



TESE

**PREVISÃO DE VIDA EM FADIGA EM FIOS DE
ALUMÍNIO LIGA CONTENDO MICROFUROS
UTILIZANDO MÉTODOS NUMÉRICOS**

JESÚS MAURICIO GONZÁLEZ MARTÍNEZ

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

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

**PREVISÃO DE VIDA EM FADIGA EM FIOS DE ALUMÍNIO
LIGA CONTENDO MICROFURROS UTILIZANDO MÉTODOS
NUMÉRICOS**

JESÚS MAURICIO GONZÁLEZ MARTÍNEZ

ORIENTADOR: PROF. DR. COSME ROBERTO MOREIRA DA SILVA

CO-ORIENTADOR: PROF. DR. JOSÉ ALEXANDER ARAÚJO

TESE DE DOUTORADO EM CIÊNCIAS MECÂNICAS

BRASÍLIA/DF, 22 DE JUNHO DE 2018

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

**PREVISÃO DE VIDA EM FIOS DE ALUMÍNIO LIGA CONTENDO
MICROFUROS UTILIZANDO MÉTODOS NUMÉRICOS**

JESÚS MAURICIO GONZÁLEZ MARTÍNEZ

**TESE 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
DOUTOR EM CIÊNCIAS MECÂNICAS.**

APROVADA POR:

**Prof. Cosme Roberto Moreira da Silva (PCMEC-UnB), Doutor.
(Orientador)**

**Prof. Claudinei dos Santos (FAT-UERJ), Doutor.
(Examinador Externo)**

**Prof. Edson Paulo da Silva (PPMEC -UnB), Doutor.
(Examinador Externo)**

**Prof. Jorge Luiz de Almeida Ferreira (PCMEC -UnB), Doutor.
(Examinador Interno)**

BRASÍLIA/DF, 22 DE JUNHO DE 2018

FICHA CATALOGRÁFICA

GONZÁLEZ MARTÍNEZ JESÚS MAURICIO

Previsão de vida em fios de alumínio liga contendo microfuros utilizando métodos numéricos [Distrito Federal] 2018.

85p., 210 x 297 mm (ENM/FT/UnB, Doutor, Ciências Mecânicas, 2018).
Tese de Doutorado – Universidade de Brasília. Faculdade de Tecnologia.

Departamento de Engenharia Mecânica.

- | | |
|--------------------------------|------------------------------|
| 1. Previsão de vida em fadiga | 2. Fadiga em fios |
| 3. Teoria da Distância Crítica | 4. Liga de alumínio 6201-T81 |

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

GONZALEZ M., J. M. (2018). Previsão de vida em fadiga de fios de alumínio liga contendo microfuros utilizando métodos numéricos. Tese de Doutorado em Ciências Mecânicas, Publicação ENM-DT 49/2018, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 85p.

CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: Jesús Mauricio González Martínez.

TÍTULO: Previsão de vida em fadiga de fios de alumínio liga contendo microfuros utilizando métodos numéricos.

GRAU: Doutor ANO: 2018

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

Jesús Mauricio González Martínez

jemago3@gmail.com

DEDICATÓRIA

À minha mãe, Gladys Stella e minha avó, Carlina (*in memoriam*), por todo o amor, educação, apoio e compreensão que sempre me brindaram. Tudo o que eu tenho conseguido até agora, é graças a vocês.

À minha esposa Paula, por todo o amor, colaboração, paciência e apoio que sempre recebi de você. O tempo que temos compartilhado tem sido maravilhoso e vai ser cada vez melhor.

AGRADECIMENTOS

A Deus, por todas as bênçãos recebidas. Por brindar-me a fortaleza e a sabedoria para afrontar cada um dos desafios presentes no decorrer do tempo.

A meu pai Mauricio González Rincón (*in memoriam*). Este logro também é seu. Obrigado por tudo.

Ao professor Dr. Cosme Roberto Moreira da Silva pela orientação, paciência, conselhos e o constante apoio no decorrer do mestrado e do doutorado.

Ao professor Dr. José Alexander Araújo pela co-orientação, paciência, conselhos e o constante apoio no decorrer do doutorado.

Ao Prof. Dr. Jorge Luiz Ferreira por resolver constantemente minhas dúvidas referentes ao tema desta tese e me incentivar a seguir em frente.

A todos os professores que contribuíram para minha formação neste período de pós-graduação. Todos os professores altamente qualificados, são um grande exemplo para as futuras gerações.

À Universidade de Brasília, especialmente ao Programa de Pós-Graduação em Ciências Mecânicas pela oportunidade de terminar minha formação acadêmica.

Ao Governo Brasileiro, à fundação FINATEC, à empresa TAESA e a CAPES pelo suporte financeiro, fundamental para a realização desta tese.

A minha família por todo o carinho, apoio e ajuda que sempre me brindaram em todo momento. As lembranças dos bons momentos vividos com cada um de vocês foram minha fortaleza. Especialmente a meus tios, Victor e Marcolfo grandes exemplos para mim.

Ao meu amigo e colega de pesquisa Vitor Adriano por toda sua ajuda, tanto pessoal como profissional, sem a qual esta tese não poderia ter sido concretizada. Agradeço também a amizade e coleguismo de Marcus Sá, Dalmo Costa, Felipe Dias, Remy Badibanga, Karen Fabara, Barbara Ferry, José Monroy, e outros que posso estar esquecendo. Muito obrigado pelos momentos compartilhados de trabalho, alegria e apoio, fazendo que este tempo longe de casa fosse mais agradável.

Aos técnicos e demais colaboradores das oficinas de Engenharia Mecânica (SG-9), pela ajuda e colaboração que me prestaram em todo momento. Especialmente minha gratidão para O Sr. Arthur, Claudio, Társis, Wesley e Marcão.

PREFÁCIO

Esta tese foi realizada pelo autor no Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Brasília (UnB), sob a orientação dos professores Dr. Cosme Roberto Moreira da Silva e Dr. José Alexander Araújo.

Durante o tempo de pesquisa realizado no doutorado os seguintes trabalhos foram publicados ou estão em submissão para publicação:

R.B. Kalombo, **J.M.G. Martínez**, J.L.A. Ferreira, C.R.M. da Silva, J.A. Araújo, 2015, Comparative fatigue tests and analysis between an All Aluminium Alloy Conductor (AAAC) and an Aluminium Conductor Steel Reinforced (ACSR), *Procedia Engineering*, 133, 223-232.

J.M.G. Martínez, V.S.R. Adriano, J.A. Araújo, J.L.A. Ferreira, C.R.M. da Silva, 2018. Numerical fatigue life estimation of aluminium 6201-T81 wires containing geometric discontinuities. *MATEC Web of Conferences* 165, 10015.

V.S.R. Adriano, **J.M.G. Martínez**, J.L.A. Ferreira, J.A. Araújo, C.R.M. da Silva, 2018, Fatigue life predictions using the theory of critical distance of aluminum wires with geometric discontinuities. **Submission** to *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*.

RESUMO

Diversos trabalhos têm mostrado que a fadiga por *fretting* é a principal causa de falha mecânica em um cabo condutor de energia elétrica e que este fenômeno pode ser modelado como um problema de concentração de tensão. Neste sentido, este trabalho investiga a previsão de vida em fadiga de fios de alumínio liga 6201-T81, utilizados na fabricação de cabos condutores, com microfuros. Estes microfuros são concentradores de tensão que atuam como uma simplificação do problema de contato mecânico que ocorre nestes fios. Para a previsão de vida foi utilizada uma extensão da Teoria da Distância Crítica (TDC), onde o tamanho característico do material, L_M , varia com o número de ciclos até a falha, N_f , estabelecendo uma relação $L_M(N_f)$. A calibração desta relação foi construída a partir de duas curvas $S-N$, uma para fios lisos (sem entalhe) e outra para fios com entalhe agudo. Para a validação e as análises dos resultados de previsão de vida nos fios foram avaliados dois tipos de microfuros: (i) furos passantes com diâmetros de 0,5 e de 0,7 mm e (ii) furos cegos com diâmetros e profundidades de 0,1x0,1mm, 0,35x0,3mm e 0,7x0,7mm, respectivamente. A exatidão das previsões de vida realizadas com os métodos do ponto (MP), da linha (ML) e do volume (MV) foram avaliadas considerando os dados previstos dentro de uma banda de dispersão de fator 3. Neste contexto, os furos passantes tiveram uma média de 90% dos dados e os furos cegos 0,35 e 0,7 uma média de 95%. Estes resultados indicam que estes tipos de furos mostraram uma excelente adesão às três metodologias utilizadas com poucas variações entre elas. Já o furo cego 0,1 apresentou resultados diferentes nas previsões de vida entre os métodos da TDC utilizados, sendo o ML o melhor deles com o 90% dos dados previstos. Esta diferença é atribuída ao efeito do tamanho, geométrico e estatístico. Em geral, o ML mostrou ser o melhor método para a previsão de vida à fadiga em fios com microfuros de qualquer tipo, mesmo quando existem gradientes de tensão severos. Isto indica que pode ser o método mais indicado em problemas de fadiga por *fretting* em fios e conseqüentemente, um passo intermediário para a construção de novos modelos de avaliação de dano em cabos condutores, utilizando métodos numéricos.

Palavras-chave: liga de alumínio 6201-T81, fadiga em fios, teoria da distância crítica, previsão de vida à fadiga.

ABSTRACT

Several works have shown that fretting fatigue is the main cause of mechanical failure in a conductor cable and this phenomenon can be modeled as a notch problem. In this sense, this work investigates the fatigue life prediction of 6201-T81 aluminum alloy wires containing microholes. These microholes are stress concentrators that act as a simplified model of the mechanical contact problem that occur in these wires, This fatigue life prediction uses an extension of the Theory of Critical Distance (TCD), where the material characteristic length, L_M , changes as the number of cycles to failure, N_f , to define the $L_M(N_f)$ relationship. This relationship was calibrated using two $S-N$ curves obtained under uniaxial load tests with stress ratio $R = -1$, one for the plain wire and other for the notched wire. Therefore, to validate the fatigue life prediction method $S-N$ curves containing two types of holes were carried out: (i) through holes with diameters of 0.5 and 0.7 mm and (ii) blind holes with diameters and depths of 0.1x0.1mm, 0.35x0.3 and 0.7x0.7mm, respectively. The accuracy of the life predictions performed with the point (PM), line (LM) and volume (VM) methods were evaluated considering the predicted data within a factor 3 dispersion band. In this context, through holes an average of 90% of data and blind holes 0.35 and 0.7 a mean of 95%. These results indicate that these types of holes showed excellent adherence to the three methodologies used with few variations between them. The blind hole 0.1 presented different results in the life predictions among the TDC methods used, with LM being the best of them with 90% of predicted data. This difference is attributed to the size effect, geometric and statistical. In general, LM has been shown to be the best method for predicting fatigue life in wires with microholes of any kind, even when there are high stress gradients. This result indicates that LM can be used to assessment the fretting fatigue damage in wires and, consequently, an intermediate step for new damage models to the fatigue life prediction in conductors can be improved with numerical methods.

Keywords: aluminum alloy wire 6201-T81, fatigue in wires, theory of critical distance, fatigue life prediction.

Sumário

1. INTRODUÇÃO	1
1.1. Contexto e Motivação	1
1.2. Estado da Arte	3
1.3. Objetivo e Contribuição	8
1.4. Estrutura do Trabalho	8
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	10
2.1. Conceitos de Fadiga.....	10
2.1.1. Processo de Falha por Fadiga	11
2.1.2. Definições	14
2.1.3. Curva S-N.....	15
2.2. Concentrador de tensão.....	18
2.3. Mecânica da Fratura Linear-Elástica (MFLE).....	20
2.3.1. Fator de Intensidade de Tensão	21
2.4. Teoria da Distância Crítica	23
2.4.1. Método do Ponto	25
2.4.2. Método da Linha.....	26
2.4.3. Método da Área e Método do Volume	26
2.4.4. Calibração da Relação $L-N$ com Duas Curvas $S-N$	27
3. MATERIAIS E MÉTODOS	30
3.1. Fios da Liga de Alumínio 6201-T81.....	30
3.2. Caracterização do Comportamento Mecânico do Fio de Alumínio 6201-T81.....	32
3.3. Corpos de Prova de Fadiga	35
3.3.1. Fio sem Entalhe	35
3.3.2. Fio com Entalhe Agudo.....	37
3.3.3. Fios com Furos Passantes	38
3.3.4. Fios com Furos Cegos	39
3.4. Ensaio de Fadiga	42
4. MÉTODOS NUMÉRICOS.....	45

4.1.	Método de Elementos Finitos (MEF)	45
4.2.	Análises de Convergência.....	49
4.3.	Metodologia para Construção da Curva $L_M(N_f)$	52
4.4.	Metodologia para a Previsão de Vida à Fadiga em Fios com Microfuros.....	53
4.4.1.	Determinação da Distribuição das Tensões.....	54
4.4.2.	Processo Iterativo para a Previsão de Vida à Fadiga.....	56
5.	RESULTADOS E DISCUSSÕES	58
5.1.	Curvas $S-N$ para o Processo de Calibração da Curva $L_M(N_f)$	59
5.2.	Ensaio de Fadiga em Fios com Microfuros.....	60
5.3.	Previsão de Vida em Fios com Microfuros	64
5.3.1.	Curvas $L_M(N_f)$ Calibradas para os Métodos da TDC.....	64
5.3.2.	Curvas de Correlação de Vidas	65
5.3.3.	Furos Passantes (FP).....	66
5.3.4.	Furos Cegos (FC)	68
5.4.	Análises de Falha	70
5.5.	Discussão	75
6.	CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS	79
6.1.	Propostas para Trabalhos Futuros.....	80
7.	REFERÊNCIAS	81

Lista de Figuras

Figura 1.1. Cabo condutor e grampo de suspensão numa linha de transmissão (EPRI, 2006)..	2
Figura 1.2. Cabo ACSR com marcas de amassamento e <i>fretting</i> (FADEL, 2010).....	3
Figura 2.1. Superfície de fratura, mostrando a origem da trinca, região de propagação (“marcas de praia”) e a fratura final. Figura adaptada de Dowling (2013).....	11
Figura 2.2. Processo de dano por bandas de escorregamento durante um carregamento cíclico para uma trinca em um latão recozido 70Cu-30Zn. Figura adaptada de Dowling (2013).....	12
Figura 2.3. Processo de fadiga com os estágios de propagação. Figura adaptada de Lee <i>et al.</i> (2005).....	13
Figura 2.4. Carregamento cíclico de amplitude com definições da nomenclatura. Figura adaptada de Dowling (2013).....	14
Figura 2.5. Curvas <i>S-N</i> esquemáticas para um aço maciço e uma liga de alumínio (FADEL, 2010).....	16
Figura 2.6. Exemplo de tensão local e tensão nominal. (a) Peça com furo passante onde é aplicado um carregamento <i>P</i> na direção ‘y’. (b) Distribuição da tensão σ_y na direção ‘x’. Figura adaptada de Dowling (2013).....	18
Figura 2.7. Modos básicos de abertura da trinca. Figura adaptada de Dowling (2013).....	21
Figura 2.8. Sistema de coordenadas polares no plano x-y para uma região próxima à ponta da trinca. Figura adaptada de Dowling (2013).....	22
Figura 2.9. Definição de geometria e métodos de distância crítica. (a) Furo mostrando a distribuição da tensão em função da distância. (b) Definição dos métodos do ponto, da linha e da área. Figura adaptada Taylor (1999).....	25
Figura 2.10. Representação esquemática de curvas <i>S-N</i> de calibração para um fio sem entalhe e com entalhe.....	28
Figura 2.11. Aplicação do MP para determinar o número de ciclos para a falha. Figura adaptada Susmel e Taylor (2007).....	29
Figura 3.1. Seção transversal do cabo CAL 900 MCM do fio central (camada 1) à camada externa (camada 4).....	31
Figura 3.2. Ensaio monotônico de tração do fio da liga de alumínio 6201-T81 na MTS Landmark com a adaptação da célula de carga de 5 kN na parte inferior.....	33

Figura 3.3. Curva tensão-deformação do fio da liga de alumínio 6201-T81.....	34
Figura 3.4. Corpo de prova de seção transversal circular para ensaios de fadiga. (adaptada de ASTM E466-15, 2002).....	36
Figura 3.5. Dimensões em mm do fio sem entalhe da liga de alumínio 6201-T81.....	36
Figura 3.6. Fio sem entalhe da liga de alumínio 6201-T81.....	37
Figura 3.7. Microscópio Confocal Laser Olympus LEXT OLS4100.....	37
Figura 3.8. Dimensões em mm do fio com entalhe agudo ($\rho = 0,17 \text{ mm}$) da liga de alumínio 6201-T81. (a) corpo de prova e (b) detalhe do entalhe.....	38
Figura 3.9. Dimensões em mm do fio da liga de alumínio 6201-T81 com furo passante. (a) corpo de prova (b) FP 0,5 e (c) FP 0,7.....	38
Figura 3.10. Dimensões em mm do fio da liga de alumínio 6201-T81 com furo cego. (a) corpo de prova (b) FC 0,1, (c) FC 0,35 e (d) FC 0,7.....	39
Figura 3.11. Imagem 3D com dimensões em μm e escala de cores para representar as diferentes alturas do furo do FC 0,1 no fio da liga de alumínio 6201-T81 com o MCL.....	40
Figura 3.12. Imagem 3D com dimensões em μm e escala de cores para representar as diferentes alturas do furo do FC0,35 no fio da liga de alumínio 6201-T81 com o MCL.....	41
Figura 3.13. Imagem 3D com dimensões em μm e escala de cores para representar as diferentes alturas do furo do FC0,7 no fio da liga de alumínio 6201-T81 com o MCL.....	41
Figura 3.14. Máquina servo-hidráulica uniaxial MTS projetada para ensaios em fios.....	43
Figura 4.1. Modelo simplificado de 1/4 do fio com entalhe.....	46
Figura 4.2. Elementos utilizados no MEF. (a) Elemento C3D10. (b) Elemento C3D8 (SYSTEMES, 2013 - modificado).....	47
Figura 4.3. Modelo simplificado de 1/4 do fio com FC 0,1 com a malha grosseira. (a) Modelo global. (b) Aumento na região do micro furo.....	48
Figura 4.4. Submodelo da região do furo de 0,1 mm com malha refinada.....	48
Figura 4.5. Análises de convergência do FP 0,5 mostrando a variação da MTP, no ponto de maior tensão respeito do tamanho médio de elemento, analisando (a) o tempo de simulação e (b) o erro.....	50
Figura 4.6. Trajetória crítica (<i>focus path</i>) adotada para analisar a distribuição de tensões no MP e no ML (a) FP 0,5 e (b) FC 0,1.....	55
Figura 4.7. Fluxograma que resume o pós-processamento de dados para prever a vida à fadiga de fios com microfuros.....	57

Figura 5.1. Curvas $S-N$ dos fios da liga de alumínio 6201-T81 sem entalhe e com entalhe agudo ($\rho = 0,17\text{ mm}$)	59
Figura 5.2. Curva $S-N$ dos fios com furo passante FP 0,5 da liga de alumínio 6201-T81.....	61
Figura 5.3. Curva $S-N$ dos fios com furo passante FP 0,7 da liga de alumínio 6201-T81.....	61
Figura 5.4. Curva $S-N$ dos fios com furo cego FC 0,1 da liga de alumínio 6201-T81.....	62
Figura 5.5. Curva $S-N$ dos fios com furo cego FC 0,35 da liga de alumínio 6201-T81.....	62
Figura 5.6. Curva $S-N$ dos fios com furo cego FC 0,7 da liga de alumínio 6201-T81.....	63
Figura 5.7. Curvas $L_M (N_f)$ obtidas nos processos de calibração com os métodos da TDC utilizados.....	65
Figura 5.8. Correlação entre vida experimental e vida estimada para o fio com furos passantes para o Método do Ponto (MP).....	67
Figura 5.9. Correlação entre vida experimental e vida estimada para o fio com furos passantes para o Método da Linha (ML).....	67
Figura 5.10. Correlação entre vida experimental e vida estimada para o fio com furos passantes para o Método do Volume (MV).....	68
Figura 5.11. Correlação entre vida experimental e vida estimada para o fio com furos cegos para o Método do Ponto (MP).....	69
Figura 5.12. Correlação entre vida experimental e vida estimada para o fio com furos cegos para o Método da Linha (ML).....	69
Figura 5.13. Correlação entre vida experimental e vida estimada para o fio com furos cegos para o Método do Volume (MV).....	70
Figura 5.14. (a) Imagem da região da falha do fio liso mostrando o possível local de iniciação da trinca (seta), a zona de propagação (A) e a zona de fratura (B). (b) Aumento na região de propagação com possíveis estrias mal definidas, sinaladas pelas setas brancas ($S_a = 180\text{ MPa}, N_f = 66.121\text{ ciclos}$).....	71
Figura 5.15. Imagem da região da falha do fio com FC 0,7, (a) mostrando o possível local de iniciação da trinca (seta), a zona de propagação (A) e a zona de fratura (B). (b) Aumento do possível local de iniciação da trinca. (c) Aumento na região de propagação com possíveis marcas de estrias, sinaladas pelas setas brancas ($S_a = 60\text{ MPa}, N_f = 3.212.899\text{ ciclos}$).....	73
Figura 5.16. Imagem da região da falha do fio com FC 0,1, (a) mostrando a zona de propagação (A) e a zona de fratura (B). (b) Aumento do microfuro. (c) Aumento da zona de fratura mostrando e microcavidades (dimples) sinalados pelas setas brancas ($S_a = 90\text{ MPa}, N_f = 495.062\text{ ciclos}$).....	74

Figura 5.17 Simulação da distribuição da amplitude da máxima tensão principal ao longo da trajetória crítica para as diferentes discontinuidades geométricas para 10^6 ciclos.....	76
Figura 1.1. Cabo condutor e grampo de suspensão numa linha de transmissão (EPRI, 2006)..	2
Figura 1.2. Cabo ACSR com marcas de amassamento e <i>fretting</i> (FADEL, 2010).....	3
Figura 2.1. Superfície de fratura, mostrando a origem da trinca, região de propagação (“marcas de praia”) e a fratura final. Figura adaptada de Dowling (2013).....	9
Figura 2.2. Processo de dano por bandas de escorregamento durante um carregamento cíclico para uma trinca em um latão recozido 70Cu-30Zn. Figura adaptada de Dowling (2013).....	10
Figura 2.3. Processo de fadiga com os estágios de propagação. Figura adaptada de Lee <i>et al.</i> (2005).....	11
Figura 2.4. Carregamento cíclico de amplitude com definições da nomenclatura. Figura adaptada de Dowling (2013).....	12
Figura 2.5. Curvas <i>S-N</i> esquemáticas para um aço maciço e uma liga de alumínio (FADEL, 2010).....	14
Figura 2.6. Exemplo de tensão local e tensão nominal. (a) Peça com furo passante onde é aplicado um carregamento <i>P</i> na direção ‘y’. (b) Distribuição da tensão σ_y na direção ‘x’. Figura adaptada de Dowling (2013).....	16
Figura 2.7. Modos básicos de abertura da trinca. Figura adaptada de Dowling (2013).....	19
Figura 2.8. Definição de geometria e métodos de distância crítica. (a) Furo mostrando a distribuição da tensão em função da distância. (b) Definição dos métodos do ponto, da linha e da área. Figura adaptada Taylor (1999).....	21
Figura 2.9. Representação esquemática de curvas <i>S-N</i> de calibração para um fio sem entalhe e com entalhe.....	24
Figura 2.10. Aplicação do MP para determinar o número de ciclos para a falha. Figura adaptada Susmel e Taylor (2007).....	25
Figura 3.1. Cabo CAL 900 MCM. (a) Seção transversal do cabo. (b) fios da camada 1 (fio central) à camada 4 (camada externa) retirados do cabo condutor.....	27
Figura 3.2. Ensaio monotônico de tração do fio da liga de alumínio 6201-T81 na MTS Landmark com a adaptação da célula de carga de 5 kN na parte inferior.....	29
Figura 3.3. Curva tensão-deformação do fio da liga de alumínio 6201-T81.....	29
Figura 3.4. Corpo de prova de seção transversal circular para ensaios de fadiga. (adaptada de ASTM E466-15, 2002).....	31
Figura 3.5. Dimensões em mm do fio sem entalhe da liga de alumínio 6201-T81.....	32

Figura 3.6. Fio sem entalhe da liga de alumínio 6201-T81.....	32
Figura 3.7. Microscópio Confocal Laser Olympus LEXT OLS4100.....	32
Figura 3.8. Dimensões em mm do fio com entalhe agudo ($\rho = 0,17 \text{ mm}$) da liga de alumínio 6201-T81. (a) corpo de prova e (b) detalhe do entalhe.....	33
Figura 3.9. Dimensões em mm do fio da liga de alumínio 6201-T81 com furo passante. (a) corpo de prova (b) FP 0,5 e (c) FP 0,7.....	34
Figura 3.10. Dimensões em mm do fio da liga de alumínio 6201-T81 com furo cego. (a) corpo de prova (b) FC 0,1, (c) FC 0,35 e (d) FC 0,7.....	35
Figura 3.11. Imagem 2D em escala de cinza do furo do FC 0,1 no fio da liga de alumínio 6201-T81 com o MCL.....	36
Figura 3.12. Imagem 3D com dimensões em μm e escala de cores para representar as diferentes alturas do furo do FC 0,1 no fio da liga de alumínio 6201-T81 com o MCL.....	36
Figura 3.13. Imagem 2D em escala de cinza do furo do FC 0,35 no fio da liga de alumínio 6201-T81 com o MCL.....	37
Figura 3.14. Imagem 3D com dimensões em μm e escala de cores para representar as diferentes alturas do furo do FC0,35 no fio da liga de alumínio 6201-T81 com o MCL.....	37
Figura 3.15. Imagem 2D em escala de cinza do furo do FC0,7 no fio da liga de alumínio 6201-T81 com o MCL.....	38
Figura 3.16. Imagem 3D com dimensões em μm e escala de cores para representar as diferentes alturas do furo do FC0,7 no fio da liga de alumínio 6201-T81 com o MCL.....	38
Figura 3.17. Máquina servo-hidráulica uniaxial MTS projetada para ensaios em fios.....	40
Figura 4.1. Modelo simplificado de 1/4 do fio com entalhe.....	43
Figura 4.2. Elementos utilizados no MEF. (a) Elemento C3D10. (b) Elemento C3D8 (SYSTEMES, 2013 - modificado).....	44
Figura 4.3. Modelo simplificado de 1/4 do fio com FC 0,1 com a malha grosseira. (a) Modelo global. (b) Aumento na região do micro furo.....	45
Figura 4.4. Submodelo da região do furo de 0,1 mm com malha refinada.....	45
Figura 4.5. Análises de convergência do FP 0,5 mostrando a variação da MTP, no ponto de maior tensão respeito do tamanho médio de elemento, analisando (a) o tempo de simulação e (b) o erro.....	47
Figura 4.6. Trajetória crítica (<i>focus path</i>) adotada para analisar a distribuição de tensões no MP e no ML (a) FP 0,5 e (b) FC 0,1.....	52

Figura 4.7. Fluxograma que resume o pós-processamento de dados para prever a vida à fadiga de fios com microfuros.....	54
Figura 5.1. Curvas $S-N$ dos fios da liga de alumínio 6201-T81 sem entalhe e com entalhe agudo ($\rho = 0,17\text{ mm}$)	56
Figura 5.2. Curva $S-N$ dos fios com furo passante FP 0,5 da liga de alumínio 6201-T81.....	58
Figura 5.3. Curva $S-N$ dos fios com furo passante FP 0,7 da liga de alumínio 6201-T81.....	59
Figura 5.4. Curva $S-N$ dos fios com furo cego FC 0,1 da liga de alumínio 6201-T81.....	59
Figura 5.5. Curva $S-N$ dos fios com furo cego FC 0,35 da liga de alumínio 6201-T81.....	60
Figura 5.6. Curva $S-N$ dos fios com furo cego FC 0,7 da liga de alumínio 6201-T81.....	60
Figura 5.7. Curvas $L_M (N_f)$ obtidas nos processos de calibração com os métodos da TDC utilizados.....	62
Figura 5.8. Correlação entre vida experimental e vida estimada para o fio com furos passantes para o Método do Ponto (MP).....	64
Figura 5.9. Correlação entre vida experimental e vida estimada para o fio com furos passantes para o Método da Linha (ML).....	64
Figura 5.10. Correlação entre vida experimental e vida estimada para o fio com furos passantes para o Método do Volume (MV).....	65
Figura 5.11. Correlação entre vida experimental e vida estimada para o fio com furos cegos para o Método do Ponto (MP).....	66
Figura 5.12. Correlação entre vida experimental e vida estimada para o fio com furos cegos para o Método da Linha (ML).....	66
Figura 5.13. Correlação entre vida experimental e vida estimada para o fio com furos cegos para o Método do Volume (MV).....	67
Figura 5.14. (a) Imagem da região da falha do fio liso mostrando o possível local de iniciação da trinca (seta), a zona de propagação (A) e a zona de fratura (B). (b) Aumento na região de propagação com possíveis estrias mal definidas, sinaladas pelas setas brancas.....	68
Figura 5.15. Imagem da região da falha do fio com FC 0,7, (a) mostrando o possível local de iniciação da trinca (seta), a zona de propagação (A) e a zona de fratura (B). (b) Aumento do possível local de iniciação da trinca. (c) Aumento na região de propagação com possíveis marcas de estrias, sinaladas pelas setas brancas.....	70
Figura 5.16. Imagem da região da falha do fio com FC 0,1, (a) mostrando a zona de propagação (A) e a zona de fratura (B). (b) Aumento do microfuro. (c) Aumento da zona de fratura mostrando e microcavidades (<i>dimples</i>) sinalados pelas setas brancas.....	71

Figura 5.17. Distribuição da amplitude da máxima tensão principal ao longo da trajetória crítica para as diferentes descontinuidades geométricas para 10^6 ciclos.....73

Lista de Tabelas

Tabela 3.1. Composição química do fio de alumínio 6201-T81 utilizado no presente trabalho (TORK, 2015).....	27
Tabela 3.2. Medidas de dureza Vickers para o fio da liga de alumínio 6201-T81 com uma carga de 10kgf.....	28
Tabela 3.3. Propriedades monotônicas do fio da liga de alumínio 6201-T81.....	30
Tabela 3.4. Resumo das dimensões médias dos furos cegos confeccionados neste trabalho..	35
Tabela 3.5. Número de corpos de prova e percentual de replicação para cada programa experimental, segundo a norma ASTM E739-10 (2015).....	40
Tabela 3.6. Número de ensaios realizados até a falha, níveis de tensão e percentual de replicação para cada tipo de ensaio, segundo a norma ASTM E739-10 (2015).....	41
Tabela 4.1. Resumo dos resultados de análises de convergência.....	48
Tabela 5.1. Coeficientes de Basquim das curvas $S-N$ dos fios da liga de alumínio 6201-T81 sem entalhe e com entalhe agudo ($\rho = 0,17\text{ mm}$).....	57
Tabela 5.2. Coeficientes de Basquim das curvas $S-N$ dos fios da liga de alumínio 6201-T81 com microfuros.....	61
Tabela 5.3. Constantes da relação $L_M (N_f)$ obtidas nos processos de calibração com os métodos da TDC.....	62
Tabela 5.4. Distâncias críticas das discontinuidades geométricas obtidas para uma vida de 10^6 ciclos.....	74

Lista de Abreviaturas

<i>FP</i>	Furo Passante
<i>FC</i>	Furo Cego
<i>MA</i>	Método do Área
<i>MEF</i>	Método de Elementos Finitos
<i>MFLE</i>	Mecânica da Fratura Linear Elástica
<i>ML</i>	Método da Linha
<i>MP</i>	Método do Ponto
<i>MV</i>	Método do Volume
<i>TDC</i>	Teoria da Distância Crítica

Lista de Símbolos

A e b	Constantes da relação $S-N$.
A' e B'	Constantes da relação $L-N$.
K	Fator de Intensidade de Tensão.
k_t	Fator de concentração de tensão.
k_f	Fator de concentração de tensão em fadiga.
q	Sensibilidade ao entalhe.
ρ	Raio da raiz do entalhe.
ΔK_{th}	Fator de intensidade de tensão limiar do espécime sem entalhe.
R	Razão de carregamento.
S	Tensão nominal.
S_a	Resistência à de fadiga nominal
σ	Tensão pontual.
σ_U	Limite de resistência à tração
σ_Y	Limite de escoamento
σ_0	Limite de fadiga do espécime liso.
σ_{min}	Tensão mínima em um carregamento cíclico.
σ_{max}	Tensão máxima em um carregamento cíclico.
σ_m	Tensão média em um carregamento cíclico.
σ_a	Amplitude de tensão em um carregamento cíclico.
σ_1	Máxima tensão principal.
$\sigma_{1,a}$	Amplitude da máxima tensão principal.
σ_{eff}	Tensão efetiva.
L	Tamanho característico do material.
L_M	Tamanho característico do material que varia com a vida em fadiga.

N_f	Número de ciclos até a falha.
N_e	Número de ciclos até a falha estimado.

1. INTRODUÇÃO

1.1. Contexto e Motivação

O presente trabalho surgiu de um projeto de pesquisa que tem como propósito realizar inovações tecnológicas aplicadas a linhas de transmissão em um dos temas promissores e estratégicos desta área: a fadiga por *fretting* em cabos condutores. Este tema foi um dos focos do projeto de pesquisa intitulado “Prospecção e Hierarquização de Inovações Tecnológicas Aplicadas a Linhas de Transmissão - INOVALT” (MADURO-ABREU et al., 2010).

O projeto INOVALT surgiu frente à necessidade do setor elétrico de aumentar a capacidade e a confiabilidade no transporte de energia elétrica na rede. Neste contexto, o investimento em pesquisa e infraestrutura são ações necessárias para formar recursos humanos, com competências técnicas capazes de aumentar a confiabilidade das linhas de transmissão e ao mesmo tempo, fortalecer, ampliar e manter a infraestrutura física e laboratorial para o desenvolvimento de pesquisas e prestação de serviços no tema. No que se refere à pesquisa, a produção de conhecimento em temas relacionados com a fadiga em cabos condutores é um dos temas de estudo mais importantes para o desenvolvimento tecnológico do setor de transmissão de energia elétrica (MADURO-ABREU et al., 2010).

Os cabos condutores devem ser capazes de transportar energia elétrica com eficiência, serem resistentes mecanicamente e capazes de suportar fatores ambientais. Todas essas características, inerentes aos cabos, são de suma importância para que os projetos de linhas de transmissão sejam economicamente viáveis, visto que os cabos condutores podem contribuir com até o 40% do custo em investimento da rede de transmissão de energia (MADURO-ABREU et al., 2010). Por isso, os projetos de linhas de transmissão são elaborados com base nas análises de múltiplas variáveis, sempre em busca da otimização destes projetos. Assim, a seleção correta do cabo condutor é peça fundamental nessas análises. Neste sentido, a durabilidade do cabo é um dos fatores mais importantes. Desta forma, conhecer as propriedades e o desempenho em campo do cabo são fundamentais para a elaboração de projetos eficientes (ALBARENGA, 2009).

Um dos principais problemas mecânicos nas linhas de transmissão em operação é a fadiga por *fretting* nos cabos condutores (EPRI, 2006; KALOMBO et al., 2017; ZHOU et al., 1994, 1996). Estes cabos, normalmente fabricados em ligas de alumínio, são provavelmente os componentes mais importantes em uma linha de transmissão. Os trabalhos de Azevedo e Cescon (2002) e de Chen *et al.* (2012) mostram diversas falhas por fadiga por *fretting* em cabos condutores em linhas de transmissão causando interrupção no fornecimento e consideráveis prejuízos aos usuários e às transmissoras de energia elétrica. A falha aparece quando o regime de ventos nas áreas de instalação das linhas produz vibrações eólicas no cabo condutor, provocando tensões de flexão nos pontos onde há restrição ao movimento do cabo. Esta restrição de movimento ocorre nas ferragens utilizadas nas linhas de transmissão, tais como grampos de suspensão, espaçadores e amortecedores (Fig. 1.1). Estas falhas (fraturas) no condutor ocorrem por fadiga por *fretting*, com início do processo nas marcas que aparecem na zona de contato entre os fios de diferentes camadas e entre os fios e a superfície das ferragens utilizadas nas linhas de transmissão, como o grampo de suspensão (Fig. 1.2). As cargas de esticamento do cabo e de aperto no grampo de suspensão geram nos fios estados de tensão multiaxial (FADEL et al., 2012). Estes estados de tensão combinados com o regime parcial de escorregamento entre as camadas de fios dão origem a trincas e deformações localizadas nas zonas de contato e levam o cabo à fratura por fadiga. Considerando o problema de fadiga em cabos, a ligação cabo-grampo de suspensão é reconhecida como a mais quando se trata de fadiga por *fretting* em cabos condutores (EPRI, 2006; MCGILL e RAMEY, 1986; ZHOU et al., 1994, 1996).



Figura 1.1. Cabo condutor e grampo de suspensão numa linha de transmissão (EPRI, 2006).



Figura 1.2. Cabo ACSR com marcas de amassamento e *fretting* (FADEL, 2010).

1.2. Estado da Arte

Com o propósito de contribuir para a elaboração projetos de linhas de transmissão mais eficientes, muitas pesquisas estão orientadas a avaliar a vida em fadiga de cabos condutores estudando parâmetros de projeto como a carga de esticamento (FADEL et al., 2012; KALOMBO et al., 2015, 2016, 2017). Um dos modelos mais utilizados para o estudo de fadiga em cabos é a fórmula de *Poffenberger-Swart* (1965), que permite correlacionar o nível de tensão nominal nos fios da camada externa do cabo com a amplitude de flexão, que ocorre a uma distância padronizada do conjunto cabo-grampo de suspensão. Este modelo permite avaliar tensões nominais de falha com curvas *S-N* baseadas nas tensões de flexão, mas não permite determinar os estados de tensão em zonas de contato que levam à falha o fio.

A falha por fadiga nos cabos condutores é o resultado da combinação de múltiplos fatores. A complexidade do estudo de fadiga em cabos se deve à interação simultânea de cargas de esticamento, contato mecânico e flexão alternada, dentre outros, nos pontos de restrição de movimento (FADEL et al., 2012; KALOMBO et al., 2017). Adicionalmente, os fios são entrelaçados de forma helicoidal em diferentes camadas para formar o cabo, incrementando a complexidade no estudo deste fenômeno. Com o propósito de entender os mecanismos primários de falha nos fios que compõem o cabo condutor e diminuir os custos dos ensaios de fadiga em cabos, os ensaios em fio surgem como são uma solução simplificada para compreender melhor este fenômeno.

Um dos primeiros trabalhos com fios de alumínio utilizados em cabos condutores, foi realizado por Zhou *et al.* (1995). Nesse trabalho, os pesquisadores propõem um aparato experimental para realizar ensaios de fadiga por *fretting*, onde foi colocado um fio em contato com um conjunto de sapatas cilíndricas, simulando o contato entre o fio e o grampo de suspensão. O objetivo era comparar o comportamento do fio em forma isolada e os resultados de desgaste por *fretting*. Os resultados mostraram que o tamanho das zonas de *fretting*, a nucleação da trinca, o modo de propagação e a magnitude do número de ciclos para a nucleação de trinca são análogos aos resultados dos ensaios em cabos.

Por outro lado, a fadiga por *fretting* é atribuída à presença de concentração de tensão/deformação que ocorre na superfície de contato mecânico. Este contato gera campos de tensão no interior do material que decaem rapidamente, evidenciando a existência de um gradiente de tensão severo (HILLS, 1994; WATERHOUSE, 1992). Partindo desse princípio alguns trabalhos, sabendo que são fenômenos diferentes, estabeleceram uma analogia entre a fadiga por *fretting* e a fadiga em componentes com descontinuidades geométricas, onde também existem campos de tensão que decaem para o interior do material. Com esta analogia, alguns trabalhos (ARAÚJO *et al.*, 2007, 2008, 2017; FERRY *et al.*, 2017; GIANNAKOPOULOS *et al.*, 1998; NAVARRO, *et al.*, 2011) introduziram modelos e abordagens utilizadas para o estudo de fadiga em componentes com descontinuidades geométricas, no estudo de fadiga por *fretting*.

Em relação com o fenômeno de fadiga *fretting*, Araújo *et al* (ARAÚJO *et al.*, 2008) utilizam as abordagens da Teoria da Distância Crítica (TDC) e do ponto onde são experimentadas as máximas tensões (denominado “*hot spot*”), para prever a resistência à fadiga por *fretting* de alto ciclo. Nesse trabalho os pesquisadores combinam estas abordagens com os critérios de fadiga multiaxial: (i) o Método da Curva Modificada de Wöhler (MCMW) baseado na abordagem de plano crítico (SUSMEL; LAZZARIN, 2002) e (ii) o critério baseado em tensões mesoscópicas (DANG VAN *et al.*, 1989). Os autores obtiveram os melhores resultados aplicando a TDC junto com MCMW e concluíram que esta metodologia pode ser empregada realizando um pós-processamento do campo de tensão linear-elástico calculado com simulações via método de elementos finitos. Resumindo, esta metodologia normalmente utilizada para avaliar o limite de fadiga em espécimes entalhados, é usada para estimar a resistência à fadiga por *fretting* de alto ciclo.

A TDC é uma análise linear-elástica do campo de tensão para determinar a tensão efetiva que produz a falha a uma distância L do concentrador de tensão. Esta distância é conhecida como tamanho característico do material e foi definida inicialmente por El Haddad *et al.* (1979a). O tamanho característico depende do fator de intensidade de tensão limiar material e do limite de fadiga para a mesma razão de carregamento. Esta teoria é amplamente utilizada para determinar o limite de fadiga em espécimes com entalhes em diferentes materiais (TAYLOR, 2007).

Susmel e Taylor (2007) buscaram estender os conceitos da TDC para prever a vida em fadiga de médio ciclo de espécimes com entalhes. Nesse trabalho é introduzido o conceito que o tamanho característico do material L_M varia com o número de ciclos até a falha N_f , no regime de médio ciclo. Para obter esta relação, é necessário realizar uma calibração a partir de propriedades de comportamento mecânico do material. Nesse trabalho foram sugeridas duas metodologias para calibrar a relação $L_M(N_f)$, uma baseada nas propriedades estáticas e do limite de fadiga do material e a outra utilizando duas curvas $S-N$ (uma curva de um espécime com entalhe e outra de um espécime sem entalhe). Os pesquisadores encontraram previsões de vida mais exatas com a segunda metodologia. Para validar os resultados de previsão de vida, os pesquisadores realizaram ensaios em espécimes planos de aço EN3B, em condições tração-compressão ($R = -1$), tração-tração ($R = 0,1$) e flexão de três pontos ($R = 0,1$). Para as previsões de vida foram utilizados o Método do Ponto, o Método da Linha e o Método da Área, sendo que o Método da Linha apresentou os melhores resultados.

A TDC é uma abordagem normalmente utilizada para prever o limite de fadiga em espécimes com entalhes e trincas curtas que não conseguem ser interpretadas pela mecânica da fratura linear elástica (TAYLOR, 2007). Esse fato permite utilizar a TDC para o estudo da influência de pequenos defeitos no limite de fadiga.

Na área da influência de pequenos defeitos no limite de fadiga de metais, o trabalho mais completo e conhecido foi realizado por Yukiitaka Murakami (2002) produto de muitos anos de pesquisa desde a década de 70. Murakami introduziu um novo parâmetro geométrico, \sqrt{area} , para descrever as dimensões do pequeno defeito, onde a 'area' corresponde à área projetada no plano perpendicular à direção de máxima tensão em tração. Com este parâmetro e a dureza Vickers do material propuseram uma relação para determinar o limite de fadiga. Essa relação é bastante prática por sua facilidade de aplicação, porém essa relação foi construída com base em ensaios de fadiga realizados principalmente com aços, a liga de

alumínio 2017-T4 e uma liga de latão 70-30, limitando a sua aplicação para $\sqrt{area} \leq 1000 \mu m$ e para a dureza Vickers não são mencionadas restrições, mas os ensaios que validam esta equação foram realizados em materiais na faixa de dureza $70 < Hv < 740$ (MURAKAMI, 2002; MURAKAMI; ENDO, 1994)

Outra abordagem utilizada nesta área consiste em analisar o gradiente de tensão ao redor da descontinuidade geométrica em combinação com critérios de fadiga multiaxial. Esta abordagem, conhecida como Defect Stress Gradient (DSG), foi utilizada por Nadot e Billaudeau (2006) para prever o limite de fadiga de espécimes de dois três tipos de aço contendo pequenos defeitos de diferente tamanho. Nesse trabalho os autores realizaram simulações elasto-plásticas do defeito em 3D, utilizando o método de elementos finitos, para determinar o campo de tensão. Para prever o limite de fadiga propuseram uma modificação do critério de fadiga multiaxial de Crossland (1956), introduzindo o gradiente da tensão hidrostática. Os resultados na maioria dos casos tinham um erro inferior a 15%, porém em alguns casos o erro superou o 20% quando tamanho do defeito e/ou a condição de carregamento mudou. Os pesquisadores advertem que a validação foi realizada em materiais com comportamentos plásticos próximos entre si e que é necessário validar o método com outros materiais. Além disso, este método requer, que em cada material, ensaios de fadiga sejam realizados para determinar três coeficientes (curvas $S-N$ e $\tau-N$ para o espécime liso e uma curva $S-N$ com um defeito diferente ao avaliado inicialmente) e a distribuição elasto-plástica de tensões (curva $\varepsilon-N$).

Trabalhos posteriores Gadouini *et al.* (2008), Morel *et al.* (2009) e Leopold e Nadot (2010) deram continuidade à abordagem de Nadot *et al.* (2006) realizando validações em outros materiais e incorporando cada vez mais o parâmetro \sqrt{area} para quantificar o gradiente de tensão que é incorporado ao critério de fadiga multiaxial. Nesta mesma linha o trabalho de Roy *et al.* (2011) avaliou a liga de alumínio A356-T6 contendo pequenos defeitos comparando as abordagens da Mecânica da Fratura Linear Elástica, DSG de Nadot *et al.* (2006), o modelo de Murakami (2002) e a TDC de Susmel e Taylor (2008) para prever o limite de fadiga. Os resultados das previsões mostraram que a abordagem DSG e TDC forneceram os melhores resultados com erros médios de 9% e 11%, respectivamente. O anterior indica que as duas abordagens obtêm resultados similares nessa liga, porém a utilização da abordagem DSG é mais complexa e consome mais recursos, tanto na parte

experimental como nas simulações numéricas com elementos finitos, do que a abordagem de TDC.

Os anteriores trabalhos buscam prever o limite de fadiga, enquanto a metodologia proposta por Susmel e Taylor (2007) permite prever vidas de médio ciclo em fadiga, que estão relacionadas com a resistência à fadiga e não com o limite de fadiga. Esta abordagem é bastante conveniente para materiais que não tem um limite de fadiga definido, como acontece com as ligas de alumínio. Além disso, a previsão de vida em fadiga é uma abordagem mais conveniente para futuras aplicações destes modelos na avaliação do comportamento em fadiga cabos condutores.

A abordagem de Susmel e Taylor (2007) tem sido, normalmente, utilizada em corpos de prova planos (seção transversal retangular) e com concentradores de tensão convencionais (entalhes agudos, suaves ou em furos passantes), onde a utilização dos métodos da TDC é mais simples, já que estes tipos de amostras permitem definir facilmente a região de avaliação, inclusive podendo-se realizar simulações de elemento finitos em 2D (GANDIOLLE e FOUVRY, 2016; TAYLOR; et al., 2002; TAYLOR e HOEY, 2009). Alguns casos de estudo utilizando a TDC avaliam concentradores de tensão 3D (BELLETT et al., 2005; LI et al., 2016), mas com dimensões maiores aos fios de alumínio e aos concentradores de tensão que são alvo de estudo nesta tese.

Incorporar a TDC para o estudo de fadiga de qualquer componente implica conhecer o estado de tensão que este apresenta. Devido à complexidade mencionada que tem o sistema cabo condutor-grampo de suspensão, determinar os estados de tensão nas zonas de contato dos fios utilizando métodos numéricos, exigiria o uso de ferramentas computacionais de alto custo e complexidade (LÉVESQUE et al., 2011). Em função disso, o presente trabalho propõe uma abordagem inovadora e simplificada, do estudo da influência de concentradores de tensão na vida em fadiga de fios individuais como passo intermediário para definir metodologias e estratégias que conduzam no futuro à dedução de novos modelos de previsão de vida à fadiga em cabos condutores.

1.3. Objetivo e Contribuição

A presente tese tem como objetivo principal prever a vida à fadiga em fios da liga de alumínio 6201-T81 com microfuros. Estes fios de alumínio foram retirados do cabo condutor CAL 900 MCM, utilizado nas linhas de transmissão. Nesta tese foi desenvolvida a metodologia experimental que permitiu avaliar o comportamento em fadiga de fios individuais da liga de estudo. Nesse contexto, esta tese contribui com conhecimento do desempenho mecânico de uma liga pouco estudada e validar a extensão da Teoria da Distância Crítica (TDC) baseada na relação $L_M(N_f)$ para prever a vida à fadiga. Assim, metodologias e estratégias empregadas nesta tese poderão contribuir novos modelos de previsão de vida à fadiga em cabos condutores utilizando métodos numéricos.

Os objetivos secundários que contribuem para o objetivo geral desta tese são:

1. Obter curvas de fadiga $S-N$ para os fios lisos, com entalhe agudo e com microfuros;
2. Calibrar a relação $L_M(N_f)$, baseada em conceitos da TDC, como base para realizar as previsões de vida utilizando métodos numéricos;
3. Calcular os estados de tensão do entalhe agudo e dos microfuros por meio do Método de Elementos Finitos (MEF).
4. Comparar os resultados obtidos das previsões de vida quando utilizados os métodos do ponto (MP), da linha (ML) e o do volume (MV).

1.4. Estrutura do Trabalho

Esta tese encontra-se estruturada em seis capítulos:

Capítulo 1 – Introdução: Este capítulo apresenta uma contextualização do problema mecânico, revisão do estado da arte e os objetivos do trabalho.

Capítulo 2 – Revisão Bibliográfica: este capítulo apresenta uma revisão bibliográfica sucinta referente aos conceitos utilizados neste trabalho. Os tópicos abordados são: Fadiga; Concentradores de tensão, Mecânica da fratura e Teoria da Distância Crítica;

Capítulo 3 – Materiais e Métodos: Este capítulo refere-se à descrição da liga de alumínio 6201-T81, incluindo um estudo das propriedades mecânicas estáticas. Também é explicada o procedimento experimental realizado, desde a transformação dos fios em corpos de prova até o planejamento dos ensaios de fadiga.

Capítulo 4 – Métodos Numéricos: Este capítulo detalha como foram realizados os modelos e as análises de elementos finitos dos fios com microfuros; as condições para realizar as simulações numéricas e o pós-processamento de dados para realizar a calibração da relação $L_M(N_f)$ e de previsão de vida à fadiga das diferentes geometrias.

Capítulo 5 – Resultados e Discussões: Este capítulo apresenta os resultados dos ensaios experimentais com as curvas $S-N$ dos fios sem e com descontinuidades geométricas, os resultados da calibração da relação $L_M(N_f)$ e de previsão de vida à fadiga. Neste capítulo também são discutidos os aspectos mais relevantes dos resultados.

Capítulo 6 – Conclusões e Trabalhos Futuros: Este último capítulo faz um resumo do trabalho desenvolvido, apresenta as principais conclusões e propostas para trabalhos futuros.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A obtenção de conhecimentos no campo da resistência à fadiga tem permitido a pesquisa e aplicação de novos e diversos materiais, assim como de processos que melhorem esta propriedade. Por exemplo, a formação de novas ligas combinadas ou não com tratamentos de endurecimento e/ou térmicos, como acontece com a liga de alumínio 6201-T81. Neste mesmo sentido, o conhecimento da resistência à fadiga permite conceber e/ou projetar elementos estruturais eficientes trazendo economia e segurança aos projetos de linhas de transmissão.

Neste capítulo é abordada uma revisão bibliográfica de conceitos orientados ao estudo da previsão de vida à fadiga em fios com microfuros.

2.1. Conceitos de Fadiga

A fadiga é uma das causas mais comuns nas falhas em metais. Este tipo de falha ocorre quando cargas variáveis no tempo atuam de forma cíclica em uma estrutura ou componente, resultando em nucleação e crescimento de trincas que, após evolução, resultem na falha estrutural. As tensões oscilantes resultam na falha por fadiga mesmo com valores inferiores ao limite de escoamento e ao limite de resistência à tração. A tensão que provoca a falha por fadiga aplicada pode ser de natureza axial, torcional e/ou de flexão (ou combinações de todas). Além disso, a tensão pode variar no tempo de formas distintas, podendo ser uma variação com amplitude constante ou uma variação totalmente aleatória (DOWLING, 2013).

A falha por fadiga é de natureza frágil, mesmo em metais dúcteis, apresentando, na maior parte dos casos, superfícies de fratura planas e praticamente perpendiculares à direção da tensão aplicada, com ausência de estrição no caso de tensões uniaxiais (Fig. 2.1) (SHIGLEY et al, 2005). Quando a falha por fadiga é provocada em tensões consideravelmente menores que o limite de resistência à tração ou que o limite de

escoamento, com um número relativamente elevado de ciclos, as deformações plásticas neste processo de falha são mínimas. Este processo é conhecido como fadiga de alto ciclo. Em um processo de falha por fadiga onde a tensão máxima é próxima ao limite de escoamento, a falha é prematura, com tempo de serviço curto. Os ensaios de fadiga para esta condição devem ser controlados pela deformação que apresenta o material e não pela tensão. Este processo é conhecido como fadiga de baixo ciclo (LEE et al., 2005).

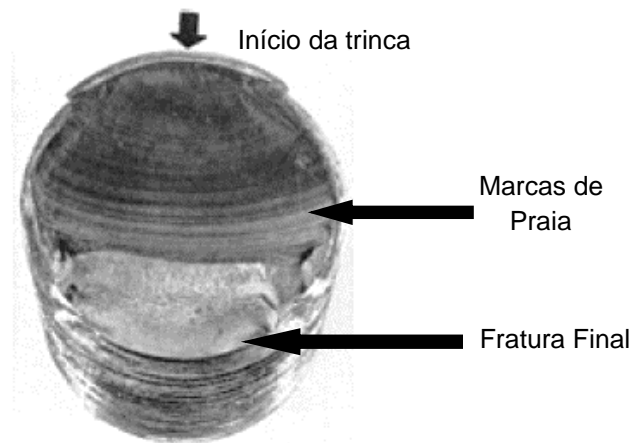


Figura 2.1. Superfície de fratura, mostrando a origem da trinca, região de propagação (“marcas de praia”) e a fratura final. Figura adaptada de ASM Vol.12 (1992).

2.1.1. Processo de Falha por Fadiga

A falha por fadiga é um processo de dano localizado que surge no componente devido a um carregamento cíclico. Durante este carregamento, pode ocorrer uma deformação plástica localizada na região altamente tensionada, induzindo um dano permanente ao componente e desenvolvendo uma trinca (LEE et al., 2005). Na medida que o número de ciclos aumenta, o comprimento da trinca cresce e causar a falha até a fratura final. O processo de falha por fadiga, em geral, apresenta os seguintes estágios: (i) nucleação da trinca, (ii) crescimento de uma trinca curta, (iii) crescimento de uma trinca longa e (iv) fratura final.

i. Nucleação ou Iniciação da trinca

Durante a aplicação de carregamentos cíclicos, ocorre o escorregamento de discordâncias em planos de deslizamento do reticulado cristalino, criando bandas de escorregamento persistentes. Estas bandas, quando empilhadas na superfície livre, provocam o aparecimento de intrusões e extrusões, que atuam como concentradores de tensão. Posteriormente estes concentradores de tensão se convertem em trincas, que se propagam através do material à medida que as tensões cíclicas atuam sobre o componente (DOWLING, 2013). A figura 2.2 mostra um exemplo do processo de dano por bandas de escorregamento.

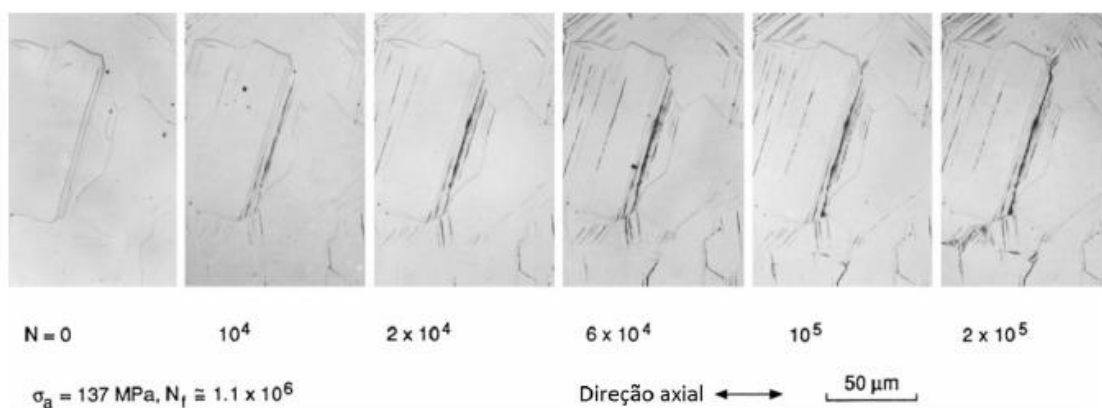


Figura 2.2. Processo de dano por bandas de escorregamento durante um carregamento cíclico para uma trinca em um latão recozido 70Cu-30Zn. Figura adaptada de Dowling (2013).

ii. Crescimento de uma trinca curta

Com a nucleação da trinca, a próxima etapa no processo de fadiga é o crescimento da trinca. Esta etapa está dividida em estágio I e estágio II. O estágio I considera nucleação e a propagação da trinca curta, que possui comprimento finito da ordem de alguns grãos no plano de máxima tensão de cisalhamento (Fig. 2.3). Neste estágio, a plasticidade na ponta da trinca é muito influenciada pelas bandas de escorregamento, tamanho do grão, orientação e nível de tensão, por que o tamanho da trinca é comparável com a microestrutura do material (LEE et al., 2005).

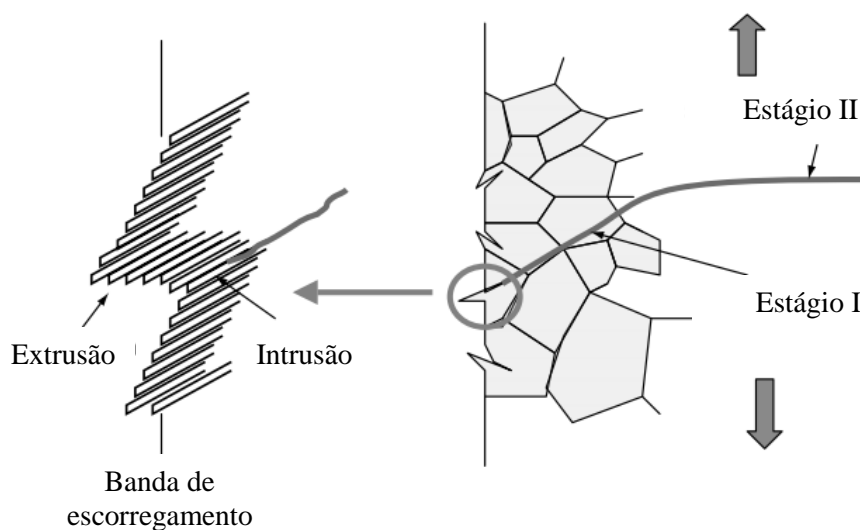


Figura 2.3. Processo de fadiga com os estágios de propagação. Figura adaptada de Lee *et al.* (2005).

iii. *Crescimento de uma trinca longa*

Quando a trinca supera o estágio I, a trinca passa para o estágio II e o crescimento da trinca acontece no plano aproximadamente perpendicular à carga aplicada. Neste estágio as características da trinca longa são menos influenciadas pelas propriedades da microestrutura do que as trincas do estágio I (trinca curta). Neste estágio, a superfície pode apresentar “marcas de praia”, características da falha por fadiga e que aparecem em torno da origem da trinca (Fig. 2.1). Estas marcas aparecem quando existem mudanças nas taxas de crescimento da trinca com as variações de carregamento. Caso contrário estas marcas não são observadas na superfície da falha (ASM HANDBOOK VOL. 11., 2002)

iv. *Fratura final*

Depois que a trinca atinge um determinado tamanho, a área remanescente não consegue suportar a carga e a fratura final ocorre. Dependendo do tipo de material, dimensões do corpo e condições de carregamento, essa falha pode ocorrer de forma dúctil (com deformação) ou frágil (com deformações muito pequenas). Em quanto a superfície de propagação apresenta um aspecto “liso”, a fratura final apresenta uma superfície rugosa.

2.1.2. Definições

Normalmente os ensaios de fadiga de alto ciclo são conduzidos aplicando-se tensões variáveis no tempo, de amplitude constante e periódicas como a função seno, conforme apresentado na figura 2.4. Assim o intervalo de variação da tensão situa-se entre uma tensão mínima (σ_{min}) e uma tensão máxima (σ_{max}). A partir destas tensões são definidas a tensão média (σ_m) e a amplitude de tensão (σ_a) conforme apresentado nas equações 2.1 e 2.2 (DOWLING, 2013).

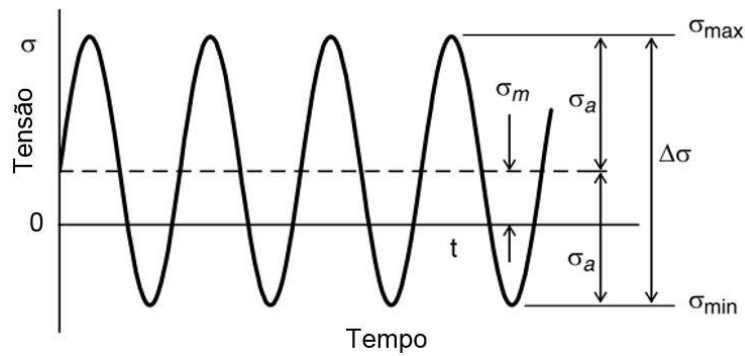


Figura 2.4. Carregamento cíclico de amplitude com a apresentação esquemática da tensão média, amplitude intervalo de tensões. Figura adaptada de Dowling (2013).

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \quad (2.1)$$

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \quad (2.2)$$

Também é definida a razão de tensões, R , com a seguinte expressão:

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \quad (2.3)$$

Considerando as equações anteriores, quando a tensão mínima e máxima têm o mesmo valor absoluto, tem-se o caso particular denominado como “carregamento completamente reverso” ($\sigma_m = 0$ ou $R = -1$). A maioria dos ensaios de fadiga em materiais metálicos são realizados nesta condição de carregamento.

2.1.3. Curva S-N

Antes de analisar a curva *S-N*, é importante diferenciar os símbolos usados para representar a tensão em um ponto (σ) e a tensão nominal (*S*). A tensão nominal é igual à tensão pontual só em certas situações. Uma dessas situações se apresenta em espécimes livres de concentradores de tensão, quando a carga aplicada é uniaxial. Caso contrário, se existir qualquer tipo de concentrador de tensão e/ou existir uma condição de carregamento multiaxial, existirá uma distribuição de tensões e conseqüentemente a tensão nominal será diferente da tensão pontual (DOWLING, 2013).

A curva *S-N* também é conhecida como “Curva de Whölher” pelo fato de ter sido desenvolvida por August Wöhler na década de 1850, que implementou as primeiras metodologias formais de estudo do comportamento de materiais metálicos submetidos a esforços cíclicos. Normalmente são correlacionados a amplitude de tensão (σ_a) versus o número de ciclos até a falha (N_f), em uma representação gráfica como o exemplo apresentado na figura 2.5. Esta curva é produzida com dados gerados em ensaios de fadiga de alto ciclo conduzidos no regime elástico, onde os níveis de tensão nominal estabelecidos são menores que o limite de escoamento (σ_Y). Nos ensaios de baixo ciclo, controlados por deformação e não por tensão, a curva construída correlaciona a deformação (ϵ) versus número de ciclos até a falha (N_f), denominando-se curva ϵ -*N* (DOWLING, 2013; SHIGLEY et al; 2005).

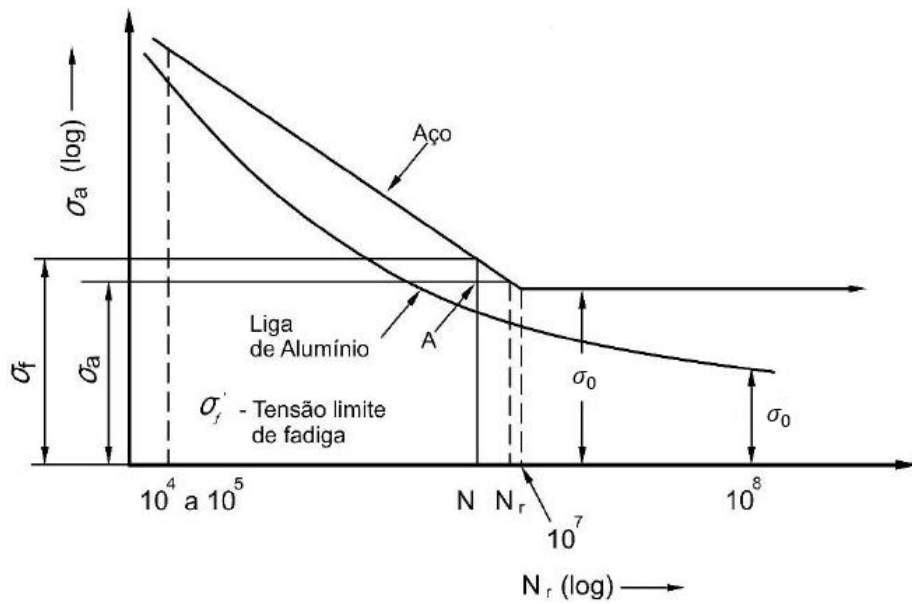


Figura 2.5. Curvas $S-N$ esquemáticas para aço e uma liga de alumínio (FADEL, 2010).

A obtenção da curva $S-N$ é o procedimento mais utilizado para determinar e avaliar o comportamento em fadiga dos materiais. Para sua construção, os corpos-de-prova testados devem ser padronizados e a tensão média (σ_m), ou a razão de tensões (R), deve permanecer constante para os diferentes níveis de amplitude de tensão (σ_a) ensaiados. Os corpos-de-prova são testados em cada nível de tensão, previamente estabelecido, realizando carregamentos cíclicos com frequência constante até a ruptura do espécime, o que representa um ponto na curva $S-N$ (DOWLING, 2013; FADEL, 2010).

Para algumas ligas ferrosas e de titânio, a curva $S-N$ se torna horizontal a partir de um determinado número de ciclos (N_r). Em consequência, existe um nível de tensão limite (σ_0), denominado “limite de fadiga”, abaixo do qual a falha por fadiga não irá ocorrer (Fig. 2.5). Por outro lado, a maioria das ligas não ferrosas (como o alumínio, cobre, magnésio) não possui um limite de fadiga, tendo em vista que a curva $S-N$ continua a sua tendência decrescente para um número crescente de ciclos conforme observado na figura 2.5. Em outras palavras, nestes tipos de materiais a falha sempre ocorrerá, independentemente da amplitude de tensão aplicada. Não existe, para as ligas não ferrosas, um limite de fadiga propriamente dito e sim, uma resposta à fadiga, especificada como “resistência à fadiga”, que é definida como sendo o nível de tensão (amplitude de tensão) no qual a falha irá ocorrer para um

número de ciclos específico. Assim, o número de ciclos necessários para causar a falha em um nível de tensão específico é definido como a “vida em fadiga” (DOWLING, 2013).

O número de ciclos até a falha muda rapidamente com a redução dos níveis de tensão, atingindo um elevado número de ciclos. Em função disso, normalmente, a curva $S-N$ é apresentada em escala logarítmica. A relação entre as amplitudes de tensões (S_a) e o número de ciclos até a falha (N_f) para um carregamento completamente reverso ($R = -1$) é dada pela seguinte equação (DOWLING, 2013):

$$S_a = A(N_f)^b \quad (2.4)$$

onde A e b são constantes baseadas parâmetros que representam o material e as condições de ensaio. A Eq. 2.4 é uma versão da relação proposta inicialmente por Basquin (1910). O coeficiente A e expoente b , são determinados a partir de dados experimentais, utilizando-se técnicas de regressão linear em escala logarítmica. A norma ASTM E739-10 (2015) indica as diretrizes do tratamento estatístico dos dados de ensaios de fadiga para obter estes parâmetros.

Nos ensaios de fadiga existe uma dispersão considerável no número de ciclos até a falha para um mesmo nível de tensão. Esta dispersão traz incertezas no momento de construir uma curva $S-N$ e obter os parâmetros de vida em fadiga e/ou resistência à fadiga do material. A dispersão nos resultados é uma consequência da sensibilidade da fadiga a uma variedade de parâmetros do ensaio e do material de controle relativamente complexo. Esses parâmetros incluem as variações nas propriedades do material, defeitos internos, condições de fabricação e acabamento de corpos-de-prova. Além disso, no procedimento experimental são inseridas outras variáveis, que apesar dos cuidados tomados, estarão presentes em alguma medida. Algumas destas variáveis no procedimento experimental são: o alinhamento do corpo de prova no equipamento e controle das forças nos atuadores (DOWLING, 2013; LEE et al., 2005).

2.2. Concentrador de tensão

Qualquer descontinuidade geométrica (entalhes, furos, trincas, etc.) em uma peça, seja por defeitos de fabricação ou por alterações geométricas que a mesma peça requiera, como as rosca de um parafuso, causarão concentrações de tensões ou tensões localmente elevadas (NORTON, 2013). Ou seja, em tais descontinuidades a tensão nominal aplicada em uma peça é amplificada e por isso estas regiões são conhecidas como concentradores de tensão e são referenciados em forma geral como entalhes. Então, a presença de um entalhe (furos, trincas, defeitos, etc.) modifica o campo de tensão em seu entorno dependendo de geometria e da orientação das tensões.

Um exemplo de concentrador de tensão é apresentado na figura 2.6, onde uma peça com um furo passante no centro, sofre um carregamento P que produz uma tensão nominal S nas extremidades da peça (Fig. 2.6.a). Porém a presença do furo altera a distribuição de tensões ao seu redor, onde, por exemplo, a tensão na direção 'y' (σ_y) assume um valor máximo na borda do furo ($\sigma = k_t S$), que vai diminuindo na direção 'x' como se mostra na figura 2.6.b.

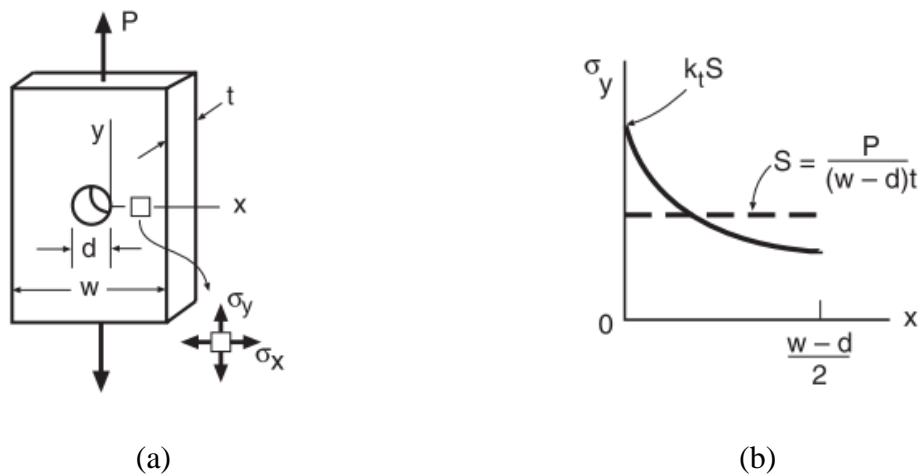


Figura 2.6. Exemplo de tensão local e tensão nominal. (a) Peça com furo passante onde é aplicado um carregamento P na direção 'y'. (b) Distribuição da tensão σ_y na direção 'x'.
Figura adaptada de Dowling (2013).

Então, a razão entre a tensão pontual na borda do furo (ou na ponta do entalhe) e a tensão nominal é denominada “fator de concentração de tensão k_t ”, e se expressa matematicamente segundo a relação entre a tensão máxima na borda do furo (σ) e a tensão nominal (S) dada por (DOWLING, 2013):

$$k_t = \frac{\sigma}{S} \quad (2.5)$$

O fator de concentração de tensão pode ser empregado para caracterizar a severidade de um entalhe. De fato, este conceito é utilizado para a análises de espécimes entalhados, porém, esta relação não é adequada quando se trata de fadiga. Ou seja, a relação das resistências à fadiga, para a mesma vida, de espécimes sem entalhe (σ_{ar}) e com entalhe (S_{ar}) não é k_t (DOWLING, 2013). A relação entre essas resistências é definida pelo fator de concentração de tensão em fadiga (k_f) como se expressa na Eq. 2.6. Esta relação do fator de concentração de tensão em fadiga (ou fator de redução de resistência à fadiga) é válida para condição de vida infinita.

$$k_f = \frac{\sigma_{ar}}{S_{ar}} \quad (2.6)$$

A relação entre o fator de redução de resistência à fadiga (k_f) e o fator de concentração de tensão (k_t) permite avaliar a sensibilidade do material à presença do entalhe (q) com a seguinte relação (DOWLING, 2013):

$$q = \frac{k_f - 1}{k_t - 1} \quad (2.7)$$

De acordo com a relação anterior o entalhe terá seu maior efeito ($q = 1$) quando $k_f = k_t$. Quando $k_f < k_t$, $q < 1$, sendo que o menor valor da sensibilidade $q = 0$, se apresenta quando $k_f = 1$. Em geral, quanto mais dúctil é o material, menor é sua sensibilidade ao entalhe. Já os materiais frágeis são mais sensíveis a descontinuidades geométricas.

Para determinar q e k_f algumas relações empíricas foram desenvolvidas por Neuber (1958),

$$k_f = \frac{k_t - 1}{1 + \sqrt{\frac{\beta}{\rho}}} \quad (2.8)$$

e Peterson (1959),

$$k_f = \frac{k_t - 1}{1 + \frac{\alpha}{\rho}} \quad (2.9)$$

onde ρ é o raio da raiz do entalhe e β e α são constantes do material com dimensões de comprimento, determinadas de forma. Estas relações posteriormente constituiriam os métodos das distâncias críticas.

2.3. Mecânica da Fratura Linear-Elástica (MFLE)

Entre 80 e 90% das falhas por fratura em peças mecânicas são causadas por fadiga. E praticamente 100% destas fraturas por fadiga iniciam em sítios de concentração de tensão onde existem descontinuidades na estrutura (furos, trincas, marcas, defeitos e entalhes). O fenômeno que estuda a diminuição da resistência à fadiga causada por uma concentração de tensão é conhecido como “efeito de entalhe” (MURAKAMI, 2002).

Como já mencionado, os níveis de tensão nominal utilizados nos ensaios de fadiga de alto ciclo são menores que o limite de escoamento. Porém, várias tensões nas proximidades dos concentradores de tensão, um entalhe por exemplo, normalmente excedem o limite de escoamento. Estas tensões são a origem da maioria das trincas por fadiga (MURAKAMI, 2002).

De fato, a resistência à fadiga não pode ser determinada exclusivamente pela tensão máxima na ponta do entalhe, pois este não é o único fator que controla a iniciação e

propagação de uma trinca. Adicionalmente devem ser considerados fatores como a distribuição das tensões em torno do entalhe (TAYLOR, 2007). Nesse contexto a Mecânica da Fratura avalia a distribuição das tensões ao redor de uma trinca com base no fator de intensidade, como se explica na seção subsequente.

A MFLE, como seu nome indica, é utilizada em situações em que a fratura ocorre ainda no regime linear-elástico. A MFLE pode ser empregada com sucesso à medida que a zona plástica for pequena em relação ao tamanho da trinca e às dimensões do componente mecânico que a contém. Assim, a MFLE estabelece um tamanho de trinca crítico, desenvolvido teoricamente e comprovado na prática, ficando restrito para casos em que não há uma deformação plástica apreciável acompanhando a fratura

2.3.1. Fator de Intensidade de Tensão

O fator de intensidade de tensão (K) é definido como a magnitude do campo de tensão na proximidade da ponta de uma trinca. Este fator é uma função da geometria e do tamanho da trinca, além do tipo de carregamento aplicado que provoca a propagação da trinca. Na figura 2.7 se apresentam os modos básicos de abertura da trinca.

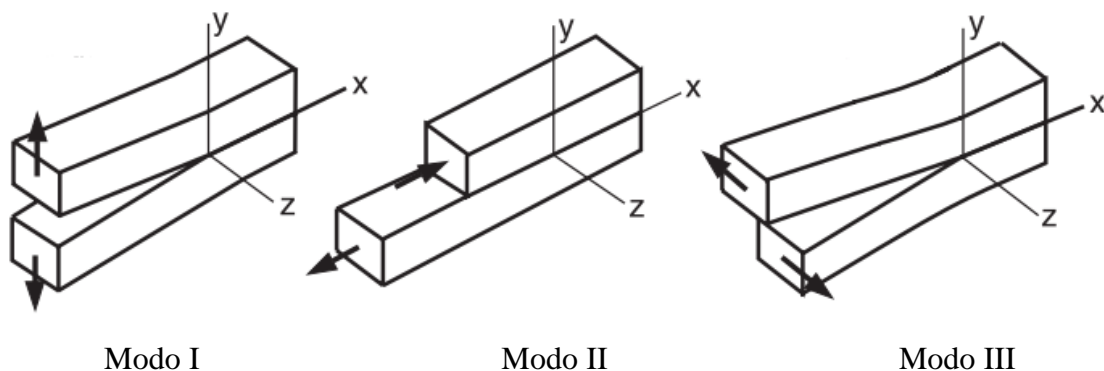


Figura 2.7. Modos básicos de abertura da trinca. Figura adaptada de Dowling (2013).

A figura 2.8 mostra o sistema de coordenadas para descrever as tensões (normais, $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$, e cisalhamento, $\tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{zx}$) ao redor de uma trinca aguda. O sistema de coordenadas polares, r e θ , estão contidas no plano x - y , que é perpendicular à direção da borda da trinca (eixo z). Para um caso com carregamento Modo I, as tensões são descritas segundo as equações abaixo. Nessas equações, os termos de ordem superior não são significados e por isso não são considerados (DOWLING, 2007).

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 - \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] + \dots \quad (2.10)$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 + \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] + \dots \quad (2.11)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right) + \dots \quad (2.12)$$

$$\sigma_z = 0 \quad (\text{estado plano de tensão}) \quad (2.13)$$

$$\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y) \quad (\text{estado plano de deformação, } \varepsilon_x = 0) \quad (2.14)$$

$$\tau_{yz} = \tau_{zx} = 0 \quad (2.15)$$

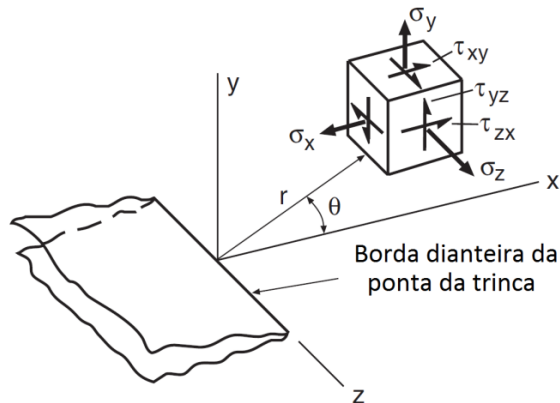


Figura 2.8. Sistema de coordenadas polares no plano x - y para uma região próxima à ponta da trinca. Figura adaptada de Dowling (2013).

De acordo com o anterior, para um carregamento em tração, que obedece o Modo I, a expressão para o fator de intensidade é a seguinte (DOWLING, 2013; MURAKAMI, 2002):

$$K_I = FS\sqrt{\pi a} \quad (2.16)$$

onde K_I é o fator de intensidade de tensão para o Modo I em $MPa\sqrt{m}$, F é uma quantidade adimensional que depende da geometria da peça, do tipo de carregamento e da fração entre o tamanho da trinca e a espessura da peça, S a tensão nominal e a o tamanho da trinca externa ou metade do tamanho da trinca interna. Em consequência as equações Eq. 2.10, Eq. 2.11 e Eq. 2.12 possuem apenas um termo de uma expressão em série e portanto são apenas válidas quando $r \ll a$.

2.4. Teoria da Distância Crítica

A Teoria da Distância Crítica (TDC) é um grupo de métodos com características em comum, principalmente o tamanho característico do material, L . Este conceito foi definido previamente por El Haddad *et al.* (1979a; 1979b) assumindo que esse tamanho correspondia ao tamanho de uma trinca “preexistente”. A TDC agrupa métodos não locais que permitem uma análise linear-elástica do campo de tensão para a previsão de falhas em peças com entalhes ou concentradores de tensão (TAYLOR, 2007). A TDC pode ser usada para a previsão dos limites de fadiga em espécimes com entalhes. Neste sentido, o tamanho característico do material (L) é definido para falhas por fadiga na Eq. 2.17.

$$L = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{th}}{\Delta \sigma_0} \right)^2 \quad (2.17)$$

De acordo com a Eq. 2.17, L é em função de duas constantes do material: o fator de intensidade limiar (ΔK_{th}) e o limite de fadiga ($\Delta \sigma_0$), ambas determinadas na mesma razão de carregamento para um espécime sem entalhe (TAYLOR, 2007). Neste sentido, a ideia básica para a aplicação da TDC, consiste na premissa que o limite de fadiga do espécime sem entalhe

($\Delta\sigma_0$) deve ser excedido em uma região próxima ao entalhe e não somente em um ponto. Esta região próxima do entalhe é conhecida como zona de processo. Estes métodos são semi-empíricos devido a suas bases da mecânica da fratura e a dependência da constante empírica: a distância crítica (TAYLOR; WANG, 2000). Esta constante está diretamente associada com o tipo de material de acordo com a sensibilidade ao entalhe.

Estes métodos tiveram seus inícios com os trabalhos de Neuber (1958) e Peterson (1959) que buscaram a forma de relacionar, com análises diferentes, a distribuição de tensões ao longo do plano bissector do entalhe com o limite de fadiga do espécime sem entalhe ($\Delta\sigma_0$). Décadas depois, Taylor (1999) publicou um artigo propondo uma teoria unificada de distância crítica para a análise de componentes contendo entalhes e trincas. Nesse trabalho conclui-se que não há diferença fundamental nos mecanismos de fadiga entre casos onde a iniciação da trinca é necessária e onde a trinca já existe. Estes conceitos permitem aplicar esta teoria na previsão da vida em fadiga em componentes com microfuros.

No trabalho de Taylor (TAYLOR, 1999), são apresentados os métodos para calcular a tensão efetiva ($\Delta\sigma_{eff}$) que provoca a falha do espécime entalhado a uma certa distância crítica no plano bissector ao entalhe ou em frente ao ponto de maior concentração de tensão (conhecido como *hot spot*). Para realizar o cálculo da tensão efetiva, é necessário conhecer como a tensão varia com a distância em frente de uma descontinuidade geométrica. Neste sentido, o Método do Ponto (MP), formulado inicialmente por Peterson (1959), estima a tensão efetiva em uma distância determinada da ponta do entalhe. Já o Método da Linha (ML), formulado por Neuber (1958), calcula a tensão efetiva realizando uma média das tensões ao longo do plano bissector. O Método da Área (MA) realiza uma média das tensões numa área semicircular de certo raio com centro na raiz do entalhe. E o Método do Volume (MV) realiza a média das tensões numa semiesfera, sendo que em um problema 2D o MA é equivalente ao MV. Na figura 2.9 são apresentados, esquematicamente, os domínios de análises onde são aplicados o MP, o ML e o MA.

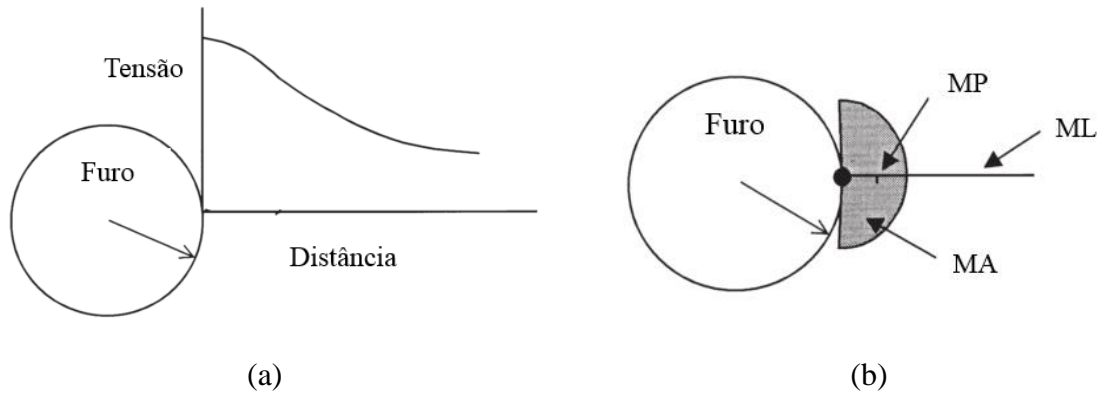


Figura 2.9. Domínios de análises dos métodos de distância crítica. (a) Furo mostrando a distribuição da tensão em função da distância. (b) Definição dos domínios dos métodos do ponto, da linha e da área. Figura adaptada Taylor (1999).

Para aplicar qualquer método de distância crítica é necessário realizar uma análise elástica para estimar a distribuição das tensões nas proximidades do concentrador de tensão. Normalmente essa análise é realizada por meio do Método dos Elementos Finitos (MEF). Com essa distribuição de tensões é possível avaliar em uma distância, determinada previamente, o valor da tensão. Se o valor dessa tensão for superior ao limite de fadiga do material o componente entalhado falhará. Por outro lado, se esse valor for inferior ao limite de fadiga do material o componente terá “vida infinita” em fadiga.

São apresentados a seguir cada um dos métodos de distância crítica que agrupa a TDC para falhas por fadiga em espécimes com entalhes em carregamento uniaxial.

2.4.1. Método do Ponto

O Método do Ponto (MP) é a forma mais simples da TDC e usa o seguinte critério de falha: a falha ocorrerá quando o valor da máxima tensão principal ($\Delta\sigma_1$), na distância $L/2$, medida desde a raiz do entalhe, seja igual ao limite de fadiga ($\Delta\sigma_0$) (TAYLOR, 2007). Então, a Eq. 2.18 apresenta a expressão matemática que representa esta tensão efetiva ($\Delta\sigma_{eff}$) em função do tamanho característico L :

$$\Delta\sigma_{eff} = \Delta\sigma_1(r = L/2, \theta = 0) = \Delta\sigma_0 \quad (2.18)$$

$$\Delta\sigma_{eff} = \Delta\sigma_1(r) = \Delta\sigma_0 \quad (2.19)$$

2.4.2. Método da Linha

Enquanto o MP determina a tensão efetiva de maneira pontual, o Método da Linha (ML) realiza uma média das tensões em uma distância crítica de $2L$, medida desde a raiz do entalhe, para determinar esta tensão efetiva, conforme se apresenta nas equações Eq. 2.20a e Eq. 2.20b:

$$\Delta\sigma_{eff} = \frac{1}{2L} \int_0^{2L} \Delta\sigma_1(r, \theta = 0) dr = \Delta\sigma_0 \quad (2.20a)$$

$$\Delta\sigma_{eff} = \frac{1}{l} \int \Delta\sigma_1(r) dr = \Delta\sigma_0 \quad (2.20b)$$

2.4.3. Método da Área e Método do Volume

Da mesma forma que o ML, o Método da Área (MA) e do Volume (MV) determinam a tensão efetiva realizando uma média das tensões em uma área e em um volume, respectivamente. A área ou volume para calcular a tensão efetiva deve estar na zona de processo do entalhe ou concentrador de tensão, como apresentado na figura 2.10. As análises destes métodos são relativamente mais complexas do que o MP e o ML. Apesar de que esta dificuldade é superada usando métodos numéricos de pós-processamento de dados obtidos nas análises de elementos finitos, o custo computacional é elevado quando comparados com os métodos do ponto e da linha. Os resultados dependem da forma escolhida da área ou do volume. Normalmente, é escolhida uma área semicircular ou um volume semiesférico com o centro localizado no ponto crítico – *hot spot* (TAYLOR, 2007).

2.4.4. Calibração da Relação $L-N$ com Duas Curvas $S-N$

A formulação da TDC é amplamente usada para a determinar o limite de fadiga em espécimes com entalhes e está sendo utilizada em diferentes âmbitos do estudo de integridade estrutural. Uma dessas aplicações é proposta por Susmel e Taylor (SUSMEL; TAYLOR, 2007), que buscaram estender os conceitos da TDC para prever a vida em fadiga de meio ciclo de espécimes com entalhes. Esta nova formulação tem como base principal a ideia de que o tamanho característico do material, L varia com o número de ciclos para a falha N_f , conforme a seguinte equação:

$$L(N_f) = A'(N_f)^{B'} \quad (2.21)$$

As constantes A' e B' na Eq. 2.21 são diferentes para cada material e razão de carregamento. Basicamente, essas constantes podem ser calculadas da seguinte maneira: (i) utilizando propriedades estáticas e do limite de fadiga do material ou (ii) utilizando duas curvas $S-N$, uma curva obtida para um espécime entalhado e outra para um espécime sem entalhe.

Do ponto de vista prático, sabe-se que a abordagem baseada em propriedades estáticas não descreve corretamente o comportamento em fadiga do material no regime de baixo ciclo, resultando em uma estimativa imprecisa das constantes A' e B' (SUSMEL; TAYLOR, 2007). Por tanto, nesta tese, o método para determinar estas constantes será com a construção de duas curvas $S-N$.

Para este método de calibração são necessárias duas curvas $S-N$ com ensaios conduzidos na mesma razão de carregamento. Para explicar este método de forma simples, considera-se o exemplo das curvas $S-N$ de fadiga uniaxial em carregamento completamente reverso, como se mostra na figura 2.11 em escala log-log, para corpos de prova com e sem entalhe. Uma vez obtidas as duas curvas, para um valor fixo de vida ($N_{f,i}$), determina-se a resistência à fadiga para o espécime com e sem entalhe, $\sigma_{C,i}$ e $\sigma_{S,i}$, respectivamente.

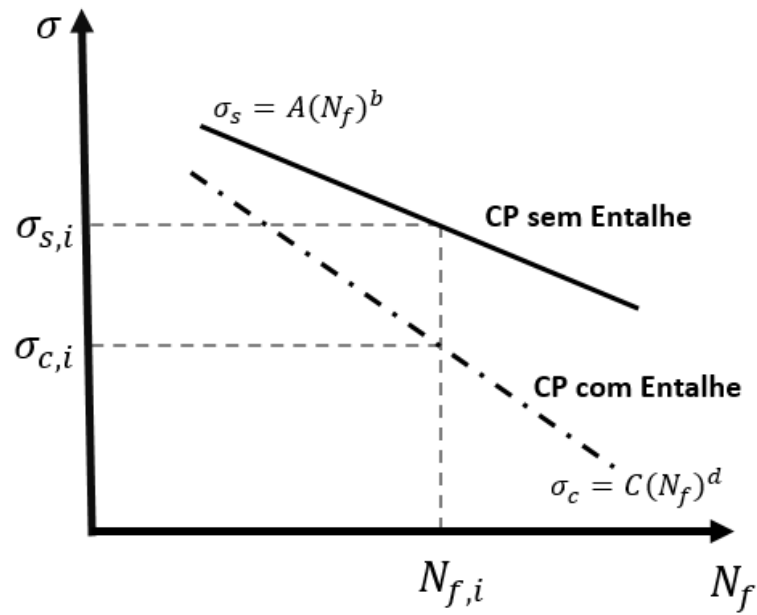


Figura 2.10. Representação esquemática das curvas $S-N$ de calibração para um corpo de prova sem entalhe e com entalhe.

Em seguida, é fundamental determinar a distribuição linear-elástica da máxima tensão principal no plano bissector. Recentemente uma das metodologias mais usadas para determinar este campo de tensões é o método de elementos finitos. Assim, o espécime com entalhe é modelado no software de elementos finitos e é simulada a tensão correspondente ao valor da resistência à fadiga do corpo de prova com entalhe ($\sigma_{c,i}$). Com a distribuição das tensões e o método da distância crítica é utilizado. Neste exemplo é utilizado o método do Ponto (MP). Com o método da TDC é determinada a distância crítica ($L_{M,i}$) para a qual a tensão é igual à resistência à fadiga do fio sem entalhe nessa mesma vida ($\sigma_{s,i}$). A figura 2.12 apresenta a aplicação do MP para este exemplo.

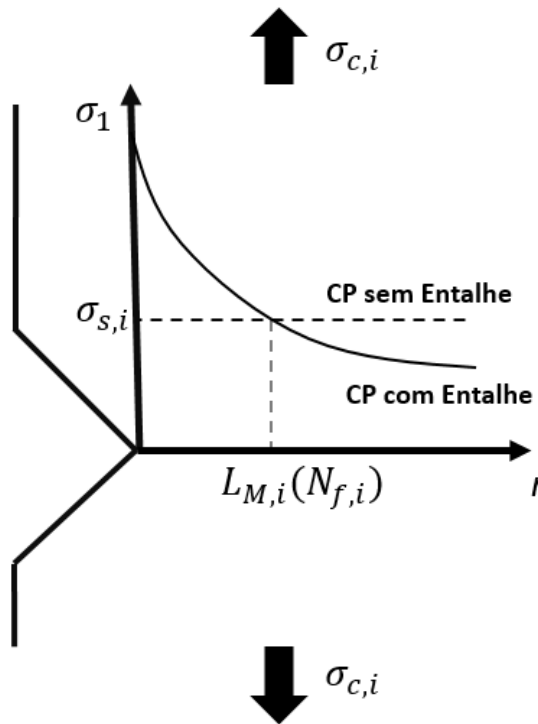


Figura 2.11. Aplicação do MP para determinar o número de ciclos para a falha.

O procedimento anterior é repetido para diferentes vidas e são obtidas as distâncias críticas correspondentes. Com esses valores é realizado um ajuste dos pontos e é possível obter a relação L_M-N_f da Eq. 2.21.

A TDC é capaz de estimar o dano por fadiga em componentes que contenham trincas ou qualquer tipo de descontinuidade geométrica. Vale destacar que essa teoria faz essa estimativa de dano a partir do pós-processamento de dados da distribuição de tensões linear-elástica do componente. Esse aspecto é importante, pois permite que componentes possam ter sua vida em fadiga avaliada sem a realização de complexas análises elasto-plásticas que demandam tempo computacional muito maior.

3. MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo são descritos os materiais e os procedimentos experimentais empregados para a realização dos testes de fadiga em fios da liga de alumínio 6201-T81 e a respectiva construção de curvas de vida (curvas *S-N*). Todo o programa experimental foi desenvolvido no Laboratório de Fadiga, Fratura e Materiais do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Brasília. Os resultados, experimentais e numéricos, foram combinados com conceitos da teoria da distância crítica para realizar as previsões de vida à fadiga nos fios com microfuros.

3.1. Fios da Liga de Alumínio 6201-T81

Os fios usados neste trabalho são confeccionados com a liga de alumínio 6201, submetida ao tratamento termomecânico T81. Possuem magnésio e silício como principais elementos de liga, os quais se combinam durante o tratamento termomecânico formando o intermetálico Mg_2Si . Esse intermetálico é o responsável pelo endurecimento do material após atingir o tamanho e a distribuição ideais durante o processo de envelhecimento artificial (KALOMBO et al., 2015). Pela boa combinação das características mecânicas e de condução elétrica, esta liga é utilizada em cabos condutores para linhas de transmissão. A tabela 3.1 apresenta a composição obtida por análises química realizada em amostras de fios utilizados neste trabalho de acordo com o relatório da empresa Tork (2015).

Tabela 3.1. Composição química do fio de alumínio 6201-T81 utilizado no presente trabalho (TORK, 2015).

Elemento	Quantidade (%)
Cu	≤ 0.1
Si	0.58
Mn	≤ 0.01
Cr	≤ 0.01
Fe	≤ 0.21
Mg	0.65
Zn	≤ 0.01
B	≤ 0.032
Alumínio	Restante

Os fios da liga de alumínio 6201-T81 utilizados neste trabalho foram retirados do cabo condutor CAL 900 MCM. Esse cabo possui 37 fios com diâmetro nominal de 3.96 mm cada, divididos em 4 camadas (Fig. 3.1). Durante o processo de fabricação dos cabos condutores, utiliza-se um processo de encordoamento helicoidal com ângulos pré-definidos para cada camada de fios.

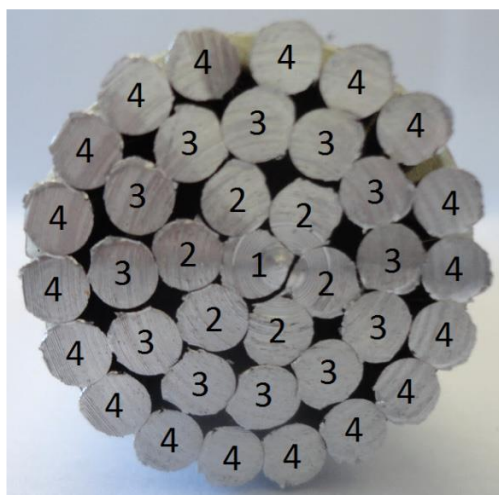


Figura 3.1. Seção transversal do cabo CAL 900 MCM do fio central (camada 1) à camada externa (camada 4).

3.2. Caracterização do Comportamento Mecânico do Fio de Alumínio 6201-T81

Esta parte do trabalho visou a determinação das principais propriedades mecânicas dos fios da liga de alumínio 6201-T81. Uma dessas propriedades é a dureza. A dureza Vickers foi medida em fios da camada 3 e 4 extraídos do cabo no Durômetro Universal ZHU 250 Zwick/Roell. O valor médio obtido a partir das cinco aferições em cada amostra da camada 3 e a camada 4 foi $97,8 \pm 6,0$ e $97,6 \pm 3,7$, respectivamente (tabela 3.2).

Tabela 3.2. Medidas de dureza Vickers para o fio da liga de alumínio 6201-T81 com uma carga de 10kgf.

	Medições					Média (HV_{10kgf})
	1	2	3	4	5	
Fio camada 3	93,3	94,6	96,2	108,2	96,8	$97,8 \pm 6,0$
Fio camada 4	96,7	103,1	93,3	96,0	98,8	$97,6 \pm 3,7$

Outras propriedades mecânicas importantes como o módulo de elasticidade, o limite de escoamento e o limite de resistência à tração foram determinadas a partir da curva tensão-deformação. Para tanto, o ensaio monotônico de tração no fio da liga de alumínio 6201-T81 foi realizado na máquina servo-hidráulica MTS Landmark, adaptada com uma célula de carga de 5kN (Fig. 3.2). Esta adaptação e a utilização do extensômetro da MTS (modelo 634.11F-24) permitiram obter dados mais precisos para construir a curva tensão-deformação. O ensaio de tração foi conduzido seguindo as principais recomendações da norma ASTM E8-16a (2016).

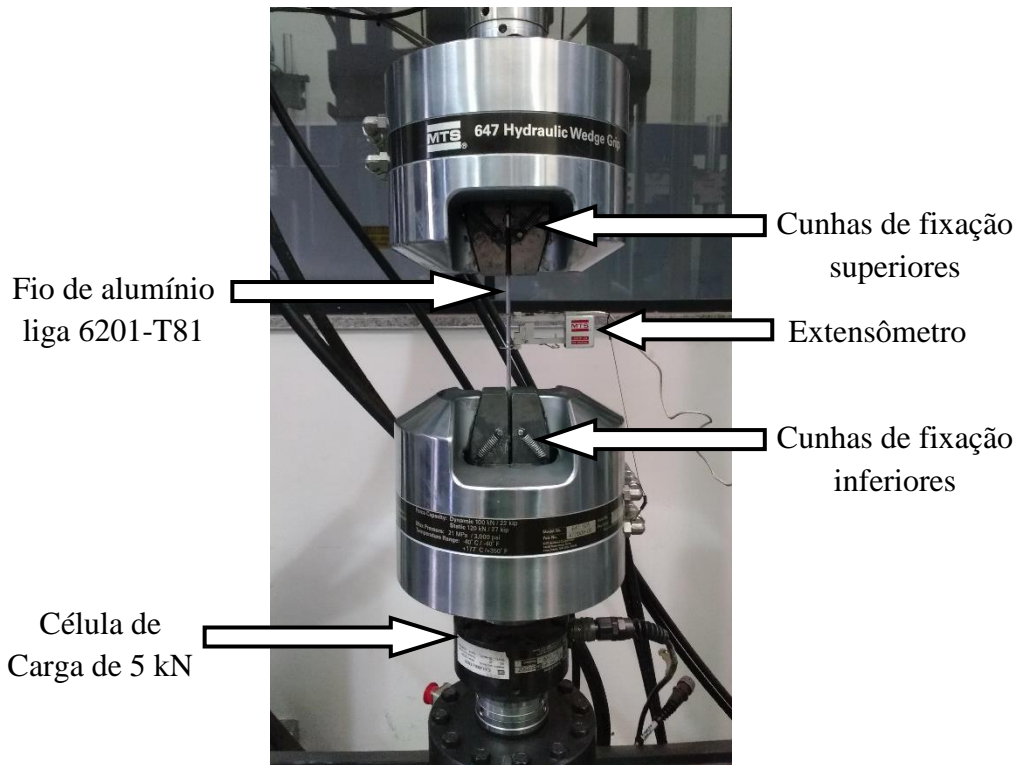


Figura 3.2. Ensaio monotônico de tração do fio da liga de alumínio 6201-T81 na MTS Landmark com a adaptação da célula de carga de 5 kN na parte inferior.

O ensaio monotônico de tração foi realizado no fio extraído do cabo com diâmetro de 3,96 mm e em controle de deslocamento, a uma taxa de 1 mm/min . A curva tensão-deformação do fio da liga de alumínio 6201-T81 é apresentada na figura 3.3 e os resultados das propriedades monotônicas determinadas a partir desta curva são mostrados na tabela 3.3. Estes resultados atingem os valores mínimos exigidos pela norma ASTM B398-15 (2015) que estabelece as especificações de fios de alumínio das liga 6201-T81 e 6201-T83 para seu uso em condutores elétricos, como se apresenta na tabela 3.4.

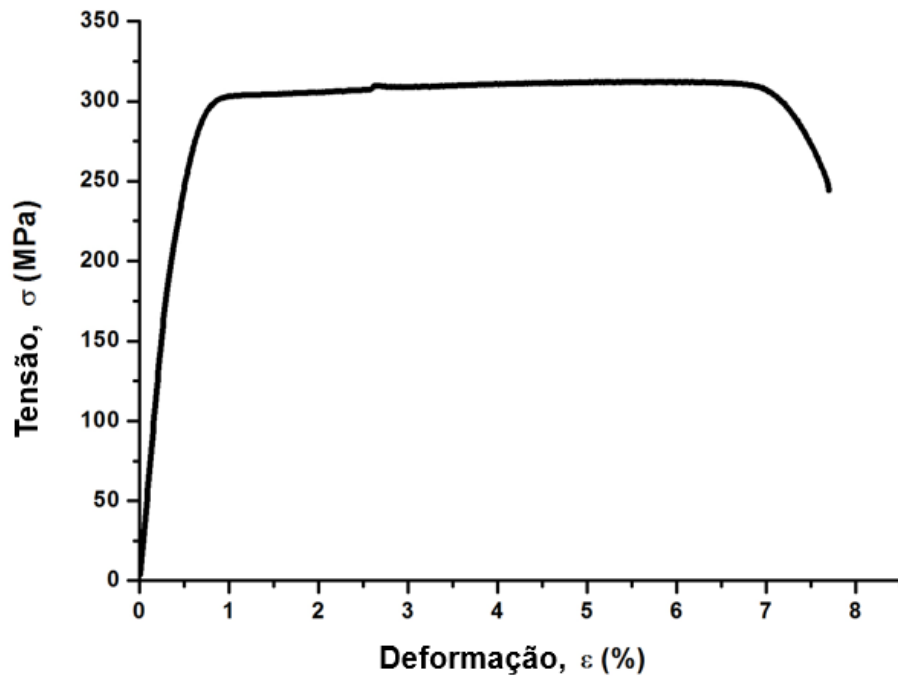


Figura 3.3. Curva tensão-deformação do fio da liga de alumínio 6201-T81.

Tabela 3.3. Propriedades monotônicas do fio da liga de alumínio 6201-T81.

Propriedades	
Módulo de elasticidade, E (GPa)	62,2
Limite de escoamento, $\sigma_{Y0,2\%}$ (MPa)	290
Limite de resistência a tração, σ_U (MPa)	312
Tensão na fratura, σ_f (MPa)	244
Alongamento na fratura, (%)	9,34

Tabela 3.4. Requerimentos mínimos do limite de tração para fios da liga de alumínio 6201-T81, segundo a norma ASTM B398-15 (2015).

Diâmetro (mm)	Limite de resistência a tração mínimo, σ_U	
	Média para um lote (MPa)	Ensaio Individual (MPa)
3,25 – 4,75	315	305

3.3. Corpos de Prova de Fadiga

Todos os corpos de prova, utilizados nos ensaios de fadiga, foram confeccionados a partir de fios retirados da camada 3 do cabo CAL 900 MCM. Quando os fios são retirados do cabo, estes estão torcidos helicoidalmente por causa do encordoamento que dá forma ao cabo condutor (Fig. 3.1.b). Para a realização dos ensaios de fadiga, os fios foram transformados em corpos de prova, incluindo as etapas de esticamento e usinagem. Tornou-se necessário padronizar esse processo com fios da mesma camada do cabo condutor. Assim, a camada 3 foi escolhida por ter uma boa combinação entre o número de fios e o raio helicoidal.

Nas seções seguintes são apresentados os corpos de prova utilizados nos ensaios de fadiga. Estes corpos de prova foram projetados para calibrar a curva L_M-N_f , no caso dos fios sem e com entalhe agudo e, para validar a metodologia de previsão de vida à fadiga os fios com microfuros (fios com furos passantes e cegos). É importante salientar que a confecção e a realização dos ensaios de fadiga dos corpos de prova com entalhe agudo e com furo passante de 0,7 mm de diâmetro, foram conduzidos pelo mestre em Ciências Mecânicas Vitor Soares Rabelo Adriano vinculado ao mesmo projeto de pesquisa.

3.3.1. Fio sem Entalhe

A norma ASTM E466-15 (2015) proporciona as principais recomendações para conduzir ensaios de fadiga uniaxial em amplitude de carga constante em materiais metálicos. Um dos itens é dedicado à classificação dos tipos de corpos de prova: (i) de seção transversal circular, (ii) de seção transversal retangular e (i) com entalhe. Para o corpo de prova de seção transversal circular (Fig. 3.4) a norma recomenda que o diâmetro, d , da região útil do corpo de prova deve estar entre 5,08 mm (0,200 in) e 25,4 mm (1,000 in). A razão entre as áreas da seção transversal da região útil e da seção transversal da região de fixação do corpo de prova dever ser no mínimo 1,5 vezes. O raio de curvatura, r , mínimo 8 vezes o diâmetro da região útil. E o comprimento, c , da região útil entre 2 e 3 vezes o diâmetro da região útil.

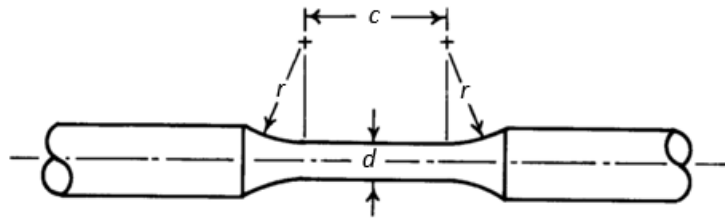


Figura 3.4. Corpo de prova de seção transversal circular para ensaios de fadiga. Figura adaptada de ASTM E466-15 (2015).

Devido ao diâmetro dos fios da liga de alumínio 6201-T81 (3,96 mm), utilizados neste trabalho, não foi possível seguir de forma literal a recomendação do intervalo do diâmetro da região útil (d) e o comprimento da região útil (c). Este último foi incrementado em sua dimensão, principalmente, para facilitar o processo de usinagem. As outras dimensões, porém, foram projetadas para seguir as relações de proporcionalidade que sugere a norma para a confecção de um corpo de prova sem entalhe.

Os fios sem entalhe foram usinados em torno CNC conforme as dimensões apresentadas na figura 3.5. A norma ASTM E466-15 também estabelece uma rugosidade máxima ($Ra = 0,2 \mu m$) para os corpos de prova utilizados em ensaios de fadiga. Para tanto, os fios foram lixados progressivamente, iniciando com a lixa #600 até a lixa #2500. Na figura 3.6 é apresentada uma imagem do fio sem entalhe da liga de alumínio 6201-T81 após o acabamento.

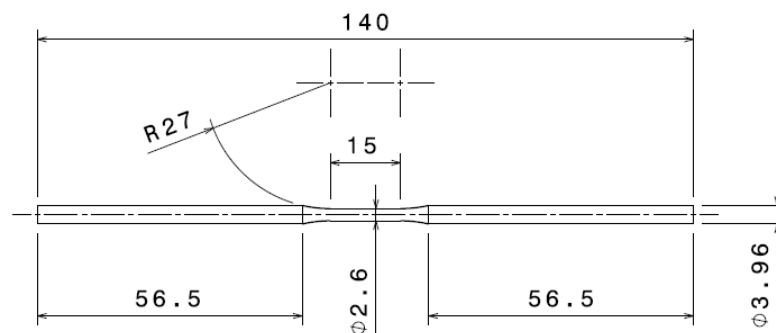


Figura 3.5. Dimensões em mm do fio sem entalhe da liga de alumínio 6201-T81.



Figura 3.6. Fio sem entalhe da liga de alumínio 6201-T81.

As medidas de rugosidade foram aferidas no Microscópio Confocal Laser (MCL) LEXT OLS4100 (Fig. 3.7). Além de ser feita uma inspeção visual do acabamento, este equipamento permite medidas de rugosidade com grande exatidão e sem contato com a peça, evitando qualquer dano na superfície do corpo de prova.

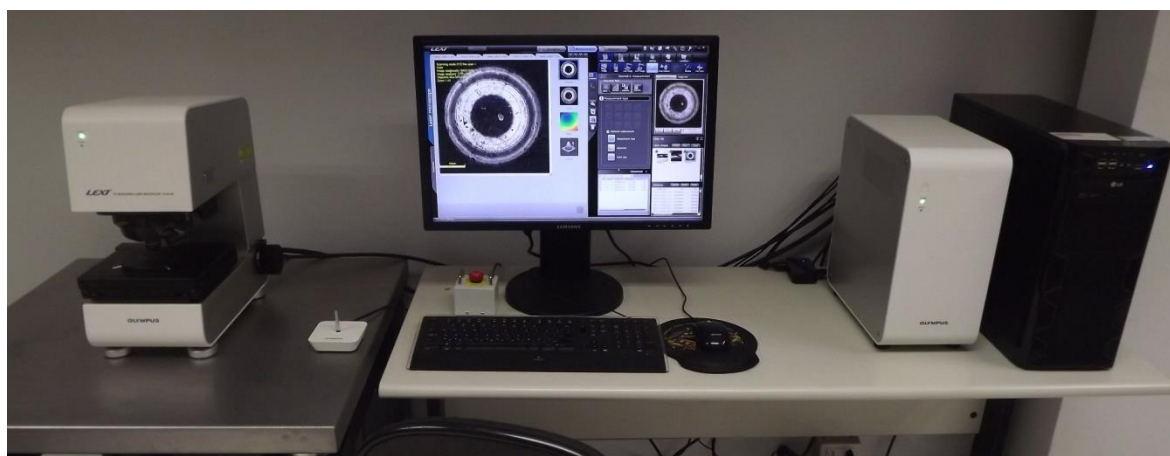


Figura 3.7. Microscópio Confocal Laser (MCL) Olympus LEXT OLS4100.

3.3.2. Fio com Entalhe Agudo

A norma ASTM E466-15 (2015) não fixa condições para a confecção de espécimes com entalhes. Indica somente que as características dos espécimes com entalhe devem ser consistentes com os objetivos do programa experimental. Neste sentido, o fio com entalhe da liga de alumínio 6201-T81 foi produzido em torno CNC, realizando um corte com um inserto comercial, que tem um ângulo de 60° e um raio de curvatura de 0,17 mm na ponta. O corte foi realizado até atingir uma profundidade aproximada de 1,36 mm. As dimensões do fio com entalhe são apresentadas na figura 3.8.

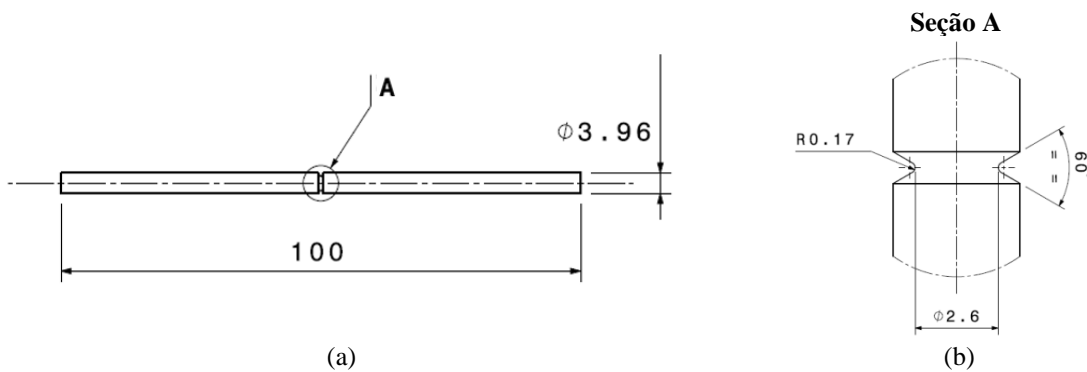


Figura 3.8. Dimensões em mm do fio com entalhe agudo ($\rho = 0,17 \text{ mm}$) da liga de alumínio 6201-T81. (a) corpo de prova e (b) detalhe do entalhe.

3.3.3. Fios com Furos Passantes

Os furos passantes (FP) são descontinuidades geométricas convencionais, de fácil confecção e frequentemente utilizadas para validar modelos que avaliam o comportamento em fadiga de espécimes contendo concentradores de tensão. Assim, neste trabalho foram produzidos fios com furos passantes de 0,5mm e 0,7mm de diâmetro e normalmente serão referenciados no texto como FP 0,5 e FP 0,7, respectivamente. Estes furos foram introduzidos no centro do corpo de prova, conforme apresentado na figura 3.9.

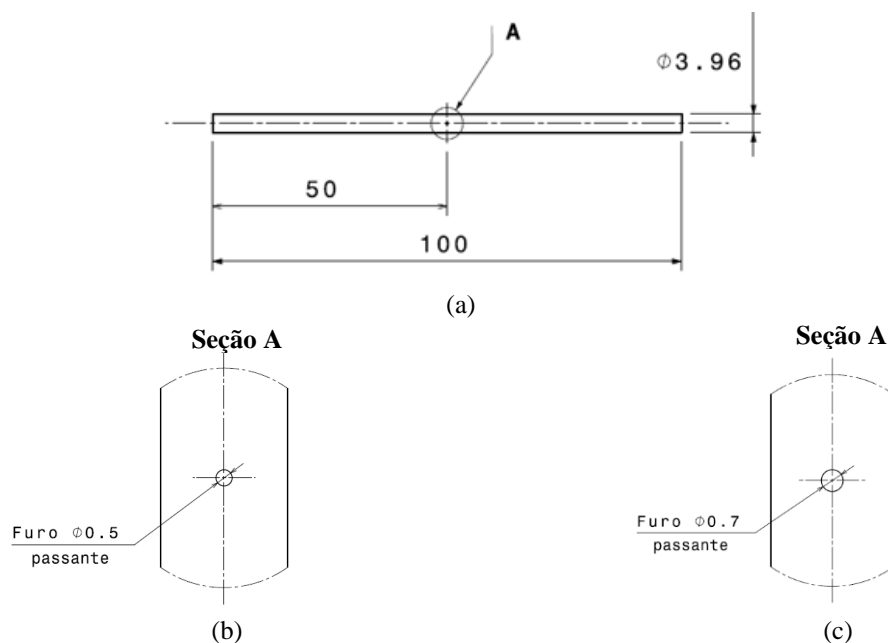


Figura 3.9. Dimensões em mm do fio da liga de alumínio 6201-T81 com furo passante. (a) corpo de prova (b) FP 0,5 e (c) FP 0,7.

3.3.4. Fios com Furos Cegos

Os furos cegos (FC) são descontinuidades geométricas pouco convencionais que tem uma profundidade determinada. Estes microfuros oferecem desafios adicionais aos furos passantes, especialmente na escala dimensional em que foi desenvolvida este trabalho. Foram produzidos furos cegos com diâmetros e profundidades aproximadas de 0,1 x 0,1 mm, 0,35 x 0,3 mm e 0,7 x 0,7 mm, respectivamente. Estes microfuros foram introduzidos no centro de corpos de prova sem entalhe, como se observa na figura 3.10 e serão referenciados no texto como FC 0,1, FC 0,35 e FC 0,7, segundo corresponda.

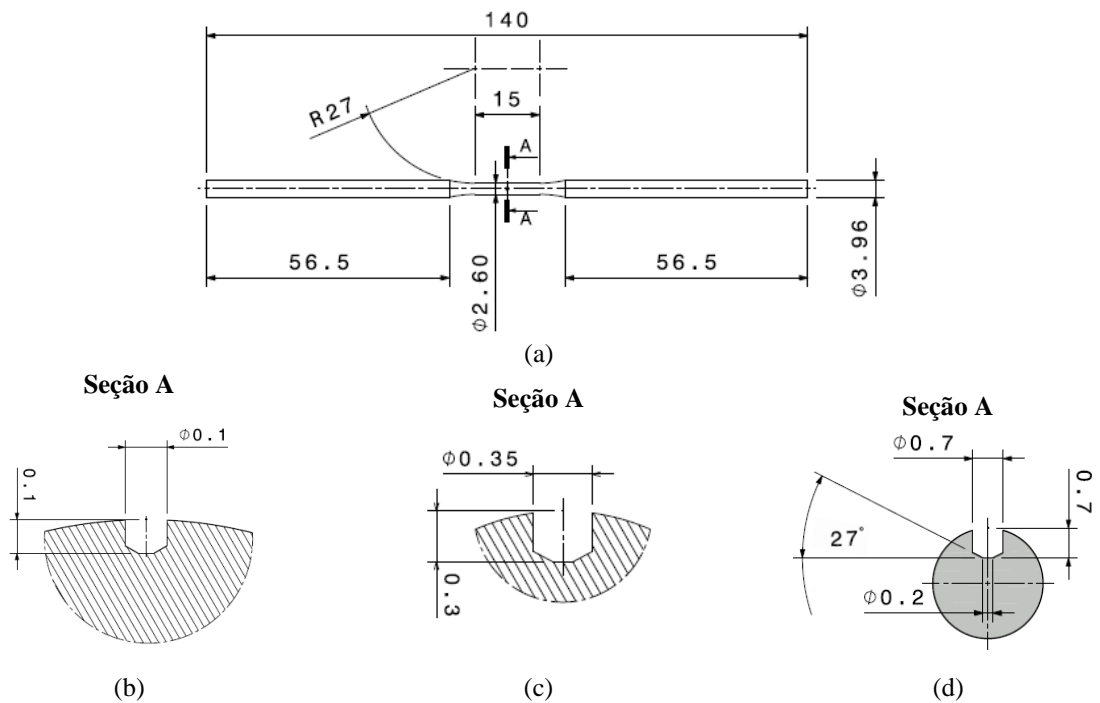


Figura 3.10. Dimensões em *mm* do fio da liga de alumínio 6201-T81 com furo cego. (a) corpo de prova (b) FC 0,1, (c) FC 0,35 e (d) FC 0,7.

A confecção dos furos cegos com dimensões inferiores a um milímetro exige exatidão e precisão, principalmente na profundidade destes. Se isso não acontece a repetitividades dos ensaios pode ser comprometida. Para tanto, estes microfuros foram confeccionados em uma fresa CNC e suas dimensões foram aferidas utilizando o Microscópio Confocal Laser. Na tabela 3.5 se apresenta o resumo das dimensões médias dos furos cegos produzidos neste trabalho.

Tabela 3.5. Resumo das dimensões médias dos furos cegos confeccionados neste trabalho.

Microfuro	Médias das medições	
	Diâmetro (mm)	Profundidade (mm)
FC 0,1	$0,137 \pm 0,003$	$0,097 \pm 0,005$
FC 0,35	$0,351 \pm 0,003$	$0,281 \pm 0,008$
FC 0,7	$0,747 \pm 0,014$	$0,661 \pm 0,008$

As figuras 3.11 - 3.13 apresentam exemplos das imagens obtidas com o referido microscópio confocal, que permitiram verificar as dimensões e morfologia dos furos cegos.

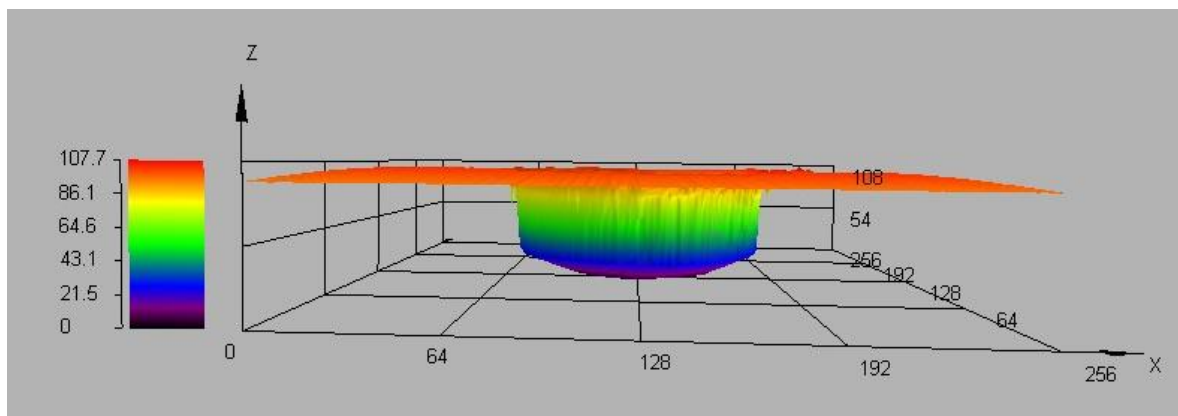


Figura 3.11. Imagem 3D com dimensões em μm e escala de cores para representar as diferentes alturas do furo do FC 0,1 no fio da liga de alumínio 6201-T81 com o MCL.

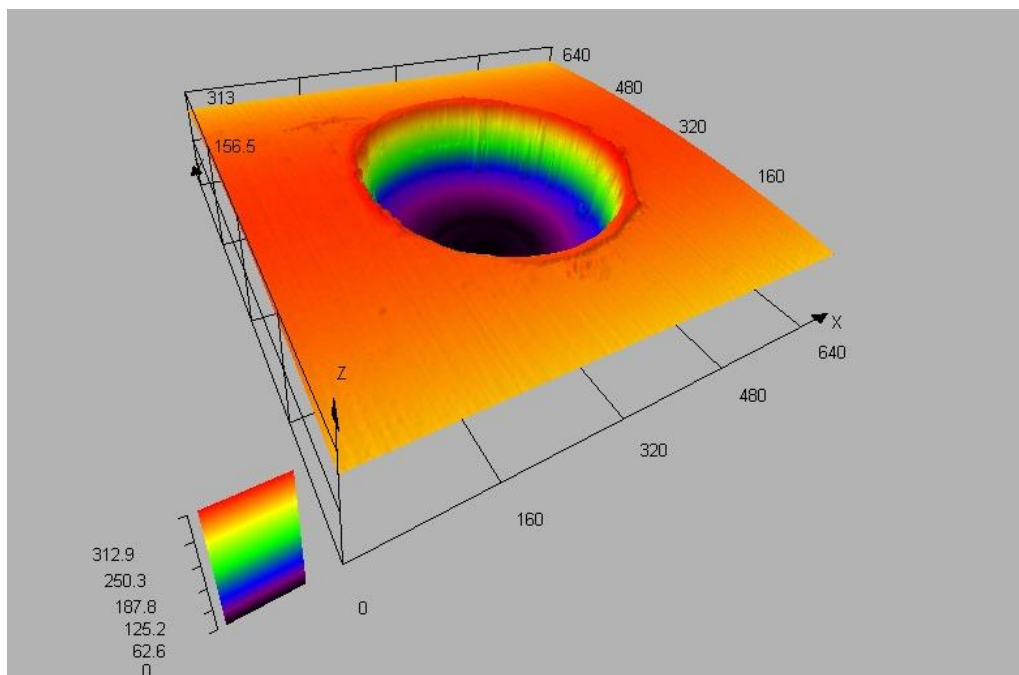


Figura 3.12. Imagem 3D com dimensões em μm e escala de cores para representar as diferentes alturas do furo do FC0,35 no fio da liga de alumínio 6201-T81 com o MCL.

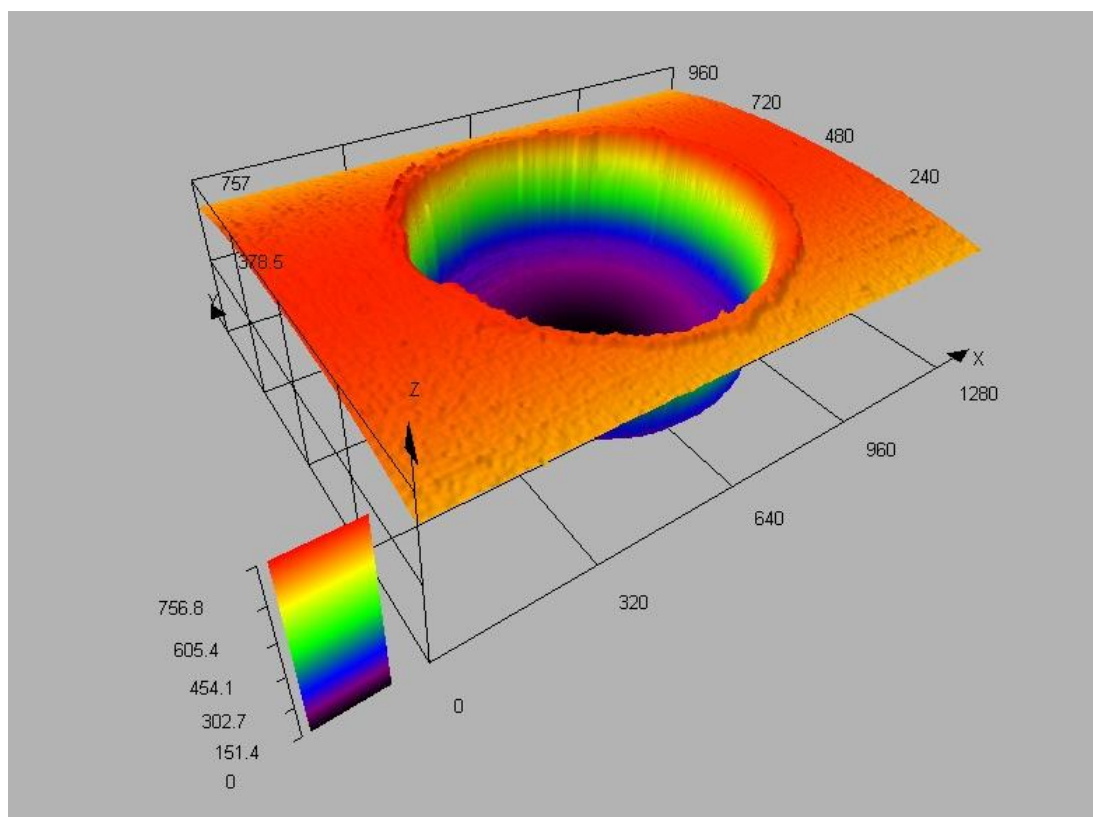


Figura 3.13. Imagem 3D com dimensões em μm e escala de cores para representar as diferentes alturas do furo do FC0,7 no fio da liga de alumínio 6201-T81 com o MCL.

3.4. Ensaio de Fadiga

Os ensaios de fadiga uniaxial em fio, para as diferentes geometrias, foram conduzidos em amplitude de carga constante para construir curvas $S-N$, seguindo as recomendações da norma ASTM E466-15 (2015). Estes ensaios foram realizados com carregamento completamente reverso ($R = -1$), aplicado com uma função senoidal com frequências entre 20 e 40 Hz. Estes ensaios foram realizados até a falha ou até atingir uma vida de 5×10^6 ciclos. Neste caso, o ensaio foi suspenso e a vida foi considerada como “vida infinita”.

Para a realização dos ensaios de fadiga foram utilizadas duas máquinas servo-hidráulicas uniaxiais da marca MTS. A primeira, modelo Landmark, originalmente com uma célula de carga de 100 kN, foi adaptada com uma célula de carga de 5 kN para a execução dos ensaios de fadiga deste trabalho, como se apresentou na figura 3.2. A segunda, uma máquina projetada especialmente para ensaios em fios, está equipada com células de cargas de 25 kN que podem ser configuradas a $\frac{1}{2}$ ou $\frac{1}{4}$ da sua capacidade para incrementar a precisão nas medições. Neste sentido a máquina foi configurada a $\frac{1}{4}$ da sua capacidade inicial (6,25 kN). Esta configuração tinha como fim melhorar a precisão e a exatidão na resposta da célula de carga e, conseqüentemente, aprimorar o controle da carga durante a realização dos ensaios (Fig. 3.14).

Para a construção das curvas $S-N$, a norma ASTM E739-10 (2015) proporciona as principais orientações para o tratamento estatístico dos dados de fadiga. Nesse sentido, esta norma define o número de corpos de prova e o percentual de replicação necessário para produzir uma curva de vida de acordo com o programa experimental pretendido, como se apresenta na tabela 3.6.

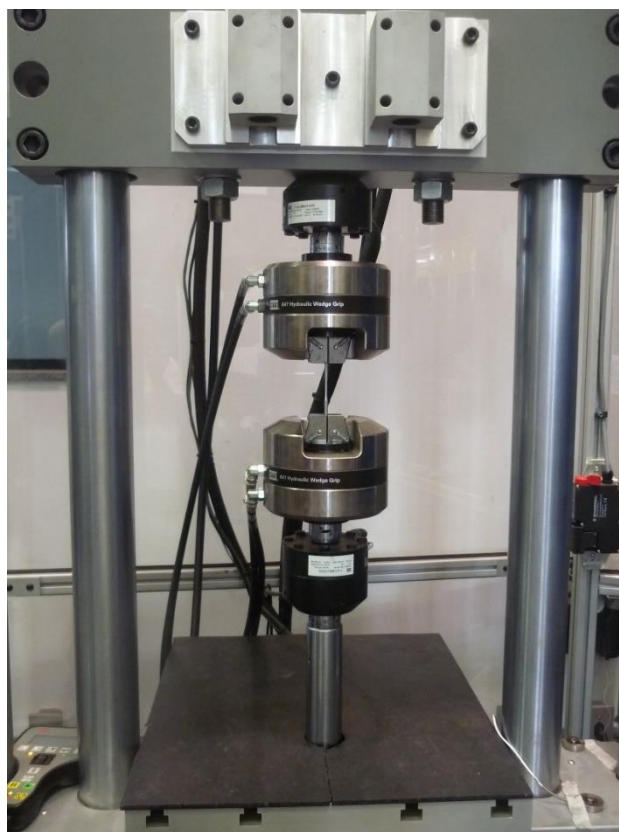


Figura 3.14. Máquina servo-hidráulica uniaxial MTS projetada para ensaios em fios.

Tabela 3.6. Número de corpos de prova e percentual de replicação para cada programa experimental, segundo a norma ASTM E739-10 (2015).

Programa Experimental	Quantidade mínima de corpos de prova	Porcentual de replicação (%)
Preliminares e exploratórios (pesquisa e desenvolvimento)	6 – 12	17 – 33
Pesquisa e desenvolvimento de componentes e espécimes	6 – 12	33 – 50
Dados admissíveis para projeto	12 – 24	50 – 75
Dados de confiabilidade	12 – 24	75 – 88

O percentual de replicação está definido pela seguinte equação (ASTM E739-10, 2015):

$$\% \textit{ replication} = \left(1 - \frac{\textit{níveis de tensão}}{\textit{número de ensaios}} \right) \times 100 \quad (3.1)$$

A tabela 3.7 apresenta o número de ensaios até a falha, os níveis de tensão e o percentual de replicação para cada geometria testada no programa experimental. De acordo com os resultados do percentual de replicação, todos ensaios realizados, nas diferentes geometrias, se enquadram dentro de um programa experimental com *dados admissíveis para projeto*. Assim, a campanha experimental realizada neste trabalho está além dos requisitos mínimos de um programa experimental orientado para pesquisa, segundo as definições do percentual de replicação da norma.

Tabela 3.7. Número de ensaios realizados até a falha, níveis de tensão e percentual de replicação para cada tipo de ensaio, segundo a norma ASTM E739-10 (2015).

Corpo de Prova	Número de ensaios até a falha	Níveis de tensão	Porcentual de replicação (%)
Fio sem entalhe	15	5	66,7
Fio com entalhe	15	4	73,3
Fio com FP 0,5	12	4	66,7
Fio com FP 0,7	15	5	66,7
Fio com FC 0,1	10	4	60,0
Fio com FC 0,35	15	5	66,7
Fio com FC 0,7	15	5	66,7

4. MÉTODOS NUMÉRICOS

O estudo de concentradores de tensão, em geral, tem evoluído de uma análise local para a análise do campo de tensão ao redor do concentrador de tensão. Uma das técnicas para determinar estes campos de tensão é o método de elementos finitos (MEF). Neste sentido, a metodologia de previsão de vida apresentada neste trabalho é desenvolvida utilizando métodos numéricos, ou seja, o *software* comercial Abaqus[®] (Versão 6.13) para a análises de elementos finitos e o *software* Matlab[®] (Versão 2015) para realizar o pós-processamento dos dados. A presente metodologia apresenta: (i) Método de elementos finitos, (ii) análises de convergência, (iii) metodologia para construir a curva $L_M(N_f)$ e (iv) metodologia para previsão de vida em fios com microfuros.

4.1. Método de Elementos Finitos (MEF)

Determinar o campo de tensões nas proximidades de um concentrador de tensão utilizando soluções analíticas, está limitado a geometrias simples que raramente correspondem a componentes mecânicos reais. Com o propósito de resolver esta dificuldade desenvolveram-se métodos numéricos como o método de elementos finitos. Este método transforma uma geometria complexa em uma coleção ou discretização de pequenas geometrias simples, chamadas elementos finitos. Para cada elemento, as funções de aproximação são derivadas da ideia básica que qualquer função continua pode ser representada por uma combinação linear de polinômios algébricos (REDDY, 1993).

Como já foi mencionado, para aplicar qualquer método da TDC é necessário conhecer a distribuição de tensões linear-elástica nas proximidades da descontinuidade geométrica. Para tanto, neste trabalho esse campo de tensões foi determinado aplicando o MEF utilizando o *software* comercial Abaqus[®] em cada uma das geometrias seguindo as seguintes etapas:

- a) *Modelagem 3D*. Nesta etapa foram modeladas as geometrias em 3D, fios com entalhe e com microfuros, no mesmo ambiente de Abaqus[®]. Aplicando condições de simetria, estes modelos foram simplificados a 1/4 do tamanho original para cada geometria. Esta simplificação diminuiu proporcionalmente o número de elementos e permitiu otimizar o tempo computacional de cada simulação.

- b) *Propriedades do Material.* O material é definido como isotrópico e as propriedades mecânicas da liga de alumínio 6201-T81, módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson, são suficientes para a simulação linear-elástica pretendida.
- c) *Condições de contorno.* A geometria de estudo está simplificada a 1/4 de seu tamanho, aproveitando as condições de simetria. Esta simplificação permite otimizar a o processo discretização e conseqüentemente, a simulação numérica. Para garantir uma análise correta foram impostas restrições de deslocamento nos planos de simetria (Fig. 4.1). Em uma das extremidades do modelo 3D do fio, foi imposta uma restrição de deslocamento e rotação (*encastre*) e na outra extremidade foi aplicado um carregamento em toda a área, tipo ‘pressão’, que resulta em uma tensão nominal na área total.

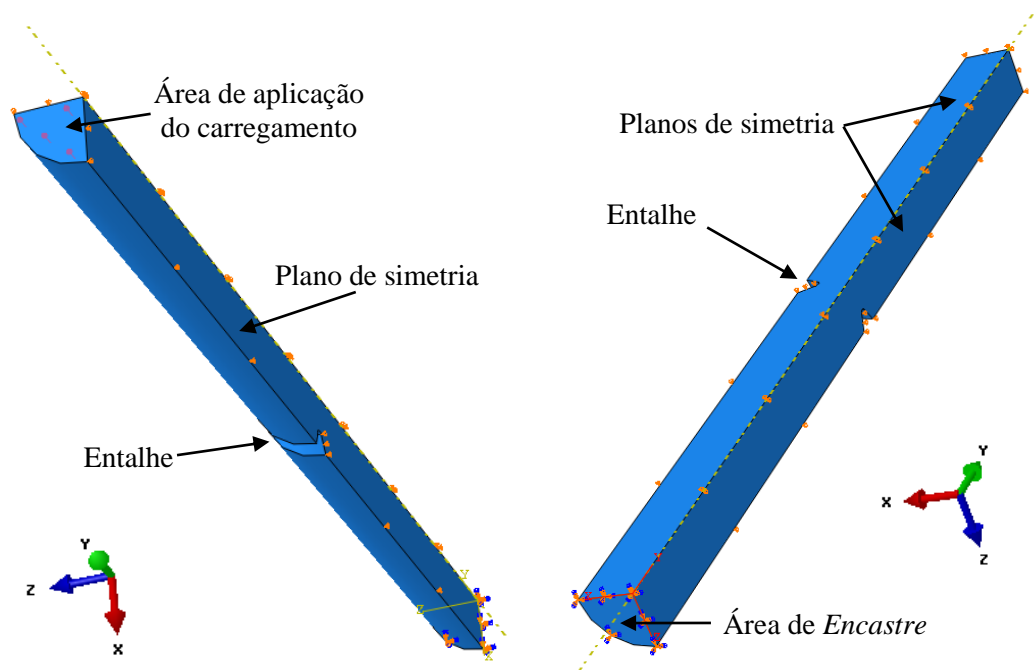


Figura 4.1. Modelo simplificado de 1/4 da seção transversal do fio com entalhe.

- d) *Discretização da geometria em elementos finitos.* A geometria é subdividida em elementos com tamanhos consideravelmente menores ao tamanho inicial da geometria, isto é conhecido como malha. Dependendo do número de elementos, a

malha pode ser considerada uma malha “grosseira”, com baixa densidade de elementos ou uma malha “fina”, com alta densidade de elementos.

- e) *Definição do tipo de elemento.* Neste trabalho foram utilizados elementos tetraédricos de ordem quadrática com 10 nós por cada elemento. Este elemento é denominado C3D10 por Abaqus[®], classificado como um elemento de propósito geral. Este elemento foi escolhido para a malha grosseira devido que pode mudar suas dimensões para se adaptar às diferentes geometrias de um modelo. O outro elemento utilizado é o elemento hexaédrico de ordem linear com 8 nós por cada elemento para formar malhas estruturadas, denominado como C3D8 por Abaqus[®]. A figura 4.2 apresenta de forma ilustrativa estes elementos.

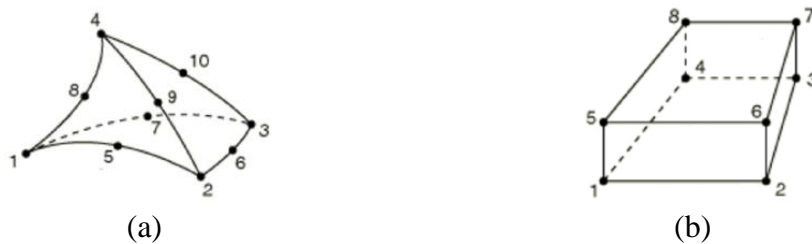


Figura 4.2. Elementos utilizados no MEF. (a) Elemento C3D10. (b) Elemento C3D8 (SYSTEMES, 2013 - modificado).

- f) *Geração da malha.* A malha de elementos finitos pode ser gerada a partir do tamanho médio dos elementos, dependendo da quantidade de elementos na geometria, esta malha pode ser “grosseira” (baixa densidade) ou “fina” (alta densidade). A malha pode determinar a qualidade dos resultados e o tempo computacional da simulação. Em geral, um modelo com malha “grosseira” realiza simulações em pouco tempo, porém os resultados não são muito precisos. Dependendo das exigências requeridas, não é recomendável utilizar uma malha grosseira para obter um resultado final. Por isso, normalmente é recomendado refinar a malha na região de interesse para aprimorar a qualidade dos resultados. A figura 4.3 apresenta o modelo simplificado de 1/4 do fio com FC 0,1, denominado o modelo global com a malha “grosseira” e o respectivo refinamento na região do microfuro. Para este modelo global foram utilizados elementos tetraédricos de ordem quadrática (C3D10).

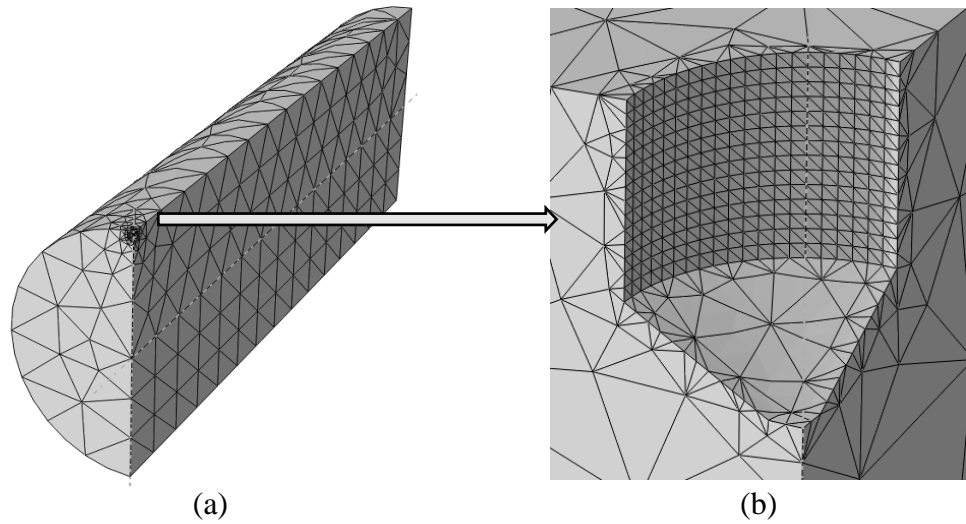


Figura 4.3. Modelo simplificado de 1/4 do fio com FC 0,1 com a malha grosseira. (a) Modelo global. (b) Aumento na região do micro furo.

- g) *Refinamento da malha.* Uma das técnicas para refinar a malha em um modelo 3D, é criando um submodelo na região de interesse. Este submodelo foi extraído do modelo global (geometria inicial do fio). Como exemplo, se apresenta a figura 4.4 com o submodelo do FC 0,1 extraído do modelo global da figura 4.3.b.

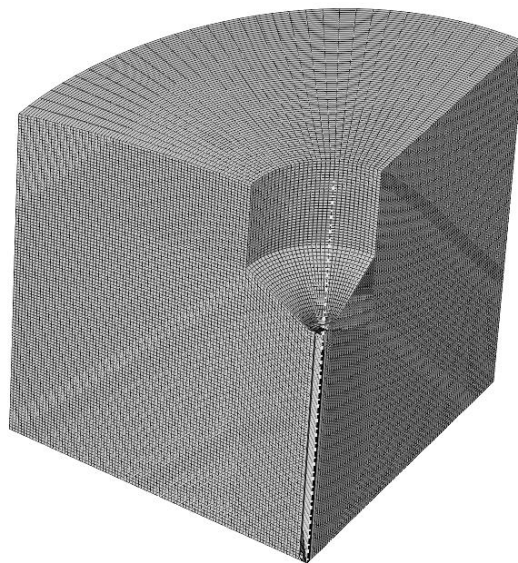


Figura 4.4. Submodelo da região do furo de 0,1 mm com malha refinada.

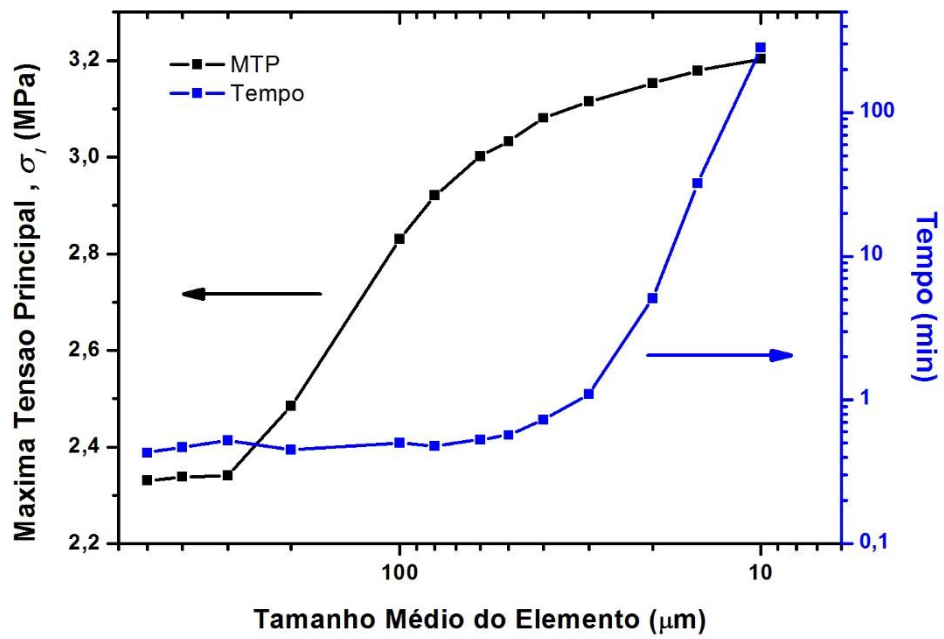
No submodelo foi gerada uma malha estruturada, com elementos hexaédricos de ordem linear (C3D8), com um número de elementos consideravelmente maior que o modelo global. Isto permitiu aprimorar os resultados do campo de tensão e evitar que o custo computacional fora estendido ao modelo global. As condições de contorno nos planos de simetria do submodelo foram as mesmas que no modelo global. Nas faces que o submodelo compartilha com o modelo global, a condição de contorno no submodelo foi estabelecida para utilizar os resultados nodais do campo de deslocamento do modelo global, como as informações de entrada. Esta técnica, baseada nos deslocamentos nodais, foi utilizada devido a que é menos sensível à densidade da malha do modelo global. Nesse sentido, é preciso realizar a simulação no modelo global previamente à simulação do submodelo.

Os resultados da simulação do modelo do entalhe foram utilizados para o construir a curva $L_M(N_f)$ e os modelos dos microfuros para validar o processo de previsão de vida à fadiga.

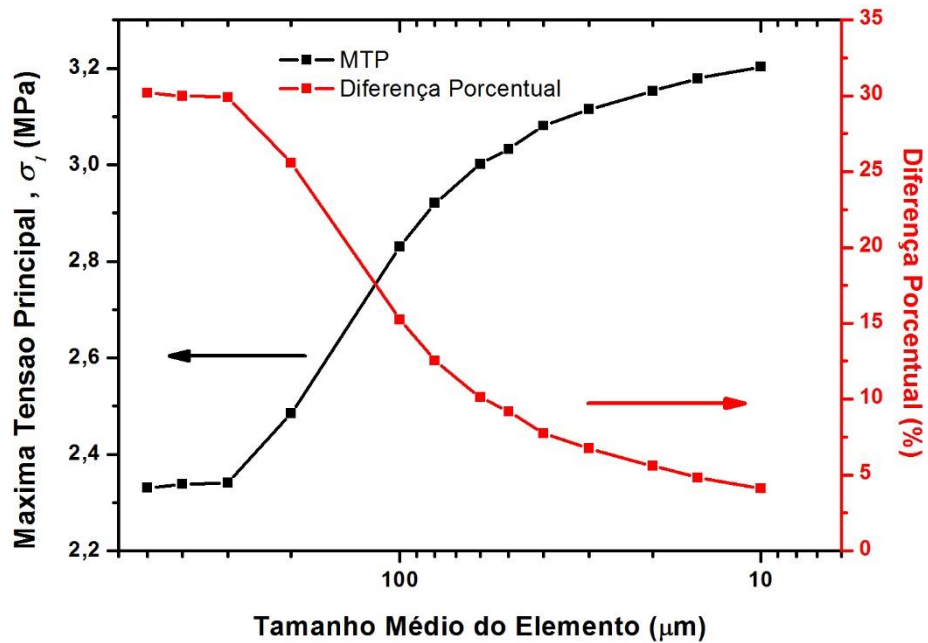
4.2. Análises de Convergência

A exatidão na previsão de vida depende de uma correta descrição do estado de tensão ao redor da descontinuidade geométrica. Consequentemente, o refinamento da malha no submodelo deve ser realizado levando em conta essa consideração. Este refinamento foi otimizado de acordo com os resultados das simulações em integração completa, garantindo a sua qualidade no menor tempo computacional possível. Todas as simulações de utilizando o MEF foram realizadas em um computador, equipado com processador Intel Xeon X3530, 24 GB RAM e uma velocidade de processamento de 2,8 GHz.

Para realizar as análises de convergência foi verificado o maior valor encontrado da máxima tensão principal (MTP), quando foi aplicada uma tensão nominal unitária (1 MPa). Esse parâmetro representa o fator de concentração de tensão k_t . A evolução desse parâmetro à medida que a malha foi refinada foi comparada com o tempo de simulação e a diferença porcentual com a solução analítica. Como exemplo a figura 4.5 apresenta essa comparação para o FP 0,5.



(a)



(b)

Figura 4.5. Análises de convergência do FP 0,5 mostrando a variação da MTP, no ponto de maior tensão em relação ao tamanho médio de elemento no submodelo, analisando (a) o tempo de simulação e (b) a diferença percentual com a solução analítica.

A figura 4.5 mostra quando o valor da máxima tensão principal se aproxima da convergência, o erro começa a diminuir e simultaneamente o tempo de simulação sofre um incremento exponencial, originado pelo custo computacional do refinamento da malha. Com estas comparações é possível manter uma relação adequada entre a qualidade dos resultados e o tempo da simulação. A tabela 4.1 apresenta um resumo com as informações das análises de convergência para cada geometria estudada neste trabalho. Nessa tabela a comparação do k_t foi a base para calcular a diferença percentual entre o valor numérico e uma solução analítica para as descontinuidades geométricas convencionais estimado com base em soluções analíticas (FAURIE; MONNIER; NIKU-LARI, 1992). Como não existe solução analítica para encontrar o k_t dos furos cegos, a referência para determinar a convergência foi realizada comparando os resultados de k_t dos submodelos com tamanhos médios dos elementos sucessivos. Assim, o refinamento de malha para os furos cegos foi realizado até que as diferenças entre os k_t 's foram inferiores a 3%.

Tabela 4.1. Resumo dos resultados de análises de convergência no submodelo da cada descontinuidade geométrica.

Submodelo	k_t	Tamanho Médio do Elemento (μm)	Tempo Computacional (min)	Diferença Percentual com a solução analítica (%)
Entalhe	6,41	15	132	3,60
FP 0,5	3,20	10	285	4,19
FP 0,7	3,25	15	165	5,45
FC 0,1	2,80	2	201	-
FC 0,35	2,97	4	90	-
FC 0,7	3,64	6	248	-

Os resultados das análises de convergência garantem a qualidade dos resultados numéricos e evitam qualquer dependência da densidade da malha nos resultados de previsão de vida à fadiga.

4.3. Metodologia para Construção da Curva $L_M(N_f)$

A obtenção da curva $L_M(N_f)$ utilizando duas curvas $S-N$ foi descrita na subseção 2.4.4 aplicando o MP. Como foi explicado naquela seção, qualquer método de distâncias críticas pode ser utilizado para calibrar a curva $L_M(N_f)$. No trabalho apresentado por Susmel e Taylor (2007), o processo de calibração é realizado utilizando apenas o MP e para as previsões de vida foram utilizados o MP, o ML e o MA. Neste trabalho realizou-se o processo de calibração para cada método da TDC utilizado na previsão de vida (MP, ML e MV). Isto foi realizado com o intuito de encontrar melhores resultados na previsão de vida.

Para o processo de calibração é importante que o entalhe seja agudo. O entalhe agudo tem um gradiente de tensão severo, que permite obter variações de tensão em pequenas distâncias em frente da raiz do entalhe. Isto determina a resolução na calibração da curva $L_M(N_f)$ onde foram representados os estados de tensão possíveis, com o fio sem e com entalhe, para prever a vida à fadiga nos microfuros.

Para calibrar a curva $L_M(N_f)$ utilizando os diferentes métodos da TDC foram empregados os resultados do modelo 3D do fio com entalhe aplicando o MEF. Estes resultados correspondem à distribuição de tensão que resulta quando foi aplicada uma tensão nominal unitária (1 MPa). Como as simulações são lineares e elásticas, a proporcionalidade na distribuição de tensões ao redor do entalhe é mantida para tensões aplicadas na região elástica. Assim, para as tensões aplicadas maiores a 1 MPa a distribuição de tensões foi multiplicada pelo valor da nova tensão.

Para aplicar o processo de calibração com o MP e o ML, é necessário determinar a distribuição das tensões ao longo de um caminho. Traçar este caminho é relativamente simples quando se trata de um entalhe, especialmente em simulações 2D. Esse caminho está localizado no plano bissetor e inicia na raiz do entalhe orientado para o centro do corpo de prova. No submodelo 3D foi possível identificar na raiz do entalhe, um ponto crítico com o maior valor da máxima tensão principal, e a partir desse ponto foi traçado o caminho. Definido o caminho, a distribuição das tensões foi representada por um polinômio de nono grau.

Neste trabalho a calibração da curva $L_M(N_f)$ com o MV é realizada construindo uma esfera completa, tomando como centro o ponto crítico. No processo de calibração, este centro

está na raiz do entalhe. Desta maneira é um método mais simples de aplicar que o MP e o ML, no sentido que não é necessário indicar uma trajetória, basta com indicar o centro da esfera (isto será mais evidente no processo de previsão de vida dos fios com microfuros). Porém, o custo computacional é maior que nos outros métodos, já que o algoritmo deve calcular a tensão efetiva realizando uma média da máxima tensão principal nos nós contidos em uma esfera de raio $L_M(N_f)$.

Com as curvas de vida dos fios sem e com entalhe agudo foram obtidas as relações $S-N$ na mesma razão de carregamento, fundamentais para o processo de calibração das curvas $L_M(N_f)$ para cada método da TDC. As relações $S-N$ e os resultados da distribuição de tensão do modelo de elementos finitos foram processados em um algoritmo desenvolvido em Matlab®, assim para cada vida $N_{f,i}$ foi determinada uma distância $L_{M,i}$ (como se explicou na subseção 2.4.4). Este algoritmo foi executado de forma iterativa para várias vidas e assim construir a curva $L_M(N_f)$. Os resultados das calibrações para os diferentes métodos da TDC são apresentados no capítulo 5.

4.4. Metodologia para a Previsão de Vida à Fadiga em Fios com Microfuros

A previsão de vida à fadiga dos fios com microfuros foi realizada em três algoritmos em Matlab®, um para cada método, onde foram processados os seguintes dados e informações: (i) a relação $S-N$ do fio sem entalhe, (ii) as relações $L_M(N_f)$ calibradas para cada método da TDC e (iii) a distribuição da máxima tensão principal correspondente ao microfuro de estudo.

A metodologia de previsão de vida depende de três partes. As duas primeiras foram explicadas nas seções anteriores e a distribuição da máxima tensão principal, que depende dos resultados do modelo do microfuro via o MEF, merece uma explicação mais detalhada. Neste sentido, a distribuição das tensões que foi analisada no processo de previsão de vida, depende do método da TDC utilizado, como se apresenta na próxima subseção.

4.4.1. Determinação da Distribuição das Tensões

Para aplicar o MP e o ML é importante determinar a distribuição da máxima tensão principal ao longo de um caminho. Esse caminho está localizado no plano bissetor de acordo com as condições de carregamento nos ensaios de fadiga realizados neste trabalho. Como já foi mencionado, traçar este caminho em um entalhe é relativamente simples. Ele se inicia na raiz do entalhe e continua em direção do centro do corpo de prova. Inclusive a sua dedução continua sendo simples para o caso de um furo passante em um corpo de prova plano (seção transversal retangular), especialmente para simulações 2D. Porém, quando o modelo de elementos finitos é 3D e o corpo de prova é cilíndrico, a determinação deste caminho já não é simples. Nesse sentido o trabalho de Bellett *et al* (2005) apresenta o conceito de “trajetória crítica” (*focus path*) para definir este caminho em modelos 3D de concentradores de tensão. Esta definição foi a base para definir a trajetória crítica nos microfuros.

Para definir a trajetória crítica, deve-se definir primeiramente o ponto de início desta trajetória. Este ponto será denominado ponto crítico e representa o maior valor encontrado da máxima tensão principal na descontinuidade geométrica. Não existem dúvidas sobre a localização do ponto crítico na raiz do entalhe. Todavia, a localização deste ponto não é conhecida a priori nos microfuros. As análises de elementos finitos permitem identificar os pontos críticos em cada submodelo para aplicação da TDC. Nos FP existe somente uma região altamente tensionada ao redor da descontinuidade geométrica que contém o ponto crítico (ponto 1 na figura 4.6.a). Neste caso, esse ponto é o início da trajetória crítica para o MP e o ML e o centro da esfera para aplicar o MV.

Nos FC aparecem duas regiões altamente tensionadas (Fig. 4.6.b): na lateral e no fundo do furo. Para o FC 0,7, o ponto crítico está localizado na maior região altamente tensionada, como nos FP. Porém para o FC 0,1 e FC 0,35, a região altamente tensionada está na lateral do furo, enquanto, o ponto crítico se localiza no fundo do furo (Fig. 4.6.b). Existindo neste caso duas regiões críticas de concentração de tensão, é obvio que somente em uma destas regiões acontecerá a falha por fadiga. Quando foram realizadas as análises de previsão de vida nestas regiões foi comprovado o princípio básico da TDC: quando existem duas regiões com concentração de tensão, a falha por fadiga não necessariamente ocorrerá na região que contém o ponto crítico (*hot spot*); a TDC prevê que a falha por fadiga ocorrerá onde a tensão efetiva em uma distância crítica seja maior (TAYLOR, 2007). Ou seja, a falha

ocorrerá onde a região altamente tensionada proporcione a energia suficiente para a evolução desta falha, isto é: uma zona de processo maior. Consequentemente, infere-se que a região com maior volume altamente tensionado dominará o processo de falha. Tendo em vista estas considerações, o ponto de referência para as análises dos métodos da TDC no FC 0,1 e no FC 0,35, foi localizado no maior valor da máxima tensão principal da região com o maior volume altamente tensionado (ponto 1 na Fig. 4.6.b).

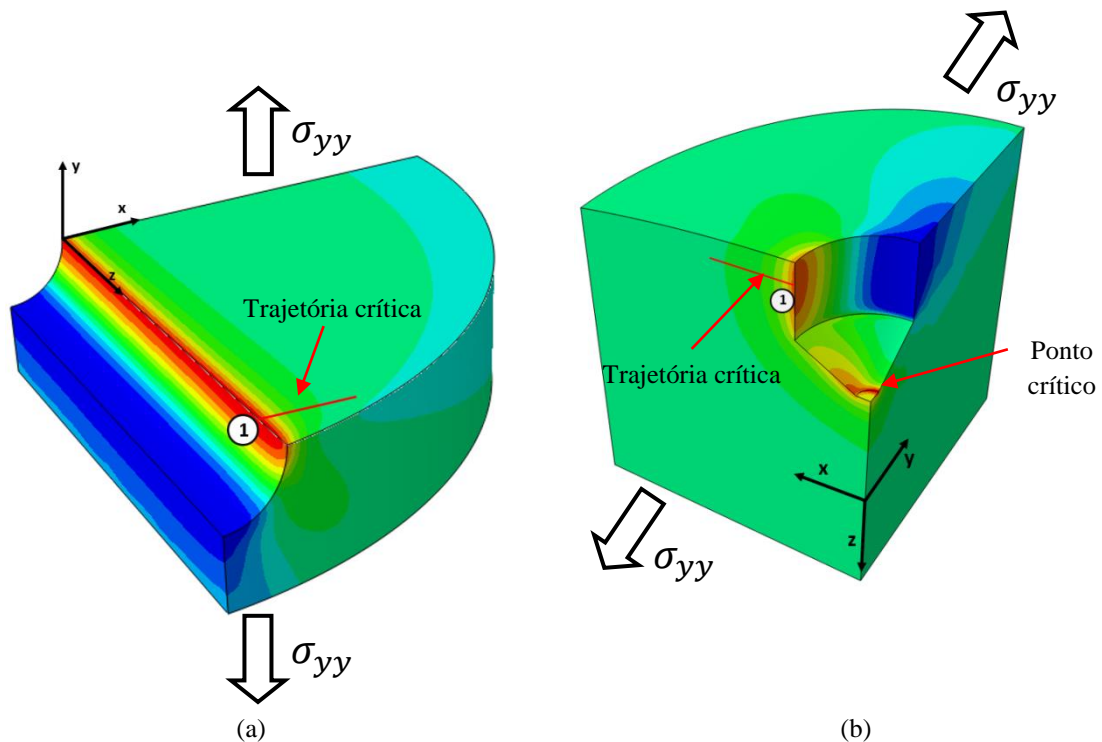


Figura 4.6. Trajetória crítica (*focus path*) adotada para analisar a distribuição de tensões que foi utilizada no MP e no ML. Submodelo do (a) FP 0,5 e do (b) FC 0,1.

Determinado o ponto crítico em cada uma das discontinuidades geométricas, o passo seguinte foi determinar a direção da trajetória crítica. Conforme observado na figura 4.6, a trajetória foi traçada no plano perpendicular à direção de carregamento (plano $x-z$), iniciando-se no ponto 1. A direção da trajetória crítica é escolhida esperando que coincida com a direção de propagação da trinca. Segundo Bellett *et al.* (2005) esta direção corresponde ao mínimo potencial de crescimento da trinca, ou seja, a direção com o maior gradiente de tensão. Neste sentido, para os FP essa direção é perpendicular à superfície do microfuro e coincide com a direção de x . Nos FC a direção da trajetória crítica tem um ligeiro desvio da direção x , sendo

mais evidente no FC 0,7 que nos FC 0,1 e FC 0,35. Com as trajetórias críticas estabelecidas, a distribuição da tensão foi representada por polinômios do quarto grau para os microfuros, com exceção do FC 0,1, onde o melhor ajuste da distribuição de tensão correspondeu a um polinômio do sexto grau.

Para o MV não foi necessário estabelecer uma trajetória crítica para determinar a distribuição de tensões. Neste método a tensão efetiva é calculada a partir da média da máxima tensão principal dos nós contidos numa esfera. Essa esfera tem um raio igual à distância crítica $L_M(N_f)$ onde o centro da esfera é o ponto crítico (ponto 1 na figura 4.6).

4.4.2. Processo Iterativo para a Previsão de Vida à Fadiga

A seguir, são apresentados os principais passos do processo iterativo para a previsão de vida à fadiga com microfuros, de forma descritiva e de forma gráfica no fluxograma da figura 4.7.

- a) O processo inicia com um valor de vida de referência N_r .
- b) Com este valor de vida foi calculada na distância crítica em regime de vida média ($L_M(N_r)$), utilizando a curva $L_M(N_f)$ estabelecida para cada método da TDC.
- c) Com o valor da distância crítica $L_M(N_r)$ foi calculada a tensão efetiva $\sigma_{eff,a}$ com base na distribuição da amplitude da máxima tensão principal, de acordo com o método da TDC utilizado.
- d) A tensão $\sigma_{eff,a}$ foi introduzida na relação $S-N$ do fio sem entalhe. Esta relação foi definida experimentalmente com os ensaios de fadiga. Com esta relação foi calculada a vida estimada $N_{e,1}$.
- e) O seguinte passo foi comparar as vidas de referência inicial N_r e a vida estimada $N_{e,1}$, considerando uma tolerância inferior ao 10%. Se os valores são iguais dentro da tolerância estabelecida ($N_r \cong N_{e,1}$), o processo iterativo para e fornece como resultado a vida estimada final N_e . Se os valores das vidas são diferentes ($N_{e,1} \neq N_{e,2}$), o valor de vida de referência inicial toma o valor da vida estimada ($N_r = N_{e,1}$) e o processo iterativo recomeça até que os valores de vida inicial e final sejam aproximadamente iguais ($N_{e,1} \cong N_{e,2}$) dentro de uma tolerância estabelecida.

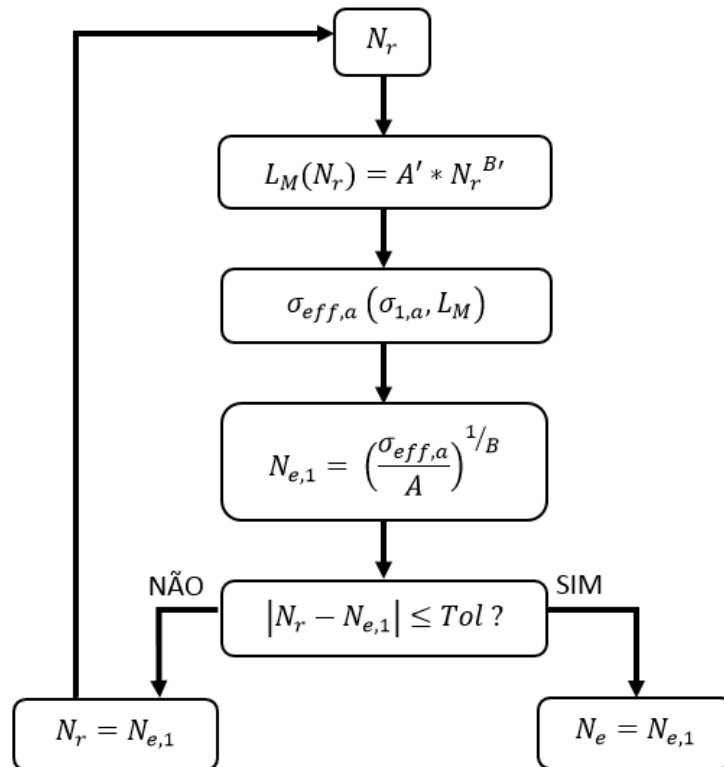


Figura 4.7. Fluxograma que resume o pós-processamento de dados para prever a vida à fadiga de fios com microfuros.

5. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo são graficamente apresentados resultados experimentais dos ensaios de fadiga. Assim, as curvas $S-N$ para os fios sem entalhe, com entalhe agudo, com furos passantes (0,5 e 0,7 mm) e furos cegos (0,1, 0,35 e 0,7 mm) da liga de alumínio 6201-T81. Todas as curvas $S-N$ são apresentadas de acordo com as recomendações da norma ASTM E739-10 (2015): em escala log-log e com a banda de dispersão representada por um intervalo de confiança de 95%. O tratamento estatístico para encontrar as constantes da relação S-N foi realizado seguindo as recomendações desta mesma norma, onde é indicado realizar uma regressão linear após a linearização dos dados aplicando a função logaritmo. As constantes, assim como o coeficiente de determinação (R^2) são apresentados em tabelas abaixo das curvas $S-N$.

Os níveis de amplitude de tensão apresentados correspondem à tensão nominal aplicada, ou seja, a tensão foi calculada com a área total da seção transversal do corpo de prova, desconsiderando-se a área da descontinuidade geométrica. Os ensaios de fadiga que atingiram a vida de 5×10^6 ciclos sem falha (vida infinita) foram suspensos e são representados nas curvas de vida por pontos com uma seta.

Neste capítulo são apresentadas ainda os resultados da calibração das curvas $L_M(N_f)$ para os métodos da TDC (MP, o ML e MV) utilizadas neste trabalho e necessárias para realizar a previsão de vida com os métodos numéricos. Também são apresentados os gráficos de correlação de vidas experimentais e estimadas que permite comparar a exatidão dos métodos empregados.

Na última parte deste capítulo, é apresentada uma análise de falha que justifica a utilização da máxima tensão principal como parâmetro que quantifica o dano por fadiga e que é utilizado no pós-processamento de dados para prever a vida à fadiga. Por fim é apresentada uma discussão dos resultados principais.

5.1. Curvas S-N para o Processo de Calibração da Curva $L_M(N_f)$

As curvas S-N do fio liso (sem entalhe) e com entalhe agudo ($\rho = 0,17 \text{ mm}$) foram utilizadas no processo de calibração da curva $L_M(N_f)$ para os métodos da TDC (MP, o ML e MV), como se explicou na seção 4.3. O intervalo de vida nos ensaios realizados ($\sim 3 \times 10^4 - 5 \times 10^6$ ciclos), indica que o processo de calibração da curva $L_M(N_f)$ e consequentemente, a previsão de vida só será válida nesse intervalo de vida.

As curvas S-N do fio liso (sem entalhe) e com entalhe agudo ($\rho = 0,17 \text{ mm}$) são apresentadas na figura 5.1. Estas curvas são o resultado dos ensaios em fadiga uniaxial em carregamento completamente reverso realizados nesta tese, de acordo com as condições experimentais explicadas na seção 3.4. Estas curvas são apresentadas no mesmo gráfico para observar a redução da resistência à fadiga do fio da liga de alumínio 6201-T81 contendo um entalhe agudo. Na tabela 5.1 são apresentados as constantes e o coeficiente de determinação (R^2) destas curvas S-N.

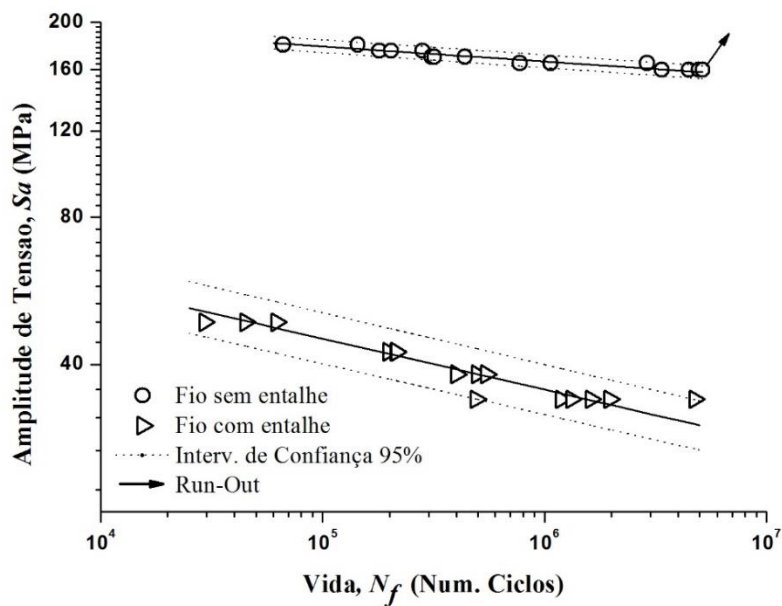


Figura 5.1. Curvas S-N dos fios da liga de alumínio 6201-T81 sem entalhe e com entalhe agudo ($\rho = 0,17 \text{ mm}$).

Os resultados mostram, em geral, que houve uma dispersão pequena na vida em fadiga e de acordo com o intervalo de confiança de 95%, as vidas nas diferentes amplitudes de tensão obedecem um fator 2 para o fio sem entalhe. Ou seja, para uma determinada amplitude

de tensão, as vidas estão contidas em um intervalo que vai desde a metade da vida média até o dobro desta. Para o fio com entalhe agudo a banda de dispersão corresponde a um fator 3. Devido ao fato de que este é o maior fator entre estas duas curvas, este é o fator que representa a banda de dispersão na curva de calibração. Por isso o fator 3 foi escolhido como referência nos gráficos que comparam as vidas experimentais e estimadas.

Tabela 5.1. Constantes das curvas $S-N$ dos fios da liga de alumínio 6201-T81 sem entalhe e com entalhe agudo ($\rho = 0,17 \text{ mm}$).

Corpo de Prova	A	b	R^2
Fio sem entalhe	252,06	-0,0302	0,958
Fio com entalhe	149,70	-0,1042	0,958

Os ensaios de fadiga no fio liso mostram que a liga de alumínio 6201-T841 é altamente sensível ao fenômeno de fadiga, tendo em vista que uma pequena variação na amplitude de tensão (de 160 a 180 MPa) resulta numa variação de duas ordens de grandeza na vida ($\sim 5 \times 10^4 - 5 \times 10^6$ ciclos). Isto também pode ser observado analisando o valor do expoente ($b = -0,0302$). Este valor é maior que os valores deste parâmetro para ligas de alumínio reportados na literatura. Por exemplo, Dowling *et al* (2009) mostra que para as ligas 6061-T6, 2024-T3/T4/T6 e 7075-T6 os expoentes, b , são menores que -0,1. Este foi um dos motivos para orientar o trabalho à previsão de vida e não de resistência à fadiga.

5.2. Ensaio de Fadiga em Fios com Microfuros

Os fios com microfuros se dividem em dois grupos: fios com furos passantes (FP) e fios com furos cegos (FC). Os resultados dos ensaios de fadiga uniaxial em $R = -1$ dos fios com microfuros foram utilizados para validar os resultados de previsão de vidas obtidas com os métodos numéricos.

As figuras 5.2 e 5.3 apresentam as curvas de fadiga para os furos passantes FP 0,5 e FP 0,7, respectivamente. Estes resultados têm uma dispersão bastante razoável nas vidas à fadiga, com bandas de confiança de 95%, que correspondem a um fator aproximado de 2.

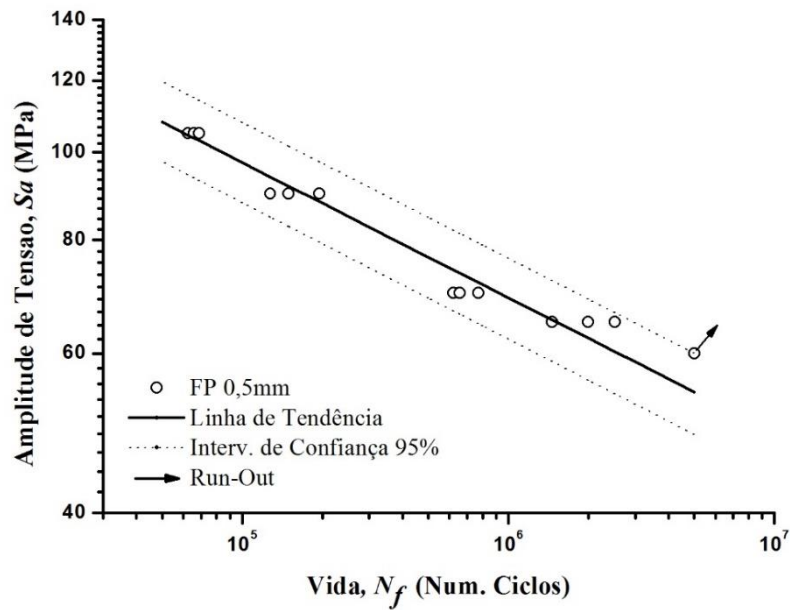


Figura 5.2. Curva $S-N$ dos fios com furo passante FP 0,5 da liga de alumínio 6201-T81.

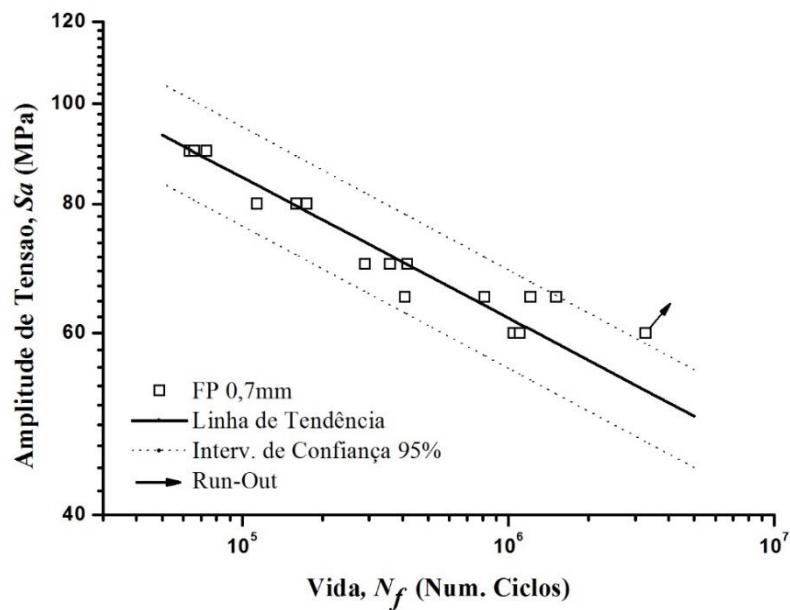


Figura 5.3. Curva $S-N$ dos fios com furo passante FP 0,7 da liga de alumínio 6201-T81.

As figuras 5.4, 5.5 e 5.6 apresentam as curvas de fadiga para os furos cegos FC 0,1, FC 0,35 e FC 0,7, respectivamente. Os resultados para os ensaios dos furos cegos, em geral, mostraram uma dispersão razoável, sendo que a maior dispersão se apresentou no FC 0,1 com um fator aproximado de 3,5. O FC 0,7 apresentou um fator aproximado de 3, enquanto o FC 0,35 apresentou a menor dispersão com um fator de 2.

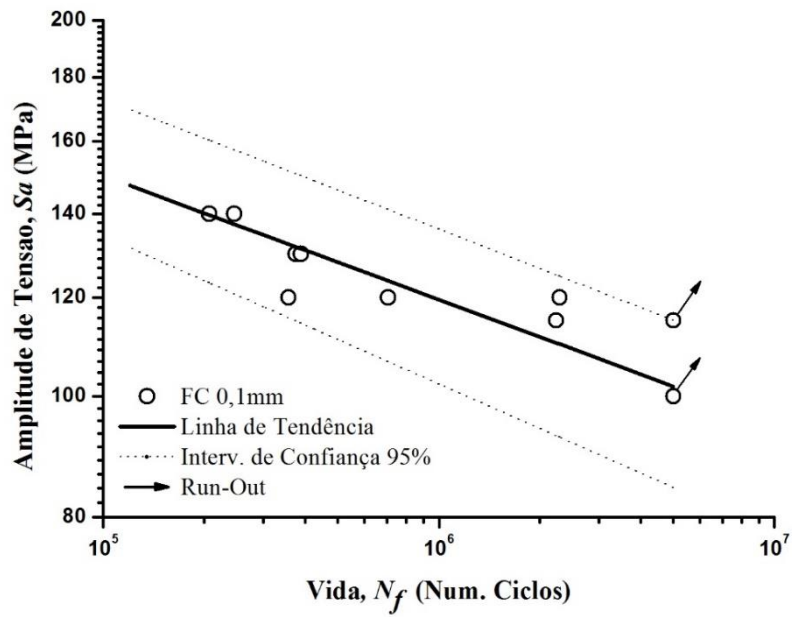


Figura 5.4. Curva $S-N$ dos fios com furo cego FC 0,1 da liga de alumínio 6201-T81.

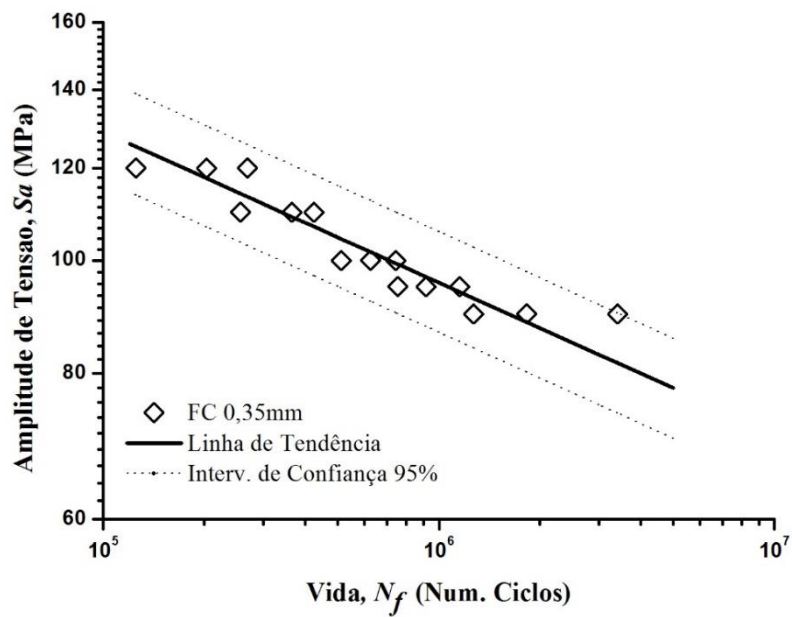


Figura 5.5. Curva $S-N$ dos fios com furo cego FC 0,35 da liga de alumínio 6201-T81.

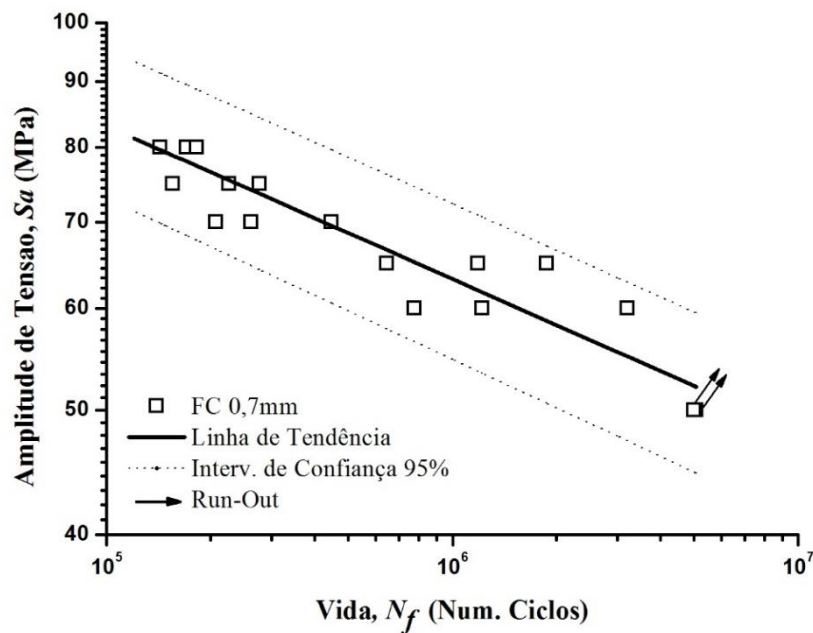


Figura 5.6. Curva $S-N$ dos fios com furo cego FC 0,7 da liga de alumínio 6201-T81.

Na tabela 5.2 são apresentadas as constantes e o coeficiente de determinação (R^2) obtidos do tratamento estatístico da norma para as curvas $S-N$ dos fios com microfuros.

Tabela 5.2. Constantes das curvas $S-N$ dos fios da liga de alumínio 6201-T81 com microfuros.

Corpo de Prova	A	B	R^2
FP 0,5	540,87	-0,1489	0,963
FP 0,7	405,17	-0,1358	0,963
FC 0,1	470,56	-0,0992	0,705
FC 0,35	570,39	-0,1292	0,875
FC 0,7	326,38	-0,1189	0,780

5.3. Previsão de Vida em Fios com Microfuros

De acordo com o que foi apresentado na seção 4.4, a previsão de vida à fadiga dos fios com microfuros foi realizada com um pós-processamento de dados executado em algoritmos desenvolvidos em Matlab®. Para tanto foi utilizada a relação $S-N$ do fio sem entalhe descrita pelos coeficientes apresentados na tabela 5.1, a distribuição de tensões obtidas dos modelos de elemento finitos como se explicou na subseção 4.4.1 e por fim, as relações $L_M(N_f)$ que descrevem as curvas calibradas para cada método da TDC utilizado. Estas curvas são apresentadas na subseção seguinte.

Nesta seção também são apresentados os gráficos de correlação de vidas que permitem comparar as vidas experimentais e as vidas estimadas para avaliar a exatidão dos resultados numéricos de previsão de vida à fadiga.

5.3.1. Curvas $L_M(N_f)$ Calibradas para os Métodos da TDC

O método de previsão de vida à fadiga utilizado neste trabalho, depende da calibração da curva $L_M(N_f)$ para os métodos da TDC utilizados (MP, ML e MV). Esta calibração resulta da aplicação dos fundamentos explicados na subseção 2.4.4, a metodologia da seção 4.3 e os resultados das curvas $S-N$ dos fios liso e com entalhe apresentados na seção 5.1. As curvas calibradas para cada método são apresentadas em um gráfico com escala log-log na figura 5.7. As constantes A' e B' destas relações $L_M(N_f)$ são apresentadas na tabela 5.3. Estas relações são validas somente no intervalo de vida em que foi realizado o processo de calibração, ou seja, o mesmo intervalo de vida das duas curvas $S-N$ do o fio liso e com entalhe agudo ($\sim 5 \times 10^4 - 5 \times 10^6$ ciclos).

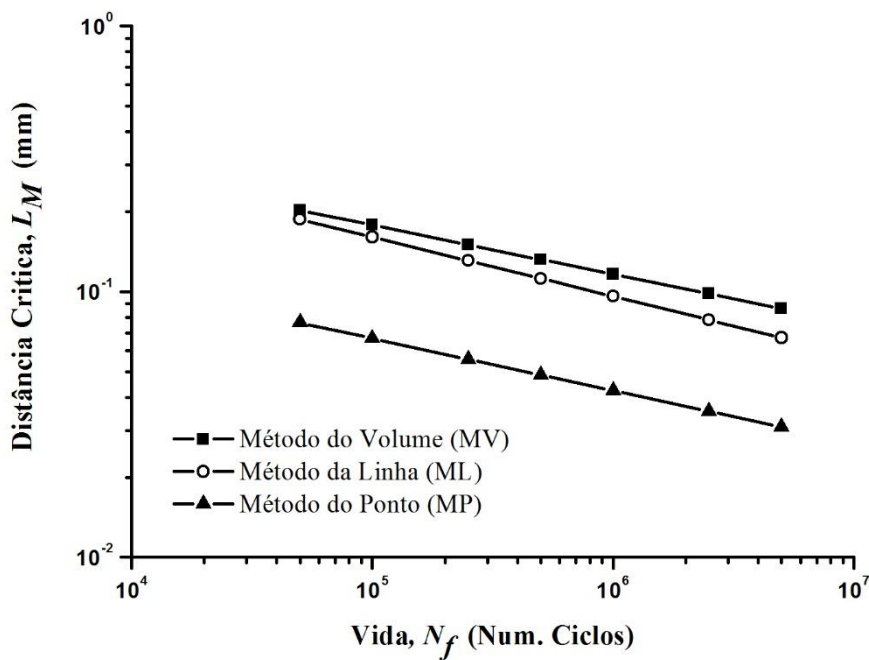


Figura 5.7. Curvas $L_M(N_f)$ obtidas nos processos de calibração com os métodos da TDC utilizados.

Tabela 5.3. Constantes da relação $L_M(N_f)$ obtidas nos processos de calibração com os métodos da TDC.

Método da TDC	Constantes	
	A'	B'
Método do Ponto	0,639	-0,1963
Método da Linha	2,106	-0,2235
Método do Volume	1,507	-0,1855

5.3.2. Curvas de Correlação de Vidas

Para comparar as previsões de vida obtidas por meio dos métodos numéricos com os resultados experimentais de vida à fadiga, foram criados os gráficos de correlação de vidas experimental (N_f) e estimada (N_e), apresentados em dois grupos, furos passantes e furos cegos. As previsões de vida para o MP e o ML foram realizadas considerando a distribuição da

máxima tensão principal na trajetória crítica (*focus path*), representadas por uma função polinomial. Para o MV foi usada a média das tensões numa esfera construída com um raio igual à distância crítica.

Nos gráficos de correlação de vidas, a linha sólida representa uma relação $N_f/N_e = 1$ (previsão de vida perfeita). Acima desta linha as previsões são conservativas e abaixo desta, as previsões são não-conservativas. Como referência é apresentada a previsão de vida dos ensaios de fadiga do fio com entalhe agudo que foram utilizados para a calibração. As linhas com traços representam as bandas de dispersão com um fator multiplicativo. Assim, as linhas com traço-ponto correspondem ao fator 3, que representa o fator de dispersão dos dados das curvas *S-N* utilizados para a calibração e as linhas com pontos correspondem ao fator 5, que permitem considerar a dispersão dos resultados experimentais dos ensaios de fadiga nos fios com microfuros.

5.3.3. Furos Passantes (FP)

Nas figuras 5.8, 5.9 e 5.10 são apresentados os gráficos de correlação de vidas com as previsões de vida dos furos passantes (FP 0,5 e FP 0,7), utilizando o MP, o ML e o MV, respectivamente. As previsões do MP e do ML forneceram resultados satisfatórios, similares entre si, com 82% e 85% dos dados dentro da banda de dispersão de fator 3, respectivamente e todos os dados dentro da banda de fator 5. Já no MV, todos os dados ficaram dentro da banda do fator 3, sendo por pouco, o melhor método da TDC para prever vida nos FP.

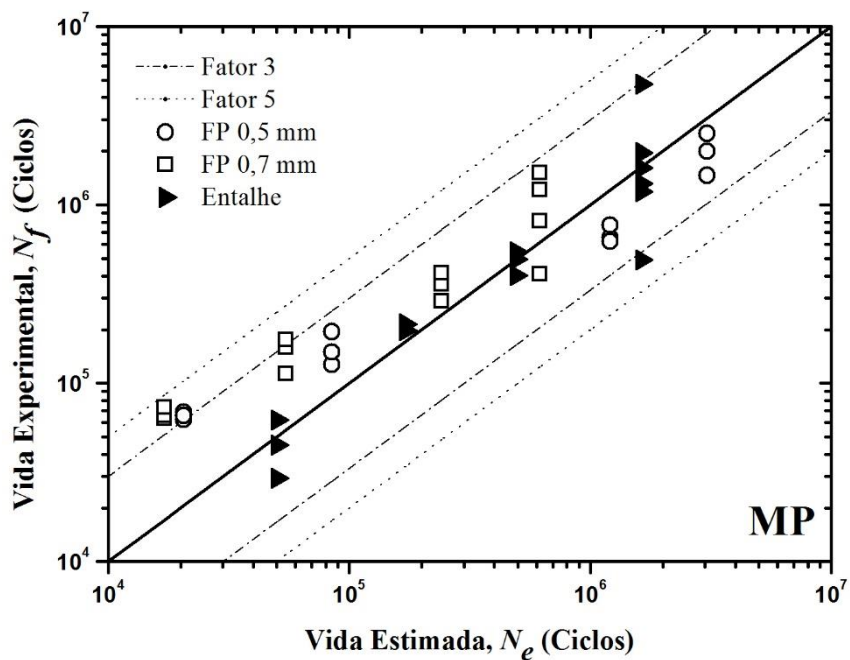


Figura 5.8. Correlação entre vida experimental e vida estimada para o fio com furos passantes para o Método do Ponto (MP).

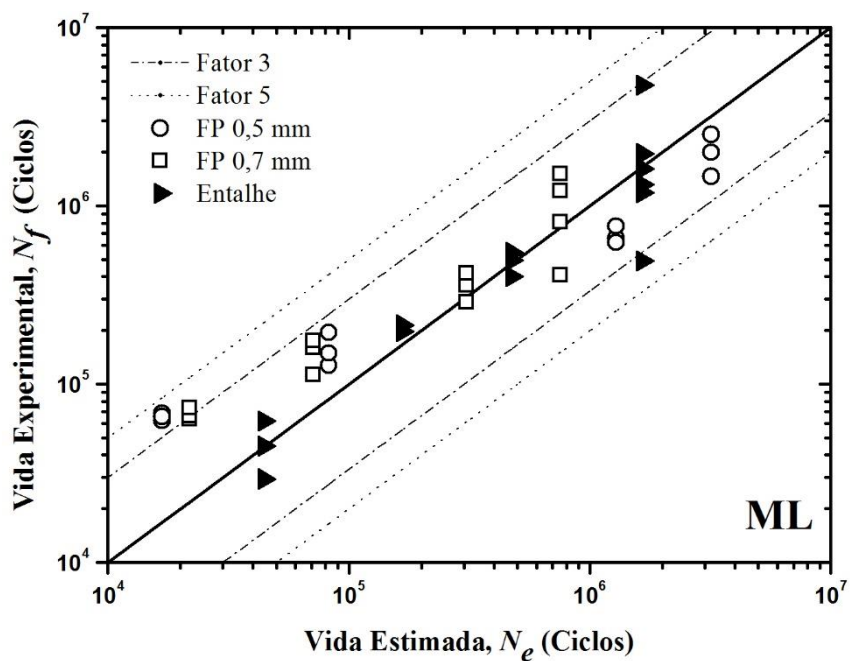


Figura 5.9. Correlação entre vida experimental e vida estimada para o fio com furos passantes para o Método da Linha (ML).

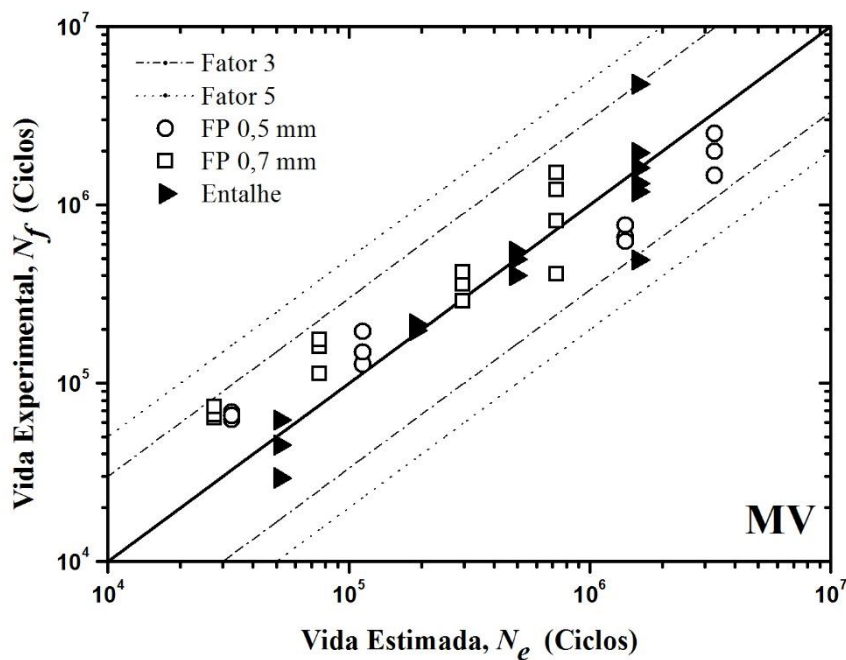


Figura 5.10. Correlação entre vida experimental e vida estimada para o fio com furos passantes para o Método do Volume (MV).

5.3.4. Furos Cegos (FC)

Nas figuras 5.11, 5.12 e 5.13 são apresentados os gráficos de correlação de vidas com as previsões de vida para FC 0,1, FC 0,35 e FC 0,7, utilizando os métodos MP, ML e MV, respectivamente. As previsões para os furos cegos FC 0,35 e FC 0,7 também foram satisfatórias e praticamente similares para todos os métodos da TDC, com uma média de 95% dos dados dentro da banda de dispersão de fator 3 e todos os dados dentro da banda de fator 5.

No caso do furo cego FC 0,1, foram observadas diferenças na previsão de vida para os métodos da TDC utilizados. O MP, mostrou uma correlação parcial com os resultados experimentais com 50% das previsões dentro da banda de fator 5, mas ainda algumas previsões por fora desta banda região não conservativa (Fig. 5.11). Observa-se que o ML forneceu os melhores resultados de previsão de vida para este tipo de microfuro (Fig. 5.12), com o 90% dos dados dentro da banda de dispersão do fator 3. Já no MV todas as previsões (Fig. 5.13) ficaram por fora da banda do fator 5, mostrando pouca correlação com este método. Estas diferenças são discutidas na seção 5.5.

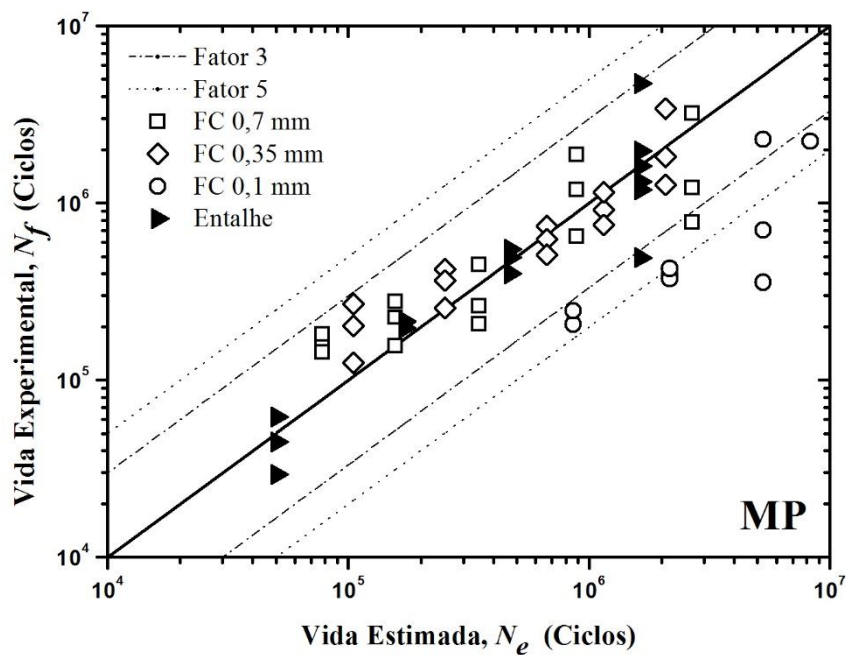


Figura 5.11. Correlação entre vida experimental e vida estimada para o fio com furos cegos para o Método do Ponto (MP).

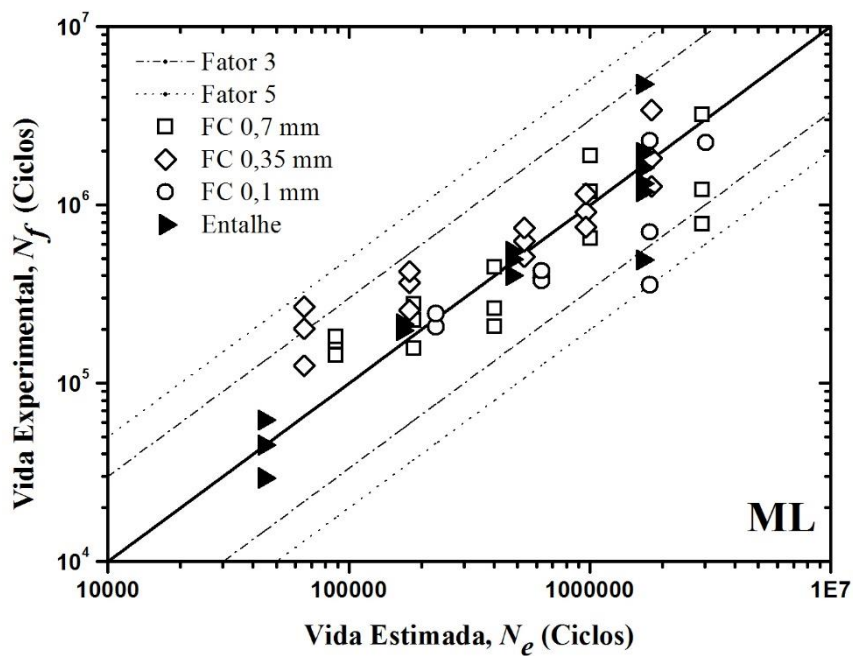


Figura 5.12. Correlação entre vida experimental e vida estimada para o fio com furos cegos para o Método da Linha (ML).

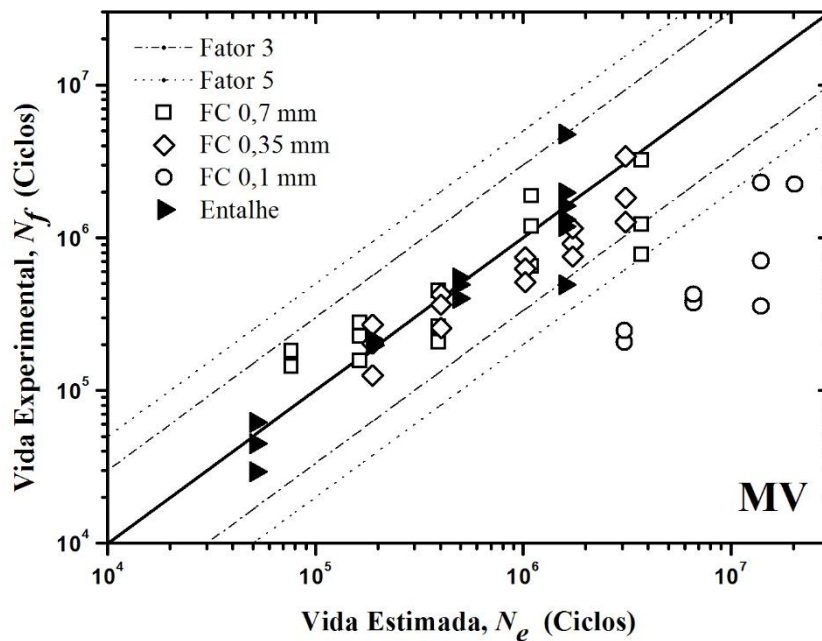
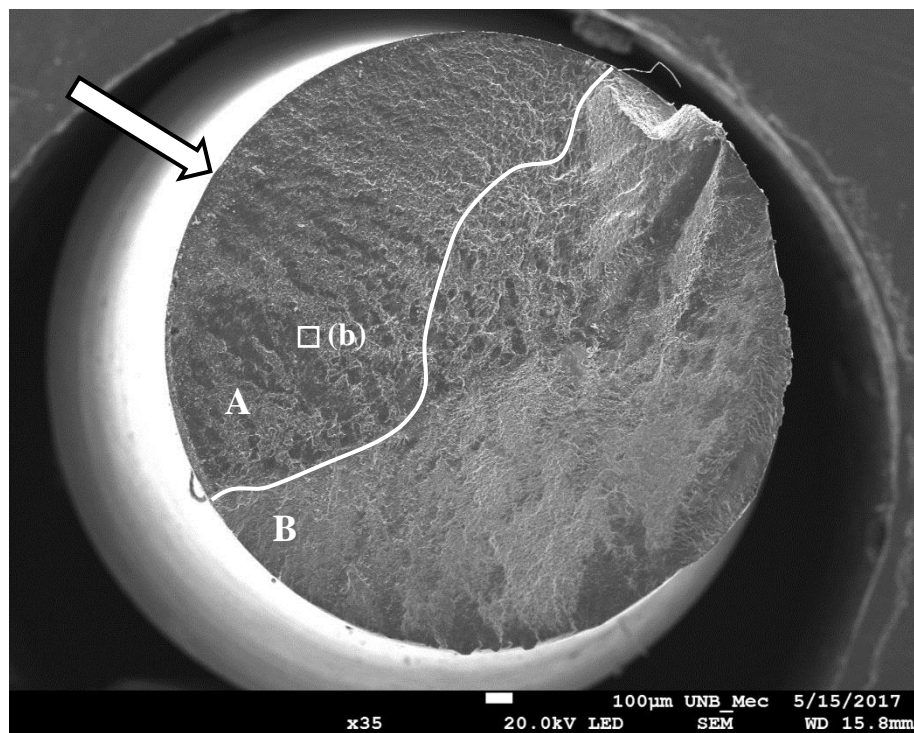


Figura 5.13. Correlação entre vida experimental e vida estimada para o fio com furos cegos para o Método do Volume (MV).

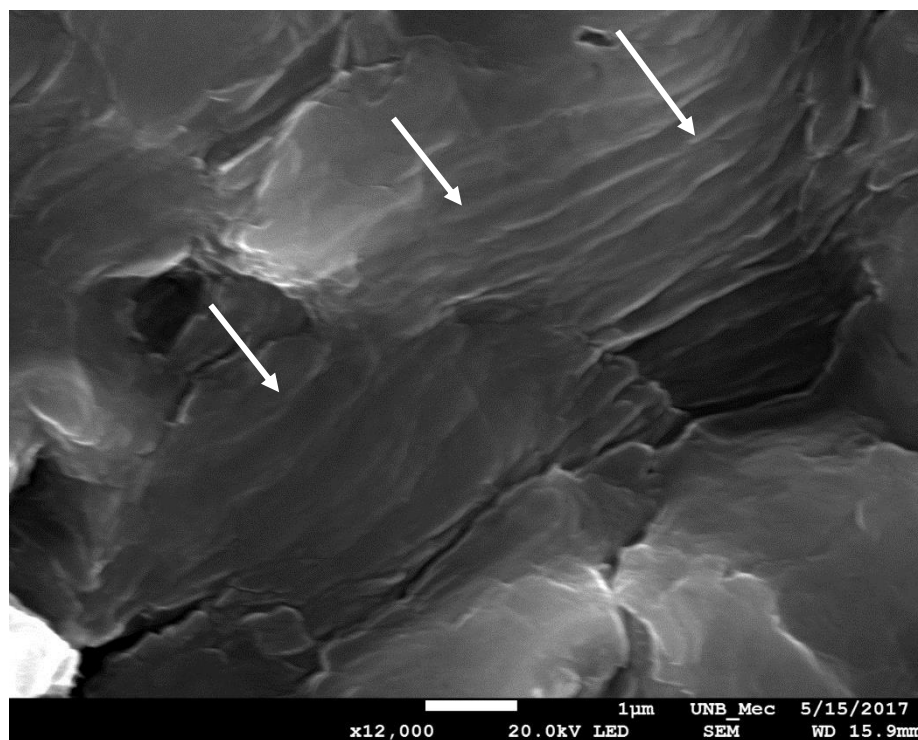
5.4. Análises de Falha

As análises de falha nos fios foram realizadas no Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) visando identificar as características macroscópicas e microscópicas. Com a análises de falha macroscópica busca-se o plano de propagação e marcas que indiquem a possível região de iniciação da trinca. Nesse sentido, a trinca propagou-se no plano perpendicular à aplicação da carga, tanto para os fios lisos como para os com discontinuidades geométricas sempre, demonstrando que o modo I, da mecânica da fratura linear elástica, predomina sobre os outros mecanismos de dano na zona de processo de fadiga. Isto valida a utilização da máxima tensão principal como parâmetro para avaliar o dano por fadiga (TAYLOR, 2007).

As micrografias apresentadas nas figuras 5.14, 5.15 e 5.16 são exemplo de falha em um fio sem entalhe, um fio com FC 0,1 e um fio com FC 0,7, respectivamente. Nestas imagens é possível identificar a zona de propagação da trinca, tipicamente “lisa” quando comparada com a zona de fratura. É possível observar que a zona de propagação aconteceu no plano normal à direção de carregamento.



(a)



(b)

Figura 5.14. (a) Imagem da região da falha transversal de fio liso da liga 6201-T81 mostrando o possível local de iniciação da trinca (seta), a zona de propagação (A) e a zona de fratura (B). (b) Ampliação na região (B), as setas brancas indicam a o sentido da propagação ($S_a = 180 \text{ MPa}$, $N_f = 66.121 \text{ ciclos}$).

Uma das marcas características em falhas por fadiga são as denominadas “marcas de praia”, que podem ser identificadas a nível macroscópico (ASM HANDBOOK VOL 12., 1992). Normalmente as “marcas de praia” aparecem quando existem mudança nas condições de carregamento ou na frequência em que é aplicado o carregamento. No caso dos ensaios uniaxiais realizados em fios, essas condições foram controladas durante a execução do ensaio, ou seja, tanto as tensões como a frequência, permanecem constantes até o final do ensaio (ASM HANDBOOK VOL. 11., 2002). Em consequência, não foram encontradas “marcas de praia” nas superfícies de falha dos fios lisos e com descontinuidades geométricas.

Na figura 5.15 é apresentada um exemplo da falha no fio FC 0,7. Nas figuras 5.15.a e 5.15.b, com mais detalhe, é possível identificar o local de iniciação da trinca. É importante observar que este local coincide, aproximadamente, com a localização do ponto crítico obtido nas simulações de elementos finitos para os furos cegos (Fig. 4.6.b). Inclusive, as distâncias entre este ponto e a superfície do fio foram bastante próximas para a amostra e o modelo de MEF, sendo 0,124 e 0,099 mm, respectivamente. Este fato mostra a boa representação da região de falha no modelo de elementos finitos.

Nas análises microscópicas da zona de fratura foi possível encontrar microcavidades (*dimples*), que são característicos da zona final e indicam fratura dúctil. As microcavidades podem ter diferentes orientações que representam a direção das tensões que provocaram essa fratura dúctil. Como exemplo, a figura 5.16.c apresenta microcavidades, algumas delas em forma equiaxial, indicando o domínio da carga de tração (ASM HANDBOOK VOL 12., 1992).

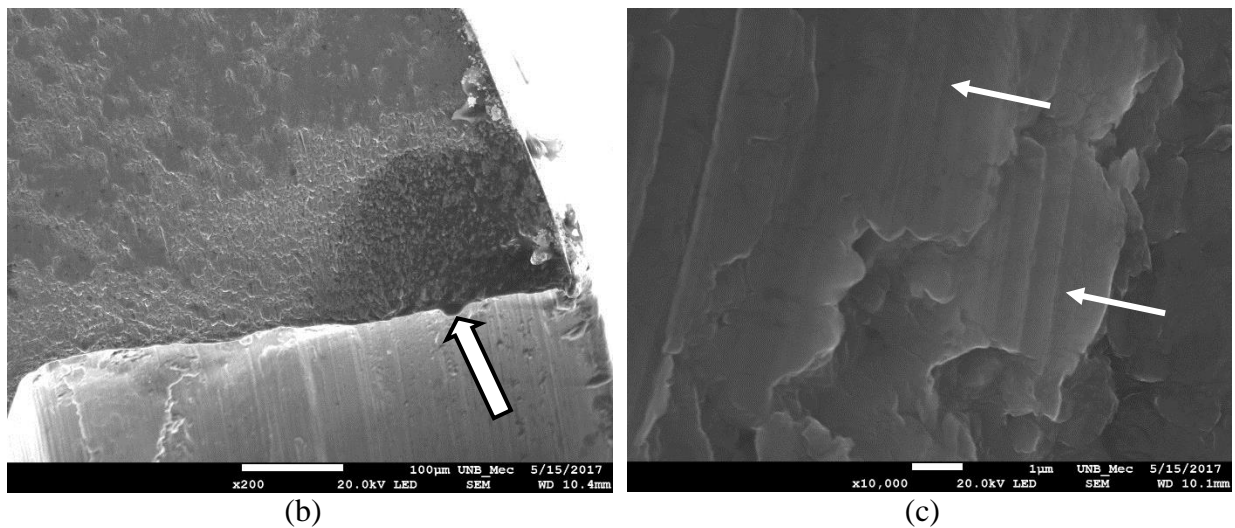
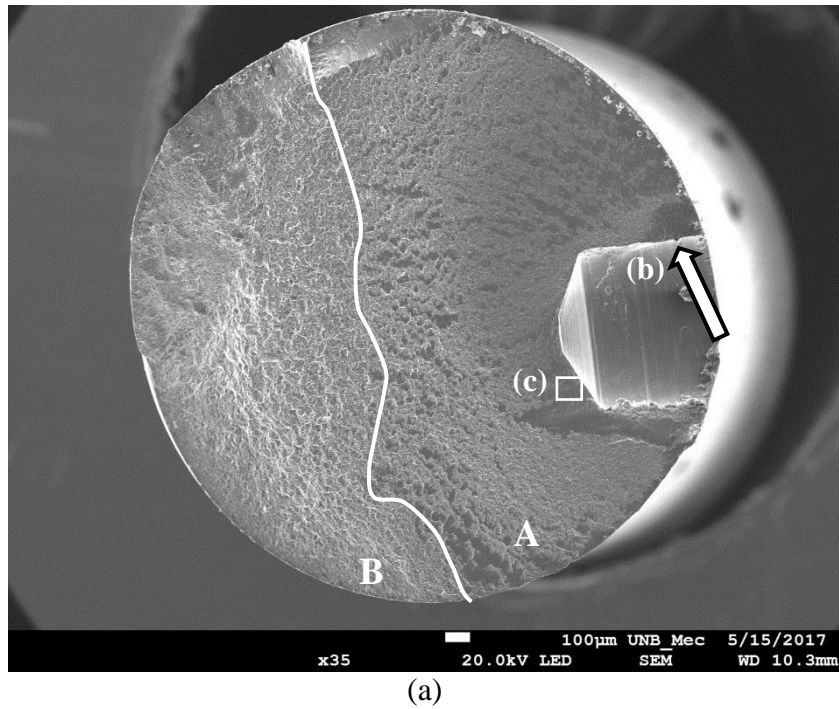
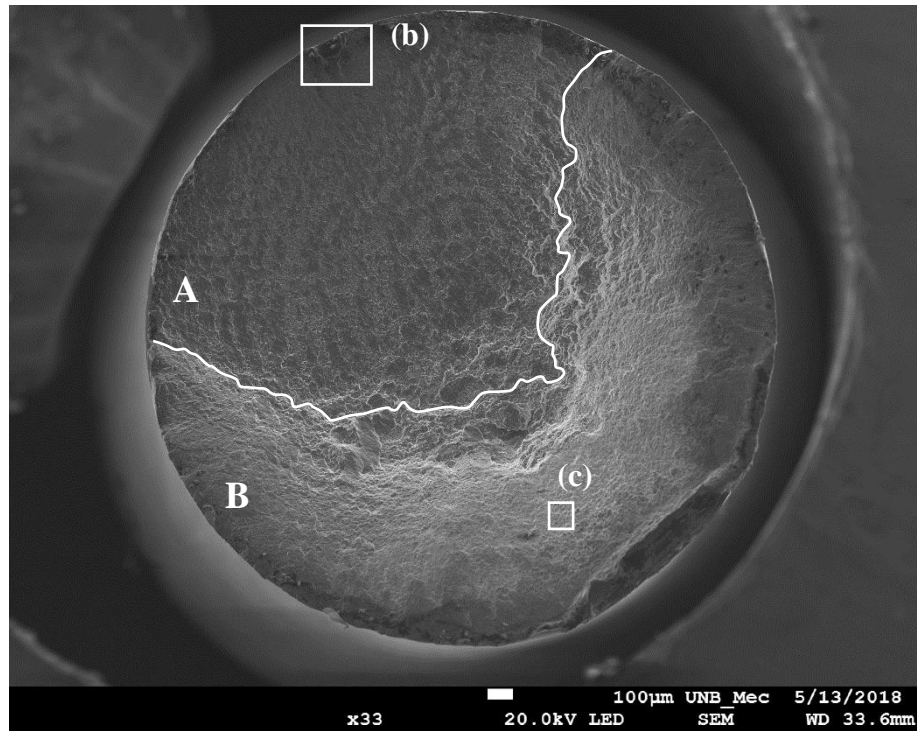
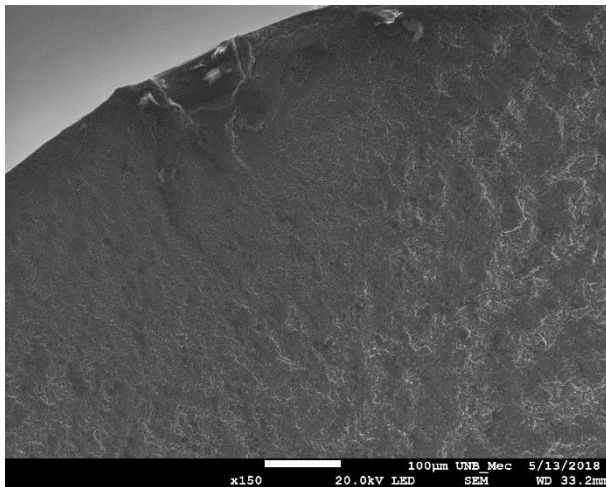


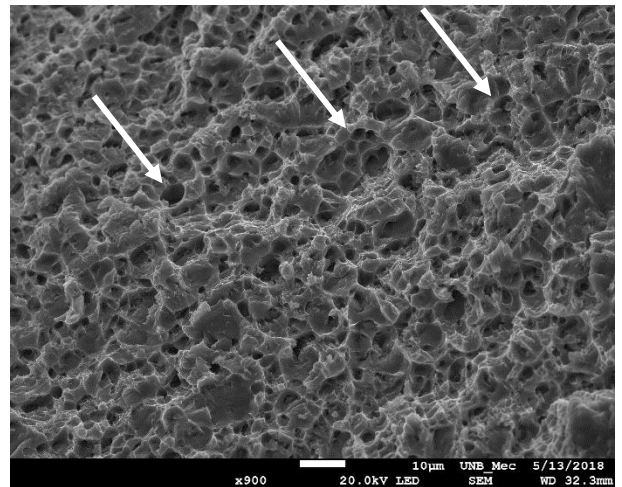
Figura 5.15. Imagem da região da falha do fio com FC 0,7, (a) mostrando o possível local de iniciação da trinca (seta), a zona de propagação (A) e a zona de fratura (B). (b) Aumento do possível local de iniciação da trinca. (c) Aumento na região de propagação, as setas brancas indicam a o sentido da propagação ($S_a = 60 \text{ MPa}$, $N_f = 3.212.899 \text{ ciclos}$).



(a)



(b)



(c)

Figura 5.16. Imagem da região da falha do fio com FC 0,1, (a) mostrando a zona de propagação (A) e a zona de fratura (B). (b) Aumento do microfuro. (c) Aumento da zona de fratura mostrando e microcavidades (*dimples*) sinalados pelas setas brancas ($S_a = 90 \text{ MPa}, N_f = 495.062 \text{ ciclos}$).

5.5. Discussão

Os furos passantes (FP) são descontinuidades geométricas convencionais, frequentemente utilizadas para validar modelos desenvolvidos para avaliação do comportamento em fadiga de espécimes contendo concentradores de tensão. Este tipo de descontinuidade já foi validado no trabalho de Susmel e Taylor (2007) utilizando a relação $L_M(N_f)$. Nestes casos, porém, os espécimes eram planos com furos passantes de dimensões superiores a um milímetro. A configuração Furo Passante-espécime plano oferece características que permitem simplificar a simulação de elementos finitos em 2D. Neste trabalho, como aspecto inovador, optou-se inicialmente pelo uso de FP para validar esta mesma metodologia em amostras com geometria cilíndrica e de menores dimensões, como os fios de alumínio, e em uma liga com pouca informação disponível do comportamento em fadiga. Após esta validação, este trabalho evoluiu para previsão de vida em fadiga das mesmas amostras com furos cegos, que por suas características oferecem maiores desafios.

Os resultados de previsão de vida dos microfuros (figuras 5.8 - 5.13), em geral, mostraram uma boa exatidão, validando o uso desta metodologia no estudo do comportamento em fadiga dos fios de alumínio liga. Além disso, uma abordagem 3D dos concentradores de tensão nas simulações de elementos finitos permitiu construir estratégias que poderão ser úteis para resolver problemas de interesse prático, como a falha que ocorre por fadiga por *fretting* em cabos condutores.

Os resultados dos FP, FC 0,35 e FC 0,7 mostraram uma boa correlação dos dados experimentais com as previsões em todos os métodos da TDC utilizados, com a maioria dos dados experimentais inseridos na banda de fator 3, é possível falar da alta exatidão na previsão de vida destes microfuros. Por outro lado, a exatidão nas previsões do FC 0,1 mostrou dependência do método da TDC utilizado, onde a melhor correlação dos resultados experimentais com as previsões de vida ocorre com o uso do ML (Fig. 5.12). Para o MP, parte das previsões situam-se na banda do fator 5, mas ainda na região não conservativa (Fig. 5.11). Enquanto no MV as previsões apresentam baixa correlação com os resultados experimentais, ficando todos os dados fora da banda do fator 5 (Fig. 5.13).

Acredita-se que a diferença observada nas previsões do FC 0,1 em relação aos outros resultados está relacionada ao efeito do tamanho que pode ser de dois tipos: geométrico e estatístico. O efeito do tamanho geométrico está relacionado com o efeito do gradiente de

tensão (MAKKONEN, 2003). Neste contexto, a figura 5.17 mostra a distribuição linear-elástica da máxima tensão principal na trajetória crítica (*focus path*) obtida pelo MEF em cada modelo dos microfuros. Essa distribuição corresponde à amplitude de tensão de cada microfuro para uma vida de 10^6 ciclos. Nesse gráfico, é possível identificar que o FC 0,1 apresenta uma distribuição de tensão diferente das observadas nos outros microfuros no entalhe agudo, com a tensão mais alta no ponto crítico e o gradiente de tensão mais severo. Neste sentido, Taylor (2007) mostrou vários exemplos onde o MP e o ML conseguem quantificar o efeito do gradiente de tensão com sucesso. Porém, não existem estudos que discutam este aspecto com o MV. Nos resultados de previsão de vida apresentados neste trabalho, ainda o MP e o ML conseguem quantificar a presença do gradiente de tensão, inclusive quando este é severo como acontece com o FC 0,1. Porém, o MV não tem a mesma eficácia para prever a vida deste microfuro (Fig. 5.13).

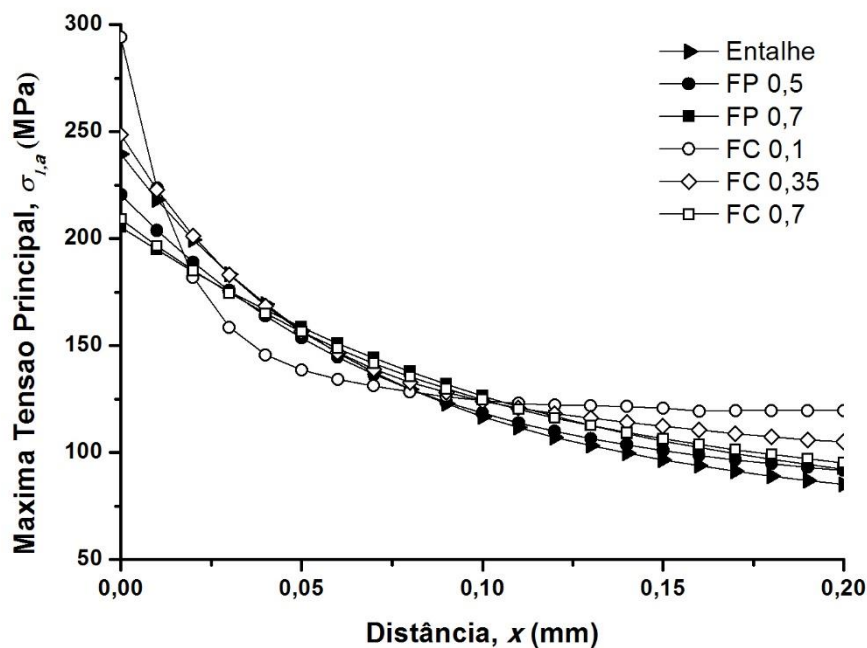


Figura 5.17. Simulação da distribuição da amplitude da máxima tensão principal ao longo da trajetória crítica para as diferentes descontinuidades geométricas para 10^6 ciclos.

Trabalhos realizados por Lanning *et al* (2005a; 2005b) e, Wang e Yang (2012) com Ti-6Al-4V mostraram que a distância crítica pode ser influenciada por um efeito de tamanho, quando o raio na raiz do entalhe e a distância crítica são muito pequenos. Este fenômeno foi

evidente com o FC 0,1 quando foram determinadas as distâncias críticas (L_M) em cada método da TDC para uma vida de 10^6 ciclos como se apresenta na tabela 5.4. Nesta tabela, as distâncias críticas do entalhe foram os valores obtidos no processo de calibração e foram utilizados como referência para avaliar as distâncias críticas calculadas nos microfuros. Assim, como pode-se observar, o FC 0,1 é o microfuro que apresenta os maiores erros em cada método da TDC, em referência às distâncias críticas do entalhe, sendo evidente a diferença em relação aos outros microfuros, especialmente para o MV.

Tabela 5.4. Distâncias críticas das descontinuidades geométricas obtidas para uma vida de 10^6 ciclos.

Descontinuidade Geométrica	<i>Método do Ponto</i>		<i>Método da Linha</i>		<i>Método do Volume</i>	
	L_M (mm)	Erro (%)	L_M (mm)	Erro (%)	L_M (mm)	Erro (%)
Entalhe	0,042	0	0,096	0	0,116	0
FP 0,5	0,040	4,8	0,087	9,4	0,106	8,6
FP 0,7	0,041	2,4	0,090	6,2	0,111	4,3
FC 0,1	0,030	28,6	0,084	12,5	0,071	38,8
FC 0,35	0,042	0	0,099	3,13	0,107	7,8
FC 0,7	0,040	4,8	0,088	8,3	0,106	8,6

Por outro lado, o efeito do tamanho estatístico está associado com a zona de processo de fadiga (MAKKONEN, 2003). Este efeito indica que quanto maior a zona de processo, maior será a probabilidade de falha. Normalmente este efeito é relacionado ao tamanho absoluto da amostra e a avaliação deste efeito é importante em estruturas grandes e em pequenos componentes. Taylor (2007) realizou uma comparação entre modelos baseados na zona de processo e a TDC (MP e ML), mostrando que o tamanho da zona de processo varia em componentes pequenos da mesma forma que a distância crítica. Com este paralelo, é possível deduzir que existe uma maior diferença na zona de processo do FC0,1 quando comparada com os outros microfuros e em consequência, existe um efeito do tamanho estatístico mais evidente neste microfuro. Quando existe um componente com uma

descontinuidade geométrica que gera um gradiente de tensão, os dois efeitos de tamanho, geométrico e estatístico, estão presentes e é difícil separar um efeito do outro (TAYLOR, 2007); e ainda mais na escala dos componentes avaliados nesta tese.

O ML mostrou que, com seu uso, é possível avaliar melhor gradientes de tensão severos, como aconteceu com o FC0,1. Estes resultados são bastantes promissores visando a construção de novos modelos de dano por fadiga por *fretting* em cabos condutores. É possível correlacionar estes dois problemas mecânicos, sabendo que em problemas de contato mecânico também são evidenciados gradientes de tensão severos em pequenas zonas, que vão da superfície para o interior do material.

6. CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS

O presente trabalho visou a realização de previsões de vida em fios de alumínio liga 6201-T81, extraídos de um cabo condutor, contribuindo desta forma na construção de novas metodologias de avaliação de dano por fadiga por *fretting* em cabos condutores. Para atingir os objetivos supracitados, a extensão da TDC, que introduz a relação $L_M(N_f)$ para prever vida, é combinada com a máxima tensão principal para realizar as previsões de vida à fadiga. O estudo de fios de alumínio com microfuros é uma etapa intermediária para construção dessas novas metodologias.

A partir dessas análises efetuados neste trabalho, conclui-se que:

- A relação $L_M(N_f)$, baseada nos conceitos da TDC, em conjunto com a máxima tensão principal como parâmetro para avaliar o dano por fadiga, mostrou ser uma metodologia eficaz na previsão de vida de fios da liga 6201-T81 contendo microfuros. Neste sentido, o ML foi o método que forneceu os melhores resultados considerando todos os microfuros. No seu conjunto, todas as previsões tiveram boa adesão a este método (ML) com o 86% dos dados dos FP e 92% dos dados dos FC dentro da banda de dispersão de fator 3 e 100% dos dados dentro da banda de dispersão de fator 5;
- Os resultados de previsão de vida nos microfuros utilizando os métodos da TDC são bastante satisfatórios com uma média de 92% dos dados dentro da banda de dispersão de fator 3, com exceção dos resultados obtidos para o FC0,1. As diferenças que apresentou o FC0,1 são atribuídas ao efeito do tamanho, apresentando um gradiente de tensão severo. O ML foi o único método da TDC que conseguiu avaliar melhor gradientes de tensão severos. Isto é uma vantagem para avaliar o dano de fadiga por *fretting*, que também apresentam gradientes de tensão severos.
- A relação $L_M(N_f)$, baseada em conceitos da TDC pode ser utilizada em geometrias não convencionais, como os furos cegos, porém é necessário realizar uma análise 3D. As análises 3D permitem localizar o ponto crítico na região com o maior volume altamente tensionado e a partir desse ponto aplicar os métodos da TDC. Este fato confirma a abordagem não local que deve ser utilizada para o estudo de fadiga em concentradores de tensão;

- Os mecanismos predominantes na propagação da trinca observados nas amostras, ocorreram sempre no plano normal à direção de aplicação de carregamento, mostrando o domínio das tensões normais. Em consequência, foi adequada a seleção da máxima tensão principal como parâmetro para avaliar o dano por fadiga na metodologia utilizada neste trabalho.

6.1. Propostas para Trabalhos Futuros

Visando a construção de novas metodologias de avaliação de dano por fadiga por *fretting* em cabos condutores, existem questões que ainda precisam ser investigadas com a finalidade de ampliar a utilização dos resultados e a metodologia proposta:

- Realizar ensaios de fadiga em fio em razão de carregamento $R=0,1$. Estes tipos de ensaios permitirão testar diferentes critérios de fadiga multiaxial para prever a vida à fadiga em condições de carregamento mais complexas.
- Realizar simulações do fio em condições de fadiga por *fretting* utilizando o MEF e realizar previsões de vida para serem comparadas com resultados experimentais.

7. REFERÊNCIAS

ALBARENGA, M. Viagem para o sistema de transmissão do Madeira Novidades nos cabos condutores de alumínio de grande bitola. *Corrente Contínua*, v. Novembro/Dezembro, n. 229, p. 18-25, 2009.

ARAÚJO, J. A.; SUSMEL, L.; TAYLOR, D.; FERRO, J. C. T.; MAMIYA, E. N. On the use of the Theory of Critical Distances and the Modified Wöhler Curve Method to estimate fretting fatigue strength of cylindrical contacts. *International Journal of Fatigue*, v. 29, n. 1, p. 95–107, 2007.

ARAÚJO, J. A.; SUSMEL, L.; TAYLOR, D.; FERRO, J. C. T.; FERREIRA, J. L. A. On the prediction of high-cycle fretting fatigue strength: Theory of critical distances vs. hot-spot approach. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 75, n. 7, p. 1763–1778, 2008.

ARAÚJO, J. A.; ALMEIDA, G. M. J.; FERREIRA, J. L. A.; DA SILVA, C. R. M.; CASTRO, F. C. Early cracking orientation under high stress gradients: The fretting case. *International Journal of Fatigue*, v. 100, p. 611–618, 2017.

AMERICAN SOCIETY FOR METALS. *ASM Metals Handbook: Fractography*, v. 12, 1992.

AMERICAN SOCIETY FOR METALS. *ASM Metals Handbook: Failure Analysis and Prevention*, v. 11, 2002.

ASTM B398/B398M-15, Standard Specification for Aluminum-Alloy 6201-T81 and 6201-T83 Wire for Electrical Purposes, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2015.

ASTM E466-15, Standard Practice for Conducting Force Controlled Constant Amplitude Axial Fatigue Tests of Metallic Materials, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2015.

ASTM E739-10, Standard Practice for Statistical Analysis of Linear or Linearized Stress-Life (S-N) and Strain-Life (ϵ -N) Fatigue Data, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2015.

ASTM E8/E8M-16a, Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2016.

AZEVEDO, C. R. F.; CESCÓN, T. Failure analysis of aluminum cable steel reinforced (ACSR) conductor of the transmission line crossing the Paraná River. *Engineering Failure Analysis*, v. 9, n. 6, p. 645–664, 2002.

BASQUIN, O. H. The exponential law of endurance tests. *Proc. Annual Meeting, American Society for Testing Materials*, v. 10, p. 625–630, 1910.

- BELLETT, D.; TAYLOR, D.; MARCO, S.; MAZZEO, E.; GUILLOIS, J.; PIRCHER, T. The fatigue behaviour of three-dimensional stress concentrations. *International Journal of Fatigue*, v. 27, n. 3, p. 207–221, 2005.
- CHEN, G.; WANG, X.; WANG, J.; LIU, J.; ZHANG, T.; TANG, W. Damage investigation of the aged aluminium cable steel reinforced (ACSR) conductors in a high-voltage transmission line. *Engineering Failure Analysis*, v. 19, n. 1, p. 13–21, 2012.
- CROSSLAND, B. Effect of large hydrostatic pressures on the torsional fatigue strength of an alloy steel. *Proceedings of the international conference on fatigue of metals*, Institution of Mechanical Engineers, p. 138–149, 1956.
- DANG VAN, K.; GRIVEAU, B.; MESSAGE, O. On a new multiaxial fatigue limit criterion: theory and applications. *Biaxial and Multiaxial Fatigue*, p. 479-496, 1989.
- DOWLING, N. E. *Mechanical Behavior of Materials: Engineering Methods for Deformation, Fracture, and Fatigue*. 4th Edition ed. New Jersey: Pearson Education, 2013.
- DOWLING, N. E.; CALHOUN, C. A.; ARCARI, A. Mean stress effects in stress-life fatigue and the Walker equation. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, v. 32, n. 3, p. 163–179, 2009.
- EL HADDAD, M. H.; SMITH, K. N.; TOPPER, T. H. Fatigue crack propagation of short cracks. *Journal of Engineering Materials and Technology*, v. 101, n. 1, p. 42–46, 1979a.
- EL HADDAD, M. H.; TOPPER, T. H.; SMITH, K. N. Prediction of non propagating cracks. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 11, n. 3, p. 573–584, jan. 1979b.
- ELECTRIC POWER RESEARCH INSTITUTE, EPRI. *Transmission Line Reference Book: Wind-Induced Conductor Motion*. Palo Alto, CA: [s.n.].
- FADEL, A. A. *Avaliação do Efeito de Tracionamento em Elevados Níveis de EDS Sobre a Resistencia em Fadiga do Condutor IBIS (CAA 397,5 MCM)*. Tese, Universidade de Brasília, 2010.
- FADEL, A. A.; ROSA, D.; MURÇA, L. B.; FERREIRA, J. L. A.; ARAÚJO, J. A. Effect of high mean tensile stress on the fretting fatigue life of an Ibis steel reinforced aluminium conductor. *International Journal of Fatigue*, v. 42, p. 24–34, 2012.
- FAURIE, J-P.; MONNIER, P.; NIKU-LARI, A. *Guide du dessinateur: les concentrations de contraintes*. Ed. 3, CETIM, 1992.
- FERRY, B.; ARAÚJO, J. A.; POMMIER, S.; DEMMOU, K. Life of a Ti–6Al–4V alloy under fretting fatigue: Study of new nonlocal parameters. *Tribology International*, v. 108, n. April, p. 23–31, 2017.

- GADOUINI, H.; NADOT, Y.; REBOURS, C. Influence of mean stress on the multiaxial fatigue behaviour of defective materials. *International Journal of Fatigue*, v. 30, n. 9, p. 1623–1633, 2008.
- GANDIOLLE, C.; FOUVRY, S. Stability of critical distance approach to predict fretting fatigue cracking: A “lopt-bopt” concept. *International Journal of Fatigue*, v. 82, p. 199–210, 2016.
- GIANNAKOPOULOS, A. E.; LINDLEY, T. C.; SURESH, S. Aspects of equivalence between contact mechanics and fracture mechanics: theoretical connections and a life-prediction methodology for fretting-fatigue. *Acta Materialia*, v. 46, n. 9, p. 2955–2968, 1998.
- HILLS, D. A. Mechanics of fretting fatigue. *Wear*, v. 175, n. 1–2, p. 107–113, jun. 1994.
- KALOMBO, R. B.; MARTÍNEZ, J. M. G.; FERREIRA, J. L. A.; DA SILVA, C. R. M.; ARAÚJO, J. A. Comparative Fatigue Resistance of Overhead Conductors Made of Aluminium and Aluminium Alloy: Tests and Analysis. *Procedia Engineering*, v. 133, p. 223–232, 2015.
- KALOMBO, R. B.; ARAÚJO, J. A.; FERREIRA, J. L. A.; DA SILVA, C. R. M.; ALENCAR, R.; CAPRA, A. R. Assessment of the fatigue failure of an All Aluminium Alloy Cable (AAAC) for a 230kV transmission line in the Center-West of Brazil. *Engineering Failure Analysis*, v. 61, p. 77–87, 2016.
- KALOMBO, R. B.; PESTANA, M. S.; FERREIRA, J. L. A.; DA SILVA, C. R. M.; ARAÚJO, J. A. Influence of the catenary parameter (H/w) on the fatigue life of overhead conductors. *Tribology International*, v. 108, n. July 2016, p. 141–149, 2017.
- LANNING, D. B.; NICHOLAS, T.; HARITOS, G. K. On the use of critical distance theories for the prediction of the high cycle fatigue limit stress in notched Ti-6Al-4V. *International Journal of Fatigue*, v. 27, n. 1, p. 45–57, 2005.
- LANNING, D. B.; NICHOLAS, T.; PALAZOTTO, A. The effect of notch geometry on critical distance high cycle fatigue predictions. *International Journal of Fatigue*, v. 27, n. 10–12, p. 1623–1627, 2005.
- LEE, Y-L.; PAN, J.; HATHAWAY, R.; BARKEY, M. *Fatigue Testing and Analysis: Theory and Practice*. Ed. 1, Oxford: 2004.
- LEOPOLD, G.; NADOT, Y. Fatigue from an Induced Defect: Experiments and Application of Different Multiaxial Fatigue Approaches. *Journal of ASTM International*, v. 7, n. 4, p. 1–16, 2010.
- LÉVESQUE, F.; GOUDREAU, S.; CLOUTIER, L.; CARDOU, A. Finite element model of the contact between a vibrating conductor and a suspension clamp. *Tribology International*, v. 44, n. 9, p. 1014–1023, 2011.

- LI, W.; SUSMEL, L.; ASKES, H.; LIAO, F.; TIANHUA, Z. Assessing the integrity of steel structural components with stress raisers using the Theory of Critical Distances. *Engineering Failure Analysis*, v. 70, p. 73–89, 2016.
- MADURO-ABREU, A.; SAAVEDRA, A. R.; ARAÚJO, J. A.; MURÇA, L. B.; FRAGELLI, R. R.; FRONTIN, S. O.; RÊGO, V. B. *Prospecção e Hierarquização de Inovações Tecnológicas Aplicadas a Linhas de Transmissão*. 1a Edição ed. Brasília, 2010.
- MAKKONEN, M. Notch size effects in the fatigue limit of steel. *International Journal of Fatigue*, v. 25, n. 1, p. 17–26, 2003.
- MCGILL, P. B.; RAMEY, G. E. Effect of Suspension Clamp Geometry on Transmission Line Fatigue. *Journal of Energy Engineering*, v. 112, n. 3, p. 168–184, 1986.
- MOREL, F.; MOREL, A.; NADOT, Y. Comparison between defects and micro-notches in multiaxial fatigue - The size effect and the gradient effect. *International Journal of Fatigue*, v. 31, n. 2, p. 263–275, 2009.
- MURAKAMI, Y. *Metal Fatigue: Effects of Small Defects and Nonmetallic Inclusions*. Oxford: Elsevier Science Ltda., 2002.
- MURAKAMI, Y.; ENDO, M. Effects of defects, inclusions and inhomogeneities on fatigue strength. *International Journal of Fatigue*, v. 16, n. 3, p. 163–182, 1994.
- NADOT, Y.; BILLAUDEAU, T. Multiaxial fatigue limit criterion for defective materials. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 73, n. 1, p. 112–133, 2006.
- NAVARRO, C.; VÁZQUEZ, J.; DOMÍNGUEZ, J. A general model to estimate life in notches and fretting fatigue. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 78, n. 8, p. 1590–1601, 2011.
- NEUBER, H. *Theory of notch stresses: principles for exact calculation of strength with reference to structural form and material*. 2nd ed. ed. Berlin: United States Atomic Energy Commission, Office of Technical Information, 1958.
- NORTON, R. L. *Projeto de Máquinas: Uma Abordagem Integrada*. 4 ed. ed. Porto Alegre: Bookman, 2013.
- PETERSON, R. Notch Sensitivity. In: *Metal fatigue*. New York: McGraw Hill, p. 293–306, 1959.
- POFFENBERGER, J. C.; SWART, R. L. Differential displacement and dynamic conductor strain. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, v. 84, n. 6, p. 508–513, 1965.
- REDDY, J. N. *An Introduction to the Finite Element Method*. 2nd Edition McGraw-Hill, 1993.
- ROY, M. J.; NADOT, Y.; NADOT-MARTIN, C.; BARDIN, P-G.; MAIJER, D. M. Multiaxial Kitagawa analysis of A356-T6. *International Journal of Fatigue*, v. 33, n. 6, p. 823–832, 2011.

SHIGLEY, J.; MISCHKE, C. R.; BUDYNAS, R. G. Projeto de Engenharia Mecânica. 7 ed. ed. Porto Alegre: Bookman, 2005.

SUSMEL, L.; LAZZARIN, P. A bi-parametric Wöhler curve for high cycle multiaxial fatigue assessment. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, v. 25, n. 1, p. 63–78, 2002.

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

SUSMEL, L.; TAYLOR, D. On the use of the Theory of Critical Distances to predict static failures in ductile metallic materials containing different geometrical features. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 75, n. 15, p. 4410–4421, 2008.

SYSTÈMES, D. Abaqus Analyses User's Guide, Version 6.13. Providence, 2013.

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

TAYLOR, D.; WANG, G. The validation of some methods of notch fatigue analysis. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, v. 23, p. 387–394, 2000.

TAYLOR, D.; BARRET, N.; LUCANO, G. Some new methods for predicting fatigue in welded joints. *International Journal of Fatigue*, v. 24, n. 5, p. 509–518, 2002.

TAYLOR, D. *The Theory of Critical Distances: A New Perspective in Fracture Mechanics*. 1st. ed. Oxford: Elsevier, 2007.

TAYLOR, D.; HOEY, D. High cycle fatigue of welded joints: The TCD experience. *International Journal of Fatigue*, v. 31, n. 1, p. 20–27, 2009.

TORK CONTROLE TECNOLÓGICO DE MATERIAIS LTDA. Análise de composição química da Liga de Alumínio 6201-T81. São Paulo, 2015.

WANG, J.; YANG, X. HCF strength estimation of notched Ti-6Al-4V specimens considering the critical distance size effect. *International Journal of Fatigue*, v. 40, p. 97–104, 2012.

WATERHOUSE, R. B. Fretting fatigue. *International Materials Reviews*, v. 37, n. 1, p. 77–98, 1992.

ZHOU, Z. R.; CARDOU, A.; FISET, M.; GOURDREAU, S. Fretting fatigue in electrical transmission lines. *Wear*, v. 173, n. 1–2, p. 179–188, 1994.

ZHOU, Z. R.; GOURDREAU, S.; FISET, M.; CARDOU, A. Single wire fretting fatigue tests for electrical conductor bending fatigue evaluation. *Wear*, v. 181–183, p. 537–543, 1995.

ZHOU, Z. R.; CARDOU, A.; GOURDREAU, S.; FISET, M. Fundamental investigations of electrical conductor fretting fatigue. *Tribology International*, v. 29, n. 3, p. 221–232, 1996.