

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA
BACHARELADO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

JOYCE DE ALMEIDA GODINHO BOSCO

**APLICAÇÃO DA TEORIA DA DISTÂNCIA CRÍTICA PARA ESTIMAR
A VIDA DE COMPONENTES COM ENTALHE EM REGIME DE
FADIGA DE MÉDIO CICLO**

BRASÍLIA

2016

JOYCE DE ALMEIDA GODINHO BOSCO

APLICAÇÃO DA TEORIA DA DISTÂNCIA CRÍTICA
PARA ESTIMAR A VIDA DE COMPONENTES COM
ENTALHE EM REGIME DE FADIGA DE MÉDIO

Projeto de Graduação submetido ao Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Tecnologia da Universidade de Brasília - Campus Darcy Ribeiro, como requisito parcial para obtenção do grau de Bacharel em Engenharia Mecânica.

Área de pesquisa: Resistência dos Materiais

Orientador: Prof. JORGE LUIZ DE ALMEIDA FERREIRA

Brasília
2016

Faculdade de Tecnologia, Univesidade de Brasília - Campus Darcy Ribeiro
Departamento de Engenharia Mecânica

JOYCE DE ALMEIDA GODINHO BOSCO

Este Projeto de Graduação foi julgado adequado para a obtenção do Grau de Bacharel em Engenharia Mecânica, sendo aprovado pelo Departamento de Engenharia Mecânica, da Faculdade de Tecnologia, do Campus Darcy Ribeiro da Universidade de Brasília e pela banca examinadora:

Orientador: Prof. Jorge Luiz de Almeida
Universidade de Brasília - UnB

Prof. Edgar Nobuo Mamiya
Universidade de Brasília - UnB

Prof. Lucival Malcher
Universidade de Brasília - UnB

Brasília, 30 de novembro de 2016

à Larissa Ormond Fraga

Agradecimentos

Agradeço, inicialmente à minha família, especialmente meu pai, pela enorme compreensão, paciência e apoio dados durante todos esses anos. Sei que sem o seu apoio, nada disso seria possível.

Agradeço ao meu namorado pelo apoio irrestrito, mesmo nos momentos de dúvida, e pela paciência e ajuda incansável para a concretude desse trabalho. Agradeço também meus muitos amigos, que se tornaram minha família em Brasília, ao eterno companherismo nessa jornada, presença nos momentos alegres e difíceis, e compreensão pelos momentos de ausência.

Finalmente, agradeço ao meu orientador Jorge Luiz de Almeida Ferreira, presença constante e dedicada à ajuda, sem o qual a execução desse trabalho não seria possível.

Resumo

Este trabalho consiste em uma revisão e análise crítica sobre as possibilidades do uso da reformulação da Teoria da Distância Crítica, aproximada pelo Método do Ponto, proposta pelos pesquisadores Susmel e Taylor (2007), para a previsão de vida, em regime de médio ciclo, de corpos enfraquecidos por qualquer tipo de entalhe sob regimes de tração e flexão para razões de carregamento de $R = 0.1$ e $R = -1$ para o primeiro e $R = 0.1$ para o segundo, aproximadas tanto para o Estado Plano de Tensões quanto para o Estado Plano de Deformações.

Essa reformulação parte do pressuposto que a distância crítica muda com o número de ciclos para a falha e há uma função de potência que associa ambos. Para o levantamento dessa curva utiliza-se duas curvas de fadiga, uma gerada com um CP sem entalhe e outra com CP com entalhe, e outra que relaciona a distribuição de tensões à raiz do corpo entalhado escolhido.

Posteriormente a confiabilidade do método foi testada através de uma iteração que usa a curva L-N levantada, a curva que associa a distribuição de tensões a distância à raiz do entalhe para diferentes CPs e a curva de fadiga do corpo plano, para o cálculo de uma Vida Estimada N_e que será comparada à um chute inicial da iteração, a Vida Prevista N_f . Se ambos os valores são próximos, a aplicabilidade da curva L-N pode ser comprovada para a previsão da vida em fadiga para regimes de médio ciclo.

A aplicação do método, para regimes de tração foi bem sucedido, com previsões caindo sempre dentro da faixa de dispersão aceitável. Estes resultados são muito interessantes, especialmente considerando que a TCD é de fácil implementação pois requer apenas uma análise de tensão linear-elástica. Para regimes de flexão, a curva L-N apresentou resultados atípicos, demandando mais pesquisas antes de sua aplicação.

Abstract

This work consists of a review and critical analysis of the possibilities of using the reformulation of the Theory of Critical Distance, by the Point Method, proposed by Susmel and Taylor (2007) for the prediction of life in middle-cycle regime, for components weakened by any kind of notch and under both traction and bending regimes for loading ratios of $R = 0.1$ and $R = -1$ for the first and $R = 0.1$ for the second, for both plane strain and plane stress state.

This reformulation assumes that the critical distance changes with the number of cycles to failure, and there is a power function that you associate both. Two fatigue curves are used to lift this curve, one generated with a plane component, another with notched component, and another that relates the distribution of stresses to the root of the chosen notched specimens.

Afterwards the reliability of the method was tested through an iteration using the raised L-N curve, the curve that associates the distribution of tensions at the distance to the root of the notch for different specimens and the fatigue curve of the flat body for the calculation of a Life Estimated N_e to be compared to an initial iteration kick, the Predicted Life N_f . If both values are close, the applicability of the L-N curve can be proved for the prediction of the fatigue life for medium-cycle regimes.

The application of the method, under tension, was successful, with predictions always falling within the acceptable dispersion range. These results are very interesting, especially considering that TCD is easy to implement since it only requires a linear-elastic stress analysis. For bending regimes, the L-N curve presented atypical results, requiring more research before its application.

Sumário

Lista de Figuras

Lista de Tabelas

Lista de Símbolos 16

Lista de Abreviações

1	Introdução	19
1.1	Motivação	19
1.2	Objetivos	19
1.3	Organização do Trabalho	20
2	Fratura e Fadiga	21
2.1	FADIGA	21
2.1.1	Início do Processo Histórico	21
2.1.2	Conceitos Básicos	22
2.1.3	Curva σ -N	24
2.1.4	Efeito da Tensão Média	25
2.1.5	Concentradores de Tensão	26
2.1.6	Fator de Redução de Resistência à Fadiga	27
2.1.7	Efeito da concentração de tensões sobre a curva σ -N	27
2.1.8	Vidas em Alto, Baixo e Médio ciclo	28
2.2	MECÂNICA DA FRATURA-Mecânica da Fratura Linear Elástica	30

2.2.1	Funções de Airy para a Tensão	30
2.2.2	Solução para Problemas com Trinca	32
2.2.3	Fator Intensidade de Tensão	34
2.2.4	Tenacidade à Fratura	34
2.2.5	Limitações na MFLE	35
2.2.6	Propagação de Trincas por Fadiga	36
2.2.7	Diagrama de Kitagawa-Takahashi	38
2.3	MODELO DE PREVISÃO DE VIDA EM COMPONENTES ENTALHADOS - Enfoque da Distância Crítica	39
2.3.1	Método do Ponto	40
2.3.2	Método da Linha	41
2.3.3	Método da Área	41
2.3.4	TDC aplicada em regime de Médio Ciclo	41
3	Método Proposto	43
3.1	Equações governantes da metodologia	45
3.2	Levantamento das constantes materiais	45
3.3	Corpos de Prova	46
3.3.1	Simulação numérica	47
3.3.2	Tipos de Elementos e Convergência da Malha	49
3.4	Aplicação do Método do Ponto para levantamento da curva Distância Crítica por Vida do Material	53
3.5	Interpolação para Vida Estimada	55
4	Resultados	57
4.1	Comparação de K_{fs}	57
4.2	Gráficos da redução de tensão pela distância à raiz do entalhe	58
4.2.1	Caso 2D	58

4.2.2	Caso 3D	61
4.3	Curvas materiais L_{MP-N} e constantes de ajuste	64
4.3.1	Caso 2D	65
4.3.2	CASO 3D	66
4.3.3	Análise	67
4.4	Gráficos da interpolação de Vida Estimada por Vida Prevista	68
4.4.1	TRAÇÃO $R=-1$	69
4.4.2	TRAÇÃO $R=0.1$	72
5	Conclusão e Futuros trabalhos	75
6	Referências Bibliográficas	78
	Apêndice A – Rotina do matlab para cálculo da distancia crítica pelo metodo do ponto para $R=0,1$ em regime de tração	81
	Apêndice B – Rotina do matlab para cálculo da distancia crítica pelo metodo do ponto para $R=0,1$ em regime de flexão	86
	Apêndice C – Rotina do matlab para cálculo da distancia crítica pelo metodo do ponto para $R=-1$ em regime de tração	91
	Apêndice D – Rotina no Ansys para o calculo do K_t CP D=3,5	96
	Apêndice E – Rotina no Ansys para o calculo do K_t CP D=8	102
	Apêndice F – Rotina no Ansys para o calculo do K_t entalhe em "v"com raio=0,012	108
	Apêndice G – Rotina no Ansys para o calculo do K_t entalhe em "v"com raio=0,383 em regime de flexão	114
	Apêndice H – Rotina no Ansys para o calculo do K_t entalhe em "U"com	

raio=1,5	121
Apêndice I – Rotina no Ansys para o calculo do K_t entalhe em "U" com raio=5 em regime de flexão	130
Apêndice J – Rotina no Ansys para o calculo do K_t dO CP com furo de 3.5 mm para o caso 3D	137
Apêndice K – Rotina no Ansys para o calculo do K_t dO CP com furo de 8 mm para o caso 3D	146
Apêndice L – Rotina no Ansys para o calculo do K_t dO CP com entalhe em U de 1.5 mm para o caso 3D	155
Apêndice M – Rotina no Ansys para o calculo do K_t dO CP com entalhe em v de 0.12 mm para o caso 3D	163
Apêndice N – Rotina no Ansys para o calculo do K_t dO CP com entalhe em v de 0.383 mm para o caso 3D em flexão	171
Apêndice O – Rotina no Ansys para o calculo do K_t dO CP com entalhe em U de 5 mm para o caso 3D em flexão	180
Apêndice P – Rotina no Matlab para vida estimada CP com furo de 3.5 mm e R=-1	189
Apêndice Q – Rotina no Matlab para vida estimada CP com furo de 3.5 mm e R=0.1	193
Apêndice R – Rotina no Matlab para vida estimada CP com furo de 8 mm e R=-1	197
Apêndice S – Rotina no Matlab para vida estimada CP com furo de 8 mm e R=0.1	201
Apêndice T – Rotina no Matlab para vida estimada CP com entalhe em U de	

1.5 mm e R=-1	205
Apêndice U – Rotina no Matlab para vida estimada CP com entalhe em U de 1.5 mm e R=0.1	209
Apêndice V – Rotina no Matlab para vida estimada CP com entalhe em U de 5 mm , R=0.1 em flexão	213
Apêndice W – Rotina Ansys para aproximação para o caso EPD nos corpos 3D	217
Apêndice X – Tabelas dos resultados obtidos nas interpolações de Vida Estimadas	218

Lista de Figuras

1	Desenho de 1842 do descarrilhamento do trem que saia de Versailles .	22
2	Parâmetros de Fadiga (Meyers,2009)	23
3	Representação da curva σ -N (Da Rosa,2000)	25
4	Curva σ -N para diferentes tensões médias (Cutrim,2014).	25
5	Fator de concentração de tensões em uma placa de furo elíptico - (modificado Dowling, 2007)	26
6	Efeito do K_f sobre a curva S-N - (Da Rosa,2000)	28
7	Modos de Abertura (Ho Sung Kim,2013)	30
8	Sistema de coordenadas polares no plano x-y para a região próxima a uma trinca elíptica em placa infinita (Wang, 1996).	32
9	Representação zona plástica (Norton, 2013).	36
10	Limites da zona plástica (Dowling, 2007).	36
11	Esboço de uma curva da/dN típica - Santos,2013)	37
12	Diagrama de Kitagawa-Takahashi (da Silva, 2009).	39
13	Geometria dos corpos estudados sob tração-tração e tração-compressão (Taylor e Susmel,2007)	47
14	Geometria dos corpos estudados sob flexão (Taylor e Susmel,2007) . .	47
15	Primeira etapa da geração de corpos no Ansys	49
16	Segunda etapa da geração de corpos no Ansys	49
17	Terceira etapa da geração de corpos no Ansys	49
18	Elementos utilizados nas construções dos CPs (ANSYS).	50
19	Malha dos corpos sob Tração	52

20	Malha dos corpos sob flexão	52
21	Entalhe corpos sob Tração	53
22	Entalhes dos corpos sob flexão	53
23	Aplicação da distância crítica pelo método do ponto (Taylor e Susmel,2007-modificado).	54
24	Fluxograma da interpolação para vida estimada N_e (modificado - Cutrim, 2013)	56
25	Furo \emptyset 3,5 mm	58
26	Furo \emptyset 8 mm	59
27	Entalhe em U, $R = 1.5$ mm	59
28	Entalhe em V, $R = 0,12$	60
29	Entalhe em U, $R = 5$ mm em flexão	60
30	Entalhe em V, $R = 0,383$ em flexão	61
31	Furo \emptyset 3,5 mm	61
32	Furo \emptyset 8 mm	62
33	Entalhe em U, $R = 1.5$ mm	62
34	Entalhe em V, $R = 0,12$	63
35	Entalhe em U, $R = 5$ mm em flexão	63
36	Entalhe em V, $R = 0,383$ em flexão	64
37	Gráficos L_{MP} -N e K_I -N para $R=-1$ em tração	65
38	Gráficos L_{MP} -N e K_I -N para $R=0.1$ em tração	65
39	Gráficos L_{MP} -N e K_I -N para $R=0.1$ em flexão	66
40	Gráficos L_{MP} -N e K_I -N para $R=-1$ em tração, 3D	66
41	Gráficos L_{MP} -N e K_I -N para $R=0.1$ em tração, 3D	67
42	Gráficos L_{MP} -N e K_I -N para $R=0.1$ em flexão,3D	67
43	Gráficos da Interpolação para Vida Estimada do trabalho de Susmel e Taylor(2007)	68

44	Vida Estimada para Corpo furo de 3.5 mm e R=-1	69
45	Vida Estimada para Corpo furo de 8 mm e R=-1	70
46	Vida Estimada para Corpo com entalhe em U de raio 1.5 mm e R=-1 . .	71
47	Vida Estimada para Corpo furo de 3.5 mm e R=0.1	72
48	Vida Estimada para Corpo furo de 8 mm e R=0.1e R=0.1	73
49	Vida Estimada para Corpo com entalhe em U de raio 1.5 mm e R=0.1 .	74

Lista de Tabelas

1	Comparação de $K_{f,s}$	46
2	Comparação de $K_{f,s}$ caso 2D	57
3	Comparação de $K_{f,s}$ caso 3D	58
4	Constantes de ajuste para o caso 3D	64
5	Constantes de ajuste para o caso 2D	64
6	Vida Estimada CP furo 3.5 mm, R=-1, 2D	218
7	Vida Estimada CP furo 3.5 mm, R=-1, 3D	218
8	Vida Estimada CP furo 3.5 mm, R=0.1, 2D	218
9	Vida Estimada CP furo 3.5 mm, R=0.1, 3D	219
10	Vida Estimada CP furo 8 mm, R=-1, 2D	219
11	Vida Estimada CP furo 8 mm, R=-1, 3D	219
12	Vida Estimada CP furo 8 mm, R=0.1, 2D	220
13	Vida Estimada CP furo 8 mm, R=0.1, 3D	220
14	Vida Estimada para CP U 1.5 mm, R=-1, 2D	220
15	Vida Estimada para CP U 1.5 mm, R=-1, 3D	221
16	Vida Estimada para CP U 1.5 mm, R=0.1, 2D	221
17	Vida Estimada para CP U 1.5 mm, R=0.1, 3D	221
18	Vida Estimada para CP 5 mm, R=0.1, 2D, em flexão	222
19	Vida Estimada para CP 5 mm, R=0.1, 3D, em flexão	222

Lista de Símbolos

ΔK	Varição do Fator Intensidade de Tensões
ΔK_{Ih}	Limiar de Propagação de Trincas por Fadiga
ΔS	Amplitude da Tensão
$\Delta\sigma_{eff}$	Tensão Efetiva
ε_z	Deformação na Direção z
ν	Coeficiente de Poisson
σ_a	Tensão Alternada
σ_m	Tensão Média
$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$	Tensões Normais em relação ao eixo de referência
σ_e	Limite de resistência à fadiga completamente corrigido
σ_{max}	Tensão Máxima
σ_{min}	Tensão Mínima
σ_{nom}	Tensão Nominal
σ_{str}	Limite de resistência à tração do material
τ_x, τ_y, τ_z	Tensões Cisalhantes em relação ao eixo de referência
A, b	Constantes de Ajuste da Curva de Wöhler
a_0	Comprimento Inicial da Trinca
a_c	Comprimento Crítico da Trinca
A_L, b_L	Constantes de ajuste da curva L-N
C, m	constantes de ajuste do Diagrama de Paris.

d_{MA}	Distância Crítica pelo Método da Área
d_{ML}	Distância Crítica pelo Método da Linha
d_{MP}	Distância Crítica pelo Método do Ponto
K	Fator Intensidade de Tensão
K_c	Fator Tenacidade à Fratura
K_f	Fator de Redução de Resistência à Fadiga
K_I	Fator Intensidade de Tensão para o Modo I de Abertura
K_{max}	Fator Intensidade de Tensão correspondente ao carregamento máximo
K_{min}	Fator Intensidade de Tensão correspondente ao carregamento mínimo
K_{Ig}	Fator Concentrações de Tensões Cálculado em Relação a Região <i>gross</i>
K_{In}	Fator Concentrações de Tensões Cálculado em Relação a Região <i>net</i>
K_t	Fator de Concenração de Tensões Teórico
L	Distância Crítica
N	Vida
N_e	Vida estimada
N_p	Vida Prevista
q	Fator de Sensibilidade ao Entalhe do Material
R	Razão de carregamento

Lista de Abreviações

CC	Condição de Contorno
CP, CPs	Corpo de Prova, Corpos de Prova
EPD	Estado Plano de Deformações
EPT	Estado Plano de Tensões
MA	Método de Área
MDC	Método da Distância Crítica
MEF	Método de Elementos Finitos
MF	Mecânica da Fratura
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Estática
ML	Método da Linha
MP	Método do Ponto
TDC	Teoria da Distância Crítica

INTRODUÇÃO

1.1 Motivação

Os materiais metálicos, quando submetidos a tensões flutuantes ou repetitivas rompem-se a tensões muito inferiores àsquelas determinadas nos ensaios estáticos de tração e compressão. À medida que o desenvolvimento tecnológico incorporou novos componentes e equipamentos submetidos continuamente a esforços dinâmicos e a vibrações, o fenômeno da fadiga passou a representar uma das maiores causas de falha em serviço de componentes de materiais metálicos.

Na necessidade do estudo da fadiga dos materiais, a Teoria da Distância Crítica, uma reformulação das ideias apresentadas por Neuber na Alemanha no século passado, se apresenta como uma possibilidade para a melhor previsão de componentes mecânicos pois independe da geometria entalhe estudado, facilitando sua pesquisa e aplicação.

A precisão na previsão de limites de fadiga na aplicação da TDC, para alto ciclo, apresenta erro dentro de um intervalo de cerca de 20% (Taylor,2007) e, mesmo que originalmente concebida para resolver o problema de fadiga de alto ciclo, ao longo dos últimos 80 anos, tem sido aplicada com sucesso nas mais diferentes áreas da disciplina estrutural e, esse trabalho, se propõe a analisar o estudo da vida em médio ciclo através da reformulação da TDC proposta por Susmel e Taylor em 2007.

1.2 Objetivos

O principal objetivo desse trabalho é analisar criticamente o uso da Teoria da Distância Crítica para previsão da vida em regime de médio ciclo através da reformulação da TDC proposta por Susmel e Taylor (2007), tanto para o Estado plano de Tensões quanto para o Estado Plano de deformações. Para isso vamos,

1. Modelar diversos corpos de prova através do software *ANSYS*;
2. Estudar a convergência dos fatores teóricos de concentradores de tensão;
3. Usar a TDC em corpos de entalhe agudo para gerar uma curva material que relacione distância L à uma vida N ;
4. Testar a eficiência da teoria em corpos de entalhes diversos através de uma interpolação para o cálculo de vida estimada N_e .

1.3 Organização do Trabalho

Capítulo 2: Trata-se de uma revisão teórica dos conceitos relacionados à Fadiga, Fratura, e Teoria da Distância Crítica;

Capítulo 3: Apresenta o método proposto para o estudo da TDC em regime de médio ciclo;

Capítulo 4: Apresentação dos resultados;

Capítulo 5: Conclusões e considerações finais sobre a metodologia e resultados obtidos.

FRATURA E FADIGA

2.1 FADIGA

Existe uma ampla gama de definições para o processo de fadiga na Literatura. Meyers e Chawla (2009) apresentam uma definição simplificada para esse fenômeno, como a degradação das propriedades materiais que acarretam a falha de um material ou componente sob carregamento cíclico.

Nota-se, que o processo de fadiga um problema que afeta qualquer componente estrutural ou parte que se move, tornando o estudo desse fenômeno de particular importância, principalmente levando-se em conta que é estimado (Dowling,2007) que 90% das falhas em serviço de componentes metálicos, que estão em movimento, podem ser atribuídas a processos de fadiga.

2.1.1 Início do Processo Histórico

O processo de falha por fadiga têm sido objeto de estudo por mais de 150 anos. Em meados dos anos 1800, foi estudado por uma grande quantidade de indivíduos, em diversos países, em decorrência da falha não esperada de diversos componente metálicos, como trilhos de trens, engrenamentos e eixos que, após um curto período de funcionamento, apresentaram fraturas frágeis e repentinas.

Em 8 de maio de 1842, o fenômeno de fadiga causa falha em um trilho, causando o descarrilhamento de um trem com 770 passageiros, que saia de Versailles rumo à Paris, na França. Considerado o maior acidente de trem da época, causou algo entre 52 e 200 mortes e impulsionou o estudo sistemático da fadiga dos materiais, fenômeno pouquíssimo conhecido na época.

Em 1843, o engenheiro e físico Macquorn Rankine, inspirado nesse acidente, publicou um artigo sobre as causas das quebras inesperadas em trilhos de trens,

na qual apresenta a hipótese de que o metal havia se deteriorado devido ao seu uso repetido, quando a textura fibrosa do ferro maleável assume gradativamente uma estrutura cristalizada, tornando-o frágil.

Entre 1850 e 1875, também inspirado nas falhas de trilhos de trens, o engenheiro August Whöler começou a estudar estratégias para evitar a falha por fadiga, para os mais diversos materiais metálicos e submetidos a carregamentos axiais, de torção e de flexão. Ele concluiu que esse processo de falha ocorre somente quando há carregamento cíclico e é fortemente influenciado pela amplitude da tensão média.



Figura 1: Desenho de 1842 do descarrilhamento do trem que saia de Versailles

2.1.2 Conceitos Básicos

Para Juvinall, "a fratura por fadiga se inicia com uma trinca minúscula (geralmente microscópica), em uma área crítica onde atua uma alta tensão local" e que, quase sempre, ocorre onde há um concentrador de tensões geométrico.

Esse processo é inicialmente caracterizado pelo aparecimento de deformações plásticas ou nucleações nesses pontos e é posteriormente caracterizado pela deterioração progressiva do material até o aparecimento de trincas de dimensões visíveis à olho nu e, provavelmente, à ruptura.

Diversas das relações matemáticas que descrevem o comportamento dos materiais à fadiga foram obtidas empiricamente. O processo de fadiga é controlado por dois parâmetros que expressem a componente alternada e média. Geralmente

usamos a tensão alternada σ_a (equação 2.1) e a tensão média σ_m (equação 2.2), mas também podemos usar σ_a e a razão de carregamento R (equação 2.4) ou σ_a e a tensão máxima σ_{max} . A variação de tensão ΔS é a diferença entre o nível máximo e mínimo de tensão (equação 2.3),

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \quad (2.1)$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \quad (2.2)$$

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

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

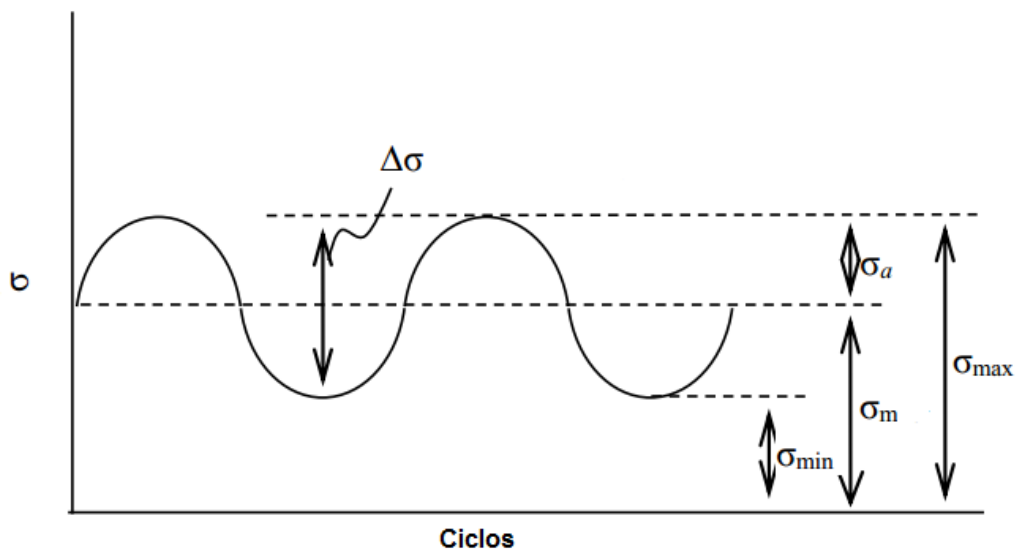


Figura 2: Parâmetros de Fadiga (Meyers,2009)

2.1.3 Curva σ - N

A abordagem Tensão-Vida σ - N consiste na caracterização da vida em fadiga em termos da tensão nominal. Wöhler (1870), analisando o processo de fadiga em eixos ferroviários, sugeriu essa curva, que relaciona a amplitude de tensão nominal em um corpo de prova padrão com o número de ciclos até a fratura. Em 1910, Basquin notou que os dados gerados poderiam ser descritos por um modelo linear, em escala log-log, para os casos em que os dados de fadiga são provenientes de amostras aleatórias e aproximáveis por uma função de potência,

$$\sigma_a = AN_f^b \quad (2.5)$$

onde A e b são constantes para o ajuste da curva.

Normalmente, como a curva $\sigma - N$ é obtida a partir de resultados de ensaios de fadiga utilizando corpos de prova padrão sem entalhe e em ambiente laboratorial, os limites de resistência à fadiga devem ser modificados para considerar, em seus valores finais, os múltiplos efeitos que podem reduzir o limite à fadiga.

Uma metodologia, para corrigir essas diferenças, baseada nos fatores de correção de Marin, é dada de acordo com a equação (2.6),

$$\sigma_e = K_a K_b K_c K_d K_e k_f \sigma_{srt} \quad (2.6)$$

Na qual 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_f é o fator de sensibilidade ao entalhe, K_e é um fator associado ao tipo de material, σ_{srt} é o limite de resistência à tração do material e σ_e é o limite de resistência à fadiga completamente corrigido. Shigley et al. (2006) apontaram algumas variáveis que corroboram para essa dispersão: material (composição e variabilidade), manufatura (método, tratamento térmico, corrosão por microabrasão, condição de superfície e concentração de tensões), ambiente (corrosão, temperatura, estado de tensão e tempo de relaxação) e projeto (tamanho, forma, vida, estado de tensão, concentração de tensão, velocidade, microabrasão e escoriação)

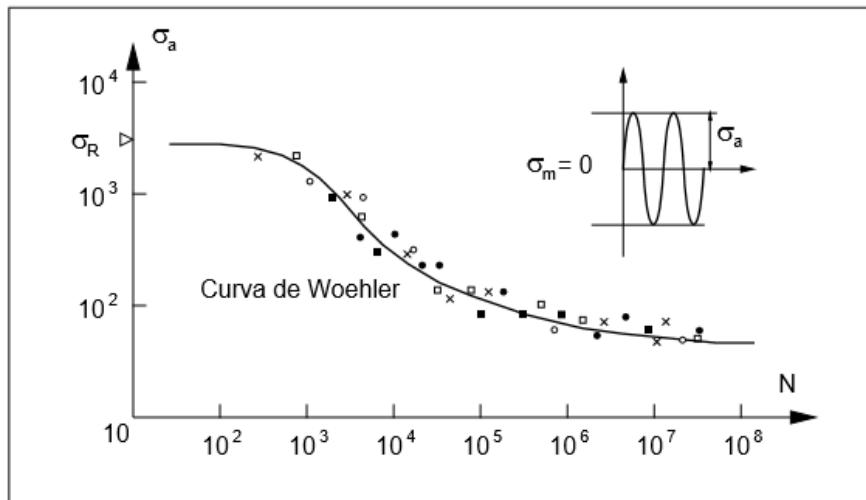


Figura 3: Representação da curva σ -N (Da Rosa,2000)

2.1.4 Efeito da Tensão Média

As descrições mencionadas de vida à fadiga são relativas a carregamentos cíclicos alternados nos quais a tensão média é zero, que não são representativas de muitas aplicações. Quando a amplitude de tensão de um teste de fadiga uniaxial é plotado como função do número de ciclos até a falha, a curva σ -N resultante é, em geral, fortemente uma função do nível de tensão média aplicada, e 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, as de compressão, têm o efeito contrário.

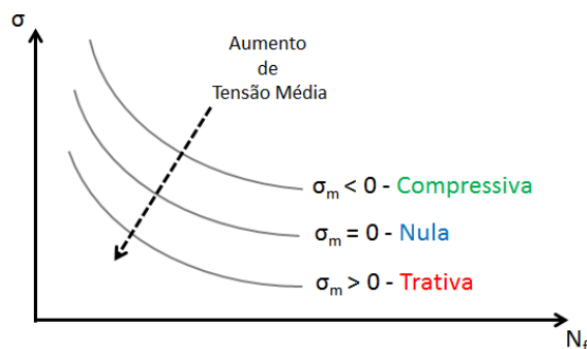


Figura 4: Curva σ -N para diferentes tensões médias (Cutrim,2014).

2.1.5 Concentradores de Tensão

A existência de descontinuidades ou concentradores de tensões em componente fazem com que as tensões locais, nessas regiões, sejam elevadas, o que reduz suas resistências ao processo de fadiga.

A tensão que ocorre na região próxima de uma descontinuidade geométrica é proporcional à tensão nominal atuante no material. O fator de proporcionalidade entre a tensão máxima observada nas proximidades da descontinuidade (σ_{max}) e a tensão nominal (σ_{nom}) é denominado de Fator de Concentração de Tensões Teórico K_t (equação 2.7), e é baseado na teoria dos materiais elásticos, homogêneos e isotrópicos (propriedade de um material de ter o mesmo comportamento elástico em qualquer direção) e pode ser utilizado na caracterização da severidade de um concentrador de tensões. Esse fator depende da geometria do componente e do modo de carregamento.

$$K_t = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{nom}} \quad (2.7)$$

Por exemplo, a tensão máxima, para um concentrador de tensões em forma elíptica, pode ser representada pela equação (2.8),

$$\sigma_{max} = \sigma_{nom} \left(1 + 2\frac{c}{d}\right) = \sigma_{nom} \left(1 + 2\sqrt{\frac{c}{\rho}}\right) \quad (2.8)$$

onde as dimensões c, d, ρ estão indicadas na figura 5.

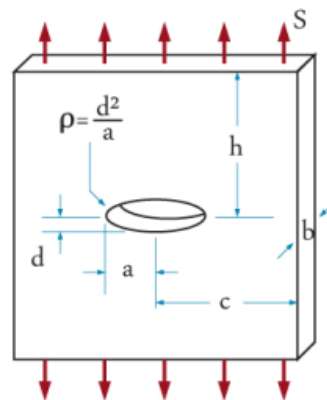


Figura 5: Fator de concentração de tensões em uma placa de furo elíptico - (modificado Dowling, 2007)

Observando-se essa equação, percebe-se que, quanto menor o valor de ρ , o raio da elipse, maior será tensão σ_{max} e maior será K_t . Se considerarmos uma trinca como uma elipse de raio infinitamente pequeno, a tendência é que a tensão σ_{max} atinja um valor infinitamente grande, o que não é verificado pois, em materiais reais, fenômenos de plastificação ou microfaturas alteram a distribuição de tensões na região da trinca quando submetidas à tensões elevadas, impedindo a existência de tensões tendentes ao infinito.

2.1.6 Fator de Redução de Resistência à Fadiga

Experimentalmente, observou-se que, para regimes de longa vida, especialmente superiores à 10^6 , a presença de concentradores de tensão têm menos influência na vida em fadiga do que o previsto pelo fator de concentração de tensões K_t . Nesses casos é necessário modificar-se o fator K_t de modo à obter-se o Fator de Redução de Resistência à Fadiga K_f , dado pela equação (2.9)

$$K_f = 1 + q(K_t - 1) \quad (2.9)$$

O parâmetro q é definido como o fator de sensibilidade ao entalhe do material. Em geral, quanto mais dúctil o material menor sua sensibilidade ao entalhe. Esse depende também do raio de arredondamento do entalhe e pode, assim como o K_t , ser estimado empiricamente.

2.1.7 Efeito da concentração de tensões sobre a curva σ -N

Podemos observar que o K_f , definido como um fator de redução de resistência à fadiga, têm seu valor utilizado para multiplicar o limite de resistência à fadiga, na construção do diagrama σ -N, deslocando-o, como mostra a figura abaixo.

Nota-se que o efeito da concentração de tensões é muito mais pronunciado para vida infinita, tendo seu efeito diminuído a medida que a vida decresce.

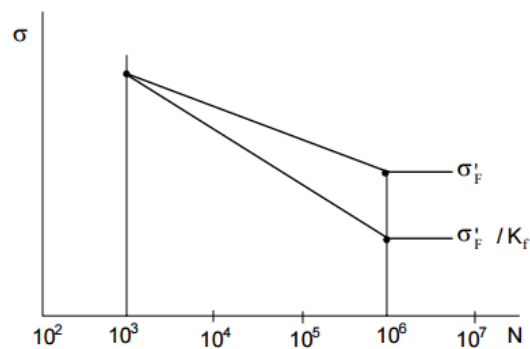


Figura 6: Efeito do K_f sobre a curva S-N - (Da Rosa,2000)

2.1.8 Vidas em Alto, Baixo e Médio ciclo

Tradicionalmente, a vida em fadiga é separada em apenas duas categorias, a fadiga em alto ciclo e a fadiga em baixo ciclo. Hosford (2010) as define apenas separando-as em intervalos, considerando o termo fadiga de baixo ciclo comumente aplicado a condições em que a vida é inferior a 10^3 ciclos e o termo fadiga de alto ciclo aplicado em condições superiores a 10^3 ciclos.

Para Dowling(2007), com uma definição mais ampla, o termo fadiga em alto ciclo identifica 'situações de longa vida onde a tensão é suficientemente baixa para que os efeitos plásticos não dominem o comportamento' enquanto a fadiga em baixo ciclo é acompanhada por quantidades significativas de deformação plástica e pequenos ciclos. Para ele, vida onde o alto ciclo começa varia com o material, mas está tipicamente na amplitude de 10^2 a 10^4 .

Já para Nicholas (2006), em *High Cycle Fatigue*, para além de uma definição formal, a vida em alto ciclo está geralmente associada à 'altas frequências, baixas amplitudes, comportamento cíclico nominalmente elástico e grande número de ciclos'. No diagrama de Wöhler, o alto ciclo ocorre no final direito da curvatura e para ele, o número de ciclos representativo é geralmente grande o suficiente para ser capaz de obter-se dados estatisticamente significativos o suficientes para caracterizar-se o comportamento material com um grau elevado de confiança.

Modernamente, alguns pesquisadores têm optado por dividir a vida em ciclos em três categorias diferentes, em que nas já comentadas é adicionada a vida em médio ciclo. Radaj (2013) separa essas categorias nos seguintes intervalos: baixa vida para intervalos inferiores à 10^4 , vida média para o intervalo entre 10^4 e $5 \cdot 10^5$ e alta vida para ciclos superiores à esse. Para ele, no regime de média vida, as deformações plásticas

continuam localizadas e ainda possuem baixa influência no regime.

É importante adicionar que os pesquisadores Susmel e Taylor, escritores do trabalho usado como fonte para esse, reconhecem a existência de médio ciclo ente os intervalos de 10^4 e 10^6 , em que o comportanto elástico dos materiais ainda prevalece e as equações que regem o regime de alto ciclo podem ser aplicada.

2.2 MECÂNICA DA FRATURA-Mecânica da Fratura Linear Elástica

A Mecânica da Fratura se fundamenta na ideia que a distribuição de tensões ao redor de uma trinca pode ser caracterizada pelo valor intensidade de tensão, que é relacionado tanto à tensão quanto ao tamanho da trinca e será definidos nas seções subsequentes.

Uma trinca pode possuir 3 modos de abertura, representados na figura abaixo. O primeiro é conhecido como o modo de abertura, o segundo como modo de cisalhamento e o terceiro como de rasgamento.

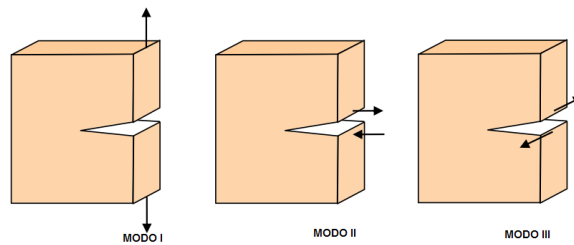


Figura 7: Modos de Abertura (Ho Sung Kim,2013)

2.2.1 Funções de Airy para a Tensão

Considere o sistema de coordenadas cartesianas x, y e z em um sólido sob tensão. Pode-se definir, em cada ponto, as tensões $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yz}$ no Estado Plano de Tensões EPT, quando a largura do sólido é comparável ao tamanho da zona plástica da trinca, e a contração livre acontece na lateral da superfície,

$$\sigma_z = \tau_{yz} = \tau_{xz} = 0 \quad (2.10)$$

Enquanto, no Estado Plano de Deformações EPD, quando o corpo é largo o suficiente para evitar-se a contração da largura na direção z ,

$$\varepsilon_z = 0 \quad (2.11)$$

e, decorrente da Lei de Hooke,

$$\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y) \quad (2.12)$$

onde ν é o coeficiente de Poisson.

Para problemas planos as equações do equilíbrio são,

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{x,y}}{\partial y} = 0 \quad (2.13)$$

$$\frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{x,y}}{\partial x} = 0 \quad (2.14)$$

Airy demonstrou que para qualquer problema elástico, existe uma função $\Phi(x,y)$ que sempre satisfaz as equações de equilíbrio,

$$\sigma_x = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial y^2} \quad (2.15)$$

$$\sigma_y = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2} \quad (2.16)$$

$$\tau_{x,y} = -\frac{\partial^2 \Phi}{\partial x \partial y} \quad (2.17)$$

e também satisfaz a equação de compatibilidade biarmônica,

$$\nabla^2[\nabla^2(\Phi)] = \nabla^4(\Phi) \quad (2.18)$$

Westergaard(1939) apresentou as funções de Airy na forma de uma função analítica complexa,

$$\Phi = \text{Re}\Phi''(z) + y\text{Im}\Phi'(z) \quad (2.19)$$

onde,

$$z = x + iy \quad (2.20)$$

e $\Phi''(z)$ e $\Phi'(z)$ são respectivamente a segunda e a primeira integral. Usando-se as relações de Cauchy- Riemann,

$$\frac{\partial \text{Re}f(z)}{\partial x} = \frac{\partial \text{Im}f(z)}{\partial y} \quad (2.21)$$

$$\frac{\partial \text{Re}f(z)}{\partial y} = -\frac{\partial \text{Im}f(z)}{\partial x} \quad (2.22)$$

e derivando a função de Westergaard de acordo com as funções de tensão de Airy,

$$\sigma_x = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial y^2} = \text{Re}[z] - y\text{Im}[z'] \quad (2.23)$$

$$\sigma_y = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2} = \text{Re}[z] + y\text{Im}[z'] \quad (2.24)$$

$$\tau_{x,y} = -\frac{\partial^2 \Phi}{\partial x \partial y} = -y\text{Im}[z] \quad (2.25)$$

2.2.2 Solução para Problemas com Trinca

Em uma placa infinita contendo uma trinca e carregada lateralmente em duas direções ortogonais (modo I de carregamento), como na Figura 7

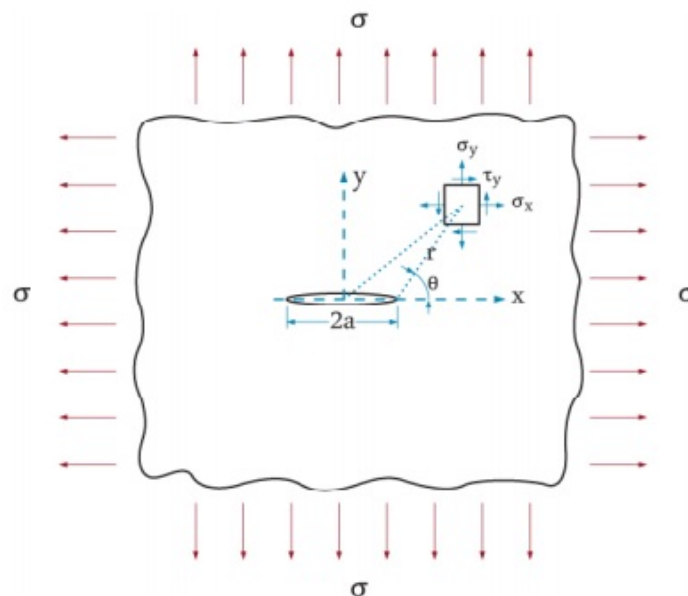


Figura 8: Sistema de coordenadas polares no plano x-y para a região próxima a uma trinca elíptica em placa infinita (Wang, 1996).

considere a função de tensão de Airy,

$$\Phi(z) = \frac{\sigma z}{\sqrt{z^2 - a^2}} \quad (2.26)$$

que deve satisfazer as seguintes Condições de Contorno:

1. $\sigma_y = 0$ para $(-a \leq x \leq a, y = 0)$, pois a superfície livre de uma trinca não apresenta tensão.
2. $\sigma_y = \sigma$ para $(x \rightarrow \pm\infty)$, pois a tensão σ_y se tornará o σ que está tracionando a peça.
3. $(\sigma_y \rightarrow \infty)$ para $(x = \pm a)$, gerando uma singularidade matemática pois a trinca é um concentrador de tensões de raio nulo.

Transladando o sistema de coordenada para um mais conveniente, na ponta da trinca, substituindo z por $z + a$

$$\Phi(z + a) = \frac{\sigma(z - a)}{\sqrt{z(z + 2a)}} \quad (2.27)$$

quando $\|z\| \rightarrow 0$, na ponta da trinca

$$\Phi(z + a) = \frac{\sigma a}{\sqrt{z(z + 2a)}} = \sigma \sqrt{\frac{a}{2z}} \quad (2.28)$$

Transformando em coordenadas polares à partir da origem da trinca com $z = re^{-i\theta}$, a última equação se torna,

$$\Phi(z) = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} e^{-\frac{i\theta}{2}} = \sigma \sqrt{\frac{\pi a}{2\pi r}} e^{-\frac{i\theta}{2}} \quad (2.29)$$

Substituindo nas equações (2.23),(2.24) e (2.25)

$$\sigma_x = \sigma \sqrt{\frac{\pi a}{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2}\right) + \dots \quad (2.30)$$

$$\sigma_y = \sigma \sqrt{\frac{\pi a}{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2}\right) + \dots \quad (2.31)$$

$$\tau_{xy} = \sigma \sqrt{\frac{\pi a}{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} + \dots \quad (2.32)$$

2.2.3 Fator Intensidade de Tensão

Nota-se que os componentes não nulos de tensão são produtos de uma posição geométrica

$$\frac{1}{2\pi r} f(\theta) \quad (2.33)$$

e um fator,

$$\sigma \sqrt{\pi a} \quad (2.34)$$

conhecido como fator intensidade de tensão para o Modo I de abertura,

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \quad (2.35)$$

que controla a magnitude do campo de tensões nas redondezas da ponta de uma trinca aguda ideal, em um material linear, elástico e isotrópico. Para corpos finitos,

$$K_I = FS \sqrt{\pi a} \quad (2.36)$$

onde F é um fator de forma adimensional, cujo valor varia em torno da unidade e que é utilizado para adicionar os efeitos de diferentes geometrias e razões de carregamento.

Nota-se que esse fator depende apenas do tamanho da trinca, da tensão nominal aplicada e da geometria da peça e essas são características que definem a universalidade das equações para o estado de tensões na ponta da trinca, que podem ser aplicadas à qualquer entalhe.

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 σ_c como o valor crítico de tensão no qual o material pode sofrer uma ruptura repentina, associando a um valor crítico para K , K_c e obtendo-se

$$K_c = F \sigma_c \sqrt{\pi a} \quad (2.37)$$

O fator F dependente apenas do tamanho de trinca, da tensão aplicada e da geometria da peça. O valor crítico de K , para cada material é conhecido como o valor de tenacidade à fratura do material K_c , que é propriedade do material de resistir à presença de trincas e varia com a temperatura, com a velocidade do carregamento e com a espessura do material.

Pode ser dizer que o material não sofrerá fratura frágil enquanto a relação (2.38) for mantida,

$$K < K_c \quad (2.38)$$

Define-se K dentro do regime linear elástico da Mecânica da Fratura e mesmo que tais considerações levem a tensões infinitas na ponta da trinca ainda é uma aproximação que traz resultados adequados e com uma margem de erro aceitável para pequenas zonas de plastificação (Santos, 2013).

2.2.5 Limitações na MFLE

Sabe-se que, em corpos reais, não há uma tensão infinita na ponta de um entalhe agudo e essa, na realidade, sofre um processo de plastificação. Porém, a solução desenvolvida para as equações de K partem de uma solução elástica, e não plástica assim, essa solução só pode ser usada em condições de plasticidade em pequena escala na ponta da trinca ("Small Scale Yielding Conditions").

Haverá uma região fora da zona plástica, a chamada 'região de dominância de K ' ("K-field"), na qual as equações de tensão elástica ainda poderão ser aplicadas. A existência dessa região é condição necessária para que a MFLE seja aplicável.

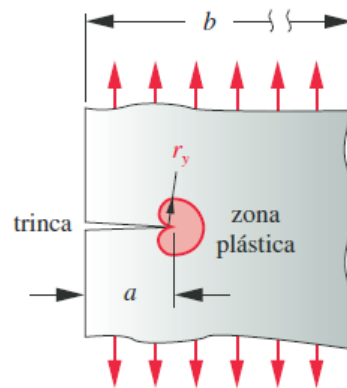


Figura 9: Representação zona plástica (Norton, 2013).

Dowling(2007) apresenta uma solução geral para que essas equações sejam aplicáveis,

$$a, (b - a), h \geq \frac{4}{\pi} \left(\frac{K}{\sigma_0} \right) \quad (2.39)$$

na qual as três condições devem ser satisfeitas sob pena da zona plástica se estender para um dos limites do corpo como mostra a figura abaixo

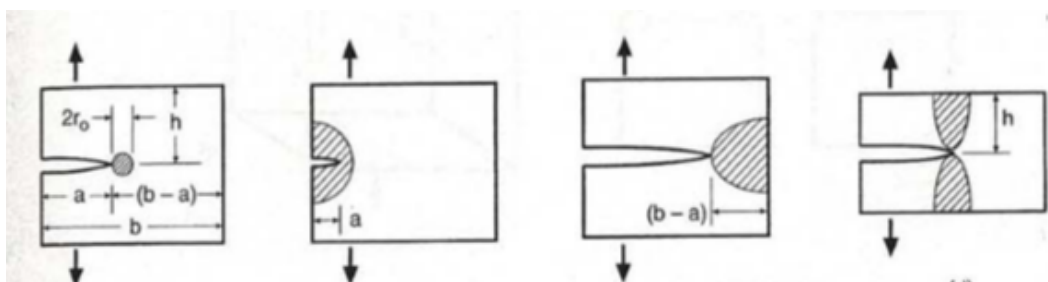


Figura 10: Limites da zona plástica (Dowling, 2007).

2.2.6 Propagação de Trincas por Fadiga

A aplicação da MFLE na análise do fenômeno de crescimento de trincas parte da premissa que essas já existem nos componentes estruturais e que elas provavelmente irão crescer quando esse componente entrar em serviço.

Submetida ao carregamento cíclico, a trinca dominante cresce como uma função do número de ciclos, de seu tamanho inicial a_0 até seu tamanho crítico a_c , que corresponde à falha. Assim, o problema básico é reduzido a caracterizar-se a cinética do crescimento de trincas através da força motriz apropriada.

Sabe-se que a trinca se propaga na região submetida à maior distribuições de

tensões logo, essa força motriz deve ser caracterizada em termos de K nessa região. Paris demonstrou, nos anos 60, que esse parâmetro que controla a propagação de trincas é a variação do fator intensidade de tensões ΔK ,

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K) \quad (2.40)$$

para,

$$\Delta K = K_{max} - K_{min} \quad (2.41)$$

onde K_{max} é o fator intensidade de tensão correspondente ao carregamento máximo e K_{min} é o correspondente ao carregamento mínimo.

As curvas que apresentam essa relação entre a taxa de crescimento da trinca da/dN e a variação do fator de intensidade de tensões ΔK são conhecidas como Diagramas de Paris e possuem aproximação log-log com três fases distintas,

Região I

Região regida pelo limiar de propagação de trincas por fadiga ΔK_{th} , abaixo do qual a velocidade de propagação da trinca é muito baixa e a trinca é considerada dormente.

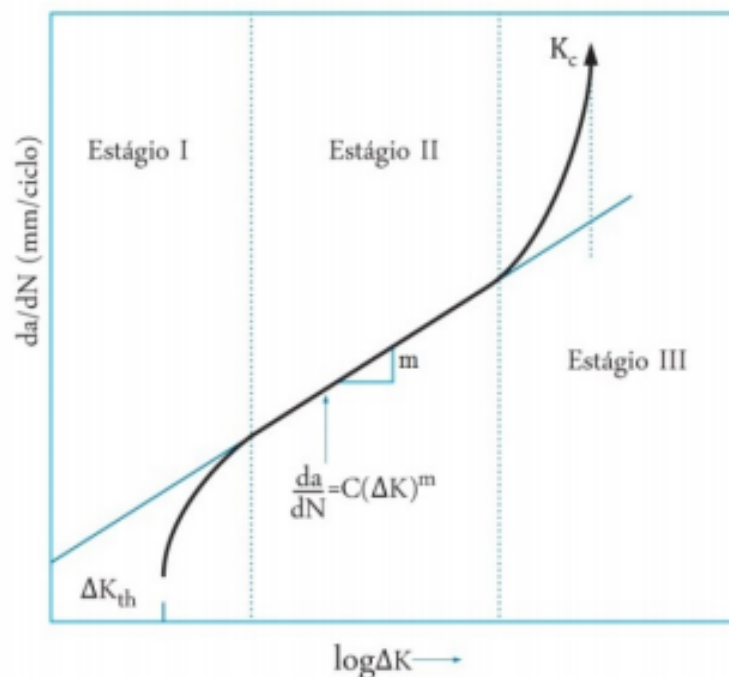


Figura 11: Esboço de uma curva da/dN típica - Santos,2013)

Região II

Trata-se da parte linear do gráfico, decorrente da aproximação log-log e regida pela função de potência proposta por Paris e Erdogan,

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (2.42)$$

em que C e m são constantes de ajuste do gráfico dependentes do material testado, do ambiente, das condições de teste e da razão de carregamento R.

Região III

Caracteriza uma região de rápido crescimento da trinca, em que pequenos incrementos de ΔK geram aumentos significativos na velocidade de crescimento da trinca e essa fratura quando $K_{max} = K_c$

2.2.7 Diagrama de Kitagawa-Takahashi

O diagrama de Kitagawa-Takahashi et al. (1976), na Fig 11, relaciona o comprimento de uma trinca a (em escala logarítmica no gráfico), através de sua variação em relação ao parâmetro de comprimento L , com a tensão necessária para a fazer propagar. Analisando o gráfico, verifica-se que para trincas longas, as quais $a > 10 L$ o processo de crescimento da trinca é controlado por ΔK_{th} e só haverá propagação se ΔK_{th} for superior à um valor limiar. Para uma trinca longa,

$$L = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{th}}{\Delta \sigma} \right) \quad (2.43)$$

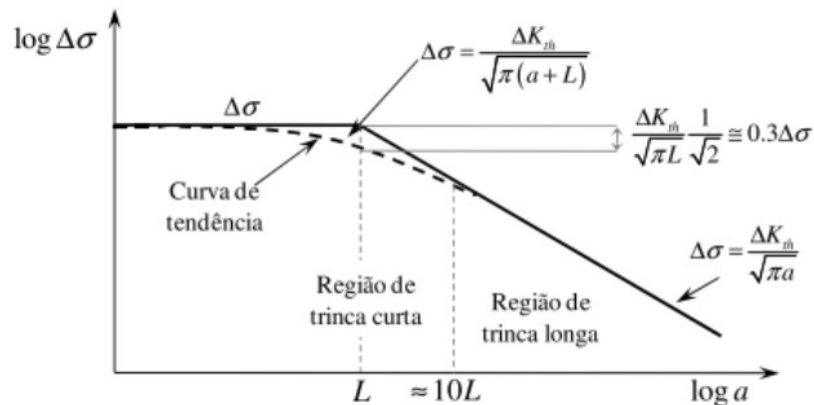


Figura 12: Diagrama de Kitagawa-Takahashi (da Silva, 2009).

2.3 MODELO DE PREVISÃO DE VIDA EM COMPONENTES ENTALHADOS - Enfoque da Distância Crítica

Diferentes metodologias foram propostas e exploradas ao longo das últimas décadas para estimativas de vida adequadas para avaliar o efeito prejudicial em componentes da presença de tanto entalhes suaves quanto agudos, que apresentam estimativas muito conservadoras na análise clássica de fadiga dos materiais.

Uma das técnicas mais comumente usadas é a Teoria da Distância Crítica, uma renomeação e reformulação do método proposto por Neuber na Alemanha no início do século passado. O pesquisador afirmou que as tensões elásticas próximas à raiz de um concentrador de tensões agudos não atingem valores tão altos quanto os previstos pela teoria mecânica dos meios contínuos porque essas tensões se distribuem entre cristais, grãos e precipitados do material.

Como forma de solução, propôs que as derivações matemáticas dos valores de tensões em regiões com grandes gradientes de tensões deveriam ser feitas através de volumes finitos e não como na mecânica do contínuo, através de volumes infinitesimais. Segundo ele, para calcular-se a tensão efetiva, representativa da tensão real que está regendo o processo de fadiga, deverá ser feita uma média de sua distribuição através das unidades do material, como cristais e partículas estruturais.

Peterson, subsequentemente, propôs uma versão simplificada dessa teoria, propondo que o limite à fadiga será atingido quando a tensão à uma certa distância da raiz do entalhe for igual ao limite à fadiga de um corpo sem entalhe feito do mesmo

material.

Para Taylor (2007), a Teoria da Distância Crítica, é um conjunto de métodos que possuem características em comum, que se utilizam não só a análise da mecânica linear elástica como um parâmetro material constante L , denominado Distância Crítica. Ela parte do pressuposto que os efeitos deletérios dos concentradores de tensões podem ser estimados usando uma parcela da tensão que é representativa de todo o campo de tensões na zona de fadiga.

Assim, é assumido, que a uma certa distância crítica conveniente, a condição limite de fadiga ocorre quando a tensão efetiva $\Delta\sigma_{eff}$ se iguala ao limite de resistência à fadiga $\Delta\sigma_0$.

$$\Delta\sigma_{eff} = \Delta\sigma_0 \quad (2.44)$$

De acordo com as formulações mais recentes da TDC, a distância crítica pode ser definida como (Taylor,2007),

$$L = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{th}}{\Delta\sigma_0} \right)^2 \quad (2.45)$$

Onde nota-se que o parâmetro L depende de duas propriedades materiais determinadas para a mesma razão de carregamento, o limite de tenacidade à fratura ΔK_{th} e o limite de resistência à fadiga $\Delta\sigma_0$, tornando a distância crítica também uma propriedade material, dependente apenas do material testado e da razão de carregamento R à que ele foi submetido.

A distância crítica conveniente e o domínio de integração da tensão efetiva podem ser estimados à partir do topo do entalhe por diferentes métodos, entre eles

2.3.1 Método do Ponto

Nesse, a tensão efetiva é estimada à uma certa distância do topo do concentrador de tensões e a falha ocorrerá quando,

$$\Delta\sigma_{eff} = \Delta\sigma_1(r = d_{MP}, \theta = 0) = \Delta\sigma_0 \quad (2.46)$$

em que a distância crítica aproximada pelo método do ponto é,

$$d_{MP} = \frac{L}{2} \quad (2.47)$$

2.3.2 Método da Linha

No método da linha, a tensão efetiva é calculada sob a média de uma linha que sai da raiz do entalhe,

$$\Delta\sigma_{eff} = \frac{1}{d_{ML}} \int_0^{d_{ML}} \Delta\sigma_1(r, \theta = 0) dr = \Delta\sigma_0 \quad (2.48)$$

na qual a distância crítica aproximada pelo método da linha é,

$$d_{ML} = 2L \quad (2.49)$$

2.3.3 Método da Área

Nessa, a tensão efetiva é calculada sobre a área que circula a raiz do entalhe,

$$\Delta\sigma_{eff} = \frac{4}{\pi d_{MA}^2} \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \int_0^{d_{MA}} \Delta\sigma_1(r, \theta) dr d\theta = \Delta\sigma_0 \quad (2.50)$$

na qual a distância crítica aproximada pelo método da área é,

$$d_{MA} = L \quad (2.51)$$

2.3.4 TDC aplicada em regime de Médio Ciclo

Para aplicação da Teoria da Distância Crítica em regime de média vida, Susmel e Taylor (2007) partem do pressuposto que o comprimento característico L muda à medida que o número de ciclos muda. Consequentemente, essa abordagem infere que esse comprimento característico pode ser definido como uma função de potência de N ,

$$L(N) = A_L \cdot N_L^b \quad (2.52)$$

em que A_L e b_L são constantes materiais de ajuste de curva dependentes das razões de carregamento e diferentes para diferentes materiais, mas que não dependem da geometria do entalhe.

Em relação ao regime de fadiga de alto ciclo, a TCD postula que o comportamento de fadiga dos componentes entalhados pode ser predito usando os dados do campo de tensão linear-elástico na vizinhança da ponta do entalhe e por dois outros parâmetros: o comprimento característico L e o limite de fadiga do corpo sem entalhe. Como os pesquisadores acreditam que em regime de médio ciclo o comportamento de regime elástico ainda prevalece, os postulados de alto ciclo permanecem nessa análise.

MÉTODO PROPOSTO

A precisão da Teoria da Distância Crítica têm sido sistematicamente verificada, tanto em corpos de prova quanto em componentes estruturais, e é capaz de prever falha em fadiga de alto ciclo com erro dentro de 20%. Esse trabalho pretende verificar as conclusões obtidas por Susmel e Taylor (2007) sobre a reformulação da TDC proposta por eles para sua aplicação em médio ciclo, para corpos em regime de tração, submetidos à razões de carregamento de $R = -1$ e $R = 0.1$ e corpos em regime de flexão, submetidos à razão de carregamento de $R = 0.1$, aproximados tanto para o Estado Plano de Tensões quanto para o Estado Plano de Deformações.

Para esses pesquisadores, se a Teoria da Distância Crítica funciona, então deve ser possível estimar, a médio ciclo, a resistência a fadiga de corpos entalhados, feitas do mesmo material e para as mesmas razões de tensões R para as quais as constantes A e b da curva de Wöhler foram estimadas, e enfraquecidas por qualquer tipo de característica geométrica.

Com essa finalidade, a metodologia desse trabalho será dividida em quatro partes,

Primeira parte

Baseado nos gráficos de Tensão σ por ciclos N apresentados no trabalho de Susmel e Taylor é feito um levantamento das constantes materiais A e b de ajuste da curva de Wöhler para os corpos de prova sem entalhe e com os mesmos entalhes escolhidos por eles, sendo eles os de furo redondo de diâmetro de $\phi 3.5 \text{ mm}$, de furo redondo de diâmetro de $\phi 8 \text{ mm}$, de entalhe em U com raio de 1.5 mm e V de raio de 0.12 mm para regimes de tração, e os de entalhe em U com raio de 5 mm e V de raio de 0.383 mm para regimes de flexão. Todas as constantes são do material escolhido por eles, En3B, um aço comercial laminado à frio de baixo teor de carbono.

Segunda parte

Modelagem desses corpos de prova no software ANSYS APDL, para o mesmo aço, tanto para o caso 2D, representando um Estado Plano de Tensões, quanto para o caso 3D, cuja solução será aproximada para um Estado Plano de Deformações, para retirada da relação entre as distribuições de tensões e a distância à raiz do entalhe. Em consonância à metodologia escolhida por Susmel e Taylor, para corpos em tração será levantado o K_{tg} calculado em relação à região *gross* do corpo, e para os corpos em flexão, K_{tm} , calculado em relação à região *net*.

Terceira parte

Aplicação da Teoria da Distância Crítica através da aproximação pelo Método do Ponto, utilizando nesse processo duas curvas de calibração σ - N de fadiga, uma obtida no CP sem entalhe conjuntamente com outra de corpo de prova com entalhe agudo em V de raio de 0.12 mm sob tração e razões de carregamentos de $R = -1$ e $R = 0.1$, ou com de entalhe agudo em V de raio de 0.383 mm sob flexão e $R = 0.1$, para levantamentos das respectivas curvas que relacionam a distância crítica L à vida N , separadamente para os casos EPT e EPD.

Quarta parte

Testar a aplicabilidade da TDC para regimes de média vida através de um procedimento recursivo utilizando também as curvas L - N levantadas na etapa anterior da metodologia, para comparação de uma vida prevista N_p e uma vida estimada N_e retirada ao final do procedimento, testando a precisão da teoria. Nessa parte da metodologia, os demais entalhes escolhidos serão testados, para as mesmas razões de carregamentos dos regimes de tração e flexão.

Essa iteração será testada para um intervalo que abrange, o que é considerado pelos pesquisadores, o intervalo de média à alta vida, sendo os valores de 10^4 , 10^5 , 10^6 , 10^7 ciclos, em que os resultados obtidos para o alto ciclo, para o qual há consolidação da teoria, serão comparados, em termos de precisão, com os obtidos para médio ciclo.

3.1 Equações governantes da metodologia

1. Os valores das distâncias críticas dependem do comprimento característico L e pode ser definido como (Susmel e Taylor, 2007),

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

2. Em que, pelo *método do ponto*, essa distância crítica deve ser corrigida por um fator de $\frac{1}{2}$. Assim,

$$\frac{L}{2} = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_{th}}{\sigma_0} \right) \quad (3.2)$$

3. Da observação de Wöhler, o número de ciclos para falha é uma função da potência da tensão aplicada,

$$N_f = N_A \left(\frac{\sigma_A}{\sigma_f} \right)^k \quad (3.3)$$

ou,

$$\sigma = AN^b \quad (3.4)$$

onde k , A e b são constantes de ajuste da curva.

4. A função da potência que associa a distância L ao números de ciclos para a falha,

$$L(N_f) = A_L N_f^{b_L} \quad (3.5)$$

onde A_L e b_L também são contantes de ajuste.

5. E, para a comparação da distribuição das tensões na raiz do entalhe entre esse trabalho e o trabalho base, o fator concentração de tensões K_t

$$K_t = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{nom}} \quad (3.6)$$

3.2 Levantamento das constantes materiais

À partir dos gráficos do trabalho desenvolvido por Susmel e Taylor (2007), as equações (3.3) e (3.4) foram utilizadas para o levantamento das constantes materiais k , A e B . O resultado está vinculado na tabela subsequentes.

Tabela 1: Comparação de $K_{t,s}$

Corpo de prova	R	k	A	b
Plano	-1	9.34	933.67	-0.1070664
Plano	0.1	5.61	1916.22	-0.1782531
Entalhe em V, $R = 0,12$	-1	3.71	2396.80	-0.2695418
Entalhe em V, $R = 0,12$	0.1	3.73	1628.28	-0.2680965
Furo $\emptyset 3,5$	-1	6.11	1148.7958	-0.1636661
Furo $\emptyset 3,5$	0.1	5.31	1188.9158	-0.1883239
Furo $\emptyset 8$	-1	6.65	747.93827	-0.1503759
Furo $\emptyset 8$	0.1	5.62	836.72631	-0.179359
Entalhe em U, $R = 1,5$	-1	4.46	1275.363	-0.22421525
Entalhe em U, $R = 1,5$	0.1	4.74	909.3704	-0.21097046
Plano, flexão	0.1	4.44	4512.599	-0.22522523
Entalhe em V, $R = 0,383$, flexão	0.1	5.59	1408.573	-0.17574692
Entalhe em U, $R = 5$ flexão,	0.1	4.80	2987.314	-0.20842852

3.3 Corpos de Prova

Os corpos de prova escolhidos foram desenhados no software *ANSYS APDL*, utilizando o métodos dos elementos finitos para discretizar a malha. *APDL*, *ANSYS Parametric Design Language*, é uma linguagem de programação, baseada em Fortran que, através das variáveis de projeto, constroi um modelo paramétrico do problema em elementos finitos.

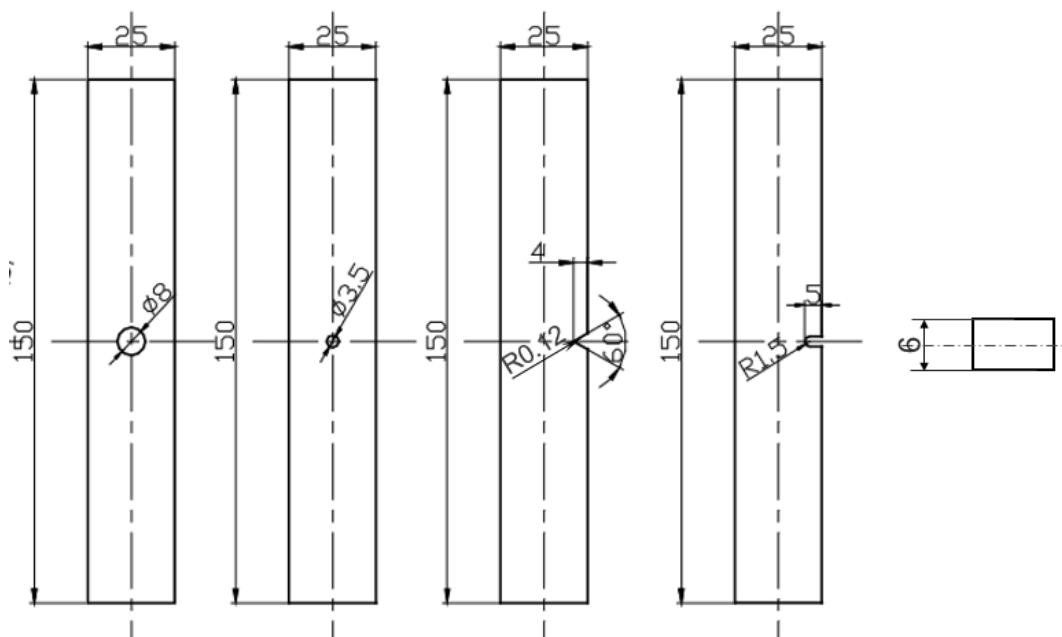


Figura 13: Geometria dos corpos estudados sob tração-tração e tração-compressão (Taylor e Susmel,2007)

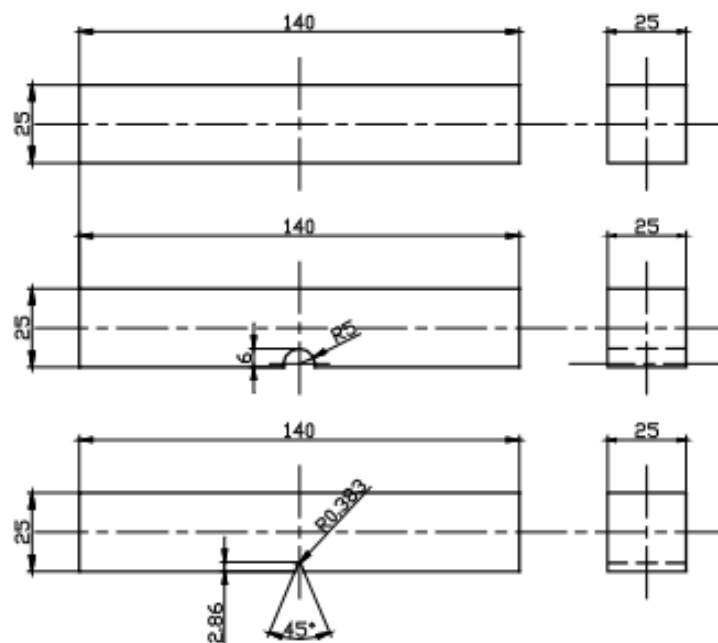


Figura 14: Geometria dos corpos estudados sob flexão (Taylor e Susmel,2007)

3.3.1 Simulação numérica

A simulação numérica pode ser dividida em três partes. O Pré-processamento, onde é feita a construção das geometrias e são as aplicações das condições de

contorno (CC) do problema. Processamento, que é a solução do problema, e o Pós-processamento, correspondente a fase conclusiva da simulação numérica e onde obtém-se os resultados do problema.

Pré-processamento

1. Definição dos pontos (os keypoints) que irão dar a forma do modelo;
2. União dos keypoints por meio de linhas;
3. Criação da área, limitada pelas linhas do passo anterior;
4. Geração e refinamento da malha, fazendo assim, a discretização do modelo por meio dos elementos, que possuem as propriedades do corpo estudado;
5. Processo de extrusão da malha para o caso 3D;
6. Aplicação da(s) força(s) e das restrições de movimento (engastes) usadas no problema, respectivamente.
7. Criação de uma linha na base do CP, que será usada para plotar o gradiente de tensões ao longo da raiz do entalhe;

Processamento

Etapa responsável pela solução do problema, propriamente dita.

Pós-processamento

Etapa correspondente à observação dos valores de saída gerados pelas condições de entrada fornecidos na primeira etapa. É que consiste, basicamente, nos gradientes de tensões na direção Y, a partir das raízes dos entalhes de cada modelo. Os resultados obtidos correspondem aos valores dos $K_{t,s}$ numéricos, que por sua vez, foram comparados com os valores dos $K_{t,s}$ numéricos extraídos do trabalho de referência, calibrando o modelo.

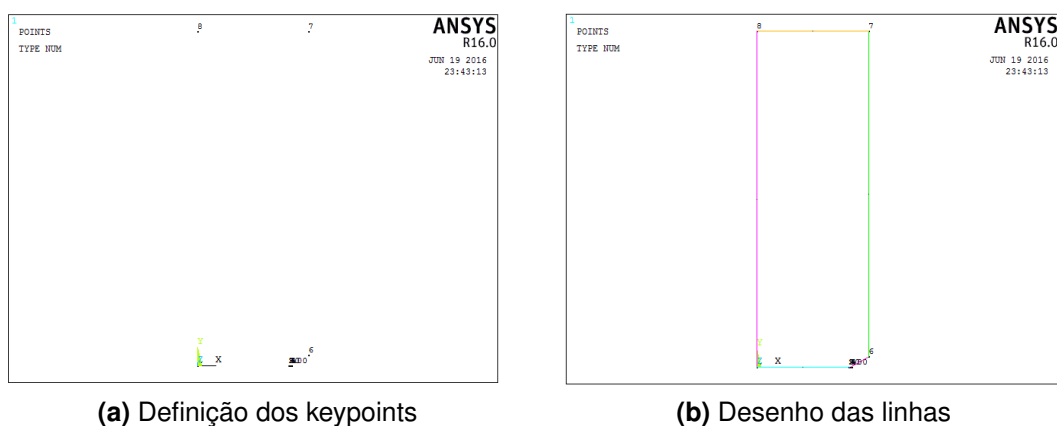


Figura 15: Primeira etapa da geração de corpos no Ansys

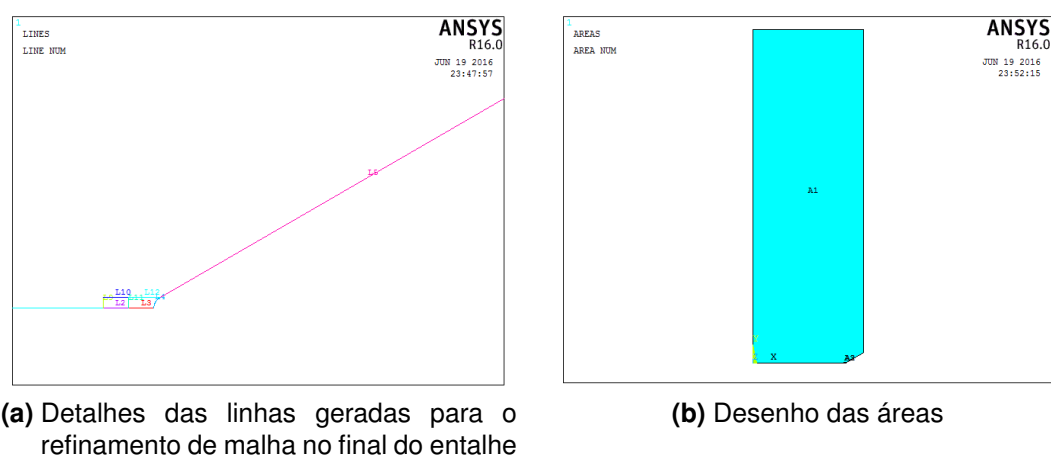


Figura 16: Segunda etapa da geração de corpos no Ansys

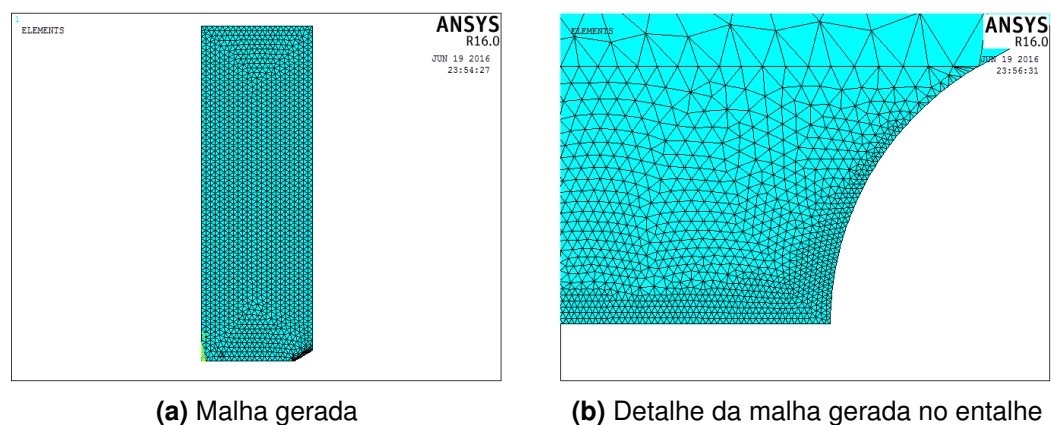
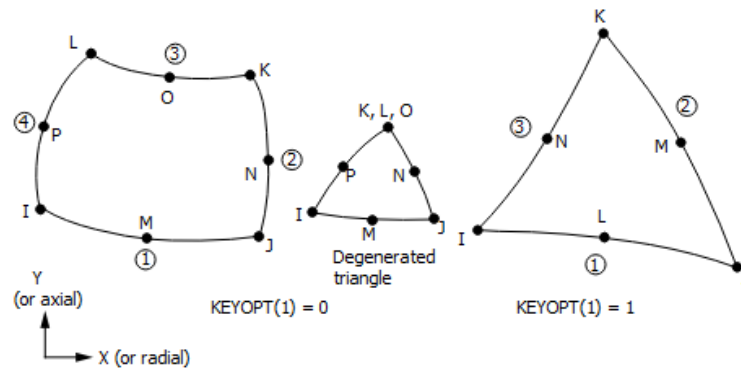


Figura 17: Terceira etapa da geração de corpos no Ansys

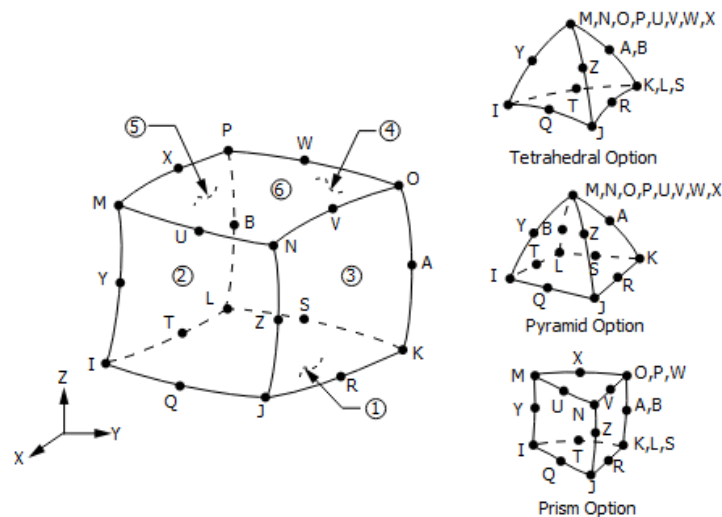
3.3.2 Tipos de Elementos e Convergência da Malha

Dois tipos diferentes de elementos de malhas foram utilizados no desenvolvimento desse trabalho, um para corpos em 2D e outro, em adição, para corpos em 3D. Para os primeiros foi utilizado o elemento PLANE183, definido por 8 ou 6 nós, possuindo

dois graus de liberdade em cada nó: translações nas direções nodais x e y e, para os segundos, também o elemento SOLID186, com 20 nós e três graus de liberdade por nó: translações nas direções nodais x , y e z .



(a) Elemento PLANE183



(b) Elemento SOLID186

Figura 18: Elementos utilizados nas construções dos CPs (ANSYS).

A região próxima à raiz do entalhe apresenta um alto gradiente de tensões, demandando um refinamento especial da malha. Para isso, foram criadas linhas auxiliares no momento da parametrização do corpo para sua construção, como funções lineares do tamanho do raio do entalhe, partindo de sua raiz e perpendiculares à essas retas.

Em cada uma das linhas de construção e das linhas auxiliares, o comando LESIZE foi utilizado para gerar divisões nessas retas, para elementos de tamanho definido também como função linear do raio de entalhe. Nas divisões de regiões angulares, a divisão foi feita por meio do sub-comando de LESIZE, ANGSIZE, que divide a região em intervalos de pequenos ângulos pré-determinados.

É importante perceber que o processo de refinamento de malhas é extenso, iterativo e apresenta peculiaridades de corpos para corpos. Na tentativa do refinamento de malha mais apropriado para os objetivos do trabalho, dois critérios foram usados.

Primeiramente, a verificação da aparência da malha, tendo em mente que quanto mais os elementos e quanto mais homogênea a malha, mais a solução se aproximará da real.

Finalmente, observando que em última instância o objetivo da construção dos corpos é o levantamento da distribuição de tensões na raiz do entalhe, para a aplicação da TDC em comparação ao trabalho de Susmel e Taylor, como critério de refinamento, foi usado a comparação entre os K_{tg} encontrados nesse trabalho e no trabalho de comparação, influenciando nas decisões de convergência da malha.

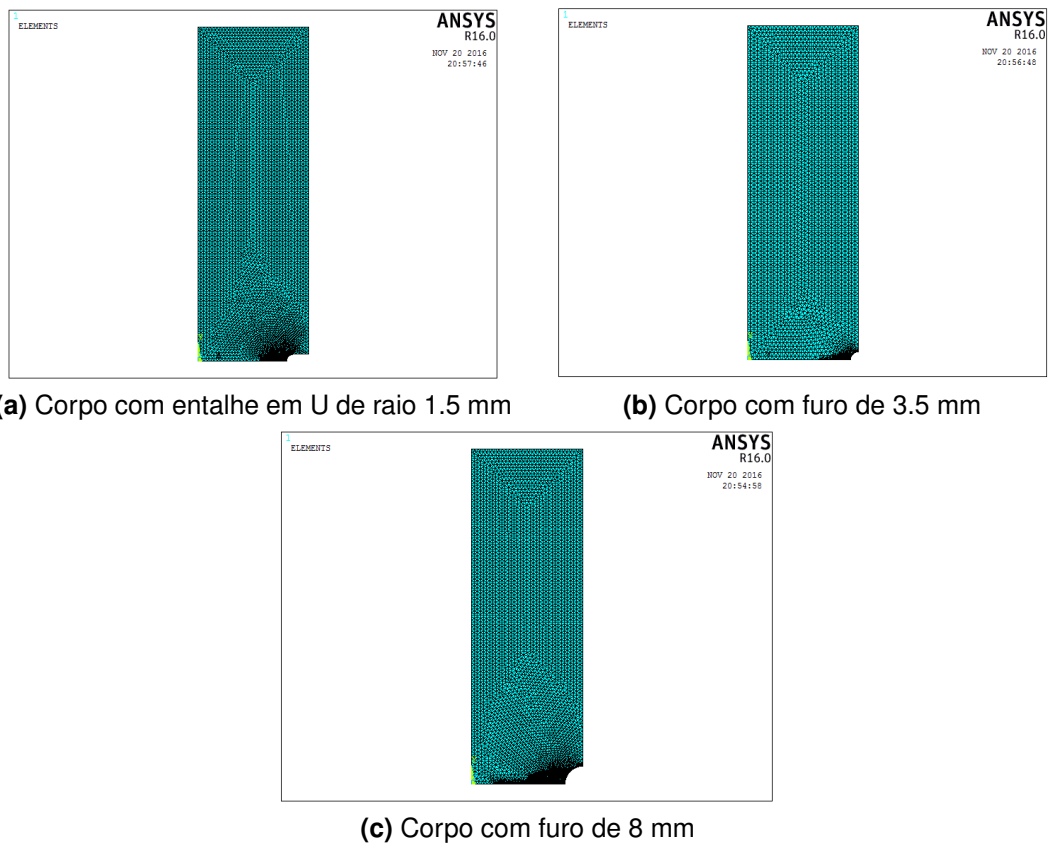


Figura 19: Malha dos corpos sob Tração



Figura 20: Malha dos corpos sob flexão

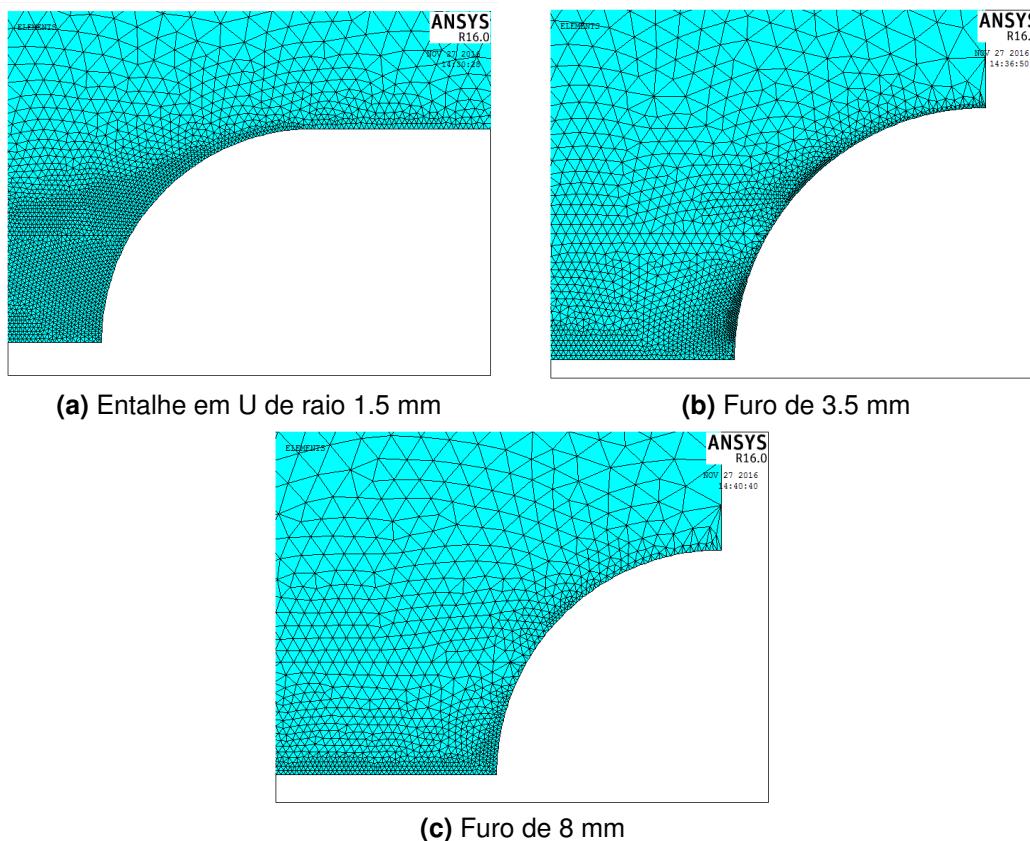


Figura 21: Entalhe corpos sob Tração

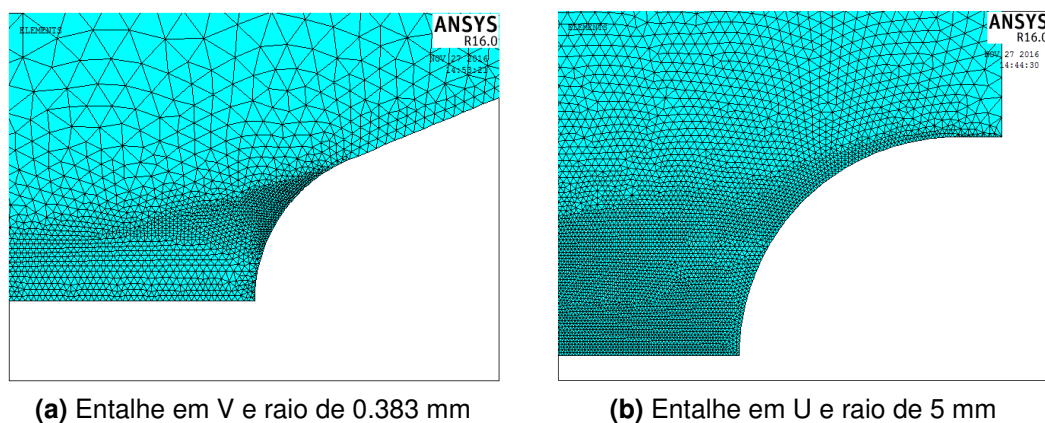


Figura 22: Entalhes dos corpos sob flexão

3.4 Aplicação do Método do Ponto para levantamento da curva Distância Crítica por Vida do Material

Nessa primeira parte da metodologia de aplicação da TDC para regimes de média vida, é levantada a curva que relaciona a distância crítica L com a vida N . Essa dependerá apenas do material em que o corpo de prova foi fabricado e o regime de carregamento.

Como já foi exposto, para o levantamento dessa curva foram usados os CPs sem entalhe, e os de entalhe agudo em V, de raio de 0.12 mm para tração sob razão de $R = -1$ e $R = 0.1$ e de raio de 0.383 mm para flexão sob razão de $R = 0.1$, no seguinte processo recursivo. Usando-se a aproximação pelo método do ponto, a distância crítica pode ser calculada para qualquer número de ciclos para a falha. A uma dada vida fixa, a distância crítica pelo MP à partir da raiz do entalhe $\frac{L(N_f)}{2}$ está onde a tensão linear elástica principal máxima for igual à tensão aplicada no CP plano para gerar a falha no mesmo número de ciclos.

Assim, levanta-se as curvas $\sigma \times N$ para os CPs com e sem entalhe, obtendo-se as tensões nominais para a falha em fadiga $\sigma_{i,a}$ para o sem entalhe e $\sigma_{g,a}$ para o com entalhe para uma determinada vida N_i . Aplica-se essa tensão $\sigma_{g,a}$ em toda a seção do CP entalhado, gerando um gradiente de tensões na raiz do entalhe, distribuídos em uma curva que associa a concentração de tensões à distância da raiz.

Nessa curva, interpola-se a tensão $\sigma_{i,a}$ do CP sem entalhe para achar-se a distância crítica aproximada pelo MP $\frac{L(N_f)}{2}$. Esse processo recursivo levanta a curva $L_{MP} \times N$ e a função de potência que associa esse valores, determinada para tração e flexão sob as já determinadas razões de carregamento e tanto para o caso 2D ou EPT e o caso 3D ou EPD.

$$L_{MP}(N_f) = \frac{L(N_f)}{2} = A_L N_f^{b_L} \quad (3.7)$$

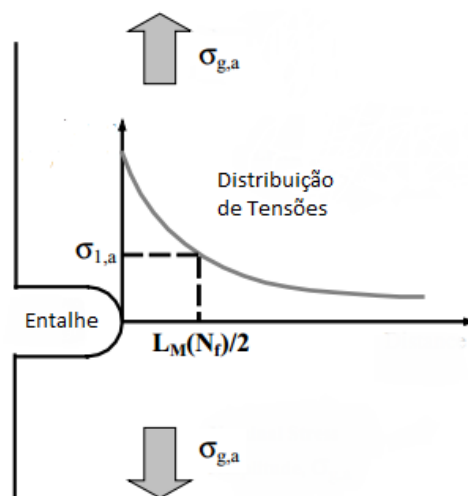


Figura 23: Aplicação da distância crítica pelo método do ponto (Taylor e Susmel,2007-modificado).

3.5 Interpolação para Vida Estimada

Para essa interpolação são usadas três tipos de curvas diferentes. O primeiro, levantada na fase anterior da metodologia são as curvas materiais L_{MP} por N levandas para carregamentos de tração e flexão e diferentes razões de carregamento. As outras são as curvas $\sigma \times N$ do CP sem entalhe, e as que relacionam a distribuição de tensões à partir da raiz do entalhe para os demais CPs escolhidos.

Essa interpolação inicia-se com a escolha de uma vida prevista inicial $N_{p,0}$, que será interpolada na curva material L_{MP} por N para obtenção de uma distância crítica L_{MP} como variável de saída.

Na sequência, essa variável será interpolada nos gráficos de distribuições de tensões pela distância à raiz do entalhe, para determinação da tensão que acontece à essa distância crítica.

Finalmente essa tensão obtida será interpolada na curva $\sigma \times N$ do CP sem entalhe, para obtenção de uma variável Vida Estimada inicial $N_{e,0}$, que será comparada à vida prevista inicial. Se,

$$\frac{|N_{p,0} - N_{e,0}|}{N_{p,0}} \leq 1 \quad (3.8)$$

a interação termina. Se não um novo valor de vida prevista $N_{p,1}$ é calculado através da média dos últimos dois valores e interação se reinicia até sua convergência.

$$N_{p,1} = \frac{|N_{e,0} + N_{p,0}|}{2} \quad (3.9)$$

Essa iteração é feita separadamente para os CPs em tração com razões de carregamento de $R = -1$ e $R = 0.1$ e em flexão com $R = 0.1$ e tentará medir a acurácia da aplicação dessa teoria para média vida aplicando-a no intervalo de 10^4 à 10^7 que, para os autores, engloba os conceitos de tanto média quanto alta vida e os resultados de ambas poderão ser comparados e tanto para o Estado Plano de Tensões quanto para o Estado Plano de Deformações.

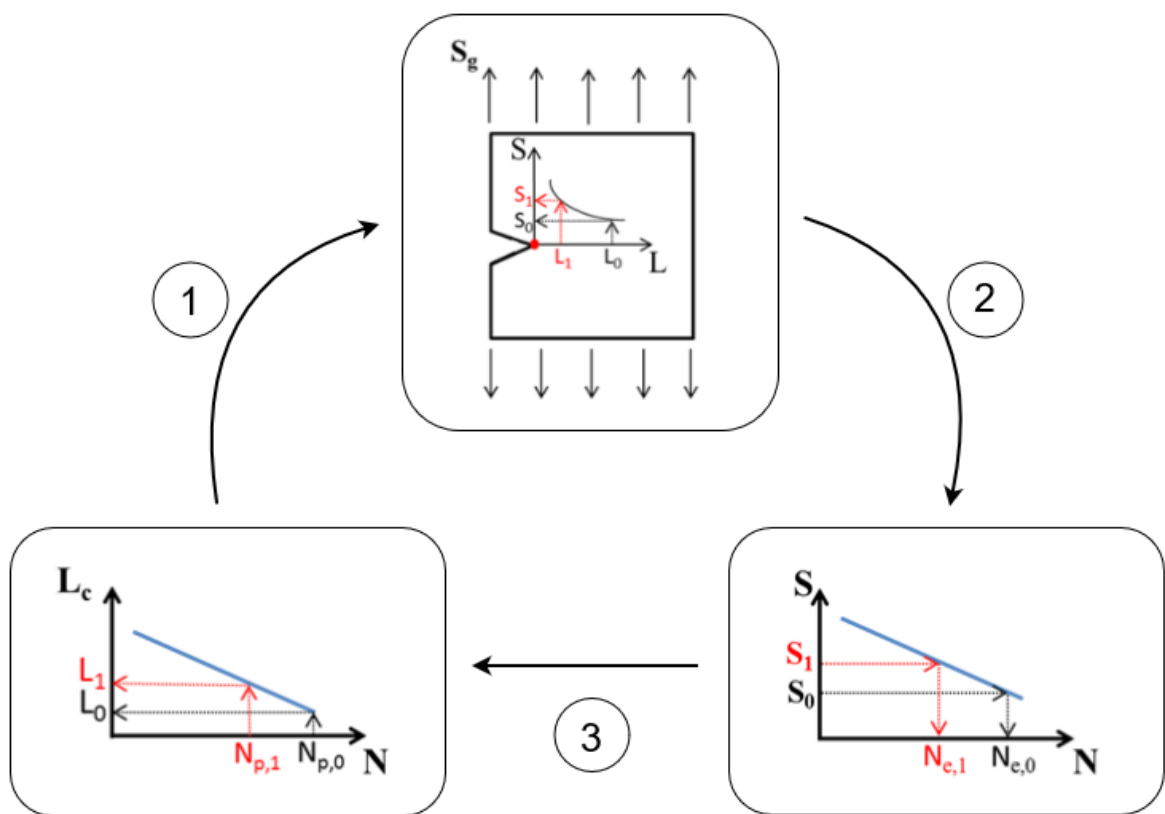


Figura 24: Fluxograma da interpolação para vida estimada N_e (modificado - Cutrim, 2013)

RESULTADOS

4.1 Comparação de K_t s

Os resultados das simulações numéricas dos K_t s é parte primordial para a geração dos demais resultados, da verificação da modelagem do problema e a da correta aplicação das condições de contorno. A convergência do modelo foi avaliada pela comparação dos valores dos intensificadores de tensões numéricos obtidos e os numéricos do trabalho de referência.

Todas as comparações foram feitas baseadas nos fatores calculados em relação a região gross, embora, para as interpolações nos casos de corpos em flexão, tenha sido usada a distribuição na região net, em consonância à metodologia adotada no trabalho fonte. As tabelas com os resultados e comparações para o caso 2D e 3D são apresentadas abaixo, acompanhadas pela equação que apresenta o método de cálculo do erro.

Tabela 2: Comparação de K_t s caso 2D

Tipo de corpo de prova	K_t numérico	K_t Susmel e Taylor	Erro (%)
Entalhe em V, $R = 0,12$	16,1	16,2	0,617
Furo \emptyset 3,5	3,2	3,1	3,23
Furo \emptyset 8	3,6	3,4	5,88
Entalhe em U, $R = 1,5$	6,1	6,1	0
Entalhe em V, $R = 0,383$ flexão	3,6	3,4	5,88
Entalhe em U, $R = 5$ flexão	3,2	2,9	8,97

$$Erro(\%) = \left(\frac{|K_t \text{SusmelTaylor} - K_t \text{numérico}|}{K_t \text{SusmelTaylor}} \right) \times 100 \quad (4.1)$$

Tabela 3: Comparação de K_t , caso 3D

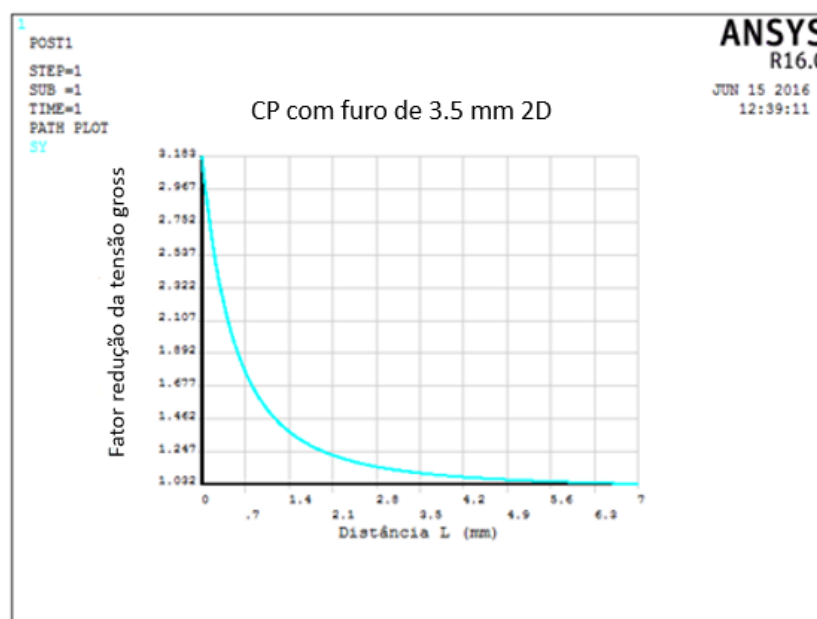
Tipo de corpo de prova	K_t numérico	K_t Susmel e Taylor	Erro (%)
Entalhe em V, $R = 0,12$	15.7	16,2	3.79
Furo \emptyset 3,5	3,1	3,1	0
Furo \emptyset 8	3,5	3,4	2.94
Entalhe em U, $R = 1,5$	5.9	6,1	3.28
Entalhe em V, $R = 0,383$ flexão net	5.2	-	-
Entalhe em U, $R = 5$ flexão net	1.9	-	-

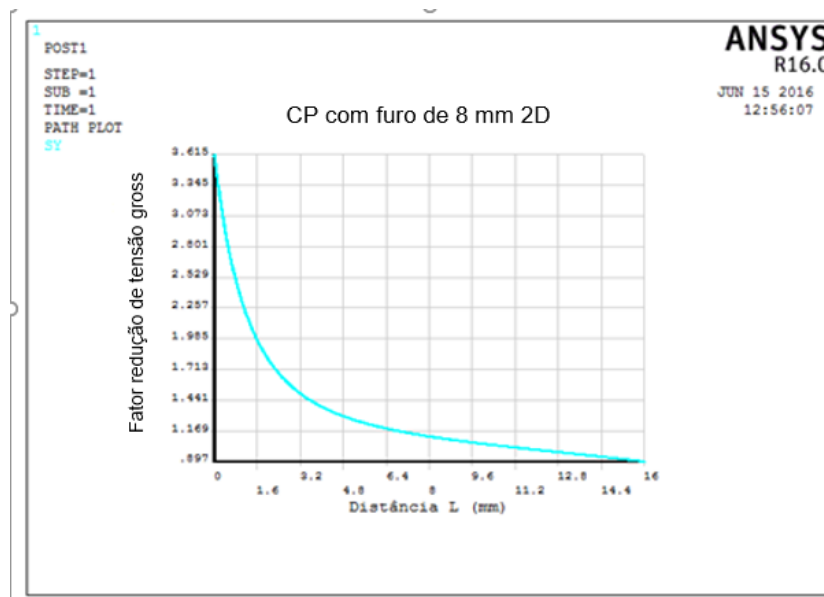
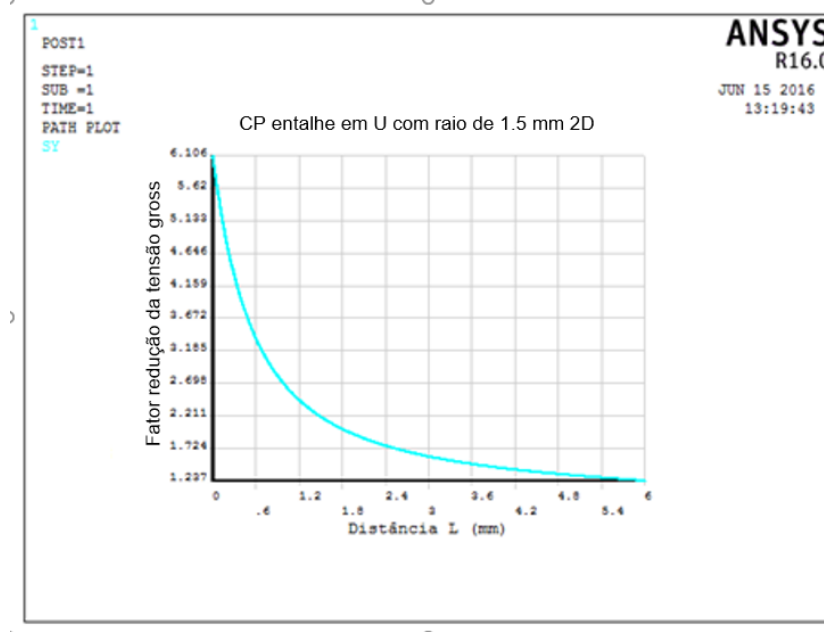
4.2 Gráficos da redução de tensão pela distância à raiz do entalhe

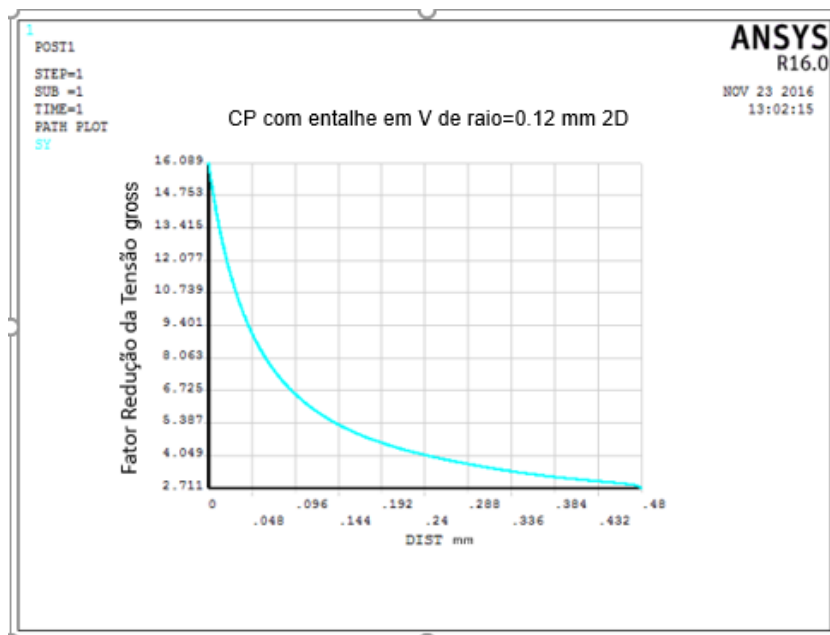
Nessa seção serão apresentados os gráficos da distribuição de tensões à partir da raiz do entalhe, para todos os corpos projetados e utilizados no decorrer da metodologia, tanto para o caso 2D, que representa um Estado Plano de Tensões, quanto para o caso 3D, nos quais uma aproximação para o Estado Plano de Deformações foi utilizada.

4.2.1 Caso 2D

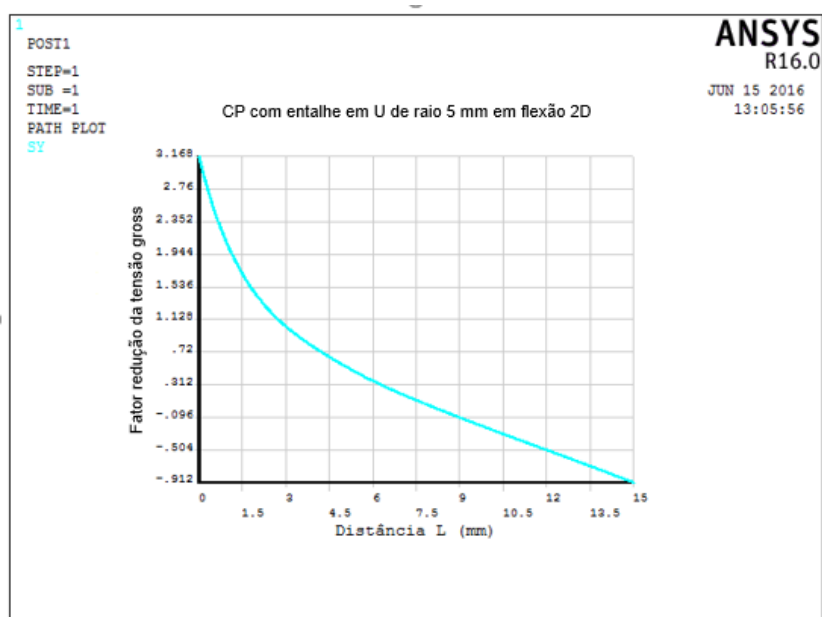
Corpos em Tração

**Figura 25:** Furo \emptyset 3,5 mm

Figura 26: Furo \emptyset 8 mmFigura 27: Entalhe em U, $R = 1.5$ mm

Figura 28: Entalhe em V, $R = 0,12$

Corpos em Flexão

Figura 29: Entalhe em U, $R = 5$ mm em flexão

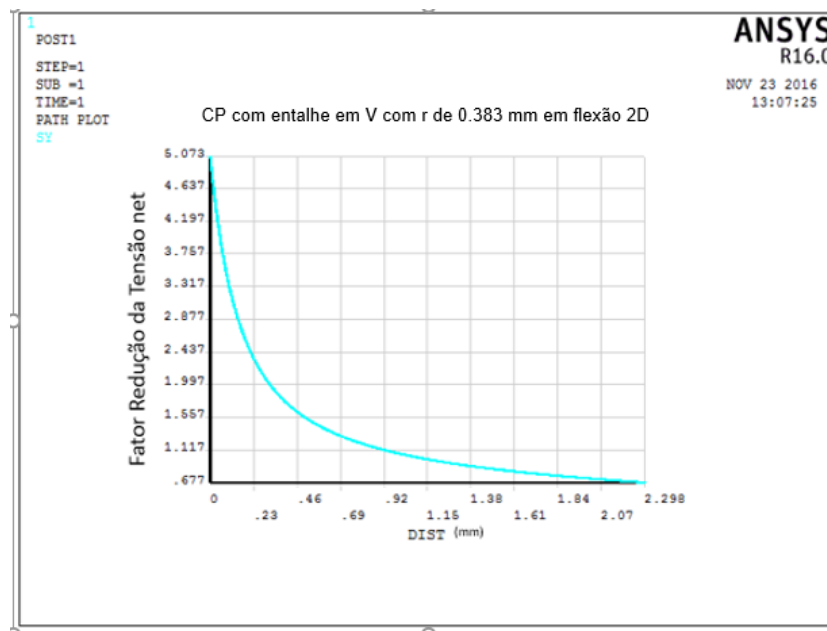


Figura 30: Entalhe em V, $R = 0,383$ em flexão

4.2.2 Caso 3D

Corpos em Tração

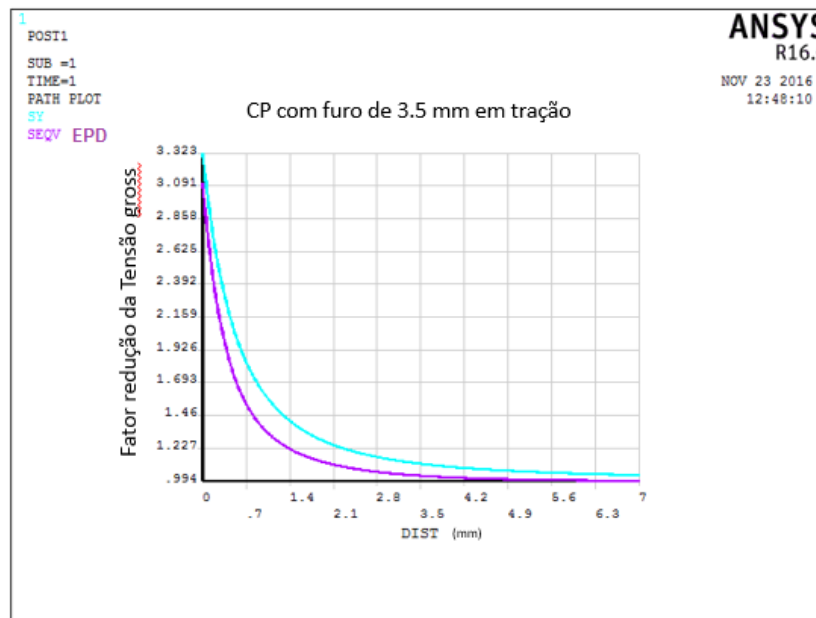


Figura 31: Furo $\varnothing 3,5$ mm

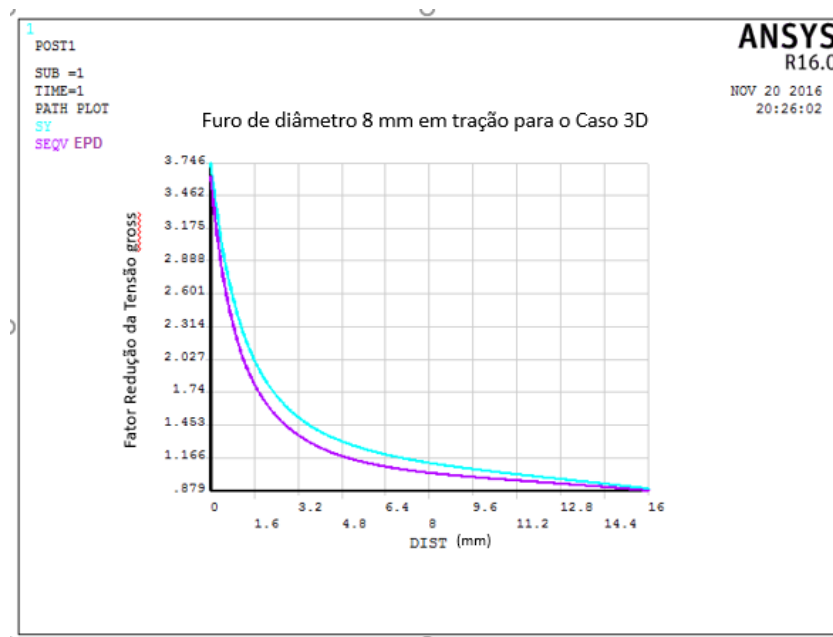


Figura 32: Furo \varnothing 8 mm

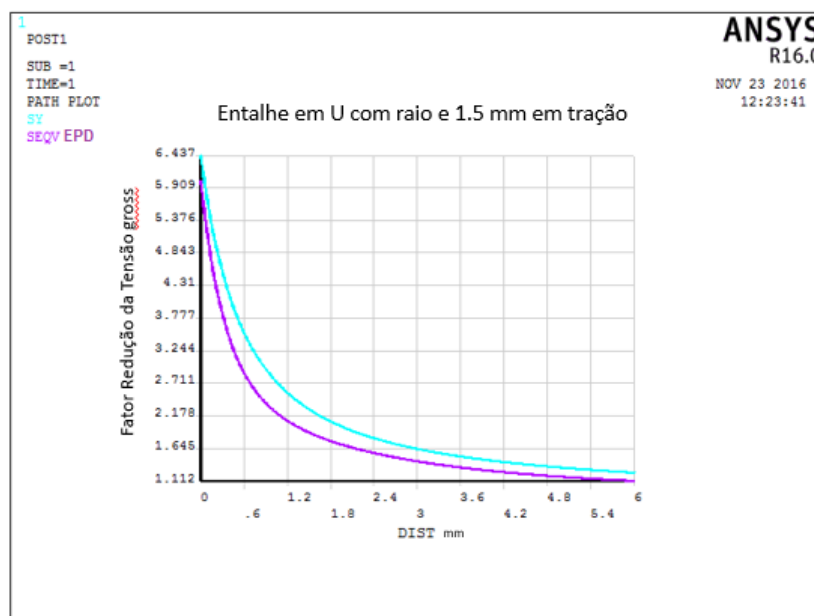


Figura 33: Entalhe em U, $R = 1.5\text{mm}$

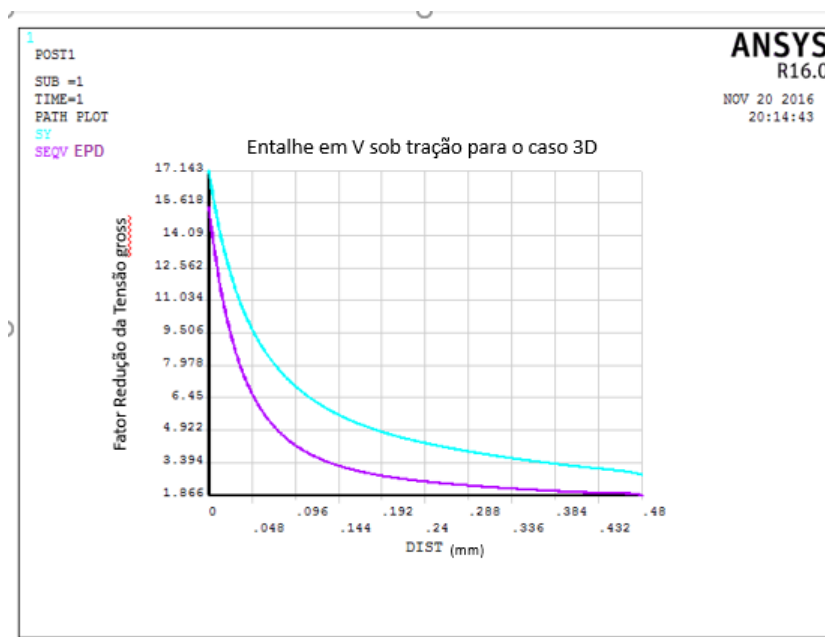


Figura 34: Entalhe em V, $R = 0,12$

Corpos em Flexão

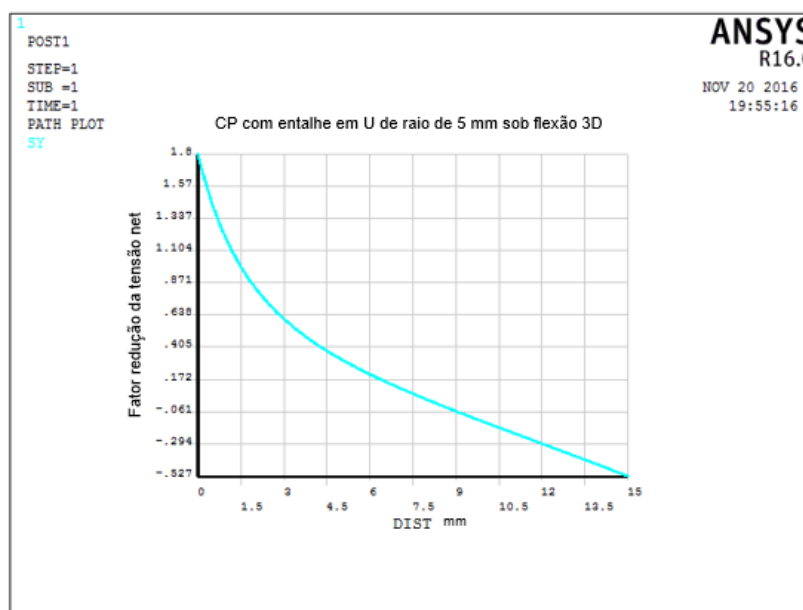


Figura 35: Entalhe em U, $R = 5$ mm em flexão

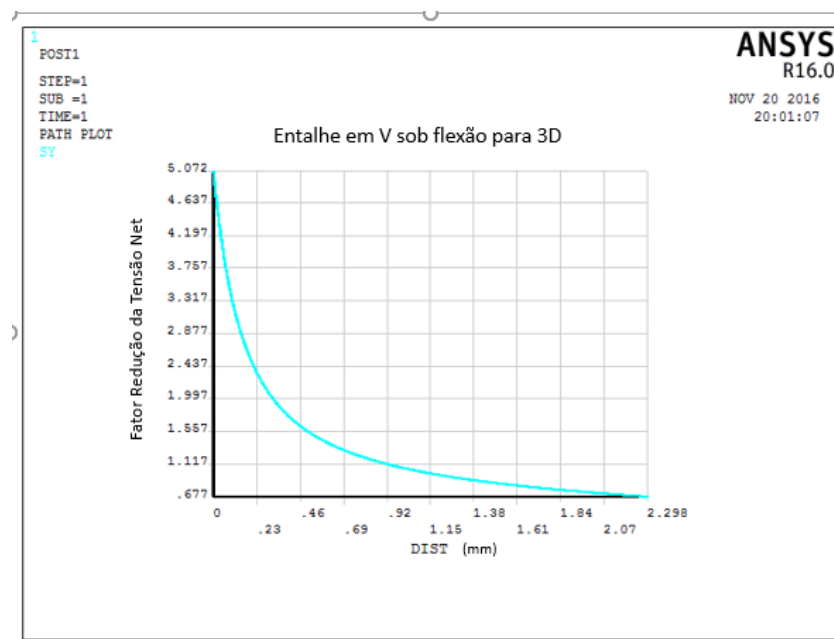


Figura 36: Entalhe em V, $R = 0,383$ em flexão

4.3 Curvas materiais L_{MP} -N e constantes de ajuste

Nessa seção estão as curvas materiais L_{MP} -N, acompanhadas das tabelas que apresentam as constantes e ajuste encontradas, cuja variável distância crítica calculada foi aproximada pelo método do ponto. Essa foi levantada aplicando-se o método da distância crítica em CPs de entalhe V agudo, sob regimes de tração e flexão e submetidos à razões de carregamento de $R = -1$ e $R = 0.1$ para o primeiro regime e de $R = 0.1$ para o segundo, tanto para os casos 2D quanto 3D.

Tabela 4: Constantes de ajuste para o caso 3D

Tipo	A_l	b_l
Tracao $R = -1$	5.315	-0.1965
Tracao $R = 0.1$	3.519	-0.1311
Flexao	0.2752	0.09109

Tabela 5: Constantes de ajuste para o caso 2D

Tipo	A_l	b_l
Tracao $R = -1$	10.72	-0.2566
Tracao $R = 0.1$	4.438	-0.1593
Flexao	0.2556	0.09427

4.3.1 Caso 2D

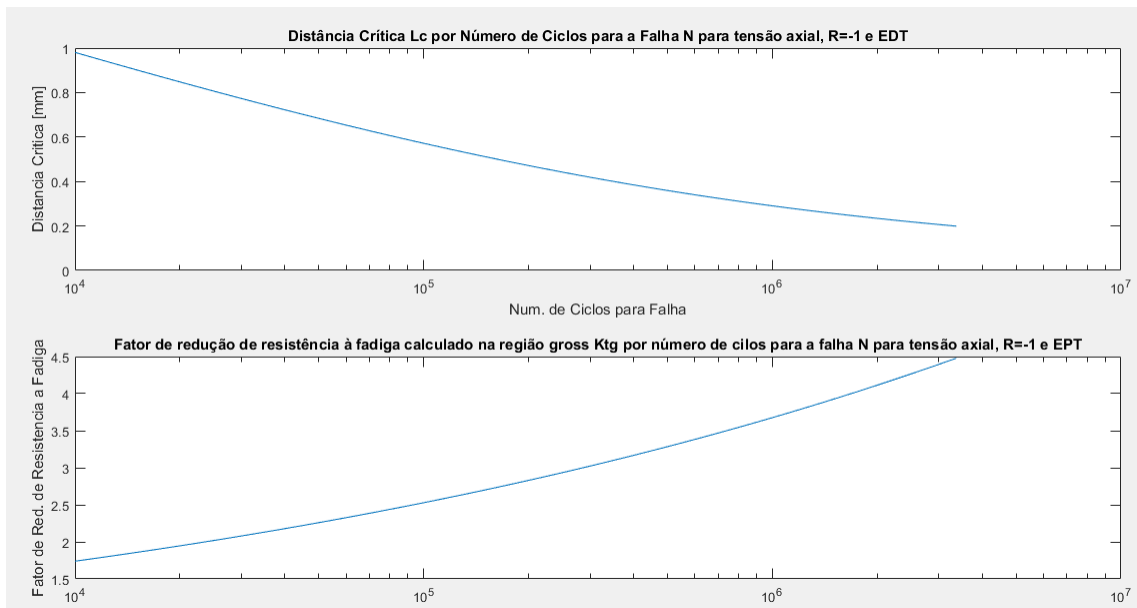


Figura 37: Gráficos L_{MP} -N e K_t -N para R=-1 em tração

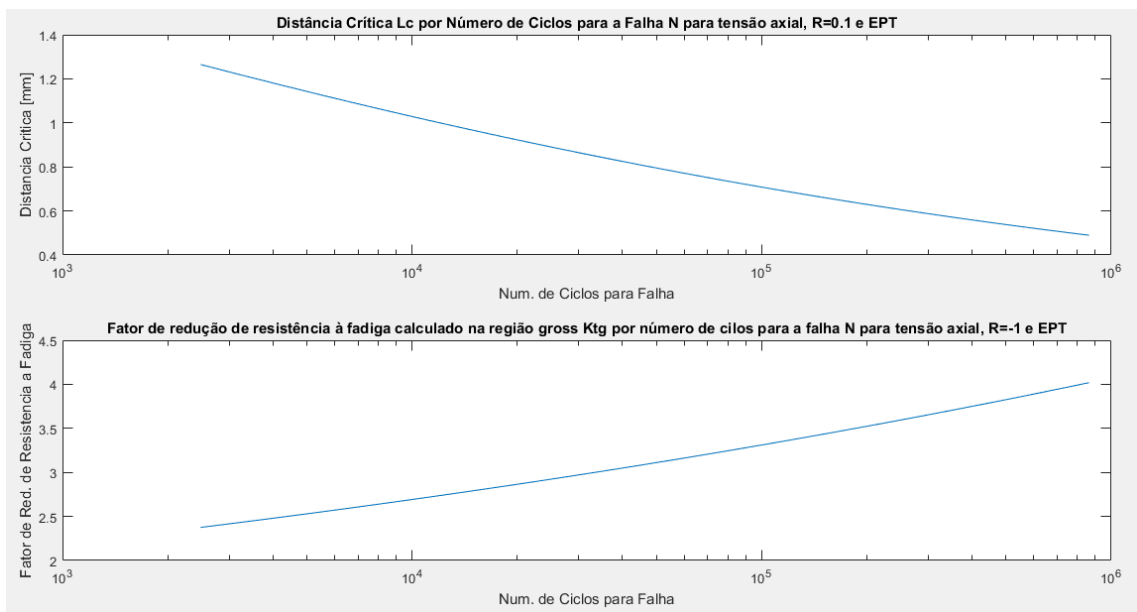


Figura 38: Gráficos L_{MP} -N e K_t -N para R=0.1 em tração

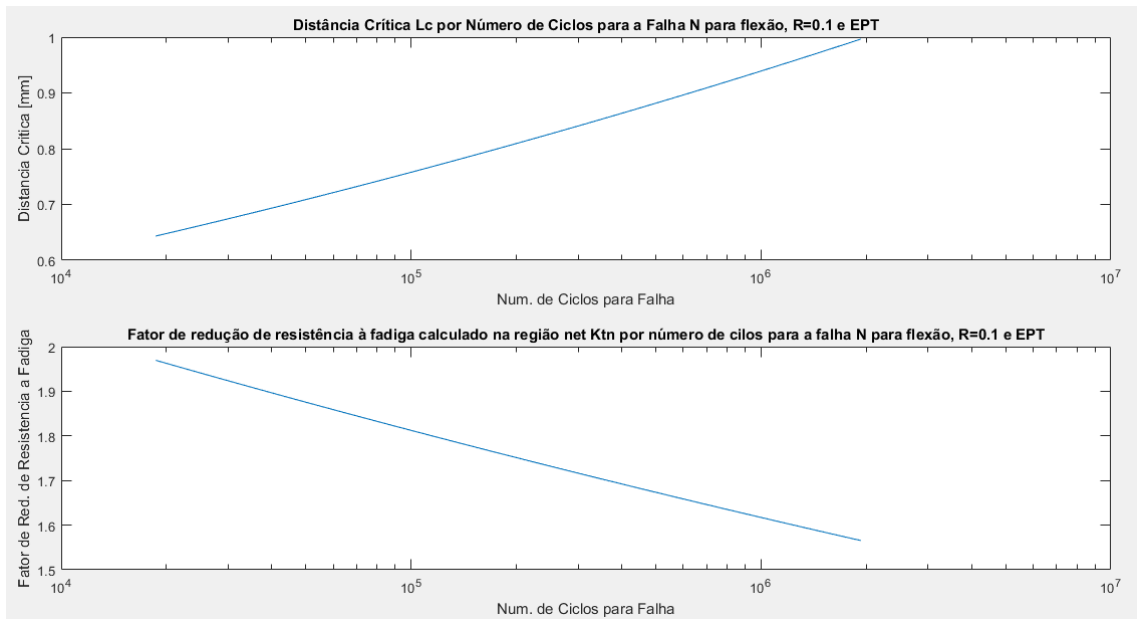


Figura 39: Gráficos L_{MP} -N e K_t -N para R=0.1 em flexão

4.3.2 CASO 3D

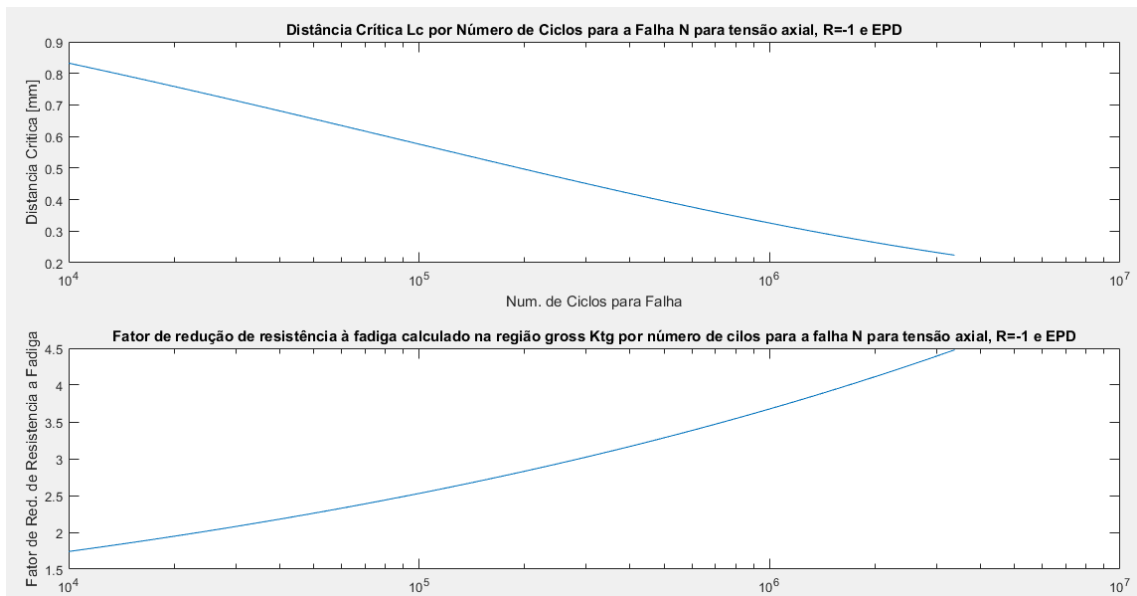


Figura 40: Gráficos L_{MP} -N e K_t -N para R=-1 em tração, 3D

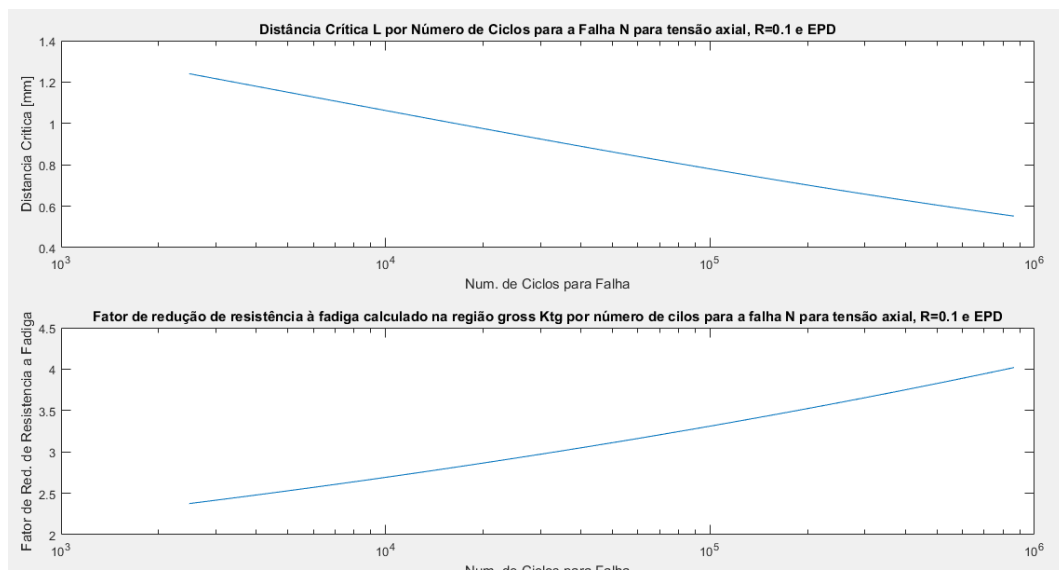


Figura 41: Gráficos L_{MP} - N e K_t - N para $R=0.1$ em tração, 3D

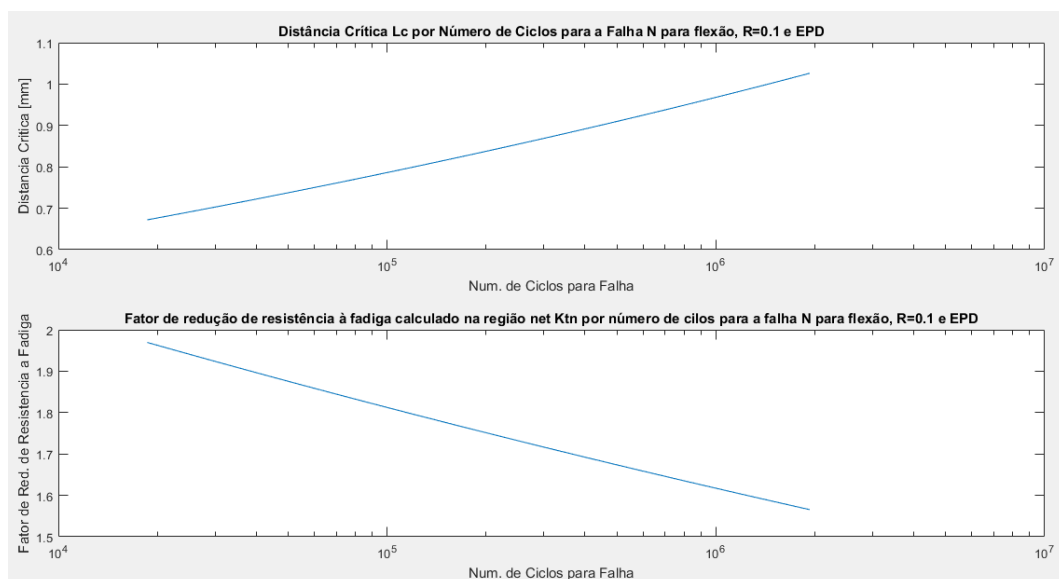


Figura 42: Gráficos L_{MP} - N e K_t - N para $R=0.1$ em flexão, 3D

4.3.3 Análise

Após levantamento dos gráficos percebe-se que enquanto os casos em tração apresentam uma curva L-N decrescente, condizente com o comportamento esperado pelos pesquisadores no trabalho fonte, o caso em flexão apresenta um comportamento totalmente atípico, com uma curva L-N crescente, incoerente com o resultado previsto na teoria. Esses resultados parecem indicar que as premissas adotadas pelos pesquisadores sobre a aplicabilidade dessa curva podem ser corroboradas para regimes de tração mas não podem para regimes de flexão.

4.4 Gráficos da interpolação de Vida Estimada por Vida Prevista

Aqui serão apresentados todos os gráficos obtidos na interpolação de Vida Estimada, para todos os CPs testados em regimes de tração e flexão e para as razões de carregamento já citadas, tanto para o caso 2D quanto 3D. Esses estão relacionando os dados de entrada, as vidas previstas, e os de saída, as vidas estimadas, marcados respectivamente pela correlação perfeita e intervalos superiores e inferiores de 3 vidas, como no trabalho fonte. As tabelas apresentando os resultados obtidos interação à interação estão apresentadas no Apêndice X e os gráficos do trabalho fonte serão apresentados abaixo.

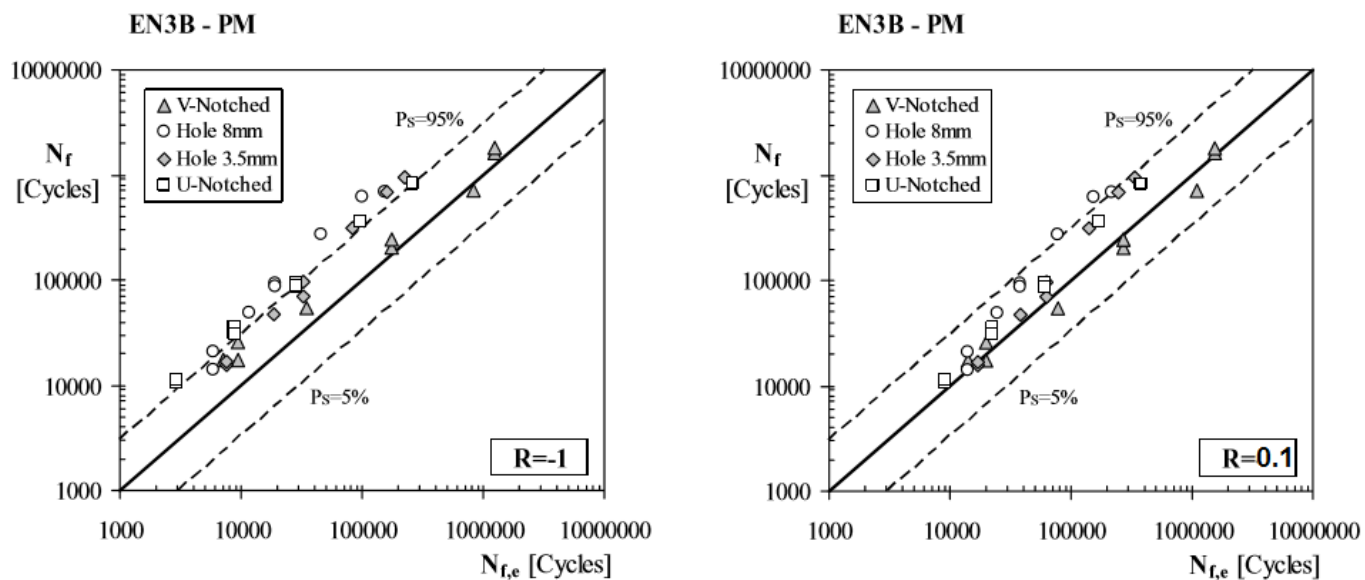


Figura 43: Gráficos da Interpolação para Vida Estimada do trabalho de Susmel e Taylor(2007)

4.4.1 TRAÇÃO R=-1

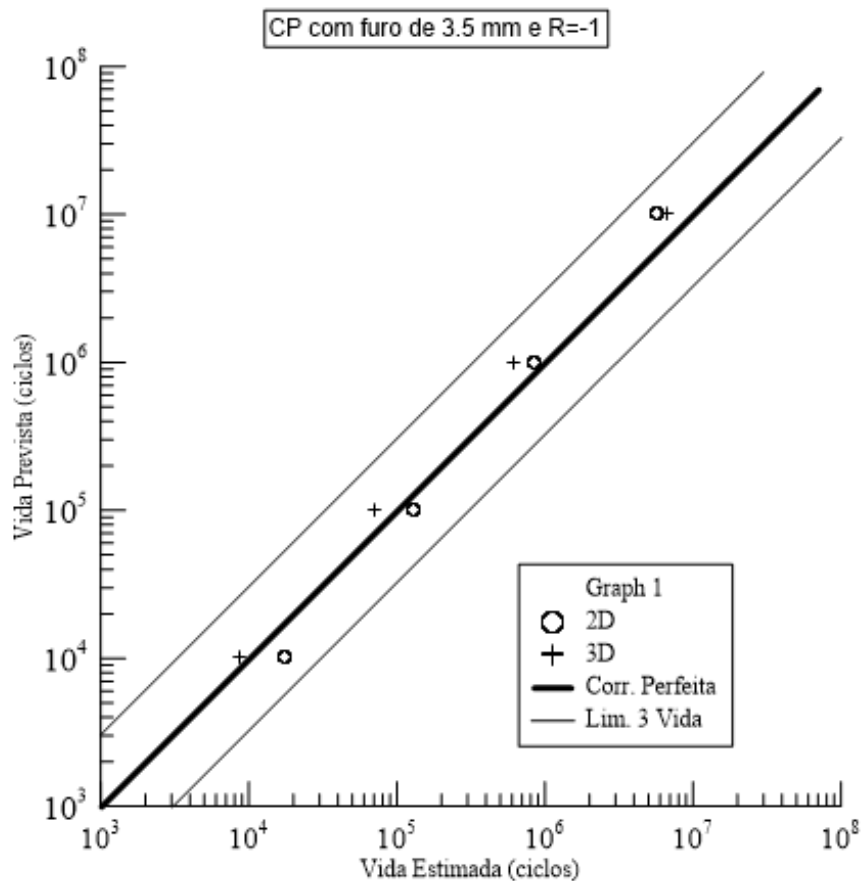


Figura 44: Vida Estimada para Corpo furo de 3.5 mm e R=-1

Quanto a dispersão, a interpolação apresentou resultados igualmente bons tanto para o caso 2D ou EPT quanto para o caso 3D ou EPD, todos próximos a curva que apresenta a correlação perfeita e dentro dos limites inferior e superior de 3 vidas.

Os resultados foram também, semelhantes nos intervalos de média e alta vida, sendo um primeiro indicativo que o regime de média vida está de fato dentro de um regime predominantemente elástico, que L é um parâmetro que varia com o número de ciclos N e há uma função de potência que associa ambos.

Em comparação, os resultados obtidos foram superiores aos do trabalho de origem, cujos resultados só estão dentro dos limites inferior e superior de 3 vidas para o intervalo entre 10^4 e 10^5 .

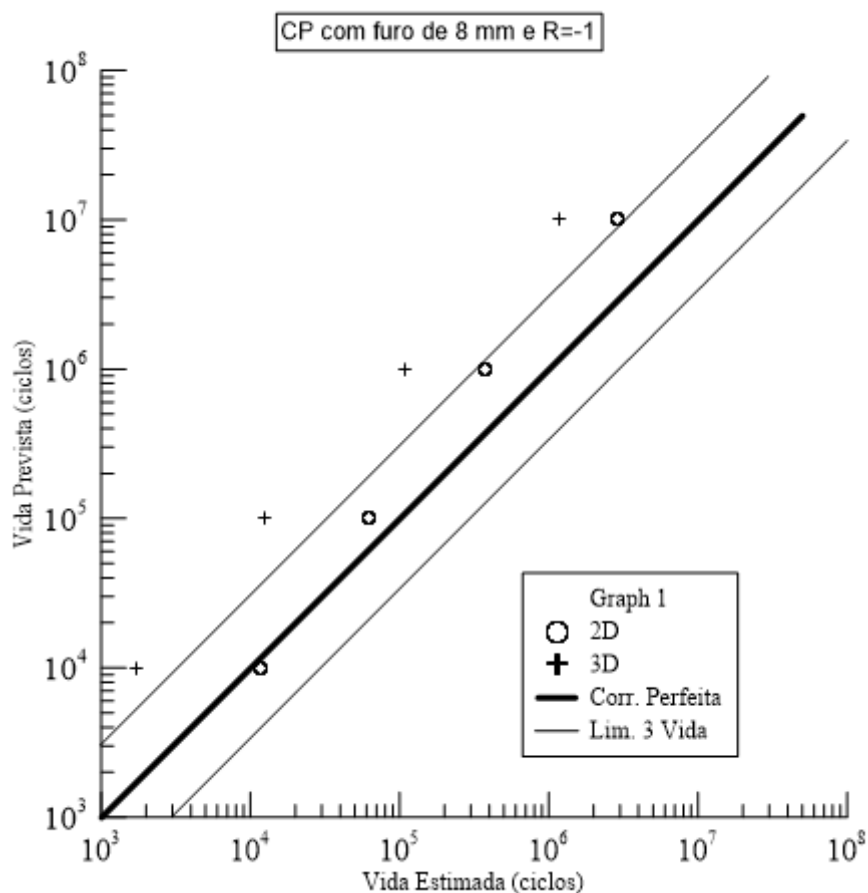


Figura 45: Vida Estimada para Corpo furo de 8 mm e R=-1

Nesse caso, os resultados foram superiores na aproximação pelo EPT, cujos resultados para médio ciclo estão dentro dos limites superior e inferior de 3 vidas, que na aproximação pelo EPD, que apresentou resultados muito semelhantes ao trabalho base dentro dos intervalos apresentados, em geral fora do limite superior de 3 vidas.

Eles provavelmente são superiores nessa aproximação pois entalhes suaves não apresentam plastificação como os entalhes agudos, sendo o EPT mais acurado para o estudo.

Calcular tensões através da região *gross* para entalhes tão grandes carrega altas distorções, motivo provável pelo qual os resultados desse trabalho e do trabalho de origem, para esse corpo, são inferiores aos encontrados para os demais corpos.

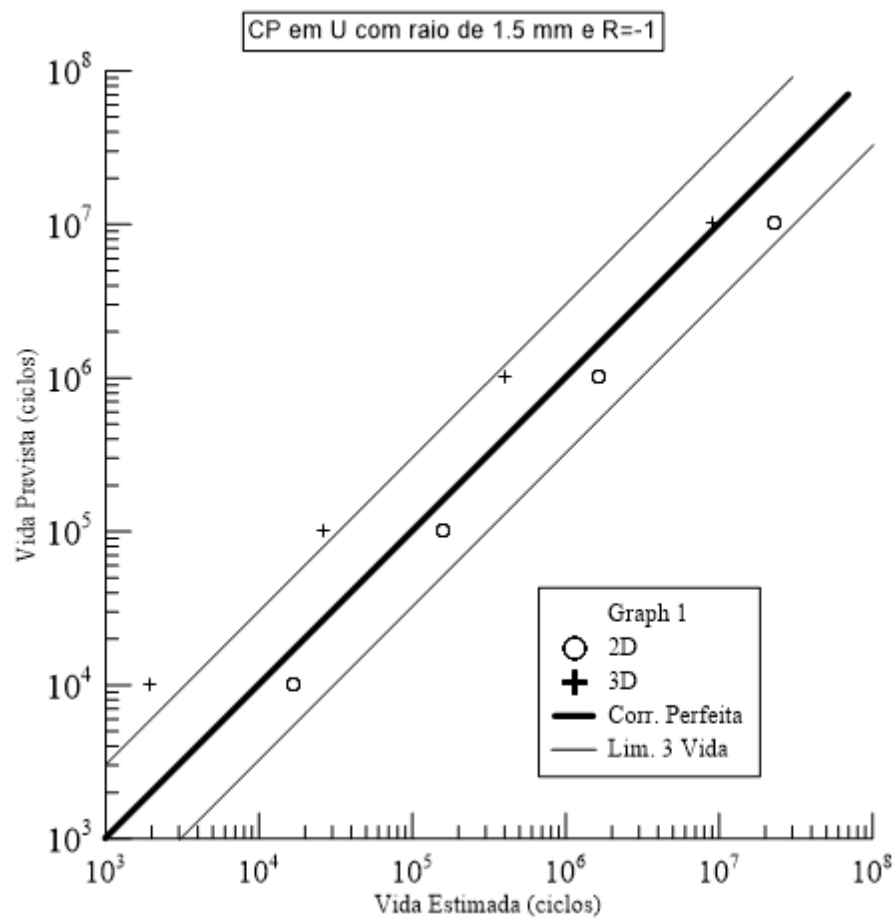


Figura 46: Vida Estimada para Corpo com entalhe em U de raio 1.5 mm e R=-1

Os resultados para esse corpo foram, para ciclos mais baixos, superiores para o regime de EPT pois entalhes agudos não apresentam plástificação e, surpreendentemente, para o regime de média vida, que estão próximos à correlação perfeita.

Os resultados do trabalho fonte foram inferiores aos encontrados nesse trabalho, apresentando todos os pontos sobre ou acima do limite superior de 3 vidas.

4.4.2 TRAÇÃO R=0.1

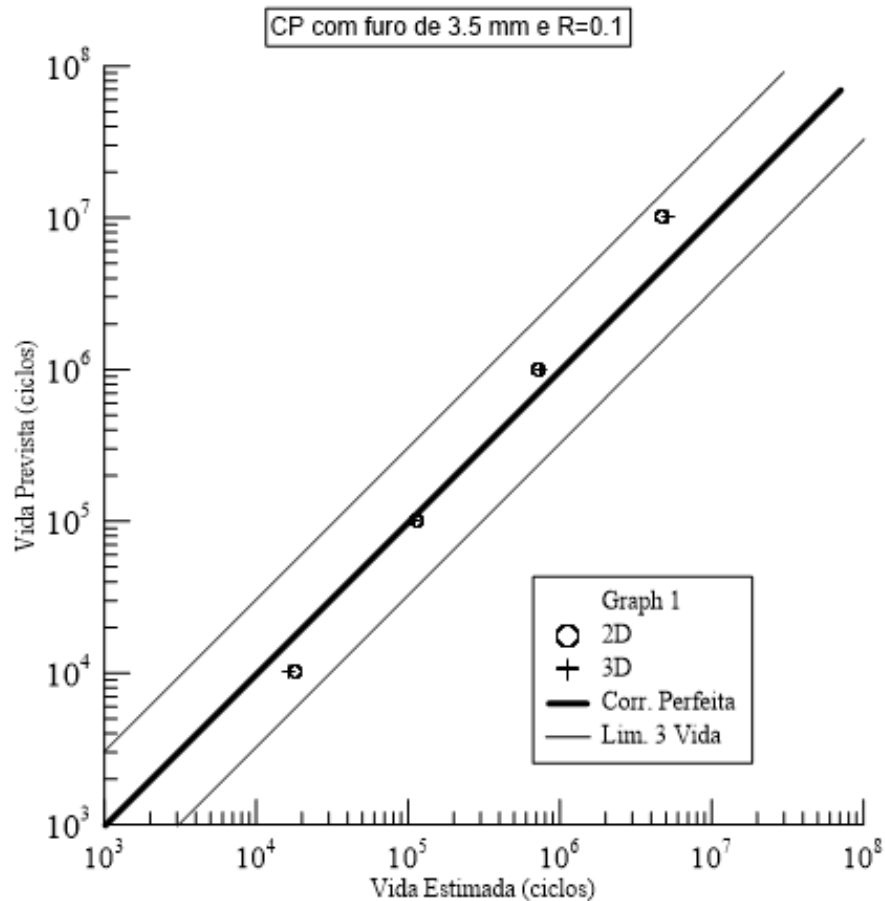


Figura 47: Vida Estimada para Corpo furo de 3.5 mm e R=0.1

Para razões de carregamento de $R = 0.1$, todos os corpos apresentaram resultados extremamente próximos para as aproximações do EPT e EPD e, esse corpo, mais uma vez, surpreendentemente, apresenta resultados superiores para regimes de médio ciclo.

Em relação ao trabalho fonte, para os intervalos mostrados, os resultados encontrados foram bastante semelhantes, mais próximos à correlação perfeita para ciclos inferiores de médio ciclo, e mais dispersos para ciclos superiores,

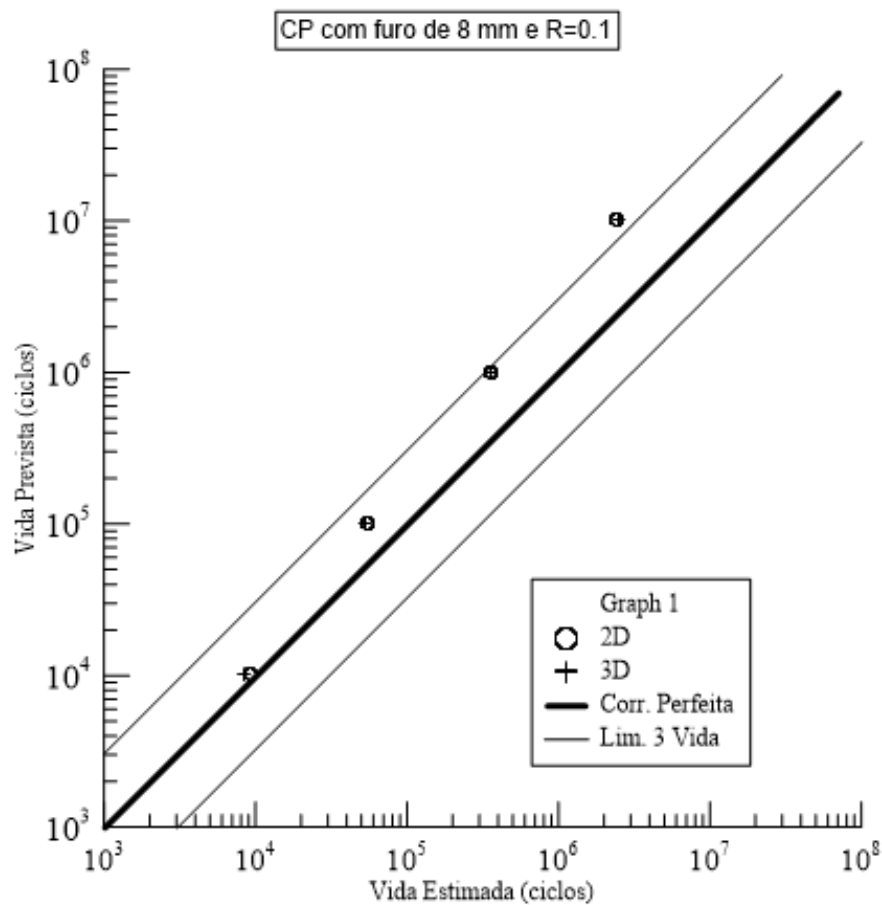


Figura 48: Vida Estimada para Corpo furo de 8 mm e R=0.1 e R=0.1

Essa interpolação apresentou, também, aproximação para o EPT e o EPD com resultados muito próximos e resultados superiores para regimes de médio ciclo, dentro dos limites de 3 vidas.

Em comparação ao trabalho base, os resultados foram semelhantes, mais próximos da correlação perfeita para ciclos inferiores de média vida e mais dispersa para ciclos superiores, fora dos intervalos de 3 vidas. Aqui, o problema do cálculo sobre a região gross provavelmente permanece, contribuindo para a dispersão dos resultados.

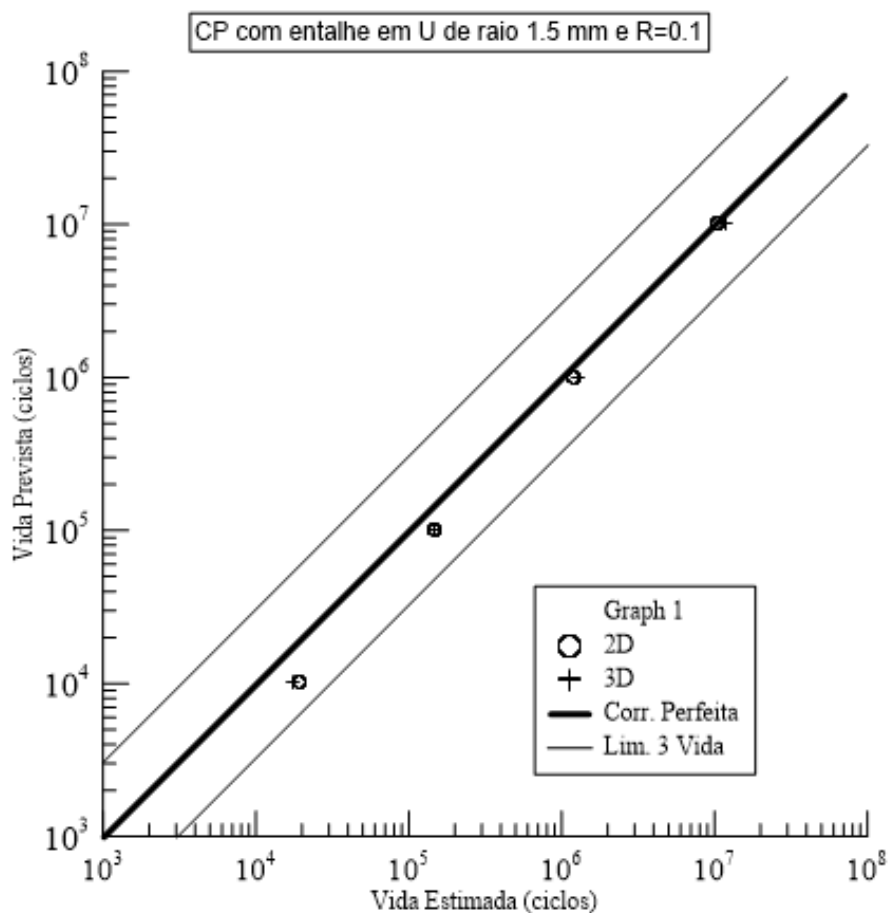


Figura 49: Vida Estimada para Corpo com entalhe em U de raio 1.5 mm e R=0.1

Nessa interação, os resultados obtidos, tanto em regime de alta quanto de média vida, estão muito próximos à correlação perfeita, mais uma vez indicando que o regime de médio ciclo está predominantemente dentro do regime elástico, que L é um parâmetro que varia com o número de ciclos N e há uma função de potência os associa, e são superiores, para todos os intervalos apresentados, aos resultados do trabalho do Susmel e Taylor.

CONCLUSÃO E FUTUROS TRABALHOS

Uma parte primordial para gerar os demais resultados da metodologia desenvolvida é o estudo de convergência dos K_f s. Com a análise do K_f s numéricos gerados no Ansys comparados aos retirados do trabalho de Susmel e Taylor, é possível perceber que esse convergem e apresentam baixos erros, dentro do esperado.

Ao estudar-se as curvas levantadas para iteração de vida estimada, objetivo último da metodologia apresentada, as previsões na região de médio ciclo, assim como as obtidas no trabalho de referência, parecem ser mais acuradas que na região de alto ciclo, o que é um resultado surpreendente, levando-se em consideração que a teoria da distância crítica já vem sendo usada com sucesso em ciclos mais altos e esses intervalos foram usados na comparação justamente como parametro de sucesso na convergência.

Observa-se, que o nível de precisão encontrado nessas iterações parece corroborar as conclusões anteriores de que a curva L-N é sim uma curva que varia apenas de material à material e com as razões de carregamentos e que ela pode ser aplicada na previsão de corpos em regimes de tração sendo empregada para diversos entalhes.

Para o caso em flexão a curva apresentou resultado atípico, com curva crescente, questionando sua aplicabilidade para esse regime. É recomendado que se expanda os estudos para regimes para além da tração antes da aplicação desse método para a previsão da vida em fadiga.

Corroborra também as premissas adotadas pelos pesquisadores que L é um parâmetro que varia com o número de ciclos N e há uma função de potência que associa ambos e que, a médio ciclo, prevalece o regime elástico, e as conclusões a alto ciclo podem ser expandidas a esse regime, concluído somente para o caso em flexão.

Os resultados obtidos na aplicação da TDC para o Estado Plano de Tensões e o Estado Plano de Deformações foram semelhantes pois essa teoria é aplicada em termos da tensão principal na raiz do entalhe, e no caso específico da metodologia apresentada, todos os carregamentos foram aplicados em direção uniaxial.

É importante notar que para o entalhe maior, com furo de 8 mm, a teoria não apresentou precisão e os resultados ficaram, em geral, fora das margens inferiores e superiores de 3 vidas. Os motivos disso podem ser que o cálculo da tensão sobre região gross para entalhes tão grandes começa a apresentar grandes distorções, ou a tensão principal em entalhes grandes devem ser corrigidos por uma função adimensional que corrige a geometria do entalhe, como propõe Lazzarin (1997).

Foi possível notar que a Teoria da Distância Crítica é um método de fácil implementação, com baixa dependência experimental, pois usa constantes materiais presentes na literatura, ganha em praticidade pois evita o estudo de zonas plásticas geradas na saída do entalhe assim como pontos de singularidade para entalhes agudos, e quase sempre independe do entalhe. Como os resultados, quando fora dos limites inferiores e superiores de 3 vidas, foram quase sempre conservadores, a TDC pode ser aplicada à problemas práticos, pois apresentará um certo grau de segurança.

Trabalhos Futuros

No decorrer do desenvolvimento desse trabalho surgiram margens para novas pesquisas que podem ser desenvolvidas no futuro como,

1. Testar a TDC para os mesmos regimes, aproximada por outros métodos, como o método da linha e da área.
2. Testar a influência das razões de carregamento sobre a precisão da Teoria.
3. Estimar a influência na previsão da teoria utilizando o cálculo das tensões sob a região net e não gross.
4. Testar a influência de fatores adimensionais para corrigir a geometria do entalhe.
5. Testar a metodologia experimentalmente.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Anderson, Ted L., and T. L. Anderson. Fracture mechanics: fundamentals and applications. CRC press, 2005.

ASTM (2011), "Standart Test Method for measurement of Fadigue Crack Growth Rates". In ASTM E 647

Broek, David. Elementary engineering fracture mechanics. Springer Science & Business Media, 2012.

Broek, David. The practical use of fracture mechanics. Springer Science & Business Media, 2012.

DA ROSA, Edison. "Mecânica da fratura e fadiga." Florianópolis: UFSC (2000).

Dowling, N. E. (1999), Mechanical Behavior of Naterials. 2ª e. Pearson-Pentice Hall. Nova Jersey, Estados Unidos.

Dowling, N. E. (2007), Mechanical Behavior of Naterials. 3ª e. Pearson-Pentice 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.

Hosford, William F. Mechanical behavior of materials. Cambridge University Press, 2010.

Juvinall, Robert C., and Kurt M. Marshek. Fundamentals of machine component design. Vol. 83. New York: John Wiley e Sons, 2006.

Kim, Ho Sung. "Mechanics of Solids and Fracture." (2013).

Inglis, C. E. (1913), "Stress in a plate due to the presence of cracks and sharp corners, Proceedings, Institute of Naval Architects, 60.

Kasiri, ., Taylor, D. (2008), "A critical distance study of stress concentration in bone", Journal of Biomechanics, 41:603-609

Kitagawa, H., Takahashi, S. (1976), "Applicability of fracture mechanics to very small cracks or the cracks in the early stage", In: Proceedings of the 2º International Conference on Mechanical Behaviour of Materials. Boston, pp. 627-631.

Lee, Yung-Li. Fatigue testing and analysis: theory and practice. Vol. 13.

Butterworth-Heinemann, 2005.

Meyers, Marc A., and Krishan Kumar Chawla. Mechanical behavior of materials. Vol. 2. Cambridge: Cambridge university press, 2009.

Negru, R., et al. "Lifetime prediction in medium-cycle fatigue regime of notched specimens." *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* (2016).

Neuber H. (1936), *Forsch Ing-Wes*, 7:271-81.

Neuber, H.(1946), "Theory of otches", Ed. J. W. Edwards, Ann Harber, EUA.

Nicholas, Theodore. High cycle fatigue: a mechanics of materials perspective. Elsevier, 2006.

Norton, R. L (2004), "Projeto de máquinas: uma abordagem integrada", 2ª ed., Porto Alegre: Bookman.

Radaj, Dieter, and Michael Vormwald. Advanced methods of fatigue assessment. Heidelberg, Germany: Springer, 2013.

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.

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.

Taylor, D. (2001), "A mechanistic approach to critical-distance methods in notch fatigue", *Fatigue Fract Engng Maeter 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.

Anderson, Ted L., and T. L. Anderson. Fracture mechanics: fundamentals and applications. CRC press, 2005.

Cutrim, T. H. P. (2014). Aplicação do método da distância crítica para a previsão de vida em regime de médio ciclo.

Silva, B. L. D. (2010). Estratégia alternativa para a determinação do limiar de propagação de trincas através da teoria da distância crítica.