o estado plano de deformações (EPD) representadas pelas equações (2.12) e (2.13) respectivamente:

$$\sigma_z = 0, \quad (2.12)$$

$$\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y). \quad (2.13)$$

É possível perceber que os componentes não nulos de tensão rapidamente tendem ao infinito, devido à influência do termo r , o que gera a existência nas pontas das trincas, regiões de singularidade, fazendo com que as equações mencionadas anteriormente sejam incapazes de determinar o valor real das tensões nessas partes.

Dada à proporcionalidade dos componentes de tensão com o termo K_I pode-se definir o termo matematicamente pela equação (2.14) (Dowling, 2007):

$$K_I = \lim_{r, \theta \rightarrow 0} (\sigma_y \sqrt{2\pi r}), \quad (2.14)$$

que é comumente representada pela equação (2.15):

$$K_I = FS\sqrt{\pi a}, \quad (2.15)$$

onde F é um fator de forma, cujo valor varia em torno da unidade e que é utilizado para levar em conta os efeitos de diferentes geometrias e razões e a é o tamanho da trinca. É comum para muitas configurações de ensaios e aplicações reais utilizar o valor unitário de F ou algum valor próximo. É importante dizer que a tensão não chega a níveis tão baixos quanto sugerem as equações, pois em locais suficientemente distantes da ponta da trinca os níveis de tensões são equivalentes à tensão nominal aplicada, tornando a solução válida apenas nas regiões próximas à ponta da trinca.

2.2.4 - Tenacidade à Fratura

Quando submetido a uma tensão suficientemente elevada, um material com trinca pode vir a sofrer uma fratura frágil (Dowling, 2007). Considerando o fator de intensidade de tensões (K) como um indicativo da gravidade da trinca existente, é possível estabelecer um critério de falha e previsão de vida útil para materiais que falhem por fratura frágil. Para

isso, define-se S_c como o valor crítico de tensão onde o material pode sofrer uma ruptura repentina, associando assim um valor crítico para K , como sendo K_c , e obtendo:

$$K_c = FS_c \sqrt{\pi a} . \quad (2.16)$$

Sendo o fator dependente apenas de tamanho de trinca, tensão aplicada e geometria da peça. O valor crítico de K , para cada material é conhecido como o valor de tenacidade à fratura do material (K_{Ic}). Um mesmo valor de K_{Ic} pode ser encontrado ao ensaiar um mesmo material com combinações diferentes de geometrias e tamanhos de trinca (contanto que se conheça o valor adequado de F). Esta é uma característica que define a universalidade das equações para o estado de tensões na ponta da trinca, que podem ser aplicadas a qualquer tipo de entalhe (Santos, 2013).

A variação de K_c pode ser muito grande de um material para outro, sendo influenciada, inclusive, por temperatura de ensaio, razão de carregamento, espessura do corpo ensaiado, composição química, anisotropia e outros fatores. Quanto mais espesso o corpo ensaiado, menor sua tenacidade à fratura, até esta assumir um valor onde não se percebe mais variação e o aumento da espessura não influenciará mais no comportamento da tenacidade. Este patamar inferior é denominado K_{Ic} – para o modo I, logicamente – também chamado de tenacidade à fratura sob estado plano de deformações (Dowling, 2007). E pode ser dizer que o material não sofrerá fratura frágil enquanto a relação (2.17) for mantida:

$$K < K_{Ic} . \quad (2.17)$$

É importante dizer que para se definir K de um determinado material considera-se que este possua um comportamento linear elástico (Dowling, 2007), ou seja, que o material é visto como contínuo e qualquer deformação 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, muitas vezes é uma aproximação que traz resultados adequados e com uma margem de erro aceitável para pequenas zonas de plastificação (Santos, 2013).

2.2.5 - Propagação de Trincas por Fadiga

Falhas por fadiga ocorrem normalmente em componentes submetidos a carregamentos dinâmicos e com uma certa duração, independentemente dos níveis de tensões observadas.

Estes carregamentos cíclicos podem causar o crescimento de trincas, também conhecido como propagação de trincas por fadiga. Esse crescimento pode ainda ser agravado pela presença de um ambiente agressivo ao material ou mesmo a simples oxidação no material na ponta da trinca.

A deformidade plástica na ponta da trinca se apresenta mesmo quando o carregamento é baixo, devido a defeitos e geometria locais e quando ocorre descarga ou compressão na ponta de trinca, esta volta a ter um formato pontiagudo e eleva localmente a concentração de tensões, o que causa o avanço da mesma (Santos, 2013).

Com base na teoria da MFLE pode-se verificar que a distribuição de tensões é única para cada configuração de trinca e relaciona-se com o K . Se duas trincas no mesmo material possuem o mesmo K elas serão idênticas (Broek, 1982) e assim, associa-se o crescimento da trinca (Δa) a sua variação ΔK . Porém, se torna mais interessante para projetos de engenharia saber quanto tempo a trinca levará para atingir um tamanho máximo ou crítico, para que se possa evitar falhas catastróficas em componentes trincados (Santos, 2013).

Observações experimentais mostram que uma trinca cresce, em geral, uma pequena quantidade a cada ciclo de carregamento (N) e que seu crescimento será tanto maior quanto maior for a amplitude deste carregamento. Assim, a taxa de crescimento da trinca pode ser estimada como uma função de ΔK pela equação (2.18):

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K). \quad (2.18)$$

Experimentalmente, embora a variação de K possa ser efetivamente considerada ($\Delta K = K_{max} - K_{min}$), onde os valores máximos e mínimos são proporcionais às tensões máximas e mínimas, muitas vezes se considera apenas o valor K_{max} (Wang, 1996), uma vez que valores compressivos não contribuem diretamente para o crescimento da trinca. A independência geométrica da relação vem do fato que K já caracteriza a severidade do carregamento, da geometria e do tamanho da trinca (Dowling, 2007).

Curvas levantadas experimentalmente permitem uma boa visualização da relação entre a taxa de crescimento da trinca e o fator de intensidade de tensões. A figura 2.9 representa uma curva da/dN típica levantada experimentalmente, em escala *log-log*.

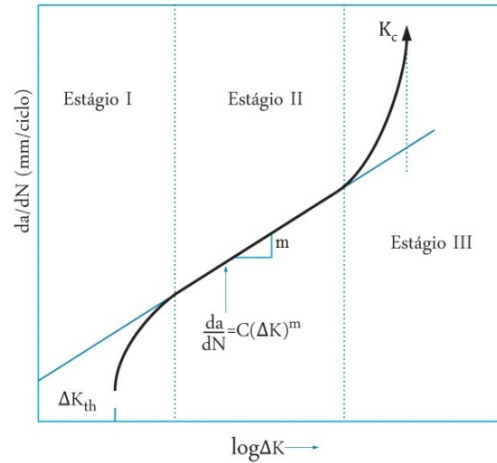


Figura 2.9: Esboço de uma curva da/dN típica (Santos, 2013).

A divisão da curva em regiões ou estágios está ligada ao comportamento do material. No estágio I, onde os valores de ΔK são muito baixos, pode ser verificado um valor assintótico ΔK_{th} – este valor limite será discutido adiante. No estágio II a relação pode ser analisada através de vários modelos propostos, para diferentes materiais. O estágio III representa o crescimento instável da trinca, onde pode ocorrer a fratura súbita do componente. O valor de K no estágio III coincide com a tenacidade à fratura do material caso a zona plástica seja pequena. O limite ΔK_{th} pode ser diretamente comparado ao limite de resistência à fadiga como um valor abaixo do qual se espera que não ocorra falha. A operação na região do estágio III para ambos os diagramas apresenta certo risco, com maior incerteza e possibilidade de falha súbita (Santos, 2013).

2.2.6 - Diagrama de Kitagawa-Takahashi

Lincando a abordagem da Mecânica da Fratura e a Teoria da Distância Crítica os pesquisadores Kitagawa e Takahashi (1976) propuseram a existência de um tamanho crítico abaixo do qual, o ΔK_{th} diminui com decréscimo da trinca, isso considerando trincas curtas obtidas de uma variedade de materiais. Podendo assim, classificar uma trinca de acordo com seu comprimento, a , em relação ao parâmetro de El Haddad (1980) conforme a equação (2.19), sendo considerada uma trinca longa quando $a > L$ (da Silva, 2009).

$$L = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{th}}{\Delta \sigma} \right)^2. \quad (2.19)$$

O diagrama de Kitagawa-Takahashi, representado pela figura 2.10, revela uma diminuição do limite de resistência à fadiga caso o material obedeça à relação proposta por El Haddad

a partir de resultados experimentais, sendo as tensões calculadas com base na área bruta (da Silva, 2009).

Observa-se também que o diagrama 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. Podendo considerar que as dimensões do volume estrutural são da ordem de L e que o processo de iniciação de trinca e propagação de trincas devem estar nesse domínio afim de que o limite de resistência à fadiga não reduza (da Silva, 2009).

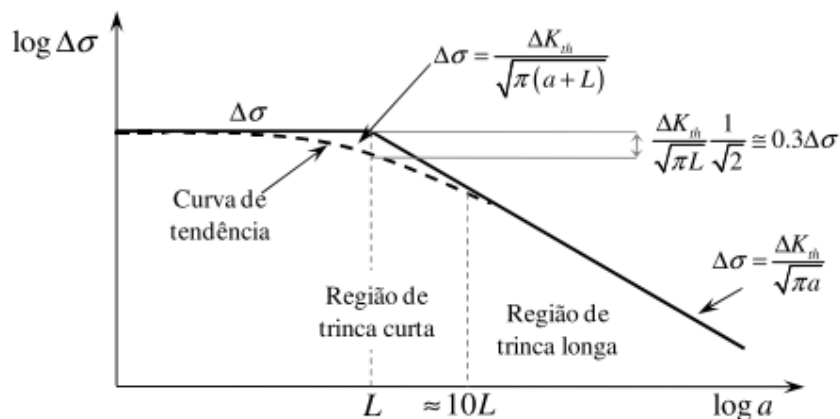


Figura 2.10: Diagrama de Kitagawa-Takahashi (da Silva, 2009).

2.3 - MODELOS DE PREVISÃO DE VIDA EM COMPONENTES ENTALHADOS

Existem duas maneiras para o cálculo da previsão de vida em componentes entalhados: i) considerando a relação entre o fator de redução de resistência a fadiga (K_f) para 10^3 e 10^6 ciclos, mas este procedimento requer um grande número de interações para o ajuste do K_f e ii) que modifica a curva S-N por meio de um componente sensível aos efeitos da presença de uma entalhe e assim, determinar a vida em fadiga por meio que qualquer tensão nominal dada, sendo assim um método mais simples e muito usado em carregamentos uniaxiais (Yung-Li *et al*, 2005).

Dentro da abordagem (ii) existem alguns modelos para a modificação da curva S-N em função dos fatores de Marin como, por exemplo: modelo de Shigley (Shigley, 1989 e Dowling 1999), modelo de Heywood (Heywood, 1962; Juvinal, 1991 e Yung-Li, 2005) e modelo de Collins (Collins, 1993; Yung-Li, 2005). A exemplificação destes modelos podem ser observados na figura 2.11:

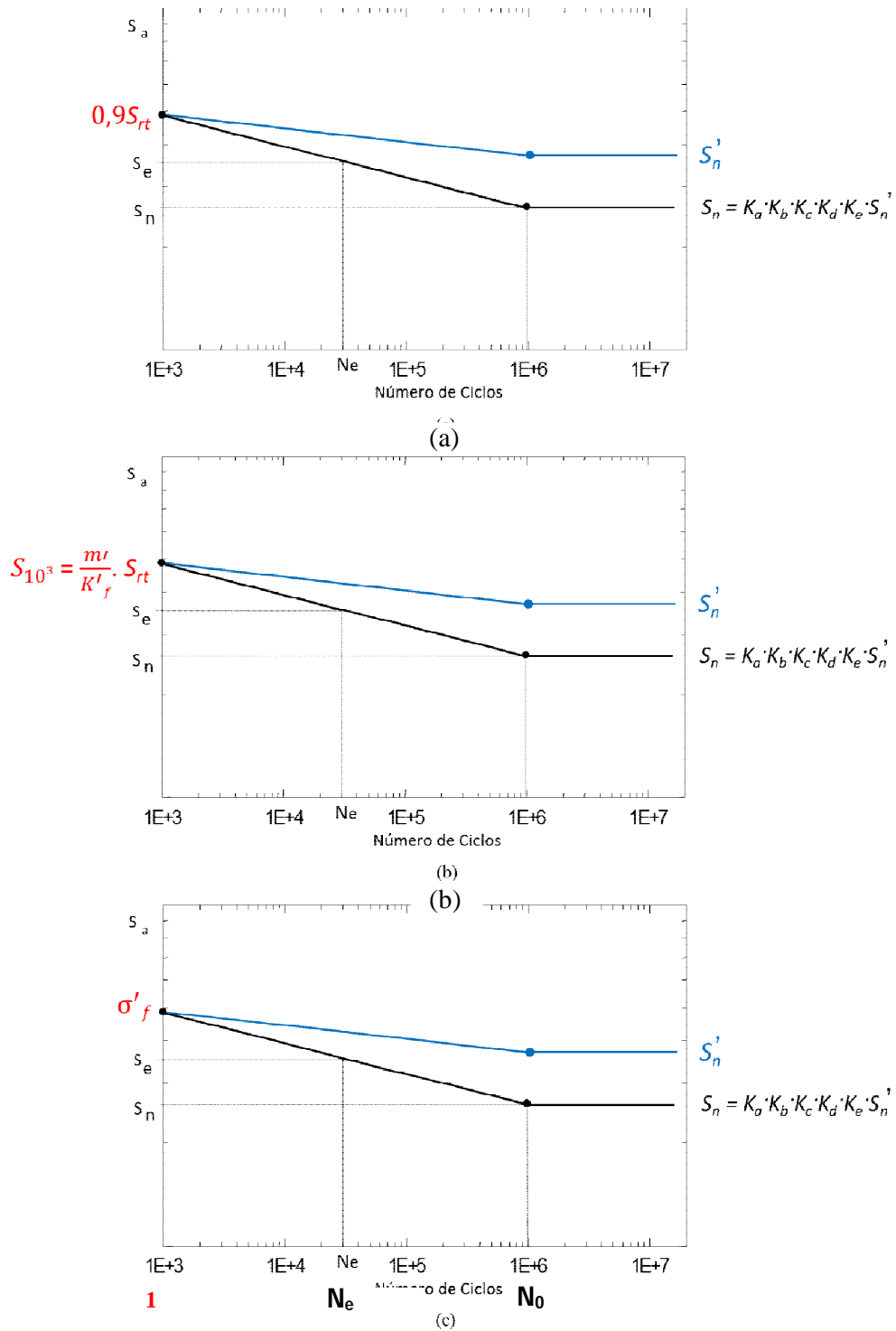


Figura 2.11: Curvas S-N modificadas do efeito do entalhe: a) Modelo de Shigley, b) Modelo de Heywood e c) Modelo de Collins.

A principal diferença entre os modelos apresentados está relacionada ao valor da tensão na região de fadiga de baixo (S_{10^3}), para o modelo de Shigley que considera a região de baixo

ciclo igual a 10^3 ciclos, utiliza o valor da tensão S_{10^3} igual a 0,9 de S_r . Enquanto para Heywood, S_{10^3} é uma função que relaciona m' , K_f' e S_r conforme a equação (2.20):

$$S_{10^3} = \frac{m'}{K_f'} \cdot S_{rt}, \quad (2.20)$$

onde m' é um parâmetro que depende do tipo de carregamento. Para cargas de flexão e torção, o parâmetro m' assume o valor igual a 0,9 e para cargas axiais assume o valor igual a 0,75. Já para o modelo que Collins que, considera a resistência à fadiga para 1 (um) ciclo de carregamento, o valor da tensão S_1 é igual a um parâmetro chamado de constante de Basquim (σ_f') que para aços é igual à equação (2.21):

$$\sigma_f' = S_{rt} + 345MPa \quad (2.21)$$

Devido tais modelos utilizarem as propriedades da fadiga previamente fornecidas ou obtidas por meio de estimativas baseadas no limite de resistência à tração do material (S_r), os mesmo se tornaram amplamente utilizados por sua simplicidade e fácil utilização.

Susmel e Taylor fizeram algo semelhante utilizando o Método da Distância Crítica, na qual, também, modificaram as curvas S-N para calcular as vidas em componentes entalhados, associando a tensão S a uma distância crítica (δ), e assim por sua vez, a um comprimento característico (L). E assim, geraram uma curva não mais em função da tensão S , e sim em função de L e, portanto, criando a curva L-N, mostrada no capítulo 3.

2.4 - TEORIA DA DISTÂNCIA CRÍTICA (TDC)

2.4.1 - Noções Preliminares

Em 1958 o pesquisador alemão Neuber afirmou que as tensões elásticas próximas à raiz de um entalhe agudo não se comportam conforme a teoria do contínuo, uma vez que as mesmas se distribuem entre os cristais, grãos e precipitados do material (da Silva, 2009). Ele propôs, então, que as derivações matemáticas dos valores das tensões em áreas com elevados gradientes de tensão poderiam ser feitas através de volumes finitos ao invés de volumes infinitesimais, como na mecânica do contínuo. Desta forma, ele desenvolveu uma aproximação para prever o limite de fadiga de corpos entalhados e propôs que a resistência à fadiga será atingida quando a média das tensões atuantes sobre uma porção da ordem do tamanho dos grãos for equivalente ao limite de fadiga de um corpo não entalhado do mesmo material (da Silva, 2009).

Para Taylor (2007), a teoria da distância crítica, é um conjunto de métodos que possuem características em comum que se utilizam da análise linear elástica e do parâmetro material constante (L) - denominado distância crítica - para prever o efeito de entalhes e outros concentradores de tensão devido a um campo de tensões na região próxima à ponta do entalhe. Fazendo com que a TDC considere a máxima tensão e o gradiente de tensão para a determinação do volume material altamente solicitado e com uma possível iniciação e crescimento de trincas (Kasiri e Taylor, 2008).

Partindo do princípio que a TCD se desenvolveu tendo uma conexão com a MFLE, considere uma trinca longa, de comprimento a , sob carregamento nominal (σ), que é bem inferior à tensão de escoamento do material (σ_y). A tensão elástica ($\sigma(r)$) na direção da trinca em função da distância, $r \ll a$, a partir da raiz, onde K é o fator intensidade de tensões é dada pela equação (2.22).

$$\sigma(r) = \frac{K}{(2\pi r)^{1/2}}. \quad (2.22)$$

A falha pela propagação da trinca ocorre quando K atinge o valor crítico da tenacidade à fratura (K_c), que para o modo I de carregamento denota-se por K_{Ic} . Isolando r , na equação (2.22), para a condição crítica, $r_c = L$, têm-se a distância característica (L), formalizada na equação (2.23), onde σ_{rt} é o limite de resistência à tração.

$$L = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_{rt}} \right)^2. \quad (2.23)$$

Ainda que esta análise seja exata para trincas pontiagudas não há uma derivação simples para entalhes. A partir de comparações com resultados experimentais, Taylor (1999) e Taylor e Wang (2000) mostraram que o limite de fadiga para corpos entalhados poderia ser predito apenas substituindo K_c pelo limite de tenacidade à fratura (ΔK_{th}), e tomando σ_{rt} como sendo igual à amplitude de tensão no limite de resistência à fadiga ($\Delta\sigma_0$), do espécime sem entalhe (Taylor, 2005).

Segundo Susmel (2008) a principal vantagem das formalizações da TDC é que estes métodos são baseados no uso de tensão linear elástica, e isto os tornam ideais para serem usados em situações de interesse prático pelo simples pós-processamento linear elástico de resultados de elementos finitos. A TDC se apresenta de várias maneiras, que vai desde a maneira mais simples, como o método do ponto (MP) até mais a trabalhosa como o

método do volume (MV), passando pelos métodos da linha e da área, (ML) e (MA), respectivamente (da Silva, 2009).

2.4.2 - Método do Ponto

O MP assume que a falha ocorrerá quando a tensão a uma distância d_{MP} , a partir da raiz do entalhe, como na figura 2.12, é igual à resistência monotônica do material. A mesma abordagem usada para fratura frágil pode ser usada para prever a resistência à fadiga pela substituição de tensão cíclica apropriada, como é apresentada na equação (2.24), sugerida por Tanaka (1987) e Taylor (1999). Argumentos teóricos (Whitney e Nuismer (1974); Tanaka (1893); e Taylor (1999)) têm mostrado que $r_c = L/2$, onde $\Delta\sigma_1$ é gama da máxima tensão principal, conforme a equação (2.25).

$$\Delta\sigma_1(r = d_{MP}, \theta = 0) = \Delta\sigma_0, \quad (2.24)$$

$$\Delta\sigma_1(r = L/2, \theta = 0) = \Delta S_f. \quad (2.25)$$

Todavia Lazzarin *et al.* (1997) argumentaram que a aplicação da máxima tensão principal na coordenada ($r=L/2, \theta=0$), deve ser corrigida por uma função adimensional a fim de considerar a forma da geometria do entalhe.

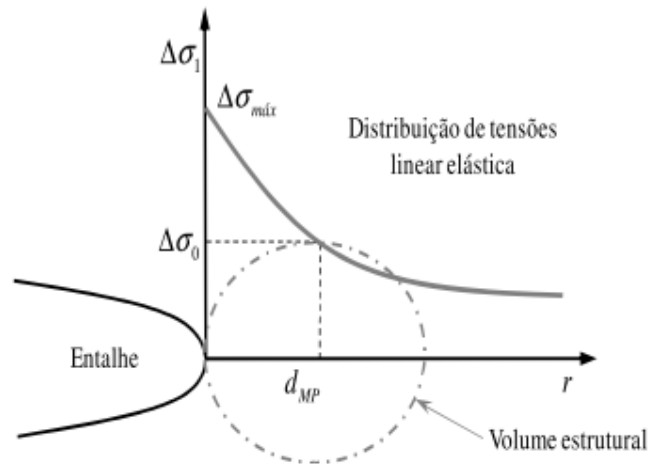


Figura 2.12: Representação do Método do Ponto (modificado - Taylor (2007)).

2.4.3 - Método da Linha

O ML determina o campo de tensões que atua próximo ao entalhe através da média sobre uma linha que vai desde a raiz do entalhe, $r = 0$, até uma determinada distância (d_{ML}) se igualar a $\Delta\sigma_0$, como expressa a equação (2.26) e ilustrada na figura 2.13. Novamente,

pode-se mostrar por argumentos teóricos que o comprimento desta linha (d) está relacionado com L e vale $2L$, como aponta a equação (2.27).

$$\frac{1}{d_{ML}} \int_0^{d_{ML}} \Delta\sigma_1(r, \theta = 0) dr = \Delta\sigma_o, \quad (2.26)$$

$$\frac{1}{2L} \int_0^{2L} \Delta\sigma_1(r, \theta = 0) dr = \Delta\sigma_o \quad (2.27)$$

2.4.4 - Métodos da Área e do Volume

De maneira análoga ao ML, os métodos da área e do volume também usam os campos de tensões próximos ao entalhe, no entanto, o primeiro utiliza em uma área próxima à região da raiz do entalhe, enquanto o segundo usa um volume médio, também, próximo ao entalhe, e ambos utilizam o mesmo valor do limite de resistência à fadiga. Por considerar uma área e um volume médio, estes métodos são mais complexos que os MP e ML, no entanto, com o auxílio do MEF, suas utilizações se tornaram um pouco mais simples, e também porque, os resultados irão variar muito dependendo da forma das áreas e dos volumes utilizados nas análises (Taylor, 2007). Desta forma, a figura 2.13 ilustra, também, os MA e MV considerando uma área semicircular e por consequência um volume semiesférico. É possível mostrar que com a integração do campo de tensões, os raios destas regiões próximas a um entalhe agudo (Bellett *et al.*, 2005) assumem os seguintes valores: $1,32L$ para o MA e $1,54L$ para o MV.

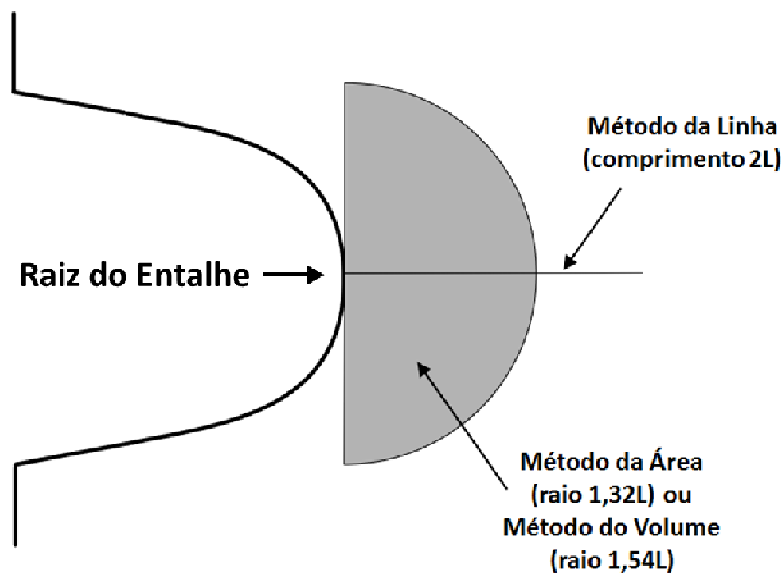


Figura 2.13: Representação dos Métodos da Linha, da Área e do Volume (modificado – Taylor (2007)).

3 - METODOLOGIA

O desenvolvimento do projeto iniciou-se com uma análise do trabalho desenvolvido por Susmel e Taylor (2007), no qual eles propuseram o uso da Teoria ou Método da Distância Crítica (TDC ou MDC) para o cálculo de vida para falha (N_f) de componentes mecânicos. Desta forma, esse capítulo busca apresentar e explicar como foram realizadas todas as análises necessárias para a obtenção dos dados apresentados no capítulo 4.

Para o melhor entendimento das metodologias usadas para o desenvolvimento da relação L_M versus N_f , o capítulo será dividido em duas partes (tópicos 3.1 e 3.2) e cada parte referente às distintas metodologias utilizadas para a criação da relação L_M versus N_f e uma terceira parte voltada para a previsão de vida (tópico 3.3). Na figura 3.1 é apresentado de forma ilustrativa o esquema de parte dos p

rocedimentos adotados, que se dividem em:

- PARTE 1: Abordará a metodologia que utilizará as propriedades materiais da estática e da fadiga (MPM) para a obtenção da curva L_M versus N_f :
 - i. Obtenção da relação L_M versus N_f para as razões de tensões (R) -1 e 0,1;
 - ii. Posteriormente, apresentação dos resultados das vidas para falha previstas ($N_{f,p (MPM)}$) ajustados pelos métodos do ponto (MP) e linha (ML), para os seguintes valores de vidas para falha experimentais prescritas ($N_{f,p (S-N)}$): 1×10^4 , 5×10^4 , 1×10^5 , 3×10^5 , 5×10^5 , 1×10^6 , $1,5 \times 10^6$ e 2×10^6 . E por fim, foram plotados os gráficos de correlação ($N_{f,p (S-N)}$ versus $N_{f,p (MPM)}$), para os CPs com furo de 3,5 e 8 milímetros de diâmetro (ϕ) e para o CP com entalhe em U.
- PARTE 2: Abordará a metodologia que utilizará as curvas de calibração dos corpos de prova (CP) plano e com entalhe em V (MCE), para obter a relação L_M versus N_f :
 - i. Utilização do Método de Elementos Finitos (MEF) para criação e modelagem numérica dos CPs plano e com entalhe em V (utilizados para a calibração e obtenção das curvas L_M versus N_f) e para os CPs com furos de $\emptyset 3,5$ mm e $\emptyset 8$ mm e o CP com entalhe em U (que terão suas vidas para falha em fadiga calculadas – $N_{f,p (MDC)}$);

- ii. Também por meio do MEF, serão obtidos os gradientes de tensões para os CPs citados no item anterior;
- iii. Calibração da curva L_M versus N_f pelos MP e ML;
- iv. Ajuste das curvas L_M versus N_f , também por meio do MP e da ML;

Por fim, os resultados dos valores de N_e e N_p , por meio de gráficos de correlação entre $N_{f,p(S-N)}$ e $N_{f,p(MDC)}$, para os R_s iguais a -1 e 0,1.

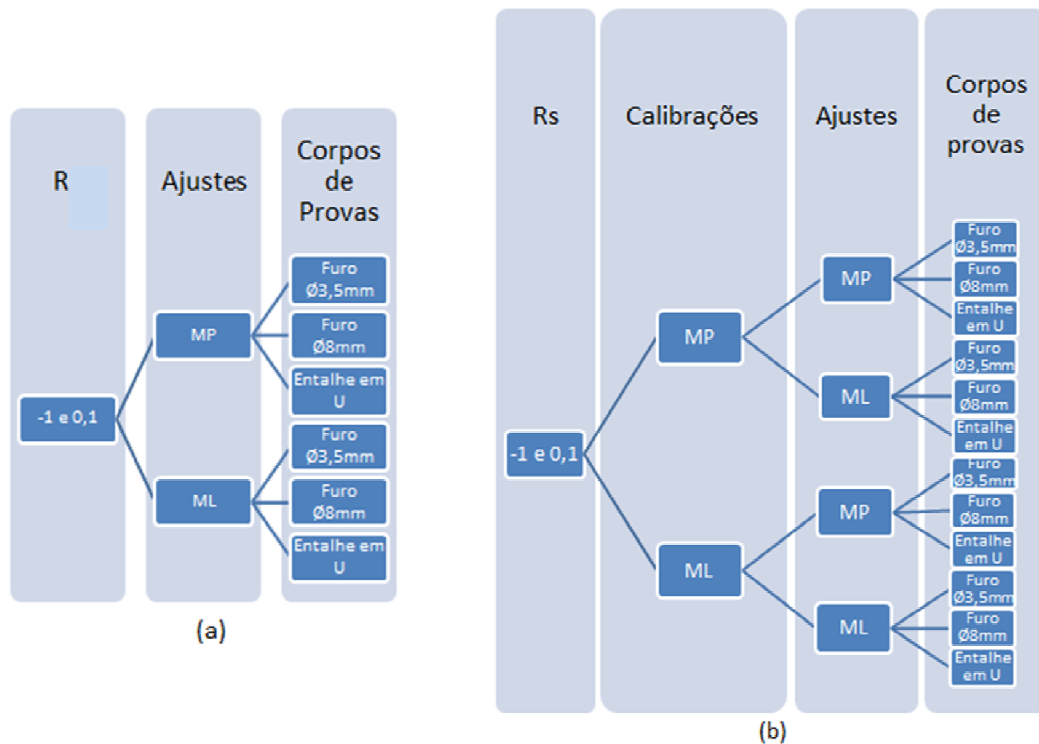


Figura 3.1: Fluxograma de todo os processos e análises realizados: a) Parte 1 e b) Parte 2.

3.1 - METODOLOGIA UTILIZANDO AS PROPRIEDADES MATERIAIS (MPM)

Como descrito na parte 1, essa metodologia tem como objetivo utilizar as propriedades materiais (estática e fadiga) para a criação da relação entre o comprimento característico e a vida para falha em fadiga. É de suma importância apresentar as propriedades do material estudado, além das equações que governam tal metodologia. Estes serão apresentados nos tópicos seguintes.

3.1.1 - Equações governantes metodologia em questão

Para a apresentação das equações que governam tal metodologia, é necessário construir algumas premissas:

- i. Que os valores das distâncias críticas (δ) utilizadas nas equações dos métodos do ponto e da linha, dependem do comprimento característico material (L), que é uma propriedade material e que pode ser definido como (Susmel e Taylor, 2007):

$$L = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_{th}}{\sigma_0} \right)^2. \quad (3.1)$$

- ii. O mesmo pode ser aplicado para falha estática (L_s), logo:

$$L_s = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_{ic}}{\sigma_{ref}} \right)^2, \quad (3.2)$$

onde, L_s é o comprimento característico do material para falha estática e σ_{ref} é a tensão de referência, que é igual à tensão última de ruptura (σ_{UTS}).

- iii. E por fim, que pela observação da formulação de Wöhler, o número de ciclos para a falha, em regime de médio ciclo é uma função de potência da tensão aplicada, podendo ser escrita na forma:

$$L_M(N_f) = AN_f^B, \quad (3.3)$$

onde, A e B são constantes materiais.

3.1.1.1 - Estimando os coeficientes A e B da curva $L_M \times N_f$

Com as premissas do tópico anterior e com os valores das tabelas 3.3 e 3.4, torna-se relativamente fácil o cálculo das constantes materiais A e B . Para isso usam-se dois pontos da curva de calibração, retirada da literatura, onde se têm o conhecimento das propriedades mecânicas do material (figura 3.2).

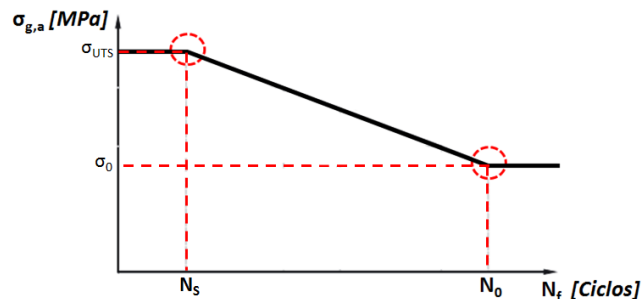


Figura 3.2: Demonstração das propriedades materiais em uma curva S-N (modificado - Susmel e Taylor, 2007).

Como a equação (3.3) é função da vida para falha, usa-se N_f para cada um dos pontos conhecidos, logo:

$$N_f = N_S \rightarrow L_M(N_S) = AN_S^B \quad (3.4)$$

$$N_f = N_0 \rightarrow L_M(N_0) = AN_0^B \quad (3.5)$$

Sendo, agora, as equações (3.4) e (3.5) funções de N_S e N_0 , pode-se reescrevê-las das seguintes maneiras:

$$L_S = AN_S^B \quad (3.6)$$

$$L = AN_0^B \quad (3.7)$$

Dividindo a equação (3.7) pela equação (3.6), resultará na seguinte relação:

$$\frac{L_S}{L} = \frac{AN_S^B}{AN_0^B}$$

$$\frac{L_S}{L} = \left(\frac{N_S}{N_0}\right)^B$$

Invertendo o segundo termo e aplicando logaritmo dos dois lados, resultará na equação (3.8):

$$\log\left(\frac{L_S}{L}\right) = -B \times \log\left(\frac{N_0}{N_S}\right).$$

Isolando o B:

$$B = -\frac{\log\left(\frac{L_S}{L}\right)}{\log\left(\frac{N_0}{N_S}\right)} \quad (3.8)$$

Para achar o valor do coeficiente A, basta isolar o mesmo nas equações (3.6) ou (3.7), obtendo:

$$A = L_S N_S^{-B} \text{ ou } L N_0^{-B} \quad (3.9)$$

Agora que foram encontradas as equações (3.8) e (3.9), pode-se reescrever a equação (3.3) com os valores das constantes materiais A e B utilizados no trabalho, para as razões de tensões iguais a -1 e 0,1 (ver anexo A).

Por fim, após encontra a relação entre L_M e N_f por meio das propriedades materiais da estática e da fadiga, e aplicados os ajustes pelos métodos do ponto e da linha para encontrar os valores das vidas para falha prevista pela metodologia. Foram verificadas as precisões dessa metodologia por meio da criação de gráficos de correlação entre os valores das vidas $N_{f,p(S-N)}$ e $N_{f,p(MPM)}$.

3.2 - METODOLOGIA UTILIZANDO AS CURVAS EXPERIMENTAIS (MCE)

Metodologia que utilizará: i) a curva S-N experimental obtida com base em corpos de prova não entalhados – para caracterizar o comportamento à fadiga do material, e ii) a curva S-N experimental obtida com base em CPs fabricados com entalhes agudos – com o objetivo de determinar, de forma indireta, o comportamento da posição da distância crítica em função da vida. A figura 3.4 ilustra do processo de calibração da curva L_M versus N_f .

Outro importante aspecto para o desenvolvimento desta metodologia é a criação dos desenhos assistidos por computador (os modelos CAD) dos CPs utilizados na calibração, juntamente com todas as condições de contorno envolvidos no problema. Estes, também, serão apresentados nos tópicos seguintes.

3.2.1 - Calibração das curvas L_M versus N_f

Com a modelagem e simulação numérica obtêm-se os valores desejados (tabelas 3.1 e 3.2), e com estes valores plotaram-se as curvas L_M versus N_f para os R s iguais a -1 e 0,1 utilizando o programa *Microsoft EXCEL*[®]. No entanto, para que os gráficos fossem feitos, uma série de procedimentos foram realizados, os mesmos serão explicados nos tópicos seguintes.

Tabela 3.1: Síntese dos resultados testando para R igual -1 para ambos os corpos de prova: plano e com entalhe em V (modificado - Susmel e Taylor, 2007).

Tipo de Corpo de Prova	R	k	σ_a (MPa)	σ_o (MPa)	N_o (Ciclos)
Plano	-1	9,34	348,3	206,3	10.000
	-1	9,34	197,5	206,3	1.331.079
Entalhe em V	-1	3,71	202,2	51,7	10.000
	-1	3,71	48,0	51,7	1.518.396

Tabela 3.2: Síntese dos resultados testando para R igual 0,1 para ambos os corpos de prova: plano e com entalhe em V (modificado - Susmel e Taylor, 2007).

Tipo de Corpo de Prova	R	k	σ_a (MPa)	σ_o (MPa)	N_o (Ciclos)
Plano	0,1	5,61	371,05	163,8	10.000
	0,1	5,61	144,3	163,8	982.203
Entalhe em V	0,1	3,73	137,8	37,4	10.000
	0,1	3,73	33,3	37,4	1.284.134

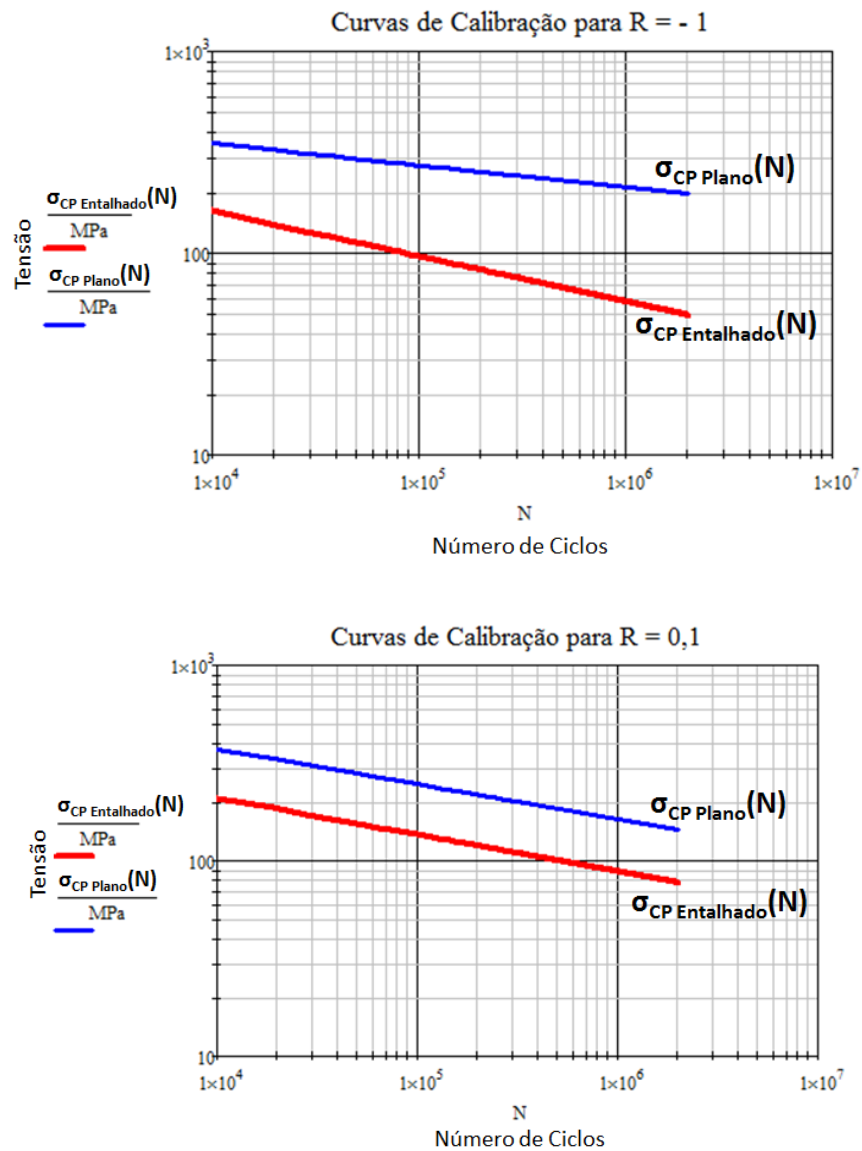


Figura 3.3: Curvas de calibração de fadiga para os CPs plano e com entalhe em V, para R s iguais a -1 e 0,1.

3.2.1.1 - Explicação detalhada da calibração

- i. De posse das curvas S-N dos CPs plano e com entalhe agudo, e para uma determinada vida N_i , obtiveram-se as tensões nominais dos CP plano e entalhado (S_{ai} e $S_{ga,i}$, respectivamente), que servirão com dados de entrada para o passo seguinte;
- ii. Com a aplicação da tensão nominal $S_{ga,i}$ na seção total do CP entalhado, têm-se o surgimento de um gradiente de tensões, na raiz do entalhe, que é uma curva que relaciona a tensão principal na direção Y (σ_l) e uma distância δ em relação a raiz do entalhe. A partir dessa da curva de gradiente de tensões, usa-se o valor da tensão S_{ai} como sendo o valor da tensão principal σ_l para encontrar o valor da distância δ_i associada a essa tensão;
- iii. Com os valores de N_i e δ_i aplica-se o Método da Distância Crítica (neste trabalho utilizou-se os MP e ML), obtendo assim os valores do comprimento característico (L) associada a essa vida previamente fornecida, o L_i ;
- iv. Por fim, repetindo os passos de (i) a (iii), serão obtidos os pontos que definiram a(s) futura(s) curva(s) L-N. Nesta dissertação a curva L-N foi definida por três pontos a partir das seguintes vidas: 10^4 , 4×10^4 e 2×10^6 .

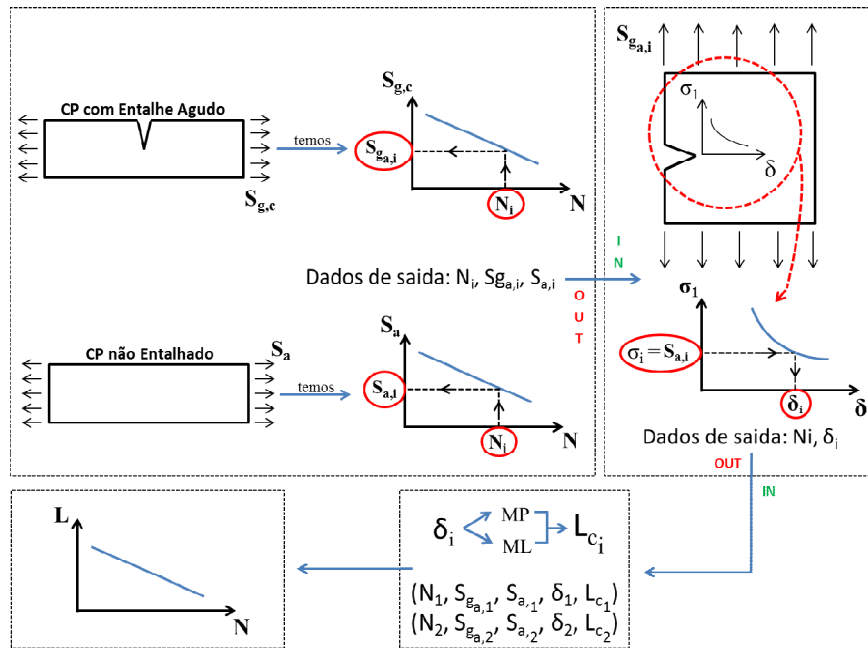


Figura 3.4: Diagrama esquemático para a calibração das curvas L_M versus N_f para as duas razões de tensões ($R = -1$ e $R = 0,1$).

3.2.2 - Modelos CAD

Para as análises no programa de elementos e calibração do sistema, foi utilizado o CP com Entalhe em V conforme mostrado na figura 3.5.



Figura 3.5: Corpo de prova utilizado para a calibração do problema – CP com entalhe em V.

3.2.3 - Modelagem Numérica

O método de elementos finitos (MEF) é um procedimento numérico que pode ser usado para diversas soluções em vários problemas de engenharia envolvendo análises de tensões, transferência de calor, eletromagnetismo e escoamento de fluidos. Esse método consiste em discretizar um meio contínuo em pequenas partes mantendo as mesmas propriedades de meio original. O processo de discretização cria várias sub-regiões no meio, essas regiões são denominadas elementos, esses elementos são descritos por equações diferenciais e resolvidas por modelos matemáticos (não descritos neste trabalho). Os elementos podem possuir diversas geometrias como, por exemplo: tetraédrica, hexaédrica, entre outras. Nas extremidades e em pontos definidos de cada elemento se encontram os nós, que dependendo do tipo de elemento possuem certa quantidade de graus de liberdade, e é por esses nós que se conectam os outros elementos, criando assim, uma malha bi ou tridimensional que caracteriza o meio.

Em geral, os problemas ligados às áreas de engenharia se enquadram em problemas físicos definidos por equações diferenciais com um conjunto de limites ou condições iniciais. Estas equações são decorrentes de aplicações de leis e princípios da natureza de um sistema ou de um volume de controle. Essas leis em geral regem equações que representam balanço de massa, energia ou força. E quando é possível obter uma solução exata dessas equações, esta detalha o comportamento de um sistema sob um determinado conjunto de soluções.

Desta forma, para a resolução e investigação do problema, foi utilizado o *software* ANSYS[®] e para o ajuste das curvas de calibração utilizará o programa MATHCAD[®].

3.2.3.1 - Discretização da Malha

Parte importante para uma boa discretização da malha - o elemento - foi escolhido para que melhor se adequasse ao problema proposto e que gerasse resultados satisfatórios. Para isso, usou-se um elemento finito 2D, do tipo triangular de 6 nós, com deslocamento quadrático e com dois graus de liberdade: translação dos nós nas direções X e Y – muito usado para modelagem de malhas irregulares e para hipóteses de tensão ou deformação (figura 3.6).

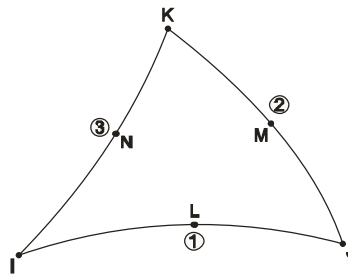


Figura 3.6: Estrutura do elemento finito usado na modelagem.

3.2.3.2 - Simulação Numérica

A simulação numérica costuma ser dividida em três partes: Pré-processamento (I) - onde são feitas as construções das geometrias e são as aplicações das condições de contorno (CC) do problema; Processamento (II) - que é a solução do problema; E Pós-processamento (III) - que corresponde a fase conclusiva da simulação numérica e é onde se obtém os resultados esperados.

I. Pré-processamento:

- É a etapa inicial da simulação numérica e, portanto, a mais importante. Será nessa etapa que serão definidas todas as condições de contorno (CC) do problema (passos de 1 a 6 da figura 3.7 - a explicação de cada parte do item I será mostrada no final do parágrafo), necessárias para que sejam gerados os resultados esperados. É importante ressaltar, também, que para todos os modelos foram simulados sob condições de estado plano de tensões e considerando o comportamento linear elástico.

- Passo 1: Definição dos pontos (os *keypoints*) que irão dar a forma do modelo CAD;
- Passo 2: União dos *keypoints* (pontos) por meio de linhas;
- Passo 3: Criação da área, limitada pelas linhas do passo anterior;
- Passo 4: Geração e refinamento da malha, fazendo assim, a discretização do modelo por meio dos elementos, que irão “manter” as propriedades do corpo estudado;
- Passos 5: Aplicação da(s) força(s) e das restrições de movimento (engastes) usadas no problema, respectivamente. Para os CPs do tipo plano e com furo de $\varnothing 3,5$ mm e $\varnothing 8$ mm, os engastes restringem a base dos CPs de moverem na direção do eixo X e a parede oposta ou entalhe, de mover na direção do eixo Y, evitando assim, sua rotação.
- Passo 6: Criação de uma linha na base do CP, que será usada para plotar o gradiente de tensões ao longo da raiz do entalhe;

II. Processamento:

- Etapa responsável pela solução do problema, propriamente dita.

III. Pós-processamento:

- Etapa correspondente à observação dos valores de saída gerados pelas condições de entrada fornecidos na etapa I. E que consiste, basicamente, nos valores das tensões em Y e nos gradientes de tensões nas raízes dos entalhes de cada modelo (passo 7 da figura 3.7). Os resultados obtidos correspondem aos valores dos K_{ts} numéricos, que por sua vez, foram comparados com os valores dos K_{ts} teóricos (valores utilizados no trabalho de referência - Susmel e Taylor, 2007), dessa forma calibrando o modelo.

3.2.3.3 - Problemas encontradas para a boa determinação das CC

Para que a simulação numérica (tópico 3.2.3.2) fosse feita da melhor maneira possível, foi necessário fazer algumas considerações importantes e que não foram encontradas na literatura, estes serão mencionados nos itens a seguir:

- O CP com entalhe em V utilizado neste trabalho, diferentemente do que foi apresentado no texto de Susmel e Taylor (2005), apresenta um raio de 0,05 mm na raiz do entalhe;
- Como se desconhecia as condições de vinculação do CP com entalhe em V, resolveu-se considerar que a carga era aplicada ao longo de toda a superfície superior do corpo de prova (linha vermelha do passo 5 da figura 3.7), fazendo assim, que os nós desta região apresentem o mesmo deslocamento nodal;
- E por fim, a convergência do modelo foi feita através da convergência dos K_I s numéricos em relação aos K_I s teóricos, não significando assim, que ouve uma convergência dos gradientes de tensões. Até mesmo porque, os resultados se mostraram satisfatórios com a convergência dos K_I s, mostrando ser desnecessária uma possível convergência dos gradientes de tensões.

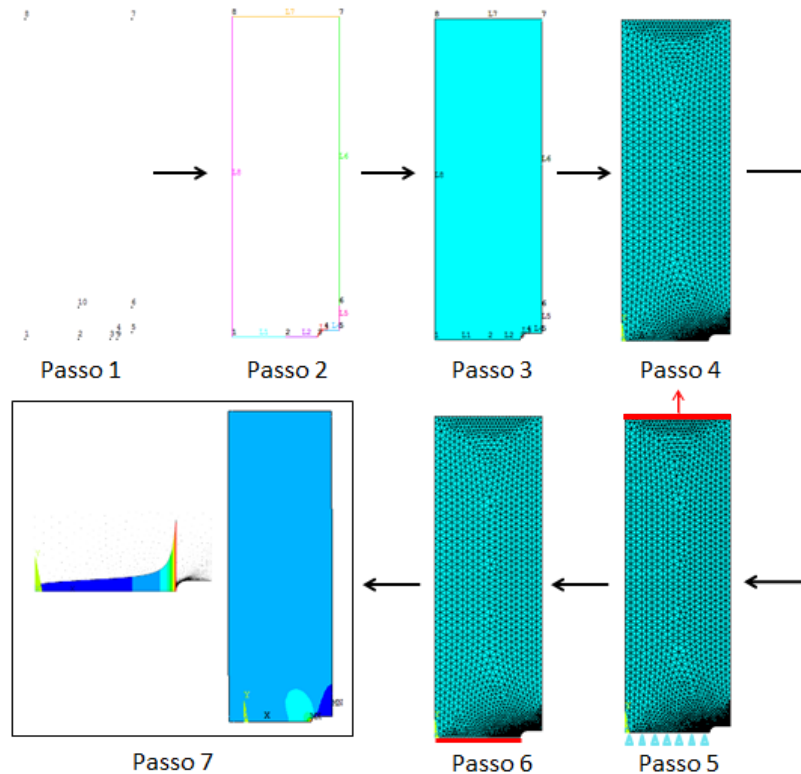


Figura 3.7: Diagrama esquemático do passa-a-passo da modelagem numérica.

3.3 - METODOLOGIA DE PREVISÃO DE VIDA PELO MDC

Nesta seção será explicada de maneira mais detalhada a metodologia de previsão de vida utilizando o Método da Distância Crítica, conforme é ilustrado na figura 3.8:

- i. Considerando um corpo de prova entalhado, têm-se o interesse de prever a vida em uma região ao longo da raiz do entalhe. Portanto, para uma determinada vida $N_{f,p0}$, busca-se o valor da distância crítica, L_0 , associada a essa vida $N_{f,p0}$;
- ii. Com o valor de L_0 e o gráfico de gradiente de tensões obtido por meio da aplicação de uma tensão nominal (S_g) no CP entalhado, obtêm-se o valor da tensão S_0 associado a esse comprimento característico, L_0 ;
- iii. De posse do valor da tensão S_0 , encontra-se na curva S-N o valor da vida estimada vinculada a essa tensão, o $N_{f,e0}$;
- iv. Caso o valor de $N_{f,e0}$ seja diferente de $N_{f,p0}$ uma média entre tais valores é realizada, conforme a equação (3.10), e utiliza-se esse novo valor como dado de entrada para realiza novamente tal iteração, assumindo assim o valor $N_{f,p1}$. Essa iteração se repete até a diferença entre os valores de $N_{f,p}$ e $N_{f,e}$ for maior ou igual a 0,05.

$$N_{f,p0} = \left| \frac{N_{f,p0} + N_{f,e0}}{2} \right| \quad (3.10)$$

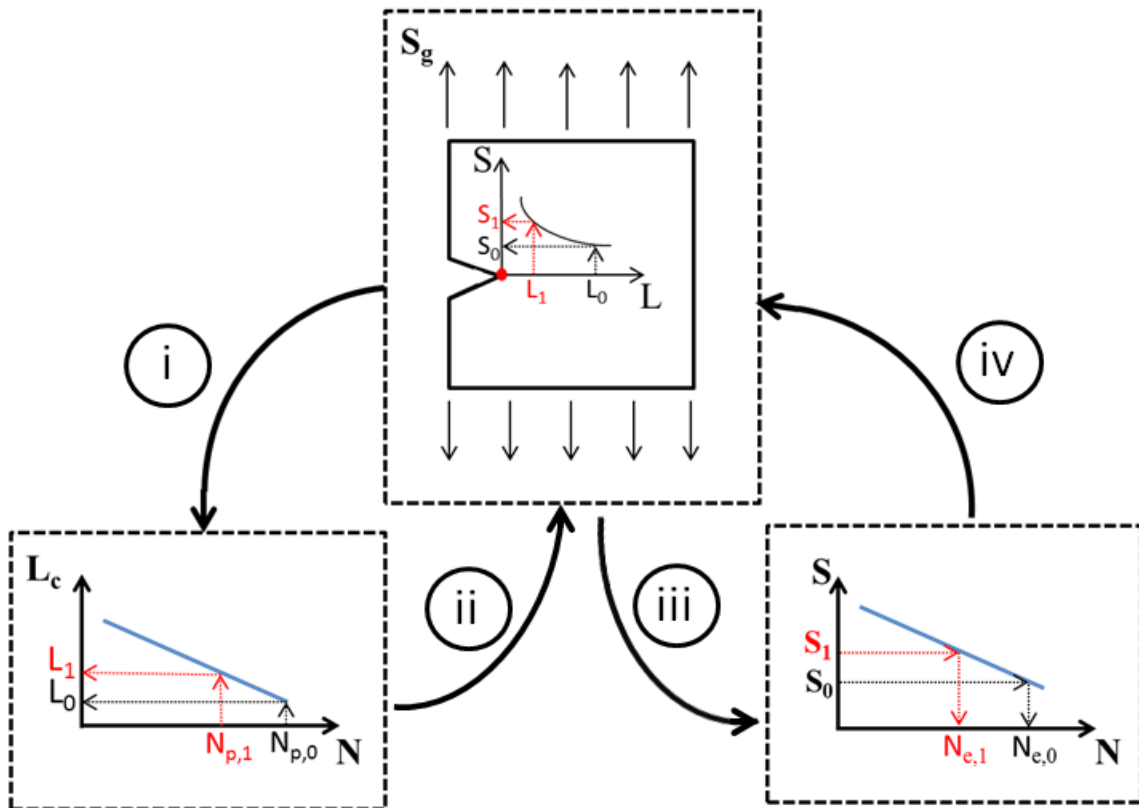


Figura 3.8: Fluxograma da previsão de vida pelo Método da Distância Crítica.

3.3.1 - Ajuste das curvas e precisão da metodologia

Os ajustes das curvas foram feitos pelos métodos do ponto e da linha, obtendo assim, quatro relações L_M versus N_f : duas para R igual a -1 e duas para R igual 0,1. Por se tratar de um processo iterativo e, portanto, longo, as vidas para falha prevista pelo MDC ($N_{f,p(MDC)}$) foram utilizando o programa *MATHCAD*[®], conforme mostrado na figura 3.9.

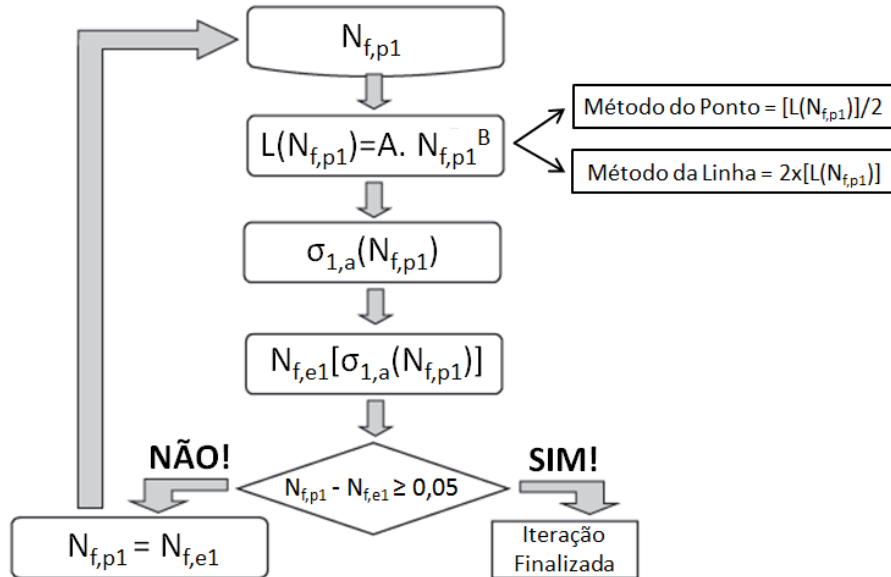


Figura 3.9: Fluxograma do método iterativo para a estimativa da vida para falha ($N_{f,e}$) pelos Métodos do Ponto e da Linha (modificado - Susmel e Taylor, 2007).

3.4 - MATERIAL E SUAS PROPRIEDADES

Como o foco do trabalho são as metodologias para a determinação da relação L_M versus N_f , as propriedades e características do material foram colocadas na parte final da metodologia, justamente com o intuito, de por em evidência, que as abordagens para a previsão de vida poderiam ser utilizadas independentemente do material a ser utilizado.

O material utilizado nessa dissertação foi o aço comercial laminado a frio de baixo carbono, En3B, cujas propriedades mecânicas encontraram-se nas tabelas 3.3 e 3.4, e sua composição química na tabela 3.5 e cuja as curvas S-N experimentais são mostradas nas figuras 3.10 e 3.11 para distintos valores de razões de tensão (-1 e 0,1 respectivamente).

Tabela 3.3: Propriedades materiais da estática para o aço En3B (modificado - Susmel e Taylor, 2007):

σ_{uts} (MPa)	σ_y (MPa)	E (MPa)	K_{ic} (MPa ^{m1/2})	L_s (mm)
638,5	606,2	197400	97,4	7,41

Tabela 3.4: Propriedades materiais para fadiga de alto ciclo para o aço EN3B (modificado - Susmel e Taylor, 2007):

R	σ_0 (MPa)	K_{th} (MPa ^{m1/2})	L (mm)
-1	206,3	8,1	0,485
0,1	163,8	5,9	0,406

Tabela 3.5: Composição química do aço En3B:

Especificação BS 970: 1955	Composição Química do aço En3B								BS 970:1991/1983
	C	Si	Mn	Ni	Cr	Mo	S	P	
	%	%	%	%	%	%	%	%	
En3B	0,25 Máx.	0,35 Máx.	1,0 Máx.	-	-	-	0,06 Máx.	0,06 Máx.	070m20 080m15

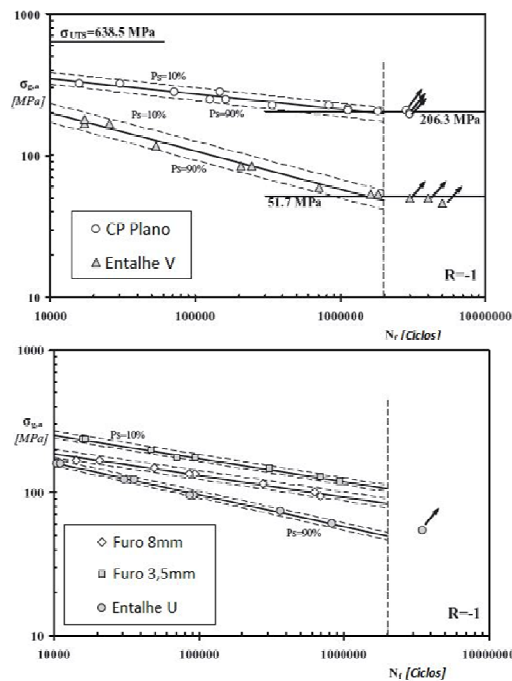


Figura 3.10: Curvas S-N dos corpos de prova utilizados, para $R = -1$ (modificado - Susmel e Taylor, 2007).

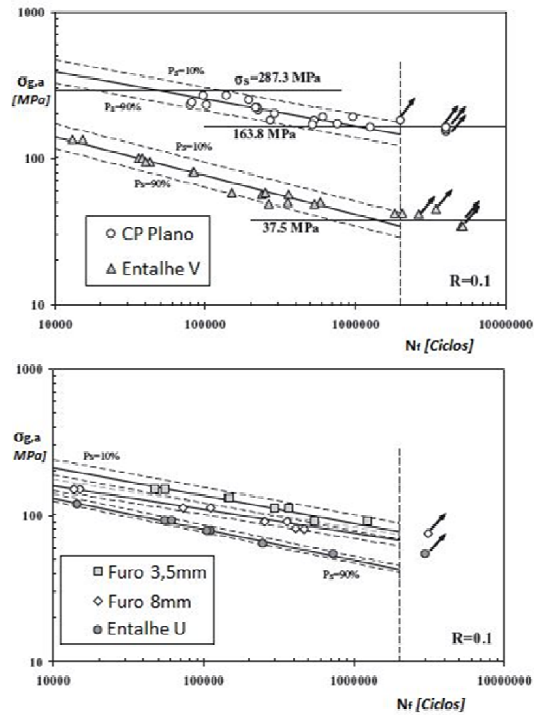


Figura 3.11: Curvas S-N dos corpos de prova utilizados, para $R = 0,1$ (modificado - Susmel e Taylor, 2007).

3.4.1 - Corpos de Prova Utilizados

Os CPs utilizados nos ajustes para a previsão de vida (mencionados no tópico 3.3.1) foram: a) Entalhe em U, b) Furo $\text{Ø}3,5$ mm e c) Furo $\text{Ø}8$ mm - conforme mostrado na figura 3.12.

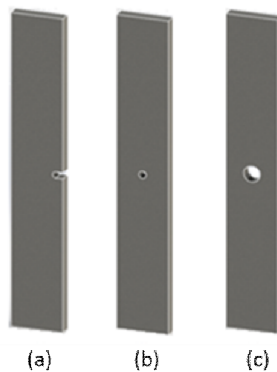


Figura 3.12: Corpos de prova utilizados para a previsão de vida.

E para a modelagem em elementos finitos desses CPs foram considerados $\frac{1}{4}$ (um quarto) da geometria total para os CPs com furos de $\text{Ø}3,5$ e $\text{Ø}8$ mm, e de $\frac{1}{2}$ (um meio) para o CP com entalhe em U – a fim de reduzir a matriz de rigidez do problema.

4 - RESULTADOS E ANÁLISES

Neste capítulo, serão apresentados e analisados apenas os resultados obtidos apenas pela metodologia que utiliza as curvas S-N experimentais dos CPs plano e com entalhe agudo, por esta apresentar resultados mais consistentes do que os mostrados pela metodologia que utiliza as propriedades materiais (estes resultados serão apresentados no anexo A).

4.1 - ANÁLISE E ESTUDO DA CONVERGÊNCIA DAS ESTIMATIVAS DOS FATORES TEÓRICOS DE CONCENTRAÇÃO DE TENSÕES

Como foi mencionado no capítulo 4, os resultados das simulações numéricas dos K_{ts} é parte primordial para a geração dos demais resultados, verificação da modelagem do problema e a correta aplicação das condições de contorno. Tal verificação foi feita pela comparação dos valores dos intensificadores de tensões numéricos e teóricos. A figura 4.1 mostra os resultados destas análises e a tabela 4.1 os valores dos K_{ts} numérico e teóricos e os erros percentuais (equação (4.1)) encontrados em cada um dos CPs utilizados.

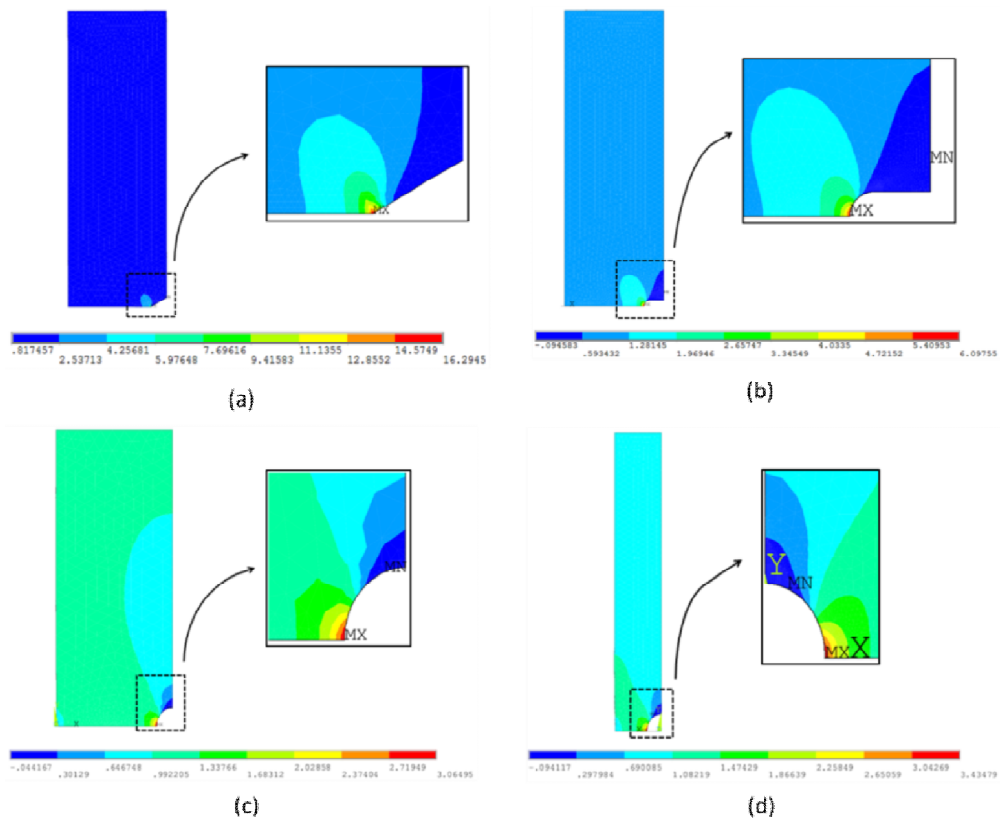


Figura 4.1: Ilustração dos valores dos K_{ts} numéricos: a) Entalhe em V, b) Entalhe em U, c) Furo Ø3,5 mm e d) Furo Ø8 mm.

Tabela 4.1: Valores dos K_t s numéricos e teóricos, e erros percentuais de cada CP:

Tipo de corpo de prova	K_t Numérico	K_t Teórico	Erro (%)
Entalhe em V	16,295	16,2	0,58
Entalhe em U	6,097	6,1	0,05
Furo Ø3,5 mm	3,064	3,1	1,16
Furo Ø8 mm	3,434	3,4	1,00

$$\left| \left(\frac{K_t \text{ Teórico} - K_t \text{ Numérico}}{K_t \text{ Teórico}} \right) \times 100 \right| \quad (4.1)$$

4.2 - RESULTADOS REFERENTES AOS VALORES DAS CURVAS DE CALIBRAÇÃO $L_M \times N_f$

Com o intuito de melhor analisar e comparar as relações entre o comprimento característico para regime de médio ciclo (L_M) e a vida para falha (N_f) pelas diferentes formas de calibração (MP e ML) e ajustes (MPM e MCE), além da relação utilizada em outros trabalhos (Susmel e Taylor, 2007) e a não inserção dos resultados que utiliza a metodologia, organizou-se tais relações conforme mostrado na figura 4.2. As equações que definem estas curvas podem ser vista nas equações (4.2) à (4.7).

Para $R = -1$:

Método do Ponto - $L_M(N_f) = 39,846N_f^{0,305}$ (4.2)

Método da Linha - $L_M(N_f) = 83,054N_f^{-0,367}$ (4.3)

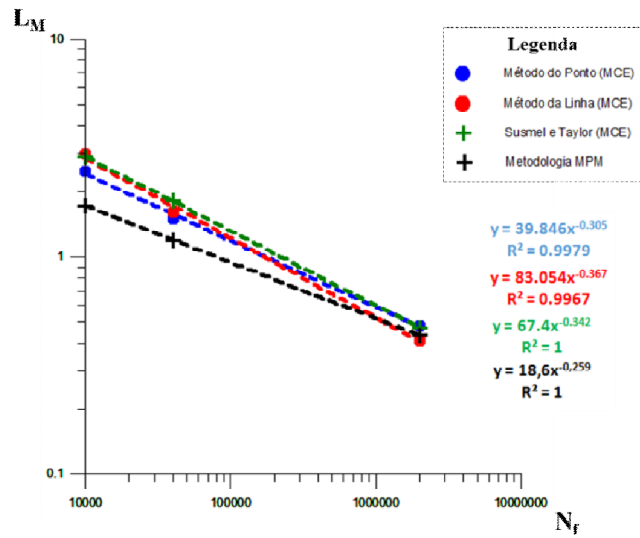
Susmel e Taylor (2007) - $L_M(N_f) = 67,4N_f^{-0,342}$ (4.4)

Para $R = 0,1$:

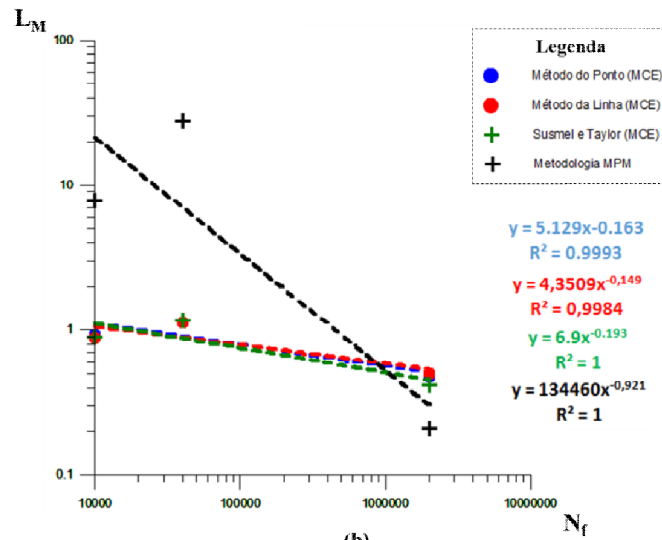
Método do Ponto - $L_M(N_f) = 5,129N_f^{-0,163}$ (4.5)

Método da Linha - $L_M(N_f) = 4,3509N_f^{-0,149}$ (4.6)

Susmel e Taylor (2007) - $L_M(N_f) = 6,9N_f^{-0,193}$ (4.7)



(a)



(b)

Figura 4.2: Relação entre L_M e N_f encontrada por meio das curvas de calibração: a) $R = -1$ e b) $R = 0,1$.

Para $R = -1$ observa-se que as principais diferenças encontram-se na região onde as vidas assumem os valores na ordem de 10^4 e 2×10^6 , enquanto para $R = 0,1$ a vida para falha terá uma maior variação entre os métodos quando a vida estiver na ordem de 2×10^6 . Assim, espera-se que qualquer diferença nos resultados da precisão do método sejam observados justamente nessas regiões.

A presença das curvas L_M versus N_f para os distintos R s pela MPM foi colocada na figura 4.2 com o intuito de mostrar o quão diferente foram os resultados encontrados por essa metodologia, quando comparado pelo MCE.

4.3 - RESULTADOS REFERENTES À PRECISÃO DO MÉTODO PARA O CÁLCULO DAS VIDAS ESTIMADAS

4.3.1 - Para R igual -1

Depois de feitas as calibrações pelos MP e ML, das curvas do comprimento característico (L_M) versus a vida para falha em fadiga (N_f), foram realizados os ajustes, também, pelos métodos do ponto e da linha, para o cálculo das vidas para falha em fadiga estimadas ($N_{f,e}$). As figuras 4.3 e 4.4 mostram os valores das curvas de correlação da vida para falha prevista pelas curvas S-N do material ($N_{f,p (S-N)}$) versus a vida para falha prevista pela utilização do Método da Distância Crítica ($N_{f,p (MDC)}$).

Observando as figuras 4.3 e 4.4, percebe-se que há uma grande diferença nos resultados quando se aplica os ajustes pelo método do ponto e pelo método da linha, sendo os ajustes pelo ML muito mais precisos, o maior erro em relação à vida $N_{f,p (S-N)}$ e $N_{f,p (MDC)}$ (calculados de maneira semelhante a eq. (4.1)) pelo ML foi de 51% para o entalhe com entalhe em U, quanto pelo MP o erro foi de 77% para o mesmo tipo de CP. Outro aspecto interessante é a proximidade dos valores encontrados neste trabalho e os encontrados no texto de referência (Susmel e Taylor, 2007), mostrando assim que a metodologia foi utilizada e desenvolvida de maneira correta.

Em relação aos resultados gerados pelas calibrações, não houve grandes diferenças nos resultados, seja ela pelo método do ponto ou pelo método da linha. Mesmo assim, observou-se que para vidas menores que 3×10^5 ciclos, o ML obtiveram vidas estimadas ($N_{f,p (MDC)}$) mais próximas das vidas prescritas ($N_{f,p (S-N)}$), enquanto para vidas maiores que 10^6 ciclos a calibração pelo MP se mostrou mais preciso. Além de ocorrer também um pequeno afastamento entre os valores encontrados na dissertação e por Susmel e Taylor (2007), o que já era esperado devido à diferença de inclinação nas curvas da figura 4.2.

Para R igual a -1, a metodologia se mostrou mais precisa para o CP do tipo entalhe em U, com um erro máximo igual a 25% e menos precisa para o CP com furo de 8 milímetros de diâmetro, com um erro máximo igual a 60%.

Tais resultados se mostraram bastante interessantes pelo fato da metodologia de previsão de vida pelo Método da Distância Crítica estar prevendo de uma forma mais precisa, a vida para falha em fadiga em entalhes agudos ao invés dos entalhes suaves.

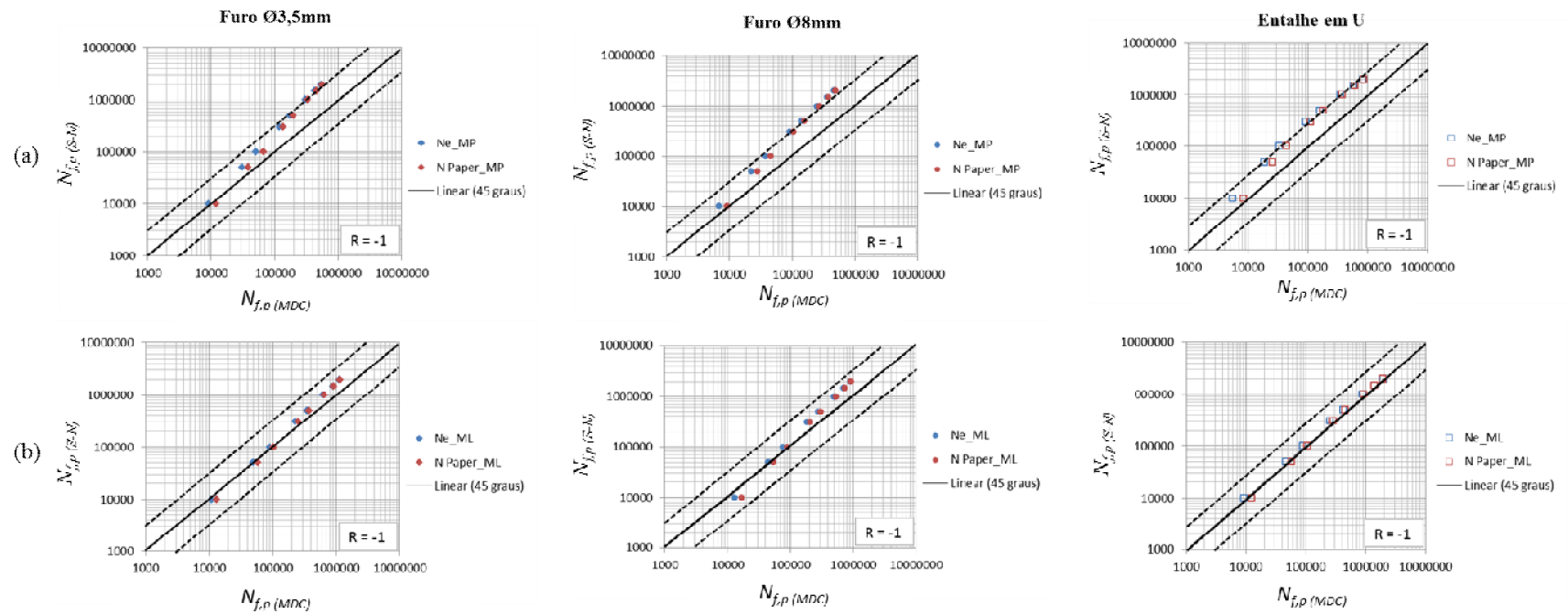


Figura 4.3: Gráfico das predições das vidas para falha em fadiga utilizando o MDC e curva $L_M \times N_f$ calibrada pelo MP e R igual a -1: a) ajuste pelo MP e b) ajuste pelo ML.

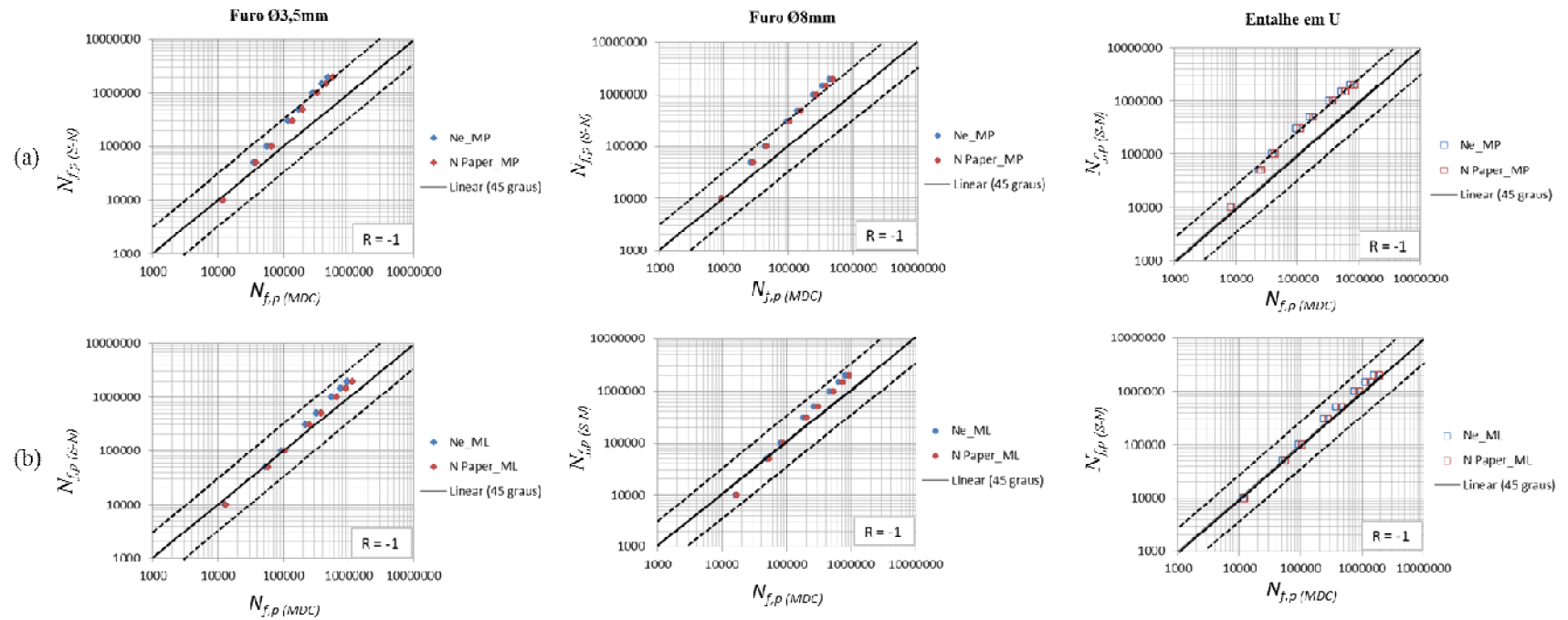


Figura 4.4: Gráfico das previsões das vidas para falha em fadiga utilizando o MDC e curva $L_M \times N_f$ calibrada pelo ML e R igual a -1: a) ajuste pelo MP e b) ajuste pelo ML.

4.3.2 - Para R igual a 0,1

De forma análoga ao que foi feito para a razão de tensão igual a -1, as figuras 4.5 e 4.6 mostram os valores das curvas de correlação da vida para falha prevista pelas curvas S-N do material ($N_{f,p (S-N)}$) versus a vida para falha prevista pela utilização do Método da Distância Crítica ($N_{f,p (MDC)}$), para R igual 0,1.

Observa-se, também, que há uma diferença nos resultados quando se aplica os ajustes pelo método do ponto e pelo método da linha, e que os ajustes pelo ML continuam sendo os mais precisos, com erros máximos que variam de 33% para o CP com furo de $\varnothing 3,5$ mm a 52% para o CP com entalhe em U, enquanto para o MP os mesmos variam de 65 a 77% - respectivamente.

Em relação aos resultados gerados pelas calibrações, a diferença nos resultados pelos distintos tipos de ajustes foram ainda menores que para R igual -1. No entanto, para essa razão de tensão os valores encontrados neste trabalho foram melhores que os valores encontrados por Susmel e Taylor (2007) para vidas acima de 3×10^5 , principalmente, para $1,5 \times 10^6$ e 2×10^6 .

Para a R igual 0,1 os resultados gerados foram piores do que para R igual a -1, além do fato de que para essa razão de tensão o CP com os melhores resultados foi o com furo de 3,5 milímetros de diâmetro (maior valor igual 33%), enquanto o que teve os piores resultados foi o CP com entalhe em U (erro máximo igual 52%). Mostrando assim que as razões de tensões tem influência direta na vida do componente mecânico.

É importante dizer que, mesmo achando resultados satisfatórios (principalmente, para R igual a -1), de uma forma geral, as vidas estimadas ($N_{f,p (MDC)}$) estão muito distantes das vidas prescritas ($N_{f,p (S-N)}$). Mas isto não torna as análises inválidas e nem torna o método de previsão de vida por meio da TDC menos importante e preciso. Porque quando se comparam os resultados deste trabalho com os resultados experimentais (curvas S-N do material), percebe-se que para uma pequena variação nos níveis de tensões há uma grande variação nos resultados das vidas para falha prevista pelas curvas S-N.

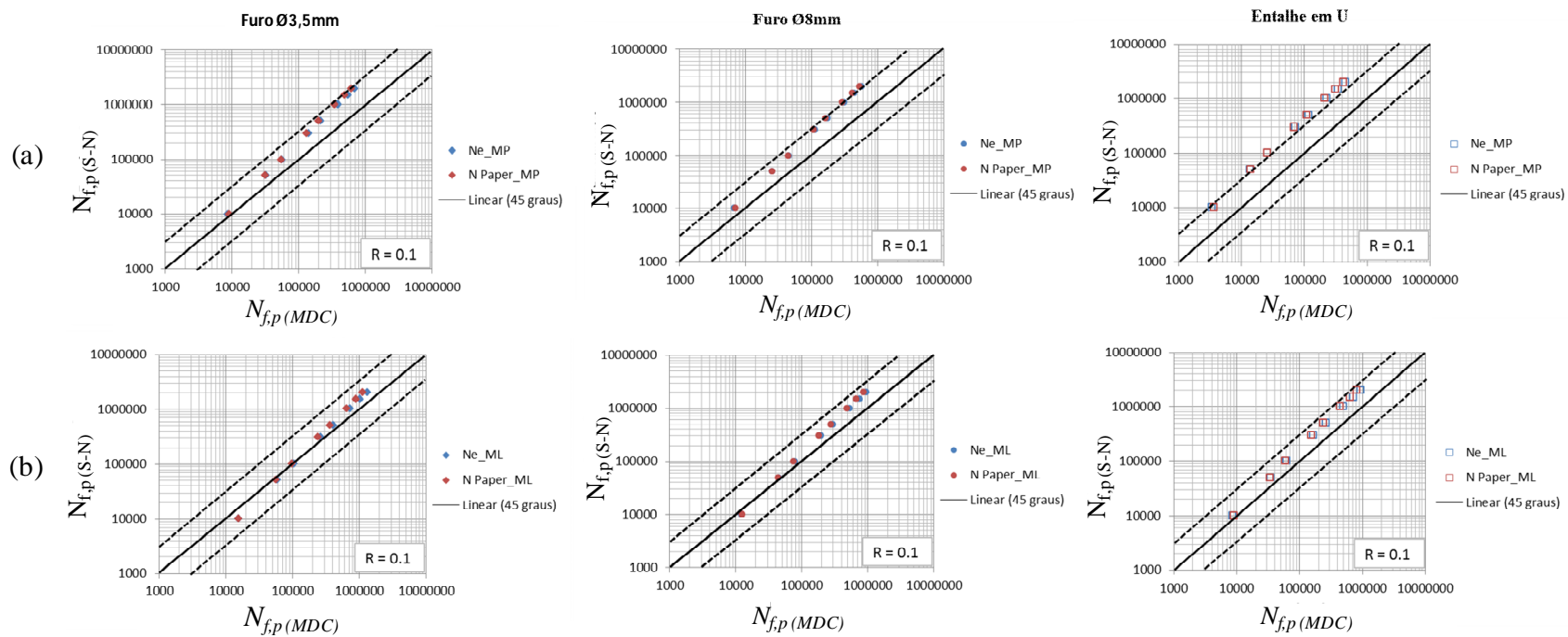


Figura 4.5: Gráfico das predições das vidas para falha em fadiga utilizando o MDC e curva $L_M \times N_f$ calibrada pelo MP e R igual a 0,1: a) ajuste pelo MP e b) ajuste pelo ML.

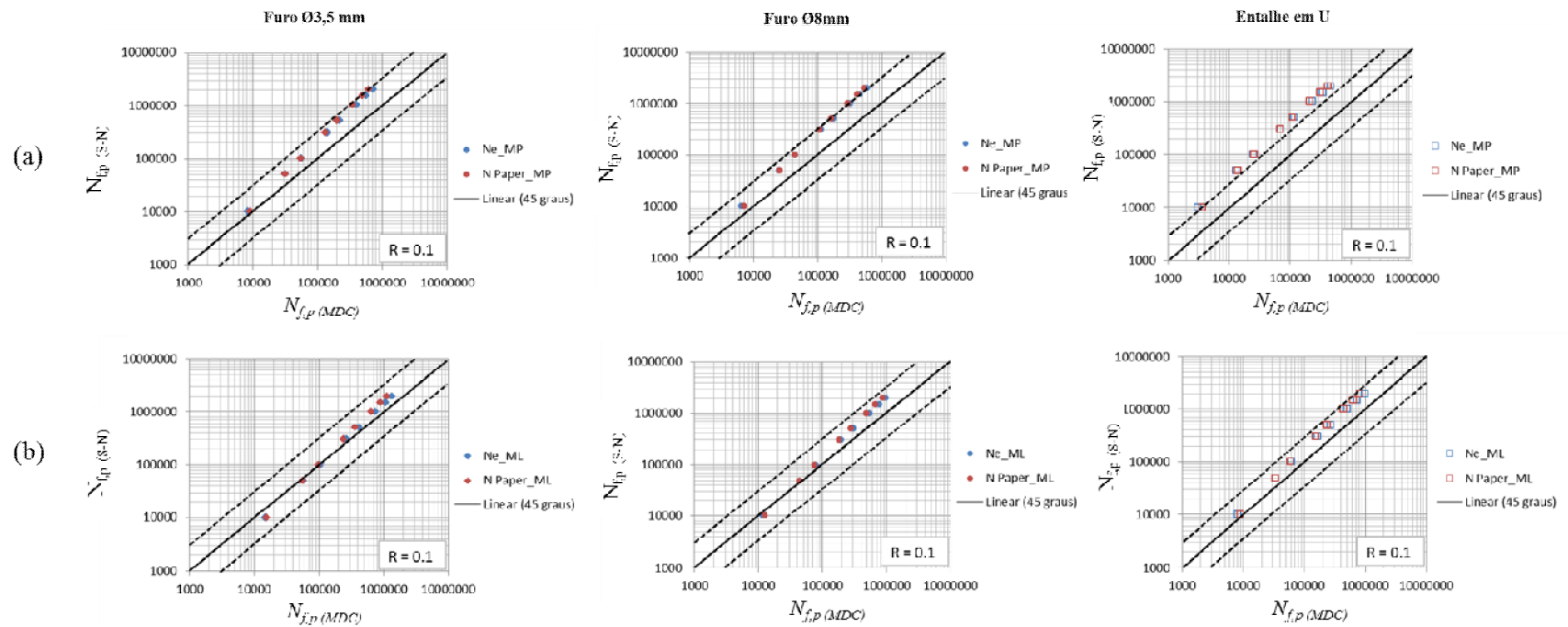


Figura 4.6: Gráfico das predições das vidas para falha em fadiga utilizando o MDC e curva $L_M \times N_f$ calibrada pelo ML e R igual a 0,1: a) ajuste pelo MP e b) ajuste pelo ML.

4.4 - RESULTADOS REFERENTES ÀS TENSÕES CALCULADAS

Analogamente às análises realizadas para as vidas, a figura 4.7 mostra as correlações entre os valores das tensões experimentais e as tensões estimadas usando os ajustes pelos MP e ML, para os distintos valores de R .

Com os resultados das tensões, fica ainda mais fácil ver a precisão da teoria da distância crítica para o cálculo da vida para falha, e também, de comparar os resultados encontrados neste documento com os resultados obtidos por Susmel e Taylor (2007) (tabela 4.2).

Pela tabela 4.2 é possível observar que, da mesma maneira que aconteceu para as vidas para falha, os ajustes pelo ML geraram resultados melhores que os gerados pelo MP. Mesmo porque, a tensão é uma das variáveis necessárias para o cálculo das distâncias críticas, portanto, tal tendência também deveria ser observada para as tensões. Além, da diferença na precisão do método em relação à mudança da razão de tensão aplicada no problema, neste trabalho, os melhores resultados foram encontrados para carregamentos completamente reversíveis ($R = -1$).

Esta dissertação apresentou resultados melhores quando comparados aos resultados apresentados por Susmel e Taylor (2007) que o texto de referência. O maior e o menor erro encontrados foram de 14,4% e 1,78% respectivamente, ambos para o CP com entalhe em U.

Tabela 4.2: Valores dos erros percentuais das tensões obtidas neste trabalho e as apresentadas por Susmel e Taylor (2007) para cada tipo de CP:

Tipo de corpo de prova	R	MP (%)	MP Susmel (%)	ML (%)	ML Susmel (%)
Entalhe em U	-1	-13,2	9,10	-1,78	-6,9
	0,1	-30,2	-	-14,4	-
Furo Ø3,5 mm	-1	-15,03	20,60	-6,30	4,80
	0,1	-20,75	-	-7,93	-
Furo Ø8 mm	-1	-16,94	22,2	-8,71	10,5
	0,1	-25,15	-	-14,11	-

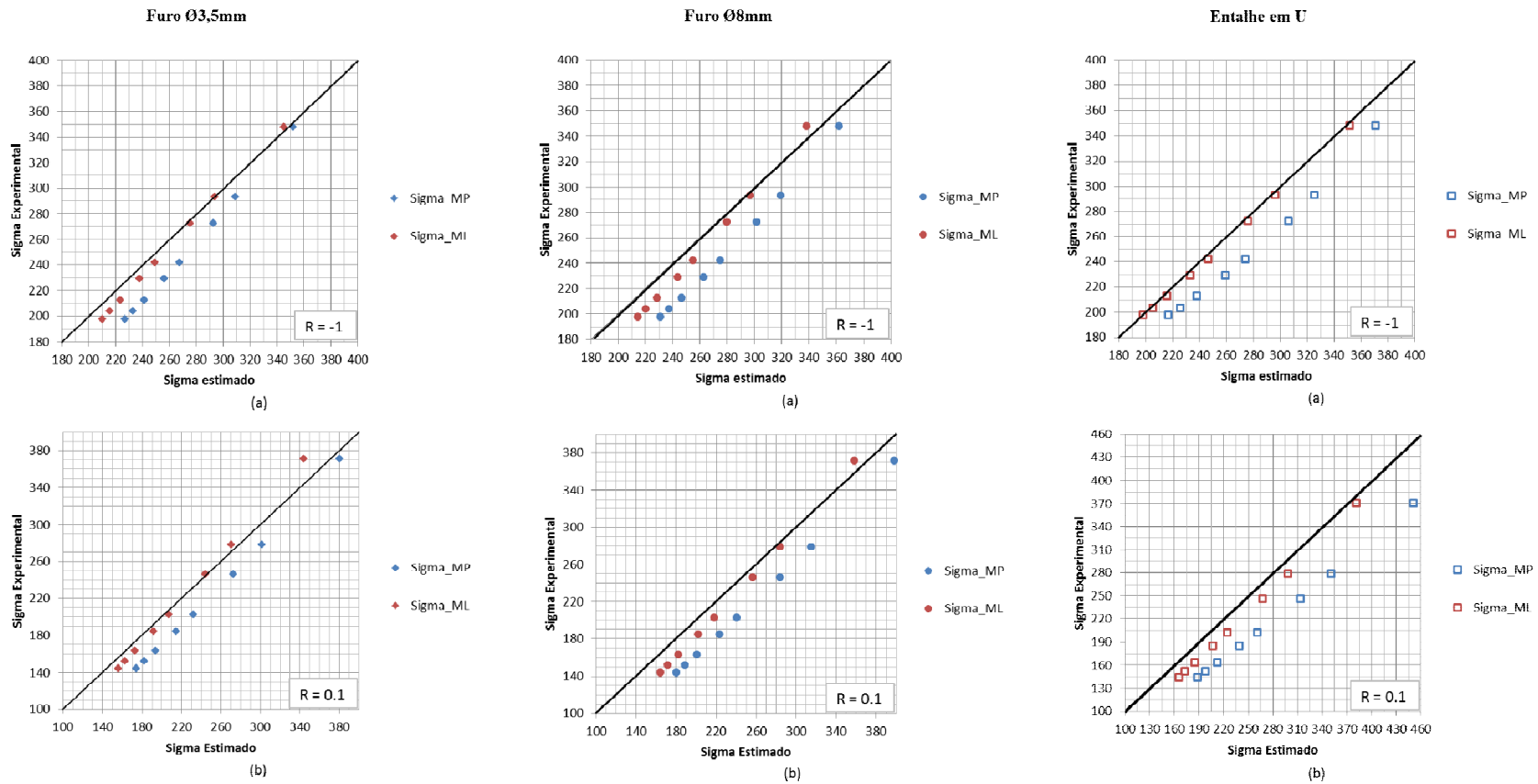


Figura 4.7: Gráficos de correlação entre os valores das tensões experimentais e estimadas para cada tipo de CP e diferentes razões de tensões: a) $R = -1$ e b) $R = 0,1$.

4.4.1 - Explicando um pouco mais os resultados por meio das tensões

Como mencionado na seção 4.3, os resultados das vidas $N_{f,p}$ (MDC) estão um pouco distantes dos valores das vidas $N_{f,p}$ (S-N), o que tem gerado erros de até 77%.

No entanto, essas diferenças podem ser mais bem explicadas observando as curvas S-N experimentais deste material (aço En3B), para ambos os Rs, figuras 4.8 e 4.9.

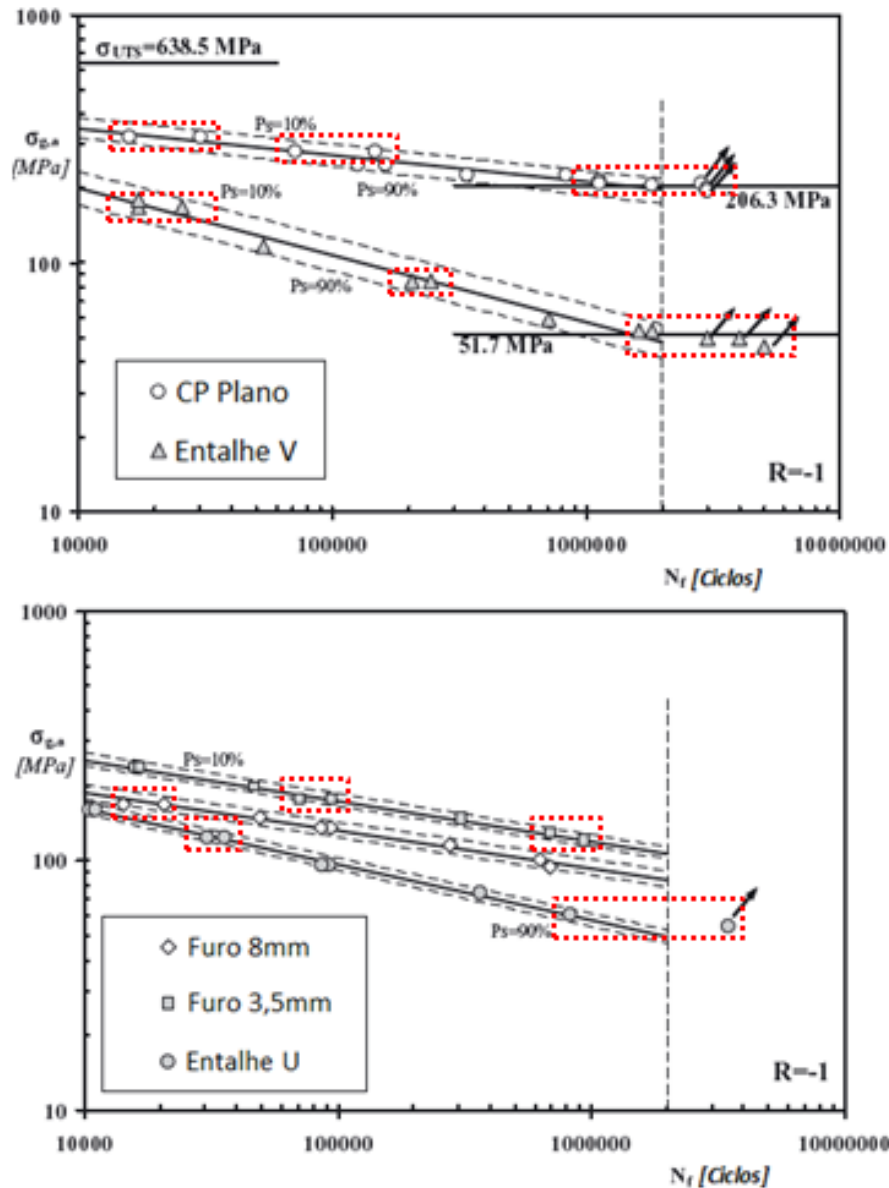


Figura 4.8: Curvas S-N dos corpos de prova utilizados, para $R = -1$ (modificado - Susmel e Taylor, 2007).

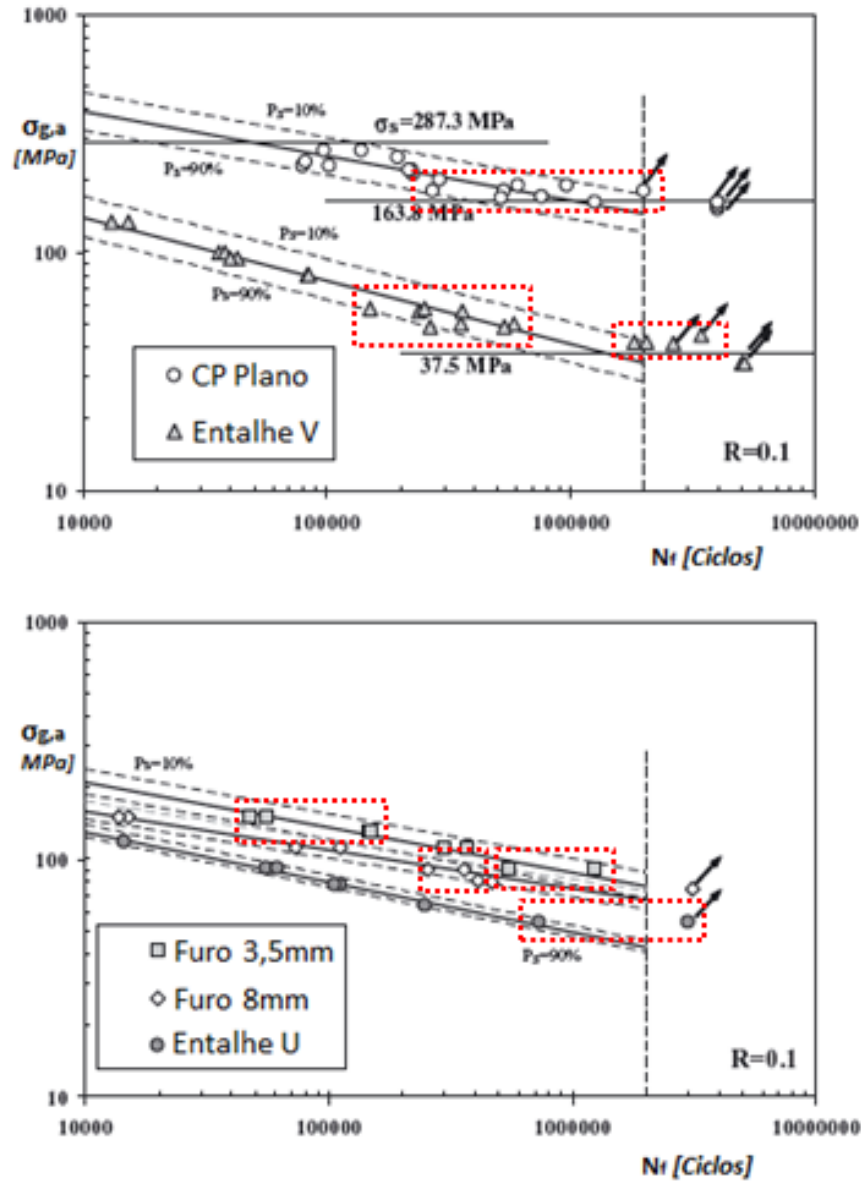


Figura 4.9: Curvas S-N dos corpos de prova utilizados, para $R = 0,1$ (modificado - Susmel e Taylor, 2007).

Observando as figuras 4.8 e 4.9, percebe-se a grande variação nos valores das vidas para falha para uma pequena variação nos níveis de tensões. Por exemplo, para R igual a 0,1 e CP com entalhe em U, para um mesmo nível de tensão é possível encontrar corpos que falham com uma vida de 7×10^5 e corpos com vida infinita (superiores a 2×10^6). Por esse exemplo, obtêm-se em relação a vida - um erro na ordem dos milhões, e para a tensão - um erro na ordem das dezenas ou centenas, que é pequeno ou até mesmo insignificante quando comparado ao erro encontrado pela vida.

5 - CONCLUSÃO

Com o desenvolvimento e replicação dessas metodologias de previsão de vida foi possível perceber que a utilização das curvas de calibração geradas pelos testes de CPs planos e com entalhados agudos geraram resultados melhores do que aqueles encontrados pelas propriedades materiais de um determinado material, justamente pelo fato dessas curvas serem experimentais e, portanto, representarem o real comportamento do material.

Em relação aos tipos de ajustes para o cálculo das distâncias críticas, os resultados obtidos pelos métodos da linha foram melhores do que os obtidos pelo método do ponto, o que era de se esperar, pelo fato do método considerar um domínio superior ao MP. Em relação às calibrações pelos MP e ML houve pouca diferença nos dados, o que gerou certa surpresa, pois se esperava resultados análogos aos encontrados nos ajustes. Observando neste trabalho que, a calibração da curva L_M versus N_f pelo método do ponto, juntamente com o ajuste do método da linha seriam os melhores “ajustes” para esse método.

A proximidade entre os valores encontrados (numéricos versus experimentais) mostraram que se empregou de maneira correta a Teoria da Distância Crítica e a nova formulação para o cálculo da vida desenvolvida por Susmel e Taylor (2007) – além de mostrar, também, a eficácia e poder desta nova ferramenta de previsão de vida em componentes mecânicos.

No entanto, seria necessário utilizar essas metodologias em outros materiais como, por exemplo, o aço ASTM 743 CA6NN, para uma melhor verificação e inspeção das mesmas para diferentes materiais e condições de carregamentos, criando assim uma quantidade suficientemente grande de dados, tornando o método mais preciso e confiável, até mesmo, para descobrir a melhor maneira de utilizá-lo.

Outra sugestão para trabalhos futuros seria o aprimoramento das metodologias utilizadas, por meio de uma simplificação das mesmas ou até mesmo a utilização de programas que tornem o processo mais rápido e preciso.

De uma forma geral os resultados aqui encontrados foram satisfatórios e dentro daquilo que se era esperado.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Albert, W. A. J. (1938), “Über Treibseile am Harz”, *Archive für Mineralogie, Geognosie, Bergbau und Hüttenkunde*, 10, 215-34.
- Araújo, J. A., Susmel, L., Taylor, D., Ferro, J. C. T., Mamiya, E. N. (2007), “On the use of theory of critical distances and the modified Wöhler curve method to estimate fretting fatigue strength of cylindrical contacts”, *Int J Fatigue* 29, 95-107.
- ASTM (2008), “Standard Test Method for measurement of Fatigue Crack Growth Rates”. In: ASTM E 647.
- Atzori, B., Lazzarin, P., Tovo, R. (1992), “Evaluation of the fatigue strength of a deep drawing steel”, *Österreichische Ing Architekten-Zeitschrift (ÖIAZ)*, 137(Heft 11/92):556-61.
- Atzori, B., Lazzarin, P., Meneghetti, G. (2003), “Fracture mechanics and notch sensitivity”, *Fatigue Fract Engng Mater Struct*, 26(3):257-67.
- Bellett D, Taylor D, Marco S, Mazzeo E, Guillois J, Pircher T. (2005), “The fatigue behavior of three-dimensional stress concentrations”. *Int J Fatigue*, 27, pp. 207-21.
- Branco, C. M., Fernandes, A. A., De Castro, P. M. S. T., (1986), "Fadiga de Estruturas Soldadas". Lisboa, Fundação Calouste Gulbenkian.
- Brito, A. A. S. (2000), “A Mecânica da Fratura”, *Ingenium, Dossier de Comunicações Metalúrgica e de Materiais*, ed. 51.
- Broek, D. (1982). *Elementary Engineering Fracture Mechanics*. 3ª ed. Martinus Nijhoff Publishers.
- Collins, J. A. (1993), “Failure of materials in mechanical design – analysis, prediction, prevention”, 2. ed, New York: John Wiley and Sons, Inc.
- Crupi, G., Crupi, V., Guglielmino, E., Taylor, D. (2005), “Fatigue assessment of welded joints using critical distance and other methods”, *Engng Fail Anal*, 12:129-42.
- Da Silva, B. L. (2009). *Estratégia Alternativa para a Determinação do Liminar de Propagação de Trincas através da Teoria da Distância Crítica*, 104.
- Dowling, N. E. (1999). *Mechanical Behavior of Materials*. 2nd ed. Pearson-Prentice Hall. Nova Jersey, Estados Unidos.
- Dowling, N. E. (2007). *Mechanical Behavior of Materials*. 3ª ed. 929f. Pearson-Prentice Hall. Nova Jersey, Estados Unidos.
- El Haddad, M. H., Dowling, N. F., Topper, T. H., Smith, K. N. (1980), “J integral applications for short fatigue cracks at notches”, *Int. J. Fracture*, 16, 15-24.

- Fadel, A. A. (2010). Avaliação do efeito do tracionamento em elevados níveis de EDS sobre a resistência em fadiga do condutor IBIS (CAA 397,5 MCM). Dissertação de Doutorado em Ciências Mecânicas, UnB. Brasília DF.
- Ferro, J. C. (2005), “Limite de fadiga sob condições de fretting: aplicação de critérios multiaxiais em termos de teorias de distância crítica”, Dissertação de Mestrado em Ciências Mecânicas, Universidade de Brasília.
- Garcia, A., Spim, J.A., Santos, C.A. (2000). “Ensaio dos materiais”, Ed. Livros Técnicos e Científicos S.A., Rio de Janeiro, RJ.
- Griffith, A. A. (1920), “The phenomena of rupture and flow in solids“, In: Trans. R. Society, Londres, Vol. A221, p.163.
- Haigh BP. (1917), “Experiments on the fatigue of brasses“. J Inst Metals, 18:55–86.
- Inglis, C. E. (1913), “Stresses in a plate due to the presence of cracks and sharp corners”, Proceedings, Institute of Naval Architects, 60.
- Irwin, G. R. (1957). Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate. Journal of Applied Mechanics, 24. p. 361-364.
- Kasiri, S., Taylor, D. (2008), “A critical distance study of stress concentrations in bone”, Journal of Biomechanics, 41:603-609.
- Kinloch, A.J., Shaw, S.J., Hunston D. (1982), “Crack propagation in rubber-toughened epoxy“. In: International conference on yield, deformation and fracture. London: Cambridge Plastics and Rubber Institute, p. 291-6.
- Kitagawa, H., Takahashi, S. (1976), “Applicability of fracture mechanics to very small cracks or the cracks in the early stage”, In: Proceedings of the 2nd International Conference on Mechanical Behaviour of Materials. Boston, pp. 627-631.
- Lazzarin, P., Tovo, R., Menegheti, G. (1997), “Fatigue crack initiation and propagation phases near notches in metals with low notch sensitivity”, Int. J Fatigue, 19, pp. 647-57.
- Lee, Y-L., Pan, J., Hathaway, R., Barkey, M. E., (2005), “*Fatigue Testing and Analysis (Theory and Practice)*”, Elsevier Butterworth-Heinemann, USA.
- Martins, L. H. L., Ferro, J. C. T., Ferreira, J. L. A., Araújo, J. A., Susmel, L. (2007), “A notch methodology to estimate fretting fatigue strength“, Journal of the Brazilian Society of Mechanic, Sci & Eng., Vol. XXIX, No. 1, January-March, 76-84.
- Meyers, M. A. e Chawla, K. K. (1982), “Princípios de Metalurgia Mecânica“, Ed. Edgar Blucher, São Paulo, Brasil.
- Neuber H. (1936), Forschg Ing-Wes, 7:271-81.
- Neuber, H. (1946), “Theory of notches“, Ed. J.W. Edwards, Ann Harber, EUA.

- Neuber H. (1958), "Theory of notch stresses: principles for exact calculation of strength with reference to structural form and material". 2nd ed. Berlin: Springer Verlag.
- Neuber, H. (1961), "Theory of stress concentration for shear-strained prismatical bodies with arbitrary nonlinear stress-strain law", *Int J of Applied Mec.*, 28, 544.
- Norton, R. L. (2004), "Projeto de máquinas: uma abordagem integrada", 2. ed., Porto Alegre: Bookman.
- Novozhilov V. V. (1969), "On a necessary and sufficient criterion for brittle strength", *Prik Mat Mek*; 33:201-10.
- Paris, P.C. e Erdogan, F.J. (1963), "A critical analysis of crack propagation laws", In: *Int. J. of Basic Engineering*, 85, p. 528-34.
- Pearson, R. E. (1975), "Initiation of fatigue crack in commercial aluminum alloys and the subsequent propagation of very short cracks", *Engineering Fracture Mechanics*, 7, pp. 235- 47.
- Peterson, R. E. (1938), "Methods of correlating data from fatigue tests of stress concentration specimens", In *Stephen Tomoshenko Anniversary Volume*, Macmillan, New York.
- Peterson, R. E. (1959), "Notch sensivity". In: Sines G, Waisman JL, editors. *Metal Fatigue*. New York: McGraw Hill, p. 293-306.
- Santos, P. F. (2013). Estudo de Técnicas de Tratamento de Dados Eperimentais para avaliação da Curva da/dN versus Delta-k - Um Estudo para o aço ASTM A743 CA6NM, 254.
- Shigley, J. E., Mischke, C. R., Budynas, R. G. (2005), "Projeto de engenharia mecânica", 7ed., Bookamn, Porto Alegre, Brasil.
- Suresh, S. (1998), "Fatigue of materials", 2nd ed., Cambridge University Press, Cambridge, UK.
- Susmel, L. (2003), "A unifying approach to estimate the high-cycle fatigue strength of notched components subjected to both uniaxial and multiaxial cyclic loadings", *Fatigue Fract Engng Mater Struct*, 27, pp. 391-411.
- Susmel, L. (2008), "The theory of critical distances: a review of its applications in fatigue", *Engineering Fracture Mechanics*, 75:1706-1724.
- Susmel, L., Taylor, D. (2006), "A simplified approach to apply the theory of critical distances to notched components under torsional fatigue loading", *International Journal of Fatigue*, 28, pp. 417-430.
- Susmel, L., Taylor, D. (2007), "A novel formulation of the Theory of Critical Distances to estimate Lifetime of Notched Components on the Medium-Cycle Fatigue Regime", *Fatigue Fract Engng Mater Struct*, 30 7:567-581.

- Tanaka, K. (1983), "Engineering formulae for fatigue strength reduction due to crack-like notches", *Int. J. Fracture*, 22, R39-R45.
- Tanaka, K. (1987), "Short crack fracture mechanics in fatigue conditions", In: *Current Research of Fatigue Cracks*, edited by T. Tanaka, M. Jono and K. Komai. The Society of Materials Science, Japan – JSMS, Vol. I, 103-117.
- Taylor, D. (1999), "Geometrical effects in fatigue: a unifying theoretical model", *Int. J. Fatigue*, 21:413-420.
- Taylor, D. (2000), "Component design: the interface between threshold and endurance limit", *Fatigue Crack Growth Thresholds, Endurance Limits and Design* (Edited by L. C. Newman e R. S. Piascik), ASTM STP 1372, ASTM 2000 (in press).
- Taylor, D. (2001), "A mechanistic approach to critical-distance methods in notch fatigue", *Fatigue Fract Engng Mater Struct*, 24, pp. 215-24.
- Taylor, D. (2004), "Predicting the fracture strength of ceramic materials using the theory of critical distances", *Engng Fract Mech*, 71:2407-16.
- Taylor, D. (2005), "The theory of critical distances applied to the prediction of brittle fracture in metallic materials", *SID*, Vol.1, no.2, pp. 145-154.
- Taylor, D. (2007). *The Theory of Critical Distances: A New Perspective in Fracture Mechanics* (p. 307). Elsevier.
- Taylor, D. (2008), "The theory of critical distances", *Engineering Fracture Mechanics* 75:1696-1705.
- Taylor, D., Merlo, M., Pegley, R., Cavatorta, M. P. (2004), "*The effect of stress concentrations on the fracture strength of polymethylmetacrylate*", *Mater Sci Engng*, A382:288-94.
- Taylor, D., Wang, G. (2000), "The validation of some methods of notch fatigue analysis", *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 23, 387-394.
- Teixeira, R. S. (2004), "Metodologia de análise de fadiga em componentes estruturais de aço baseada na mecânica da fratura", *Dissertação de Mestrado em Engenharia de Estruturas*. Universidade Federal de Minas Gerais.
- Wang, G., Taylor, D., Ceipakowicz, A., Devlukia, J. (1999), "Prediction of fatigue failure in cast aluminium alloy components using the crack modelling method", In: *Proc. Fatigue '99*, China, Higer Education Press, Beijing, China, pp. 735-740.
- Withey, P. A. (1997), "Fatigue failure of the Havilland Comet I", *Engineering Failure Analysis*, Elsevier Science Ltd, Great Britain, Vol. 4, No. 2, pp. 147-154.
- Whitney, J. M., Nuismer R. J. (1974), "Stress fracture criteria for laminated composites containing stress concentration". *J Compos Mater*, 8:253-65.

ANEXOS

ANEXO A – RESULTADOS REFERENTES À METODOLOGIA QUE UTILIZA AS PROPRIEDADES MATERIAIS.

Como foi mencionado no capítulo 4, abaixo se encontram os resultados obtidos pela metodologia que considerou a propriedades materiais (estática e fadiga) para encontrar a relação $L_M \times N_f$ para as razões de tensão iguais a -1 e 0,1 (equações (A.1) e (A.2), respectivamente).

$$L_M(N_f) = 18,6N_f^{-0,249} \quad (A.1)$$

$$L_M(N_f) = 134460N_f^{-0,921} \quad (A.2)$$

Na figura A.1 mostra os valores das vidas experimentais e das vidas estimadas para falha usando os ajustes pelos MP e ML, para os distintos valores de R . E percebe-se que a precisão da Teoria da Distância Crítica para o cálculo da vida para falha usando a metodologia que utiliza as propriedades materiais não é tão preciso quanto à metodologia que usa as curvas experimentais do material, principalmente para $R = 0,1$.

Para melhor exemplificar tal afirmação tabela A.1 mostra os erros percentuais referentes às tensões estimadas e as tensões experimentais, e vemos que ocorre uma elevação nos valores dos erros percentuais encontrados, quando comparados à outra metodologia e se observar a figura A.1, principalmente, para a razão de tensão de 0,1 seus valores variam muito devido sua inclinação “atípica”.

Tabela A.1: Comparativo entre os valores dos erros percentuais obtidos pelos ajustes do MP e ML para os diferentes R s e para cada tipo de CP:

Tipo de corpo de prova	R	MP (%)	ML (%)
Entalhe em U	-1	-19,45	-7,72
	0,1	-26,11	32,93
Furo Ø3,5 mm	-1	-17,56	-7,96
	0,1	-31,85	-21,12
Furo Ø8 mm	-1	-19,35	-10,62
	0,1	-23,54	-16,91

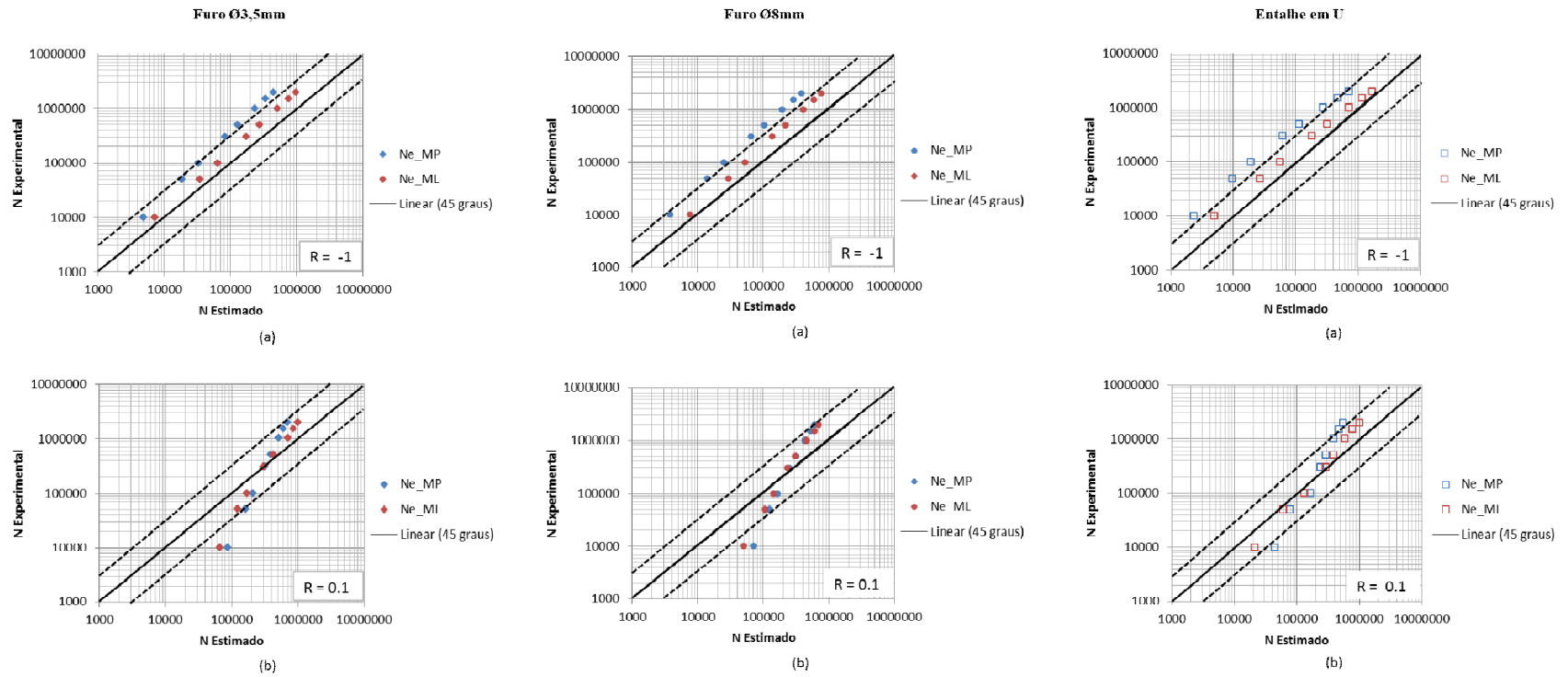


Figura A.1: Gráfico das predições das vidas para falha em fadiga pela metodologia que utiliza as propriedades materiais para os ajustes pelos do MP e ML: a) $R = -1$ e b) $R = 0,1$.

ANEXO B – MÉTODO ITERATIVO PARA O CÁLCULO DAS VIDAS ESTIMADAS ($N_{f,e}$).

Este apêndice tem como objetivo mostrar e explicar a forma que foi realizada à iteração para a estimativa das vidas $N_{f,e}$ para ambos os R_s .

- Os parâmetros em **vermelho** devem ser modificados para cada condição de análise e seus valores podem ser encontrados nas tabelas B.1, B.2, 3.1 e 3.2;
- Em **verde**, são condições específicas para cada tipo de entalhe (furo com diâmetro de 3,5 mm, furo com 8 mm de diâmetro e entalhe em U), pois correspondem aos parâmetros e as equações de ajuste dos gradientes de tensões, $\sigma(\delta)$;
- E em **azul**, é o valor da vida prescrita e, portanto, devem-se utilizar os seguintes valores: 10^4 , 5×10^4 , 10^5 , 3×10^5 , 5×10^5 , 10^6 , $1,5 \times 10^6$ e 2×10^6 .

Tabela B.1: Propriedades materiais para fadiga de alto ciclo para o aço EN3B (Susmel e Taylor, 2007):

R	σ_0 (MPa)	K_{th} (MPa ^{m1/2})	L (mm)
-1	206,3	8,1	0,485
0,1	163,8	5,9	0,406

Tabela B.2: Síntese dos resultados experimentais gerados por meio de testes dos CPs sobre razões de tensões iguais a -1 e 0,1(Susmel e Taylor, 2007):

Corpos de Prova	R	k	σ_A (MPa)	K_t
Furo 3,5 mm	-1	6,11	106,9	3,1
	0,1	5,31	77,3	
Furo 8 mm	-1	6,65	84,4	3,4
	0,1	5,62	63,3	
Entalhe em U	-1	4,46	49,3	6,1
	0,1	4,74	42,6	

ITERAÇÃO MATHCAD

$$S_{ut} := 638.3 \text{ MPa}$$

$$K_{Ic} := 97.4 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

$$K_{Ih} := 8.03 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

$$N_S := 35$$

$$N_{inf} := 1331079$$

Caracterização dos Parâmetros da Curva S-N da Amostras

Espécimes Não Entalhados

$$\sigma_{0\text{unnotch}} := 206.3 \text{ MPa}$$

$$b_{\text{unnotch}} := \frac{-1}{9.34}$$

$$N_{0\text{unnotch}} := 1.331079 \cdot 10^6$$

$$A_{\text{unnotch}} := \frac{\sigma_{0\text{unnotch}}}{N_{0\text{unnotch}}^{b_{\text{unnotch}}}}$$

$$S_{\text{unnotch}}(N) := A_{\text{unnotch}} \cdot N^{b_{\text{unnotch}}}$$

$$S_{\text{unnotch}}(N_S) \cdot \text{MPa}^{-1} = 638.084$$

$$S_{\text{unnotch}}(N_{inf}) \cdot \text{MPa}^{-1} = 206.3$$

$$N_{\text{unnotched}}(s) := \left(\frac{s}{A_{\text{unnotch}}} \right)^{\frac{1}{b_{\text{unnotch}}}}$$

Espécimes Entalhados

Tipo de Entalhe: **CP analisado**

$$\sigma_{0_notch} := 49.3 \text{ MPa}$$

$$b_{\text{notch}} := \frac{-1}{4.46}$$

$$N_{0\text{notch}} := 2 \cdot 10^6$$

$$A_{\text{notch}} := \left(\frac{\sigma_{0_notch}}{N_{0\text{notch}}^{b_{\text{notch}}}} \right) = 1.275 \times 10^8 \text{ Pa}$$

$$S_{\text{notch}}(N) := A_{\text{notch}} \cdot N^{b_{\text{notch}}}$$

$$S_{\text{notch}}(N_S) \cdot \text{MPa}^{-1} = 574.686$$

$$S_{\text{notch}}(N_{inf}) \cdot \text{MPa}^{-1} = 54.012$$

Caracterização da Curva L_M versus N

Dimensão do Material em $N_S = N$

$$L_S := \frac{1}{\pi \cdot 1} \left(\frac{K_{Ic}}{S_{ut}} \right)^2$$

$$L_S \cdot \text{mm}^{-1} = 7.407$$

Dimensão do Material em $N_{inf} = N_{inf}$

$$L_{inf} := \frac{1}{\pi \cdot 1} \left(\frac{K_{Ih}}{S_{\text{unnotch}}(N_{inf})} \right)^2$$

$$L_{inf} \cdot \text{mm}^{-1} = 0.485$$

Expoente da curva $L_m \times N$

$$b_{LM} := \frac{\log\left(\frac{L_{inf}}{L_S}\right)}{\log\left(\frac{N_{inf}}{N_S}\right)} \quad b_{LM} = -0.259$$

Constante da da curva $L_m \times N$

$$A_{LM} := L_{inf} \cdot N_{inf}^{-b_{LM}}$$

$$A_{LM} \cdot \text{mm}^{-1} = 18.57$$

$$L_{inf} \cdot N_{inf}^{-b_{LM}} = 0.019 \text{ m}$$

$$L_S \cdot N_S^{-b_{LM}} = 0.019 \text{ m}$$

$$L_M(N) := A_{LM} \cdot N^{b_{LM}}$$

$$L_M(N_{inf}) \cdot \text{mm}^{-1} = 0.484667$$

$$L_M(N_S) \cdot \text{mm}^{-1} = 7.407066$$

Distribuição das Tensões Principais e das Tensões Média para o caso da
Placa Finita: **Colocar os dados referente ao CP utilizado**

$$\begin{aligned} p_1 &:= -1.25210^{-7} & p_5 &:= -0.04619 \\ p_2 &:= 9.72910^{-6} & p_6 &:= 0.2333 \\ p_3 &:= -0.0003069 & p_7 &:= -0.611 \\ p_4 &:= 0.005045 & p_8 &:= 0.8896 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \delta &:= 0\text{mm}, 0.00\text{mm}, \frac{7.5}{2}\text{mm} \\ \delta_1 &:= 0.00\text{mm}, 0.05\text{mm}, 7\text{mm} \end{aligned}$$

$$N := 1 \times 10^4 \quad K_{\sigma} := 6.1$$

$$\sigma_{\sigma} := S_{\text{notch}}(N)$$

$$\sigma_{\sigma} \cdot \text{MPa}^{-1} = 187.262$$

$$\sigma(\delta) := \sigma_{\sigma} \cdot K_{\sigma} \left[p_1 \left(\frac{\delta}{\text{mm}} \right)^7 + p_2 \left(\frac{\delta}{\text{mm}} \right)^6 + p_3 \left(\frac{\delta}{\text{mm}} \right)^5 + p_4 \left(\frac{\delta}{\text{mm}} \right)^4 + p_5 \left(\frac{\delta}{\text{mm}} \right)^3 + p_6 \left(\frac{\delta}{\text{mm}} \right)^2 + p_7 \left(\frac{\delta}{\text{mm}} \right)^1 + p_8 \right]$$

$$\sigma_{\text{LM}}(\delta_1) := \frac{1}{\delta_1} \int_0^{\delta_1} \sigma(\delta) d\delta_1 \quad \sigma(0) \cdot \text{MPa}^{-1} = 1.016 \times 10^3$$

$$\sigma(L_{\text{inf}}) \cdot \text{MPa}^{-1} = 734.82$$

$$\sigma_{0\text{unnotch}} \cdot \text{MPa}^{-1} = 206.3$$

$$\sigma(L_{\text{g}}) \cdot \text{MPa}^{-1} = 216.814$$

$$S_{\text{notch}}(N_{\text{g}}) \cdot \text{MPa}^{-1} = 574.686$$

Curva de Previsão da Vida para Falha Estimada $N_{f,e}$

$$N_{f2}(\sigma_1) := \left(\frac{\sigma_1}{\sigma_{0\text{unnotch}}} \right)^{b_{\text{unnotch}}} \cdot N_{\text{inf}} \quad \frac{1}{b_{\text{unnotch}}}$$

$$K := 2 \quad N = 5.2 \times 10^3$$

INICIO - PM

$$N_{\text{pma}} := 7.12556404065361 \times 10^5$$

$$\frac{I_M(N_{\text{pma}})}{K} \cdot \text{mm}^{-1} = 0.285$$

$$\sigma \left(\frac{I_M(N_{\text{pma}})}{K} \right) \cdot \text{MPa}^{-1} = 837.833$$

$$N_{\text{unnotched}} \left(\sigma \left(\frac{I_M(N_{\text{pma}})}{K} \right) \right) = 3$$

$$\frac{N_{\text{pma}} + N_{\text{unnotched}} \left(\sigma \left(\frac{I_M(N_{\text{pma}})}{K} \right) \right)}{2} = 3.562795770452 \times 10^5$$

$$(ii) \quad N_{\text{pma}} - N_{\text{unnotched}} \left(\sigma \left(\frac{I_M(N_{\text{pma}})}{K} \right) \right) = 7.126 \times 10^5$$

INICIO - LM

$$N_{\text{lm}} := 1.7042834286789708 \times 10^6$$

$$I_M(N_{\text{lm}}) \cdot K \cdot \text{mm}^{-1} = 0.909$$

$$\sigma_{\text{LM}}(I_M(N_{\text{lm}}) \cdot K) \cdot \text{MPa}^{-1} = 763.146$$

$$N_{\text{unnotched}}(\sigma_{\text{LM}}(I_M(N_{\text{lm}}) \cdot K)) = 7$$

$$\frac{N_{\text{lm}} + N_{\text{unnotched}}(\sigma_{\text{LM}}(I_M(N_{\text{lm}}) \cdot K))}{2} = 8.521450031753 \times 10^5$$

$$N_{\text{lm}} - N_{\text{unnotched}}(\sigma_{\text{LM}}(I_M(N_{\text{lm}}) \cdot K)) = 1.704 \times 10^6$$

- Faça o passo (i) até que valor de (ii) ficar igual ou menor a 0,05.