



**PREVISÃO DE VIDA EM FADIGA
UTILIZANDO DISTÂNCIA CRÍTICA EM FIOS
DE LIGA DE ALUMÍNIO CONTENDO
MARCAS PRODUZIDAS POR INDENTAÇÃO**

**TESE DE DOUTORADO
EM CIÊNCIAS MECÂNICAS**

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

**FACULDADE DE TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA**

Universidade de Brasília
Faculdade de Tecnologia
Departamento de Engenharia Mecânica

Previsão de Vida em Fadiga Utilizando Distância Crítica em Fios de Liga de Alumínio Contendo Marcas Produzidas por Indentação

TESE DE DOUTORADO SUBMETIDA AO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIAS MECÂNICAS DA UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE DOUTOR.

APROVADA POR:

Cosme Roberto Moreira da Silva, Prof.Dr. (ENM/UNB)
(Orientador)

José Alexander Araújo, Prof.Dr. (ENM/UNB)
(Co-orientador)

Jorge Luiz de Almeida Ferreira, Prof.Dr. (ENM/UNB)
(Examinador Interno PCMEC)

Waldeck Wladimir Bose Filho, Prof.Dr. (EESC/USP)
(Examinador Externo)

Raphael Araújo Cardoso, Prof.Dr. (ENM/UFRN)
(Examinador Externo)

Brasília/DF, novembro de 2023.

FICHA CATALOGRÁFICA

GOMES, RODRIGO C.

Previsão de Vida em Fadiga Utilizando Distância Crítica em Fios de Liga de Alumínio Contendo Marcas Produzidas por Indentação. [Brasília/DF] 2023.

133p., 210 x 297 mm (ENM/FT/UnB, Doutor, Tese de Doutorado, 2023).

Universidade de Brasília, Faculdade de Tecnologia, Departamento de Engenharia Mecânica.

Departamento de Engenharia Mecânica

- | | |
|-------------------------------|--------------------------------|
| 1. Fadiga | 2. Teoria da Distância Crítica |
| 3. Previsão de Vida em Fadiga | 4. Defeitos de Indentação |
| 5. Smith Watson Topper | 6. Método de Elementos Finitos |
| I. ENM/FT/UnB | II. Doutorado |

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

GOMES, RODRIGO C. (2023). Previsão de Vida em Fadiga Utilizando Distância Crítica em Fios de Liga de Alumínio Contendo Marcas Produzidas por Indentação. Tese de Doutorado, Publicação PPGEE.XXXXX/2023, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 133p.

CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: Rodrigo C. Gomes

TÍTULO: Previsão de Vida em Fadiga Utilizando Distância Crítica em Fios de Liga de Alumínio Contendo Marcas Produzidas por Indentação.

GRAU: Doutor ANO: 2023

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 desta tese de doutorado pode ser reproduzida sem autorização por escrito do autor.

Rodrigo C. Gomes

Universidade de Brasília (UnB) - Campus Darcy Ribeiro

Faculdade de Tecnologia - FT

Departamento de Engenharia Mecânica(ENM)

Brasília - DF CEP 70919-970

Há um tempo em que é preciso abandonar as roupas usadas, que já tem a forma do nosso corpo, e esquecer os nossos caminhos, que nos levam sempre aos mesmos lugares. É o tempo da travessia: e, se não ousarmos fazê-la, teremos ficado, para sempre, à margem de nós mesmos.

Fernando Teixeira de Andrade

AGRADECIMENTOS

A minha família, que me deu todo o suporte durante a vida para chegar onde cheguei e conquistar tudo que tenho, graças ao carinho e educação que sempre me deram, pai, mãe e vovó. Também aos meus irmãos por toda a parceria nos percalços dos últimos anos.

A minha esposa, que esteve presente em todos os momentos de dificuldade e me apoiou com palavras e gestos de otimismo. Sua força e companheirismo me fizeram seguir adiante.

A Universidade de Brasília, e ao grupo GFFM, por fornecerem toda a estrutura e equipamentos para um trabalho de qualidade, além de um ambiente de estudos excepcional.

Aos meus orientadores Prof. Dr. Cosme Roberto e Prof. Dr. José Alexander pelo apoio fornecido durante a realização do trabalho, sempre exigindo nada menos que o meu melhor.

Aos professores Dr. Jorge Luiz, Dr. Lucival Malcher, Dr. Fabio Comes e Dr. Thiago Doca pelas ajudas, explicações e conselhos fundamentais nos momentos de desenvolvimento do trabalho.

Aos amigos que fiz nesses anos que abriram minha mente para o conhecimento e foram companheiros na etapa final de elaboração deste trabalho. Agradeço aos amigos Giorgio André, Lucas Araújo, André Novelino, Miguel Garcia, Nélio Júnior, Danilo Rangel e as amigas Natália Torres, Nathália Manes e Karoline Sales, por toda a paciência, ajuda e conversas enriquecedoras no desenvolver do trabalho.

Aos colegas distantes, Maurício Martinez que auxiliou bastante nas etapas iniciais do trabalho, e o professor Raphael Cardoso, que contribuiu imensamente no enriquecimento do meu trabalho computacional e na etapa de análise final dos dados.

Ao técnico do SG9, Wesley, por todo o auxílio e pronto atendimento sempre que solicitado, além da troca de experiências na área técnica com a qual me identifico bastante.

Enfim, a todos que fizeram deste objetivo idealizado uma realidade possível.

PREFÁCIO

Esta tese é um registro do programa de pesquisa realizado pelo Autor no Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Brasília (UnB). O trabalho foi conduzido sob a orientação do Prof. Dr. Cosme Roberto da Silva Moreira e a co-orientação do Prof. Dr. Phil José Alexander Araújo.

Durante o período de pesquisa o paper (GOMES *et al.*, 2023) foi publicado com o seguinte título:

GOMES, Rodrigo Camargo; ARAÚJO, José Alexander; CARDOSO, Raphael Araújo; FERREIRA, Jorge Luiz; SILVA, Cosme Roberto Moreira. *Fatigue life prediction using critical distance on aluminum alloy wire containing indentation produced marks.* Theoretical and Applied Fracture Mechanics, v. 128, p. 104135, 2023. ISSN 0167-8442. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0167844223003981>>.

RESUMO

O presente estudo tem como objetivo prever a vida em fadiga em fios de liga de alumínio 6201-T81 que contenham defeitos produzidos por indentação. Os fios testados foram obtidos de um Condutor de Liga de Alumínio 900 MCM (AAAC 900 MCM) usado em linhas de transmissão de energia. O campo de tensões nas proximidades do defeito e a determinação do local de iniciação de trincas (*hotspot*) foram obtidos por meio de simulações elastoplásticas usando o Método dos Elementos Finitos (MEF). Essas simulações levaram em consideração tanto o processo de indentação quanto a carga de fadiga no fio. Os critérios de fadiga multiaxial de Smith-Watson-Topper e Fatemi-Socie, aplicados a uma tensão equivalente calculada pelo Método de Volume (MV), foram utilizados para estimar a vida em fadiga. Desafios relacionados à incorporação do campo de tensões residuais e à escolha dos melhores procedimentos de calibração foram abordados. A comparação entre as distribuições de tensão nas simulações e as falhas observadas em análises fractográficas de espécimes submetidos a testes de fadiga sugeriu regiões semelhantes de propagação de potenciais trincas. Uma abrangente campanha experimental mostrou que a presença de defeitos de indentação reduziu a vida em fadiga dos fios. Na etapa de previsão de vida, 84% das vidas calculadas pela metodologia proposta estavam dentro de um fator de 3 em comparação com os testes experimentais, sendo a pior estimativa dentro de um fator de 5. Os resultados obtidos levaram à conclusão de que o escoamento plástico realizado ao redor da indentação altera as propriedades do material em uma região substancial ao redor do entalhe, requisitando o uso de uma distância crítica calculada especificamente para situações em que o defeito gerado apresenta deformação plástica e tensões residuais.

Palavras-chave: Fadiga, Teoria da Distância Crítica (TDC), Previsão de Vida em Fadiga, Defeitos por Indentação, Método do Volume, Método de Elementos Finitos (MEF).

ABSTRACT

The present study aims to predict fatigue life in aluminum alloy 6201-T81 wires containing defects produced by hardness indentation procedures. The wires tested were obtained from a 900 MCM All Aluminum Alloy Conductor (AAAC 900 MCM) used in power transmission lines. The stress field in the vicinity of the defect and the determination of the crack initiation site (hotspot) were obtained by applying elastic-plastic simulations via the Finite Element Method (FEM). Such a simulation considered both the indentation process, and the fatigue loading on the wire. The Smith-Watson-Topper and Fatemi-Socie multiaxial fatigue criteria applied to an equivalent stress computed by the Volume Method (MV) were used to estimate life. Challenges presented by the incorporation of the residual stress field and the choice of the best calibration procedures were addressed. Comparison between stress distribution in simulations and failures observed in fractographic analyses of specimens subjected to fatigue testing suggested similar potential crack propagation regions. A new and wide experimental campaign showed that presence of indentation defects reduced the fatigue life of the wires. 84% of the lives computed by the proposed methodology were within a factor of 3 compared with tests, being the worst estimate within a factor of 5. The obtained results led to the conclusion that plastic deformation around the indentation changes the material properties in a substantial region around the defect, requiring the use of a critical distance calculated specifically for situations where the generated defect exhibits plastic deformation and residual stresses.

Keywords: Fatigue, Theory of Critical Distance (TCD), Fatigue Life Prediction, Indentation Defects, Volume Method, Finite Element Method (FEM)

SUMÁRIO

Sumário	i
Lista de Figuras	iv
Lista de Tabelas	x
Lista de Símbolos	xi
Siglas e Abreviaturas	xiv
Capítulo 1 – Introdução	1
1.1 Contexto e Motivação	1
1.1.1 Contexto Econômico	1
1.1.2 Problema Mecânico	2
1.2 Objetivos	5
1.2.1 Objetivo Principal	5
1.2.2 Objetivos Secundários	5
1.3 Estado da Arte	6
1.4 Estrutura do Trabalho	13
Capítulo 2 – Revisão Bibliográfica	14
2.1 Fadiga - Definição e Conceitos	14
2.1.1 Estágios de Falha por Fadiga	15
2.1.2 Conceitos Básicos sobre Tensões Cíclicas	19
2.1.3 Abordagem S-N	20
2.1.4 Tensões Médias	22
2.2 Descontinuidades e Defeitos Geométricos	24
2.3 Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) e Crescimento de Trinca	26
2.4 Fadiga Multiaxial	30
2.5 Teoria da Distância Crítica (TDC)	32
2.5.1 TDC e Métodos de Calibração	35

2.5.2	Métodos iterativos para previsão de vida em fadiga de componentes entalhados	39
2.6	Tensão Residual - Definição, Conceitos e Relação com Processo de Indentação	41
2.6.1	Tensões Residuais Pós Indentação	45
Capítulo 3 – Materiais e Métodos Experimentais		48
3.1	Fios da Liga de Alumínio 6201-T81	48
3.2	Corpos de Prova	53
3.2.1	Espécime Indentado	55
3.3	Ensaio de Fadiga	58
Capítulo 4 – Métodos Numéricos		62
4.1	Método de Elementos Finitos	62
4.1.1	Modelagem 3D	63
4.1.2	Propriedades do Material	66
4.1.3	Condições de Contorno e <i>Steps</i>	67
4.1.4	Malha de Elementos Finitos	69
4.1.5	Geração da Malha e Criação do <i>SET</i> de Análise	71
4.1.6	Criação e Execução do <i>Job</i>	73
4.2	Parametrização das análises via Python <i>Script</i>	74
4.2.1	Obtenção dos Valores de SWT	76
4.3	Calibração da Relação $L(N_f)$	76
4.3.1	Aplicação do Método do Volume em Defeitos Indentados	77
4.3.2	Calibração Utilizando um CP sem Defeito e um CP com Defeito Agudo	78
4.3.3	Calibração Utilizando um CP com Defeito Suave e um CP com Defeito Agudo	81
4.4	Previsão de Vida em Fadiga	84
Capítulo 5 – Resultados e Discussões		86
5.1	Curvas S-N	86
5.2	Análises de Falha e Escolha do Critério SWT	90
5.3	Resultados das Equações de Calibração $R(N_f)$, $SWT_m(N_f)$, e $FS_m(N_f)$	94
5.4	Previsões de Vida	96
5.5	Discussão dos Resultados	98
Capítulo 6 – Conclusões		100
6.1	Sugestões de Trabalhos Futuros	101

Referências	103
Apêndice A – Anexos	111
A.1 Código em Python para Construção do CP com Indentação Brinell	111
A.2 Código em Python para Construção do CP com Indentação Vickers	121

LISTA DE FIGURAS

1.1	Projeção comparativa das Unidades Geradoras de Energia do período de 2021 a 2031. FONTE: EPE	1
1.2	Grampo de fixação dos cabos de energia nas torres de transmissão (direita). Marcas causadas pelo aperto do grampo na superfície do cabo (esquerda).	4
1.3	Distribuição de tensão do defeito na raiz do entalhe de um componente submetido a tensões na direção y. (Figura modificada de Dowling (DOWLING, 2012))	6
2.1	Representação da superfície de fratura resultante do crescimento de uma trinca iniciada pelo processo de fadiga. Adaptada de (ASKELAND et al., 2011)	16
2.2	Processo de dano por bandas de escorregamento originando micro trinca durante o carregamento cíclico. Adaptada de (DOWLING, 2013)	16
2.3	Processo de fadiga com os estágios de propagação I e II (trinca curta e trinca longa). Adaptada de (LEE et al., 2005)	17
2.4	Estágios de propagação de trinca (Marcas de Praia e Estrias). Adaptada de (LEE et al., 2005)	18
2.5	a) Ciclo de carregamento completamente reverso $\sigma_m = 0$ ($R = -1$). b) Carregamento com tensão média $\sigma_m \neq 0$. c) Carregamento de tração-tração $\sigma_{min} = 0$, ($R = 0$). Adaptado de (DOWLING, 2013)	20
2.6	Curvas S-N da liga 7075-T6 Al com escala linear (esquerda) e escala logarítmica (direita). Adaptada de (DOWLING, 2013)	21
2.7	Curvas S-N esquemáticas para aço - com tensão limite de fadiga definida - e uma liga de alumínio - determinação de uma resistência à fadiga. (BRANCO et al., 1986)	22

2.8	Curva S-N em vários níveis de tensão média (trativa e compressiva) – AL 7075-T6. Adaptado de (DOWLING, 2013)	23
2.9	Modos de carregamento e abertura de uma trinca em componentes sólidos. Adaptado de (DOWLING, 2012)	27
2.10	Taxas de crescimento de trincas de fadiga em uma ampla faixa de intensidades de tensão. Três regiões de comportamento são indicadas: (I) crescimento lento próximo ao limiar ΔK_{th} , (II) região intermediária seguindo uma equação de potência e (III) crescimento rápido e instável. Adaptada de (SCHIJVE, 2009)	28
2.11	Representação esquemática do diagrama de Kitagawa-Takahashi. Modificada de Pessard (PESSARD <i>et al.</i> , 2013)	29
2.12	Modelo do parâmetro de Smith Watson Topper. (Figura modificada de Socie (SOCIE; MARQUIS, 2000))	30
2.13	Diferentes Métodos da TDC.(Figura modificada de Luo (LUO <i>et al.</i> , 2019))	33
2.14	Curva de Wöller (escala logarítmica) simplificada por três linhas e as distâncias críticas L_S referente ao caso estático e L referente ao limite de fadiga.	36
2.15	Visão esquemática do procedimento para obtenção da curva $L(N_f)$. (a) Escolha de uma vida N_i na curva S-N de um CP entalhado. (b) Simulação em MEF de um CP entalhado com a amplitude de tensão σ_{ga} correspondente a vida N_i . (c) Distribuição de tensões a partir do <i>hotspot</i> correspondente à amplitude de tensão simulada. (d) Obtenção da amplitude de tensão do CP liso para a vida N_i . (e) Curva de calibração $L(N_f)$ obtida após repetição das etapas (a)-(d).(Figura modificada de Sa (SÁ <i>et al.</i> , 2018)	37
2.16	Visão esquemática do procedimento para obter o diagrama $L(N_f)$ utilizando o método de calibração (iii)	38
2.17	Fluxograma resumindo o procedimento iterativo que pode ser usado para estimar a vida em fadiga de acordo com a proposta de extensão da TDC. (SUSMEL; TAYLOR, 2007)	39

2.18	Resumo esquemático da metodologia proposta para estimativa de vida em fadiga multiaxial usando o MP (TDC) e o MCWM (a) Simulação de um CP com carregamento multiaxial. (b) distribuição de tensões ao longo do plano bisector. (c) Obtenção do tensor de tensões a uma distância l da raiz do entalhe. (d) Determinação da vida N_l com base na tensão cisalhante e normal máxima. (e) Conferência da vida obtida com a distância crítica da curva de calibração. (SÁ <i>et al.</i> , 2018)	40
2.19	Diagrama esquemático da seção transversal de uma folha de vidro temperado demonstrando como a tensão residual fica disposta após cessar a aplicação da carga externa. Adaptada de (SCHAJER, 2013)	43
2.20	Temática abordada na revisão conceitual sobre tensão residual, baseada em 3 principais perguntas. Adaptada de (TABATABAEIAN <i>et al.</i> , 2022)	44
2.21	Processo de indentação e possíveis resultados causados por uma indentação superficial. Adaptada de (AHN <i>et al.</i> , 2002)	46
3.1	Camadas que compõem o cabo CAL 900 de alumínio 6201-T81. (ADRIANO <i>et al.</i> , 2018)	50
3.2	Camadas de fio recém retiradas do cabo. (ADRIANO <i>et al.</i> , 2018)	50
3.3	Ensaio monotônico de tração do fio da liga de alumínio 6201-T81 na MTS Landmark para obtenção de propriedades mecânicas. Adaptada de (MARTÍNEZ <i>et al.</i> , 2019)	51
3.4	Curva Tensão-Deformação obtida experimentalmente, ajustada para a determinação das propriedades mecânicas do fio 6201-T81.	52
3.5	Microscópio Confocal Laser modelo LEXT OLS4100.	54
3.6	Projeto de manufatura do corpo de prova liso (Smooth).	54
3.7	Corpo de prova pronto para ser ensaiado ou para ser encaminhado a etapa de indentação. (MARTÍNEZ <i>et al.</i> , 2019)	54
3.8	Projeto de manufatura com as dimensões da base.	55

3.9	Equipamento para medição de microdureza Vickers, EmcoTest DuraScan 20, com indentador de diamante e lentes de aproximação de 10x e 40x.	56
3.10	Corpo de prova posicionado na plataforma do durômetro Zhu250 para produção da marca de indentação Brinell.	57
3.11	Imagens do Microscópio Confocal Laser do CP contendo indentação Brinell com uma profundidade média de 160 μm - (a) Vista superior, (b) projeção 3D da esfera.	57
3.12	Imagens do Microscópio Confocal Laser do CP contendo indentação Vickers com uma profundidade média de 70 μm - (a) Vista superior, (b) projeção 3D da pirâmide.	58
3.13	Equipamento servo-hidráulico utilizado nos ensaios de fadiga. Equipamento MTS Landmark (esquerda). Equipamento MTS desenvolvido para ensaios de <i>fretting</i> em fios (direita).	59
4.1	Modelo do quarto de corpo de prova contendo as duas partes: Corte Central e Região de Contato, já devidamente particionadas (a). Planos criados para o particionamento do modelo (b). Partições criadas através dos planos na Região de Contato, subdividindo a Região de Interesse em vermelho (c).	64
4.2	Indentadores Brinell (corpo rígido analítico) e Vickers (corpo rígido discreto) modelados no Abaqus©, com (RP) situado no ponto de contato para realização da montagem.	65
4.3	<i>Assembly</i> das composições Brinell (a) e Vickers (b) modelados no Abaqus©.	66
4.4	Resultado final dos Corpos de Prova pós <i>Step</i> de indentação para os defeitos tipo Brinell (a) e Vickers (b).	67
4.5	Condições de Contorno (<i>Boundary Conditions</i>) e Cargas (<i>loads</i>) aplicadas durante as etapas de indentação (a) e carregamento cíclico (b).	68
4.6	Elemento hexaédrico de ordem linear com 8 nós por cada elemento e com integração reduzida C3D8R de Abaqus.	70
4.7	Malha definida para as extremidades do corpo de prova (a), refinamento para a região de contato (b) e região de interesse delimitada na forma de <i>SET</i>	72

4.8	Análise de convergência de malha.	72
4.9	Curvas S-N utilizadas para calibração (a), corpo de prova sujeito à amplitude de tensão σ_{Vick} e esfera centrada no <i>hotspot</i> (b), SWT_m obtidos a partir de variações do raio da esfera (MV) e definição do raio crítico onde $SWT_m = SWT_{smooth}$ (c), calibração das curvas $R(N_f)$ e $SWT_m(N_f)$ determinados para previsão de vida (d).	80
4.10	Curvas S-N utilizadas para calibração (a), corpos de prova sujeitos às amplitudes de tensão σ_{Brin} σ_{Vick} e esfera centrada no <i>hotspot</i> (b), SWT_m obtidos a partir de variações do raio da esfera (MV) e da intersecção das duas curvas (c), calibração das curvas $R(N_f)$ e $SWT_m(N_f)$ determinados para previsão de vida (d).	82
4.11	Fluxograma representativo do processo iterativo utilizado para prever vida em fadiga. (i) Vida inicial $N_{f,1}$. (ii) Curva de calibração raio crítico em função da vida escolhida $R(N_{f,1})$. (iii) Relação entre raio crítico e o parâmetro de fadiga médio SWT_m . (iv) Curvas de calibração SWT_m em função da vida. (v) Comparação entre vida inicial e vida prevista.	84
5.1	Curva S-N dos fios da liga de alumínio 6201-T81 sem defeitos (<i>Smooth</i>).	87
5.2	Curva S-N dos fios da liga de alumínio 6201-T81 com defeito de Indentação Vickers com 70 μm de profundidade.	87
5.3	Curva S-N dos fios da liga de alumínio 6201-T81 com defeito de Indentação Brinell com 160 μm de profundidade.	88
5.4	Curva S-N dos fios da liga de alumínio 6201-T81 com defeito de Indentação Vickers com 45 μm de profundidade.	88
5.5	Comparativo entre os dados experimentais com suas respectivas curvas de ajuste e a curva S-N das amostras sem defeitos de indentação (<i>Smooth</i>).	89
5.6	Análise fractográfica usando o Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV), mostrando a presença de dimples, marcas de estrias e a região de compressão resultante do processo de indentação (Dados do experimento de fadiga: Indentação Vickers 70 μm , $R = -1$, $\sigma_a = 130$ MPa, e $N = 1,8 \cdot 10^6$ ciclos para falha).	91

- 5.7 Correlação entre simulação e experimento na propagação de trincas e distribuição de tensões apresentado em um corpo de prova. (a) Vista superior. (b) Vista em perspectiva. (Dados do experimento de fadiga: Indentação Vickers $70 \mu\text{m}$, $R = -1$, $\sigma_a = 115 \text{ MPa}$, e $f = 30 \text{ Hz}$). 93
- 5.8 Distribuição de tensões presente em uma simulação representada em dois estágios: após o fim do processo de indentação (a), quando o pico de carga é atingido (estabilizado) após o primeiro ciclo de fadiga (b), e comportamento de tensão e deformação plástica vs. tempo no *hotspot* (c). (Dados do experimento de fadiga - Indentação Vickers de $70 \mu\text{m}$, $\sigma_a = 115 \text{ MPa}$). 95
- 5.9 Previsão de vida utilizando as curvas de calibração do método Vickers ($70 \mu\text{m}$) vs. Liso (*Smooth*) para os parâmetros SWT (a) e Fatemi-Socie (b). 97
- 5.10 Previsão de vida utilizando as curvas de calibração do método Vickers ($70 \mu\text{m}$) vs. Brinell ($160 \mu\text{m}$) para os parâmetros SWT (a) e Fatemi-Socie (b). 97
- 5.11 Comparativo das curvas de calibração de $R(N_f)$ ** (dados obtidos do trabalho de (ADRIANO *et al.*, 2018)) 99

LISTA DE TABELAS

1.1	Projeção do aumento de diversos tipos de linhas de transmissão do período de 2022 a 2032. FONTE: Estudos do Plano Decenal de Expansão de Energia 2032 - EPE	2
3.1	Composição química do fio de alumínio 6201-T81	49
3.2	Propriedades mecânicas do fio de alumínio 6201-T81 obtidas experimentalmente.	52
3.3	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)	60
3.4	Dados dos ensaios de fadiga e respectivas porcentagens de replicação	60
4.1	Dados de entrada para alimentar o <i>script</i> do Abaqus	75
5.1	Amplitudes de Tensão correspondentes utilizadas nas curvas de calibração.	94
5.2	Coeficientes obtidos para cada método de calibração e seus respectivos parâmetros	96

LISTA DE SÍMBOLOS

a	Tamanho da trinca
A	Constante material
B	Constante material
C	Constante material
D	Constante material
E	Módulo de Elasticidade
F	Fator geométrico
K_I	Fator de intensidade de tensão (modo I)
K_{IC}	Tenacidade à fratura em modo I
K_f	Fator de concentração de tensão à fadiga
K_t	Fator concentrador de tensão
ΔK	Faixa do fator intensidade de tensão
ΔK_{th}	Faixa do fator intensidade de tensão limiar
L	Tamanho característico do material
L_S	Tamanho característico do material para problemas estáticos
m	Constante material
N	Número de ciclos
N_f	Número de ciclos para falha
N_{fe}	Valor de vida prevista
N_0	Número de ciclos correspondente ao limite de fadiga

N_S	Número de ciclos de referência para falha
q	Sensibilidade ao entalhe
r	Distância do concentrador de tensão
R	Razão de carregamento
S	Tensão nominal
ΔS	Faixa da tensão nominal
V	Volume
α	Constante material
β	Constante material
ϵ_z	Componente z da deformação
$\epsilon_{a,n}$	Amplitude de deformação normal
γ	Constante material
ρ	Raio na raiz do entalhe
$\Delta\sigma$	Faixa de tensão
σ_a	Amplitude de tensão
σ_{ar}	Amplitude de tensão completamente reversa
σ_m	Tensão média
σ_{max}	Tensão máxima
σ_{min}	Tensão mínima
σ_{UTS}	Limite de resistência à tração
σ_x	Componente x de tensão
σ_Y	Tensão limite de escoamento
σ_y	Componente y de tensão
σ_z	Componente z de tensão

σ_0	Amplitude de tensão do limite de fadiga
$\Delta\sigma_0$	Limite de fadiga
$\sigma_{a,n}$	Amplitude de tensão normal
$\Delta\sigma_{ef}$	Faixa da tensão efetiva
$\Delta\sigma_1$	Faixa da máxima tensão principal
σ_S	Amplitude de tensão referente a N_S
σ_{DC}	Amplitude de tensão associada a distância crítica
σ_{VC}	Amplitude de tensão associada ao volume crítico
$\sigma_{n,max}$	Tensão normal máxima
τ_{xy}	Componente cisalhante xy
τ_{xz}	Componente cisalhante xz
τ_{yz}	Componente cisalhante yz
ν	Coefficiente de Poisson
ϕ	Constante material
\sqrt{area}	Raiz de área

SIGLAS E ABREVIATURAS

EPE	Empresa de Pesquisa Energética
PDE	Plano de Desenvolvimento de Energia
MMGD	Micro e Mini-Geração Distribuída
TDC	Teoria da Distância Crítica
MEF	Método de Elementos Finitos
SWT	Smith-Watson-Topper
FS	Fatemi-Socie
MP	Método do Ponto
ML	Método da Linha
MA	Método da Área
MV	Método do Volume
HSV	Volume Altamente Tensionado
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
HCF	Fadiga de Alto Ciclo
LCF	Fadiga de Baixo Ciclo
MWCM	Método da Curva de Wöhler Modificada
GFFM	Grupo de Fadiga, Fratura e Materiais
CP(s)	Corpo(s) de Prova

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

1.1 CONTEXTO E MOTIVAÇÃO

1.1.1 Contexto Econômico

Com a crescente expansão dos segmentos de geração e distribuição de energia elétrica no país, em 2021 a Empresa de Pesquisa Energética (EPE), em seu estudo preliminar do Plano de Desenvolvimento de Energia (PDE), sinalizou que com o aumento da utilização de fontes renováveis de energia - como a fotovoltaica e eólica - uma projeção do aumento da capacidade de transmissão nos próximos dez anos (até 2031) acarretará num custo aproximado de até R\$ 318 bilhões (US\$ 58 bi). Uma das características marcantes desta projeção é o aumento significativo das unidades de micro e mini-geração distribuída (MMGD) (Fig. 1.1), que apesar de fornecerem energia para consumo próprio ou de pequenas comunidades, necessitam das linhas de transmissão para devolver o excedente elétrico gerado durante o dia e recebê-lo de volta quando houver déficit de geração.

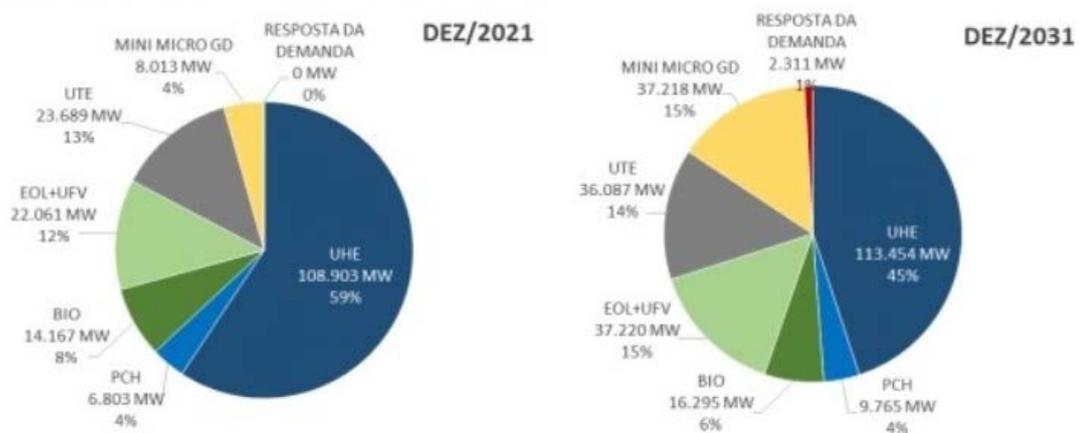


Figura 1.1. Projeção comparativa das Unidades Geradoras de Energia do período de 2021 a 2031. FONTE: EPE

No ano de 2022, novamente a EPE elaborou uma estimativa de crescimento das linhas de dis-

tribuição até o ano de 2032, prevendo um aumento de 23% em sua capacidade, correspondente a cerca de 41 mil km de extensão (Tabela. 1.1). Este aumento significativo justifica cada vez mais a importância de estudos mecânicos a respeito da integridade das linhas de transmissão.

Tabela 1.1. Projeção do aumento de diversos tipos de linhas de transmissão do período de 2022 a 2032. FONTE: Estudos do Plano Decenal de Expansão de Energia 2032 - EPE

Tensão	800kV	750kV	600kV	500kV	440kV	345kV	230kV	TOTAL
	km							
Estimativa dez/2021	9.204	2.803	12.816	70.031	6.859	11.092	66.612	179.297
Evolução 2023 - 2032	2.880	0	0	28.083	77	1.105	9.314	41.459
2023 - 2027	0	0	0	11.043	77	1.092	5.574	17.786
2028 - 2032	2.880	0	0	17.040	0	13.52	3.740	23.674
Estimativa dez/2032	12.084	2.683	12.816	98.114	6.936	12.198	75.926	220.757

Segundo Abreu (ABREU, 2010), em uma rede de transmissão de energia, os cabos condutores são o componente mais importante e podem contribuir com até 40% do custo de investimento de capital da rede. Por esse motivo, a prevenção de falhas de cabos reduz os custos de manutenção das linhas de transmissão, uma vez que a manutenção preventiva e preditiva - quando há previsão de vida em fadiga dos condutores - é menos dispendiosa que a manutenção corretiva - quando os cabos já estão rompidos.

O rompimento dos cabos proporciona prejuízos incalculáveis, causando o desabastecimento de cidades inteiras por horas, prejudicando a economia em vários aspectos, como por exemplo o rompimento emblemático de 2002 que deixou a região Centro-Sul do país sem energia elétrica por cerca de 4 horas, afetando milhões de brasileiros na época.

1.1.2 Problema Mecânico

No cenário da distribuição de energia elétrica, as linhas de transmissão apresentam diversos estudos baseados em problemas decorrentes de falhas por fadiga em cabos de transmissão, com destaque ao Laboratório de Fadiga e Integridade Estrutural de Cabos Condutores de Energia da Universidade de Brasília (FADEL *et al.*, 2012; KALOMBO *et al.*, 2015; KALOMBO *et al.*, 2017; KALOMBO *et al.*, 2018; ARAÚJO *et al.*, 2022). Com a necessidade de solucionar esses problemas, que são causa de perdas financeiras incalculáveis, entender o fenômeno que ocasiona

as falhas tornou-se fundamental.

Os cabos condutores suspensos nas linhas de transmissão estão sujeitos à vibração do vento, levando a tensões de fadiga que podem representar uma possível falha estrutural. Os cabos geralmente são compostos de fios de alumínio encordoados que interagem mecanicamente por contato. Além do contato entre os fios, há também o contato entre os fios e os acessórios usados para fixar os cabos nas torres de transmissão, conhecidos como grampos de suspensão. Esses contatos mecânicos geram entalhes e tensões residuais que, juntamente com a flexão cíclica devido à vibração eólica, podem levar os cabos a falhar por fadiga por *fretting* (ZHOU *et al.*, 1994; ZHOU *et al.*, 1996; AZEVEDO *et al.*, 2009; KALOMBO *et al.*, 2017; ARAÚJO *et al.*, 2023; FADEL *et al.*, 2012). A fadiga por *fretting* é um fenômeno altamente complexo que envolve tensões multiaxiais não proporcionais, distribuição de tensões e desgaste por *fretting* (devido a pequenos deslocamentos relativos entre pontos na interface de contato). No entanto, alguns trabalhos disponíveis na literatura mostraram que o problema da fadiga por *fretting* pode ser análogo à fadiga por entalhe (ARAÚJO *et al.*, 2015).

Trabalhos anteriores que abordaram o problema do cabo trouxeram, como um primeiro estágio de investigação, abordagens simplificadas baseadas na tensão nominal aplicada, que obtiveram resultados satisfatórios ao prever a vida em fadiga de fios retirados do próprio cabo (ADRIANO *et al.*, 2018). Entretanto, são necessárias abordagens mais complexas capazes de incorporar à modelagem o efeito das tensões residuais e da plasticidade. Os avanços da Análise de Elementos Finitos e o aumento da capacidade computacional possibilitam esses aprimoramentos de modelagem atualmente.

Outro desafio importante ao lidar com corpos de prova entalhados é o efeito da distribuição de tensão. A Teoria da Distância Crítica (TDC) foi utilizada com sucesso para englobar esse aspecto (SUSMEL; TAYLOR, 2007; SUSMEL; TAYLOR, 2008; YAMASHITA *et al.*, 2010; SUSMEL; TAYLOR, 2012) e, mais especificamente, alguns trabalhos focados em fios de linhas de transmissão de energia usaram a TDC associada aos critérios de fadiga multiaxial baseados no plano crítico para a previsão da vida do fio (ADRIANO *et al.*, 2018; MATOS *et al.*, 2020; ARAÚJO *et al.*, 2020; MATOS *et al.*, 2022). Susmel e Taylor (SUSMEL; TAYLOR, 2007) estenderam a TDC para realizar avaliações de vida em fadiga no regime de médio ciclo, com base na suposição de que a distância crítica varia com o número de ciclos até a falha, reforçando

a necessidade de obter curvas de calibração para a relação entre a distância crítica (L) e a vida em fadiga (N_f). A TDC também foi aplicada com sucesso em conjunto com alguns critérios de fadiga multiaxial (ADRIANO *et al.*, 2018; SUSMEL; TAYLOR, 2008; SUSMEL; TAYLOR, 2012; HE *et al.*, 2022), e problemas complexos de fadiga por *fretting* alcançaram previsões de vida satisfatórias com base na TCD (HATTORI *et al.*, 2011; ARAÚJO; SUSMEL, 2016).

Para entender melhor o problema de fadiga em fios de alumínio de cabos condutores, este estudo concentrou sua atenção na representação desses fenômenos para avaliar o estado de tensão na região de contato do cabo usando métodos numéricos que, segundo Bellet (BELLETT *et al.*, 2005) exigem ferramentas computacionais caras e complexas. Tendo isso em vista, o presente estudo busca fornecer uma abordagem simplificada e inovadora para investigar a influência dos concentradores de tensão na vida em fadiga de fios individuais, e, mais especificamente, compreender melhor a influência das marcas produzidas pelo amassamento nos fios dos cabos condutores devido ao contato cabo/grampo de fixação (Fig.1.2) na vida em fadiga do fio.

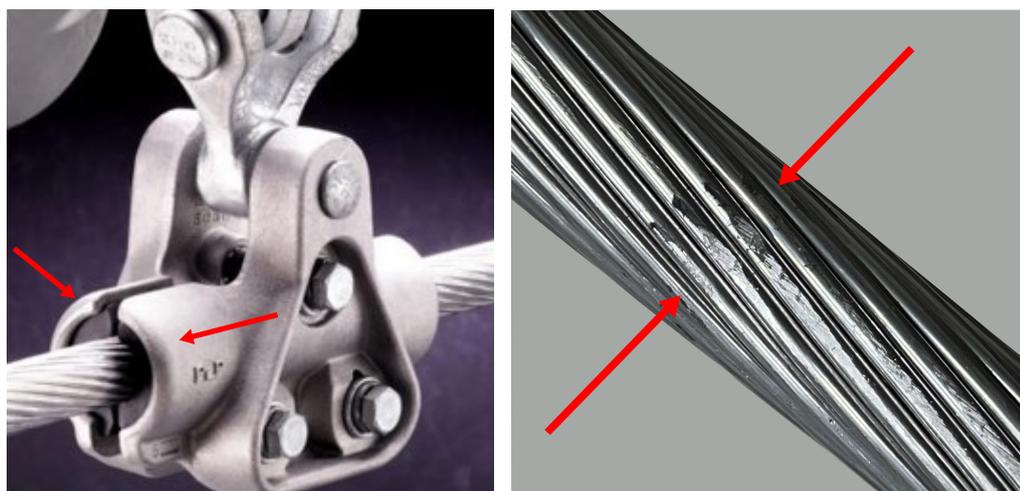


Figura 1.2. Grampo de fixação dos cabos de energia nas torres de transmissão (direita). Marcas causadas pelo aperto do grampo na superfície do cabo (esquerda).

Desta forma, as indentações propostas neste trabalho, que foram introduzidas nos fios, são uma simplificação do problema de contato mecânico que ocorre na conexão cabo/grampo na linha de transmissão de energia. Os resultados podem ser usados como etapas intermediárias no desenvolvimento e na validação de novos modelos de previsão de vida em fadiga para linhas de transmissão de energia.

Em busca de uma abordagem mais assertiva para a calibração do método utilizado na TDC, o trabalho experimental em conjunto com simulação numérica proporciona resultados

mais robustos. Consequentemente, é possível avaliar a precisão da previsão de vida usando a TDC na liga de alumínio 6201-T81 com a presença de indentações, usando o Método do Volume (MV) e avaliar a eficácia da curva de calibração $R(N_f)$, que relaciona o raio da esfera em relação a um volume material centrado no ponto crítico e o número de ciclos até a falha. A utilização deste conjunto de métodos em combinação com defeitos produzidos por indentação caracterizam a inovação do trabalho.

1.2 OBJETIVOS

1.2.1 Objetivo Principal

Este trabalho tem como principal objetivo estimar a vida em fadiga de fios de alumínio liga 6201-T81 (retirados de cabos CAL 900 utilizados em linhas de transmissão de energia) na presença de defeitos produzidos por indentação, buscando compreender a influência da presença de tensão residual no fio provocada pela deformação plástica durante o processo de indentação. Essa abordagem representa de forma simplificada o contato cabo/grampo de suspensão e pode ser realizada utilizando os conceitos da Teoria da Distância Crítica (TDC) combinada com o critério de Smith-Watson-Topper ou critério de Fatemi-Socie.

1.2.2 Objetivos Secundários

- Construir as curvas S-N para os fios contendo diferentes tipos de marcas de indentação;
- Aplicar e comparar duas metodologias de calibração formuladas para obter a relação entre a distância crítica e o número de ciclos para falha;
- Obter um código computacional que possibilite criar simulações de diferentes cargas e defeitos produzidos por indentação apenas alterando parâmetros geométricos e de ensaio;
- Entender a influência de diferentes profundidades de indentação e geometrias dos defeitos na vida em fadiga;

1.3 ESTADO DA ARTE

As primeiras pesquisas dedicadas ao fenômeno da influência dos entalhes no comportamento à fadiga do material utilizaram a Tensão de Pico no entalhe para prever a resistência à fadiga em entalhes suaves (SMITH; MILLER, 1978). No entanto, esta abordagem foi limitada a regimes de alto ciclo e, no caso de entalhes agudos, as previsões baseadas neste método apresentaram resultados muito conservadores.

Após a abordagem que utilizou a Tensão de Pico, uma variedade de estudos foi iniciada para propor métodos para prever a tensão de fadiga de componentes mecânicos na presença de entalhes de diferentes formas: suaves, agudos, grandes e pequenos. O trabalho mais abrangente realizado nesse período inicial foi provavelmente na Alemanha em 1958, por Neuber (NEUBER *et al.*, 1946), que considerou que os esforços presentes na região do concentrador de tensões não atingem valores tão altos quanto os previstos pela teoria da mecânica do contínuo.

Ao contrário do que se pensava anteriormente, Neuber propôs que a Tensão Efetiva fosse calculada levando em consideração uma distribuição de tensão ao longo de uma linha na região próxima à raiz do entalhe Fig.1.3.

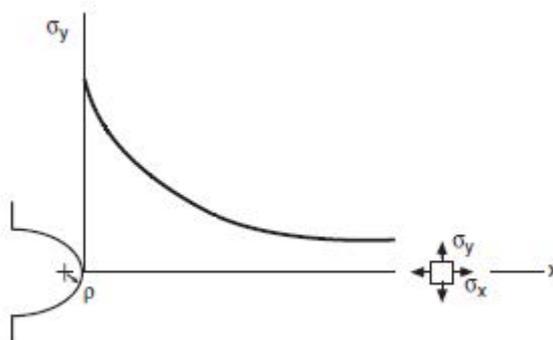


Figura 1.3. Distribuição de tensão do defeito na raiz do entalhe de um componente submetido a tensões na direção y. (Figura modificada de Dowling (DOWLING, 2012))

Alguns anos depois, Peterson (PETERSON, 1959) propôs uma abordagem mais simplificada baseada no método de Neuber, na qual observou que a tensão efetiva a ser comparada com a tensão de fadiga em um componente não entalhado poderia ser calculada a uma determinada distância da raiz do entalhe causador da concentração de tensão. Tanto Neuber quanto Peterson já estavam considerando um valor médio de tensão na região do entalhe, e não a Tensão de Pico utilizada em métodos anteriores.

Essas pesquisas foram precursoras da hoje denominada Teoria da Distância Crítica, na qual o conhecimento de Neuber formalizou o Método da Linha (ML) e o de Peterson formulou o Método do Ponto (MP).

Posteriormente, alguns pesquisadores usaram (MP) e (ML) para provar que a resistência à fadiga de materiais entalhados não poderia ser avaliada com base apenas na Tensão de Pico na raiz do entalhe. Nisitani, em 1968, usou conceitos de distribuição de tensão ao redor do entalhe para estimar a influência do raio do entalhe na resistência à fadiga (NISITANI, 1968). Acompanhando essa abordagem, os resultados de outros grupos de pesquisa começaram a provar a eficácia em considerar a distribuição de tensão no lugar da tensão de pico na raiz do entalhe.

Nos anos seguintes, a preocupação com o surgimento de trincas em componentes submetidos a regimes de fadiga cíclica tornou o assunto ainda mais pesquisado em diversos países. Uma vez que as trincas podem ser classificadas como entalhes ou defeitos, podendo aparecer tanto superficialmente quanto internamente, a busca por respostas sobre a influência desses defeitos no componente mecânico inspirou diversas linhas de pesquisa.

Utilizando os conhecimentos dos métodos do ponto (MP) e método da linha (ML), alguns pesquisadores que se depararam com problemas contendo defeitos mais complexos desenvolveram métodos compatíveis com a análise requerida. O método da área (MA) proposto por Taylor (TAYLOR, 1999), determinava que a tensão efetiva $\Delta\sigma_{ef}$ poderia ser estimada pela média das tensões contidas na área de uma semicircunferência com centro na raiz do entalhe.

Em seguida o aumento da complexidade das análises acabou levando à criação do método do volume (MV) desenvolvido por Bellet et al (BELLETT *et al.*, 2005), no qual a tensão efetiva $\Delta\sigma_{ef}$ poderia ser calculada pela média dos valores das tensões contidas no volume de uma semiesfera com centro fixado na raiz do entalhe.

Nos anos seguintes, Susmel e Taylor (SUSMEL; TAYLOR, 2007) propuseram uma reformulação da TDC para não apenas prever a tensão efetiva, mas também prever a vida em fadiga de componentes entalhados. Baseado na ideia de que a distância crítica L varia com o número de ciclos até a falha N_f , uma metodologia de calibração dessa relação foi criada comparando propriedades estáticas e de fadiga do material, e uma segunda metodologia utilizando curvas S-N de corpos de prova entalhados e de corpos sem entalhe. Posteriormente, utilizando as conclusões do trabalho de Taylor, Yamashita et al (YAMASHITA *et al.*, 2010) propuseram uma

terceira metodologia de calibração da relação utilizando duas curvas S-N de corpos de prova com diferentes entalhes, sendo um dos entalhes mais agudo e o outro mais suave.

O desenvolvimento destes métodos da TDC, aliados a parâmetros multiaxiais diversos, possibilitou a previsão de vida em fadiga de componentes entalhados, que se mostrou efetiva e com grau de confiabilidade expressivo, apesar de ainda não se ter encontrado uma metodologia que possa ser vastamente utilizada para diversos materiais e tipos de defeitos.

Alguns resultados relevantes de trabalhos na área de previsão de vida em fadiga de componentes entalhados nos anos de 2010 a 2023 apresentaram evoluções consideráveis com a utilização e aprimoramento dos métodos desenvolvidos no passado. A maioria dos trabalhos buscou validar os métodos mencionados anteriormente aplicados a problemas de engenharia e diferentes materiais.

Muitos estudos propõem diferentes abordagens aos métodos da TDC, sempre buscando resultados com menores margens de erro ao comparar as vidas estimadas e as vidas obtidas experimentalmente.

Em 2011 Susmel e Taylor ([SUSMEL; TAYLOR, 2011](#)) verificaram a utilização da TDC aplicada a carregamentos com amplitude de tensão variável (AV) para estimar a vida em fadiga de componentes entalhados. Utilizando o MP, ML e MA os resultados encontrados foram considerados satisfatórios, onde a distância crítica foi caracterizada como uma propriedade do material. Estimativas de dano por fadiga também foram realizadas e os resultados encontrados mostraram a viabilidade da TDC para essa aplicação.

Em 2012 Da Silva et al ([SILVA et al., 2012](#)) utilizaram a TDC para estimativa do fator limiar de intensidade de tensão (ΔK_{th}) através do uso da ferramenta de análise de elementos finitos e dos dados de fadiga de corpos de prova lisos e entalhados. Como objetivo principal, o trabalho fez uso da estratégia numérica/experimental para avaliar o efeito dos entalhes em função da severidade de seus raios. Neste trabalho a influência do efeito de tamanho é demonstrada quando se determina que a previsão do ΔK_{th} apresenta precisão majoritariamente nos casos onde a razão entre o raio do entalhe e a seção transversal é inferior a 1%.

No período de 2013 a 2017 diversos trabalhos apresentaram abordagens e metodologias de previsão de vida com base na TDC. Alguns trabalhos focaram na previsão de vida em com-

ponentes que obtiveram a superfície de seus defeitos submetida ao processo de jateamento (BENEDETTI *et al.*, 2014; BENEDETTI *et al.*, 2015; BENEDETTI *et al.*, 2016), nos quais o impacto das esferas de jateamento gerou tensões residuais compressivas na região, o que afetou a vida em fadiga do material aumentando sua resistência. Outros trabalhos neste período contemplaram problemas de previsão de vida de componentes submetidos ao fenômeno de *fretting* utilizando a TDC e análises de elementos finitos (GANDIOLLE; FOUVRY, 2016; ARAÚJO; SUSMEL, 2016).

Ainda no período de 2013 a 2017, trabalhos sobre o efeito de entalhes em carregamentos multiaxiais de fadiga em ligas de alumínio utilizando a TDC apresentaram resultados razoáveis em seus modelos propostos (GATES; FATEMI, 2016a; GATES; FATEMI, 2016b). Um trabalho combinando volume altamente tensionado (HSV) e a TDC para previsão de vida em fadiga de baixo ciclo (LCF) apresentou resultados mais precisos em ligas de titânio que a TDC utilizada individualmente, levando a conclusão que a maior precisão da TDC ocorre no regime de fadiga de alto ciclo (HCF) (WANG *et al.*, 2017).

Em 2018 Adriano et al (ADRIANO *et al.*, 2018) avaliaram o tamanho da zona de processo de fios em fadiga que formavam cabos condutores de energia utilizando a metodologia da TDC. Em seu trabalho foram utilizadas duas abordagens de calibração de TDC, a proposta por Susmel e Taylor (SUSMEL; TAYLOR, 2007) e a de Yamashita (YAMASHITA *et al.*, 2010). Para o material e aplicação em questão, a metodologia de Yamashita mostrou-se mais eficaz, mantendo as previsões consistentes com os resultados experimentais entre as bandas de fator 2. Para o problema definido, o MV demonstrou a obtenção de valores mais precisos, apesar de seu maior custo computacional.

Em 2019, Luo et al (LUO *et al.*, 2019) consideraram que o plano nas proximidades do entalhe que passa pelo ponto crítico de fadiga e experimenta a máxima amplitude de tensão de cisalhamento é definido como o plano crítico para corpos de prova entalhados (CPN). O trabalho realizou sua análise utilizando dois materiais diferentes e três tipos de entalhes. Com esta abordagem, o trabalho demonstrou que a distância crítica e a previsão de vida podem ser estimadas com precisão mesmo para materiais distintos, tendo seus resultados, quando comparados aos experimentais, dentro de uma banda de dispersão de fator 3.

Ainda em 2019, Martinez et al (MARTÍNEZ *et al.*, 2019) trabalhou novamente com corpos

de prova em alumínio utilizando o Método da Linha (ML) presente na TDC. Foram utilizados métodos de calibração de Susmel e Taylor (SUSMEL; TAYLOR, 2007), usando dois componentes, sendo um não entalhado e outro entalhado e o método de Yamashita (YAMASHITA *et al.*, 2010), com dois componentes com entalhes diferentes. O trabalho comparou a eficácia dos métodos em vários tipos de descontinuidades, como entalhes em V, furos passantes e furos cegos. Mais uma vez, a precisão da previsão de vida em fadiga foi observada usando o TDC.

Também em 2019, SongSong *et al.* (SONGSONG *et al.*, 2019) tiveram dificuldades em prever a vida de fadiga de um virabrequim usando TDC devido à complexidade do componente. O trabalho propôs uma abordagem com modificações para a TDC, onde foi utilizado o Método do Ponto, no qual a distância crítica calculada (L_{PM}) foi obtida em função da distância convencional (L_0) ajustada por um parâmetro que leva em consideração a tensão efetiva (σ_{eff}) e a tensão máxima no pico da raiz do entalhe (σ_{max}). Esta abordagem mostrou-se mais precisa e a partir deste ponto concluiu-se que o efeito de tamanho deveria ser considerado em casos de defeitos ou geometrias proporcionalmente maiores.

Em 2020 uma abordagem experimental ainda não utilizada em trabalhos anteriores pôde ser vista no trabalho de Luo *et al.* (LUO *et al.*, 2020) que iniciaram testes de fadiga com vibrações aleatórias para que, com o conceito de dano por fadiga combinado com TDC fosse possível estimar a vida em fadiga de corpos entalhados. As vibrações foram geradas por um aparato de fixação do componente com um *shaker*, utilizando vibrações biaxiais em diferentes coeficientes e fases entre os dois eixos de vibração. O trabalho utilizou o MP e considerou as reações do material às frequências de vibração impostas. Os resultados obtidos mostraram que a metodologia proposta pode prever com precisão a vida em fadiga nestes tipos de situações vibracionais.

Uma revisão recente tratou das metodologias atualmente utilizadas e avanços nas descobertas sobre os efeitos dos entalhes na resistência e vida em fadiga dos componentes (LIAO *et al.*, 2020a). Em seu artigo, Liao e Zhu dividiram as abordagens sobre a influência dos entalhes em quatro categorias: abordagens de tensão nominal, abordagens de tensão-deformação local, teorias de distância crítica TDC e abordagens baseadas em parâmetros de controle de ponderação. Durante sua revisão, o autor considera que a combinação da TDC com parâmetros de controle de ponderação leva a resultados cada vez mais precisos quando comparados com dados

experimentais.

Ainda em 2020 um trabalho publicado por Jie e Susmel ([JIE; SUSMEL, 2020](#)) iniciou uma abordagem de análise de fadiga em defeitos provenientes de crateras de corrosão em fios de aço de alta resistência. Para resolver o problema numericamente o trabalho utilizou aproximações geométricas para representar as crateras, simplificando-as como semi elipsóides ou semiesferas. Através de simulações utilizando o Método de Elementos Finitos (MEF) e a TDC concluiu-se que aplicando qualquer um dos métodos da TDC (Método do Ponto, Linha ou Área) os resultados alcançados aproximaram satisfatoriamente os valores previstos e os experimentais, comprovando mais uma vez a eficácia da TDC.

Compartilhando o problema proposto por SongSong em 2019, de prever a vida em fadiga de componentes com geometrias complexas, em 2020 Liao e Zhu ([LIAO *et al.*, 2020b](#)) buscaram extrapolar o comportamento de fadiga de estruturas de grande porte utilizando dados experimentais de espécimes de menor escala coletados em laboratório. Em seu trabalho, concluiu-se que para a fadiga de componentes entalhados, três fatores exercem influência significativa sobre o fenômeno: o efeito do tamanho, o efeito do entalhe (distribuição de tensões não homogênea) e o estado de tensão multiaxial. O modelo proposto forneceu uma maneira eficaz de prever a resistência à fadiga de estruturas arbitrárias, independentemente de suas geometrias, dimensões e estados de tensão.

Mais recentemente, em 2021, o foco dos estudos publicados relacionados à fadiga em componentes entalhados foi o uso do efeito de tamanho nas previsões de vida. Usando diferentes abordagens, dois trabalhos recentemente exploraram o tema. Zhu ([ZHU *et al.*, 2021](#)) analisaram três diferentes formas de abordar o efeito de tamanho nas previsões de vida em fadiga: uma abordagem baseada no método do defeito crítico e uma segunda com base no método do elo mais fraco, ambas visando descrever a influência do efeito de tamanho estatístico na resistência à fadiga. A terceira abordagem utiliza o método do volume altamente tensionado (HSV) para descrever o efeito de tamanho geométrico e o efeito de tamanho tecnológico, sendo que este último efeito normalmente leva em consideração a microestrutura e a rugosidade superficial.

O segundo trabalho, proposto por Jin Chao He et al ([HE *et al.*, 2021](#)), considera que o efeito de tamanho é explicado por corpos de prova com geometrias proporcionalmente escalonadas enquanto as propriedades geométricas do corpo de prova na prática geralmente escalam de forma

não proporcional. Assim como concluído em um estudo anterior de Da Silva ([SILVA et al., 2012](#)), de acordo com a pesquisa, dois parâmetros devem ser considerados na previsão de vida dos componentes entalhados para englobar o efeito de tamanho: as propriedades geométricas denominadas sensibilidade ao entalhe, referentes ao efeito do tamanho geométrico, e o tamanho do entalhe, referente ao efeito de tamanho estatístico. Para isso, o trabalho propôs uma combinação do TDC (que considera o efeito de entalhe) e o modelo HSV de Weibull modificado (que considera o efeito de tamanho), acrescentando parâmetros relativos ao efeito de tamanho no processo iterativo do Método do Ponto (MP) para prever a vida em fadiga .

Levando em consideração que os defeitos produzidos neste trabalho são resultado de deformação plástica após aplicação de um indentador, a abordagem da TDC necessita de adaptações para sua utilização, visto que defeitos de indentação não retiram material do corpo de prova e conseqüentemente não apresentam a tensão de pico na raiz do entalhe, o que será demonstrado no decorrer da tese.

Poucos trabalhos abordaram previsão de vida em fadiga para defeitos provenientes de indentações, e nenhum trabalho até o momento utilizou a Teoria da Distância Crítica para prever vida. No entanto, o trabalho de Liu et al ([LIU et al., 2022](#)) avaliou o comportamento de corpos de prova de liga de alumínio 2024-T351 submetidos a indentações produzidas por uma esfera de 1,5875 mm com profundidades variando entre 90 μm e 204 μm , utilizando a metodologia de Murakami ([MURAKAMI, 2002](#)). Em sua pesquisa, Liu encontrou correlações entre a profundidade de indentação e a carga de fadiga aplicada, chegando a conclusão que amplitudes de tensão de fadiga muito altas podem gerar propagação de trincas em qualquer região da seção transversal útil, já amplitudes mais baixas de fadiga sofrem maior influência dos defeitos, propagando trincas mais próximas dos mesmos.

Outra conclusão relevante do trabalho ([LIU et al., 2022](#)) foi que a tensão residual gerada pelo esforço de indentação sofre alívio apenas na primeira ciclagem do material em fadiga, e este alívio é determinante no comportamento do CP durante o processo de fadiga. Carregamentos alternados elevados em defeitos pequenos aliviam quase que completamente as tensões residuais, fazendo com que o corpo de prova se comporte como um CP sem defeitos, no entanto, os carregamentos baixos não atingem a tensão de escoamento do material quando combinadas com as tensões residuais, mantendo o efeito de concentrador de tensão ainda presente e mantendo em

sua vizinhança as iniciações de trinca devido à distribuição de tensões trativas na proximidade das bordas dos defeitos.

Diante do cenário atual de pesquisa acerca do tema, uma busca aprofundada por novas abordagens em conjunto com as já existentes na atualidade se fez necessária para o desenvolvimento desta tese.

1.4 ESTRUTURA DO TRABALHO

Em sua organização, esta dissertação encontra-se estruturada em cinco capítulos:

Capítulo 1 – Introdução: Este capítulo apresenta o problema mecânico e a inovação proposta pela tese, o estado da arte até o período atual e os objetivos do trabalho.

Capítulo 2 – Revisão Bibliográfica: Este capítulo apresenta uma revisão bibliográfica a respeito dos conceitos utilizados neste trabalho. Os tópicos abordados são: Fadiga; Descontinuidades e Defeitos Geométricos, Método da Fratura Linear Elástica, Fadiga Multiaxial, Teoria da Distância Crítica e Tensão Residual;

Capítulo 3 – Materiais e Métodos Experimentais: Este capítulo refere-se à descrição da liga de alumínio 6201-T81, incluindo um estudo das propriedades mecânicas elásticas e plásticas. O procedimento experimental realizado é detalhado, desde a transformação dos fios em corpos de prova, a fabricação dos defeitos por indentação até a execução dos ensaios de fadiga.

Capítulo 4 – Métodos Numéricos: Este capítulo detalha como foram realizados os modelos e as análises de elementos finitos dos corpos de prova e seus defeitos; o detalhamento de alguns códigos em Python utilizados e o pós-processamento de dados para realizar a calibração da relação $R(N_f)$ e de previsão de vida em fadiga das diferentes geometrias.

Capítulo 5 – Resultados e Discussões: Este capítulo apresenta os resultados dos ensaios experimentais com as curvas S-N dos fios lisos e com defeitos, os resultados da calibração da relação $R(N_f)$ e de previsão de vida em 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.

CAPÍTULO 2

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

O estudo do comportamento em fadiga de componentes mecânicos contendo defeitos ou geometrias complexas envolve o conhecimento de diversos temas correlacionados ao fenômeno de falha. Dentre eles destacam-se o próprio conceito de fadiga, a influência dos defeitos como concentradores de tensão, a fadiga multiaxial, a mecânica da fratura, e no caso específico do tipo de defeito abordado no trabalho, as tensões residuais.

Além dos conceitos acima, os métodos de previsão de vida em fadiga e de avaliação das tensões de fadiga como a Teoria da Distância Crítica e os parâmetros multiaxiais de previsão são fundamentais e serão abordados detalhadamente a seguir.

2.1 FADIGA - DEFINIÇÃO E CONCEITOS

Conceitualmente, a fadiga pode ser definida como a falha progressiva de um material ou estrutura submetido a carregamentos variáveis. As falhas por fadiga podem ocorrer devido à aplicação repetida de tensões que, mesmo abaixo do limite de resistência ou escoamento do material, podem causar trincas microscópicas que se propagam e resultam na falha do componente mecânico.

Durante a geração e propagação das trincas, a estrutura que as contém, na maioria dos casos, não apresenta mudanças significativas em seu comportamento, o que torna a sua detecção uma etapa complexa do processo de prevenção à falha. Outro agravante é o fato de que não há indicativos prévios de que a falha irá ocorrer, ocasionando a fratura súbita do material (SHIGLEY; MISCHKE, 2005).

As tensões que ocasionam as falhas por fadiga podem ser aplicadas de maneira axial, torsional, de flexão, ou até mesmo uma combinação destes esforços (DOWLING, 2013). A aplicação destes esforços pode variar no tempo de maneira constante, quando se trata de algum equi-

pamento que realiza um esforço cíclico em sua operação, ou pode acontecer com variação no tempo completamente aleatória, geralmente como resultado do esforço causado pelo ambiente sobre o componente, ou até mesmo por ocasião de uma assimetria em sua forma.

A preocupação em compreender este tipo de falha teve seus primeiros passos com o trabalho August Wöhler, na Alemanha, iniciado na década de 1850 e motivado por falhas em eixos de trem, que estavam sofrendo rupturas repentinas e ocasionando acidentes catastróficos. Wöhler iniciou o desenvolvimento de estratégias de projeto para evitar falhas por fadiga, onde testou diversos metais sob cargas axiais, de flexão e torção.

Em seu trabalho Wöhler também demonstrou que a fadiga era afetada não apenas por tensões cíclicas, mas também pelas tensões médias presentes. Estudos mais detalhados seguindo o exemplo de Wöhler, como os de Gerber e Goodman, incluíram na previsão os efeitos de tensão média. Seus dados de ensaio eram dispostos em tabelas de Tensão vs Vida, que ficaram conhecidas posteriormente como curvas S-N ou curvas de Wöhler.

Em 1910, o cientista Basquin (BASQUIN, 1910) representou os dados de Wöhler em gráficos de potência com escala logarítmica, como representados atualmente, com $\log(\sigma_a)$ (tensão alternada) no eixo das ordenadas e $\log(N)$ (vida em ciclos) no eixo das abscissas. Essa representação é utilizada nos dias atuais para determinar a resistência à fadiga de um determinado material submetido a um tipo de carregamento específico.

2.1.1 Estágios de Falha por Fadiga

A falha por fadiga de um componente pode ocorrer dentro de ampla faixa de ciclos de carga, que variam de poucas repetições, como 100 ciclos, mas que podem chegar a mais de 10^8 ciclos até sua ruptura. Este número de ciclos que o componente pode resistir depende de inúmeros fatores, sendo o primeiro deles o nível da solicitação, ou seja, a intensidade do esforço realizado.

Por se tratar de um processo de dano localizado, durante o carregamento do componente, a deformação plástica nos arredores da região altamente tensionada pode ocorrer, fenômeno que leva ao dano permanente do componente devido ao desenvolvimento de uma trinca (DOWLING, 2012). O desenvolvimento pode ser representado pelos seguintes estágios: (i) nucleação da trinca, (ii) propagação da trinca e (iii) fratura (Fig. 2.1).

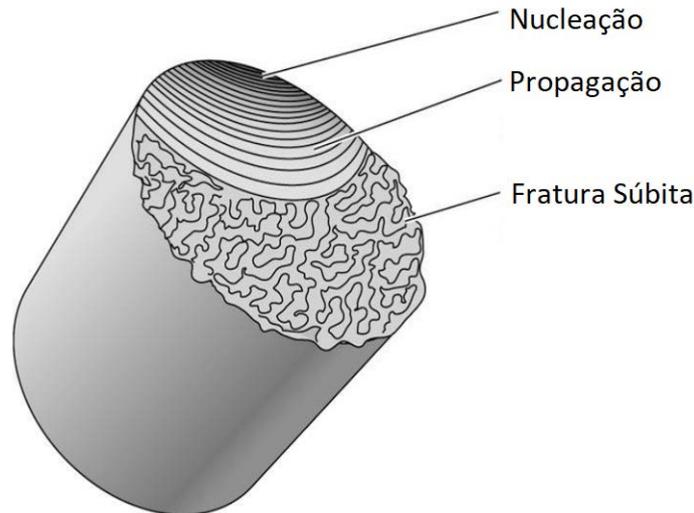


Figura 2.1. Representação da superfície de fratura resultante do crescimento de uma trinca iniciada pelo processo de fadiga. Adaptada de (ASKELAND *et al.*, 2011)

(i) Nucleação

Durante o processo de nucleação, trincas microscópicas surgem no material, onde originam-se em regiões de singularidade, nas quais os níveis de tensão são acentuados. As singularidades mais comuns são as inclusões, fronteiras dos grãos do material, defeitos internos e bandas de deslizamento. Nos grãos cristalográficos que possuem orientação desfavorável às tensões aplicadas geralmente desenvolvem-se bandas de deslizamento.

Nessas bandas ocorre intensa deformação devido ao movimento cisalhante entre os planos cristalográficos, beneficiando o surgimento de micro trincas no interior dos grãos (Fig. 2.2). Na medida em que o número de ciclos vai aumentando, mais zonas de deslizamento são formadas, dando início a outros pontos de surgimento de micro trincas (DOWLING, 2013).

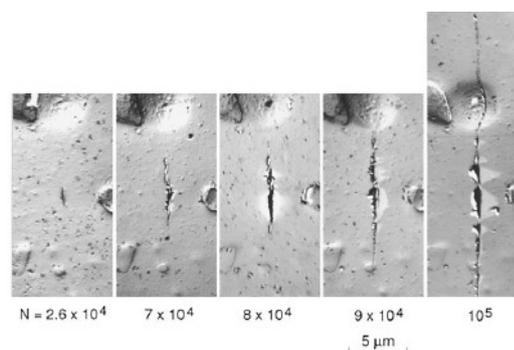


Figura 2.2. Processo de dano por bandas de escorregamento originando micro trinca durante o carregamento cíclico. Adaptada de (DOWLING, 2013)

Metais com comportamento frágil ou com ductilidade pouco expressiva podem apresentar o processo de iniciação de trinca menos generalizado, devido a sua menor capacidade de escoamento. Nesses casos, a nucleação que dá início às trincas tende a se concentrar em regiões de descontinuidade geométrica como: inclusões, vazios internos e arranhões superficiais.

(ii) Propagação

Após iniciada a nucleação, tem-se o processo de propagação, no qual a trinca avança incrementalmente com o número de ciclos. Em seu estágio inicial de propagação o avanço se dá de forma bem lenta e ao longo dos planos cristalográficos onde a tensão de cisalhamento é máxima (LEE *et al.*, 2005). Esse estágio é denominado de estágio de Propagação I. Frequentemente, nos metais policristalinos, as trincas se estendem a apenas alguns grãos durante o primeiro estágio, formando uma superfície de fadiga com aparência plana e sem traços. Esse processo inicial caracteriza-se por ser altamente sensível à microestrutura do material (Fig. 2.3).

No instante em que o fator intensidade de tensão atinge um determinado valor, o estágio de Propagação II tem seu início, caracterizado pela ocorrência de mudança na direção de propagação da trinca para uma direção aproximadamente perpendicular a carga aplicada (Fig. 2.3).

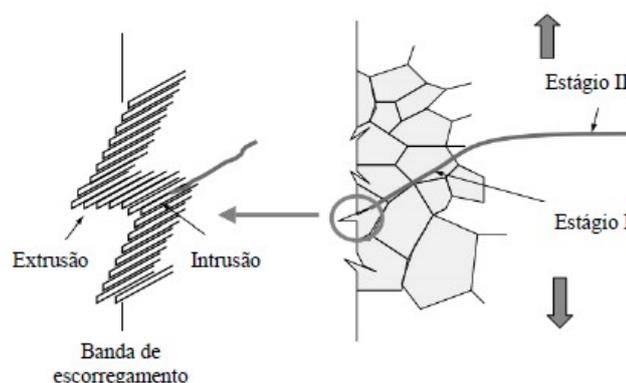


Figura 2.3. Processo de fadiga com os estágios de propagação I e II (trinca curta e trinca longa). Adaptada de (LEE *et al.*, 2005)

A taxa de crescimento se torna mais elevada no estágio II, no qual a superfície de fratura formada passa a apresentar e a ser caracterizada por dois tipos de impressões: marcas de

praias e estrias. Essas impressões demarcam a localização da ponta da trinca em algum instante de tempo do ciclo de carregamento e se apresentam com o formato de picos concêntricos que se expandem para longe do local de iniciação.

Freqüentemente dispostas em um padrão circular ou semicircular, as marcas de praia possuem dimensões macroscópicas e são encontradas em componentes que podem ter sofrido interrupções durante o segundo estágio de propagação, seu surgimento decorre de alterações físicas e químicas que ocorrem na frente de crescimento das trincas. Cada marca de praia representa um período de tempo, no qual o crescimento da trinca ocorreu. Diferentemente das marcas de praia, as estrias são microscópicas em tamanho, tornando necessária a utilização de Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) para sua observação (DOWLING, 2013). Cada estria caracteriza a distância de avanço da frente da trinca durante um único ciclo de carregamento.

Apesar de tanto as marcas de praia quanto as estrias apresentarem aparência similar, elas são diferentes quanto ao tamanho e a origem, possibilitando que existam centenas de estrias em uma única marca de praia (Fig. 2.4).

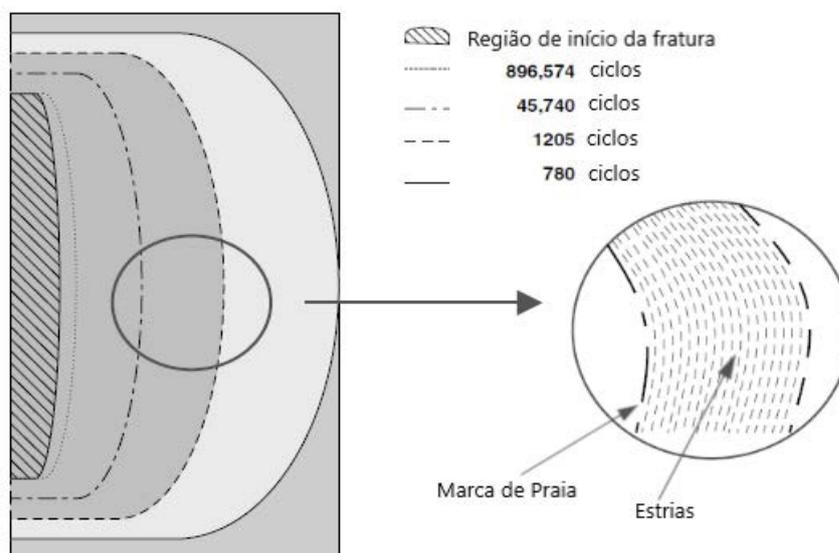


Figura 2.4. Estágios de propagação de trinca (Marcas de Praia e Estrias). Adaptada de (LEE *et al.*, 2005)

(iii) Fratura

Após atingir um determinado tamanho, a trinca reduz significativamente a área solicitada do componente, que não consegue suportar a carga aplicada e a fratura final ocorre. A

falha pode ocorrer de forma dúctil (com deformação plástica) ou frágil (com deformações pouco expressivas) a depender do tipo de material que está sendo solicitado, da geometria do componente, dentre outros fatores.

A fratura frágil apresenta aspecto rugoso, com inúmeras micro-cavidades decorrentes da ruptura abrupta, e, no caso de fratura em materiais dúcteis é possível o surgimento de uma aba de cisalhamento, inclinada em 45° com relação ao plano de aplicação do esforço (DOWLING, 2013).

2.1.2 Conceitos Básicos sobre Tensões Cíclicas

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 (Fig. 2.5). Desta forma, o intervalo de variação da tensão situa-se entre uma tensão mínima (σ_{min}) e uma tensão máxima (σ_{max}). A tensão média (σ_m) e a amplitude de tensão (σ_a) podem ser calculadas em função das tensões máxima e mínima conforme apresentado nas equações a seguir.

Em um carregamento de fadiga a amplitude de tensão é definida como sendo a diferença entre a tensão máxima e a mínima:

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

A tensão média corresponde ao valor médio entre a tensão máxima e a mínima:

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

A razão de carregamento R é o quociente entre a tensão mínima e máxima:

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

Os ciclos de carregamento se diferem de acordo com as características das tensões e razão de carregamento citadas acima. Nos ciclos de carregamento completamente reverso (Fig. 2.5(a)) as tensões máximas e mínimas possuem mesma intensidade, sendo a máxima trativa e a mínima

compressiva, neste tipo de ciclo a tensão média é zero. Nos ciclos de carregamento flutuante (Fig. 2.5(b)) existe a presença de uma tensão média aplicada, fazendo com que as tensões máxima e mínima possuam valores diferentes. Os ciclos de carregamento repetido (Fig. 2.5(c)), caracterizam-se por possuírem uma das tensões iguais a zero, o que torna a razão de carregamento também igual a zero, e uma tensão média se faz presente.

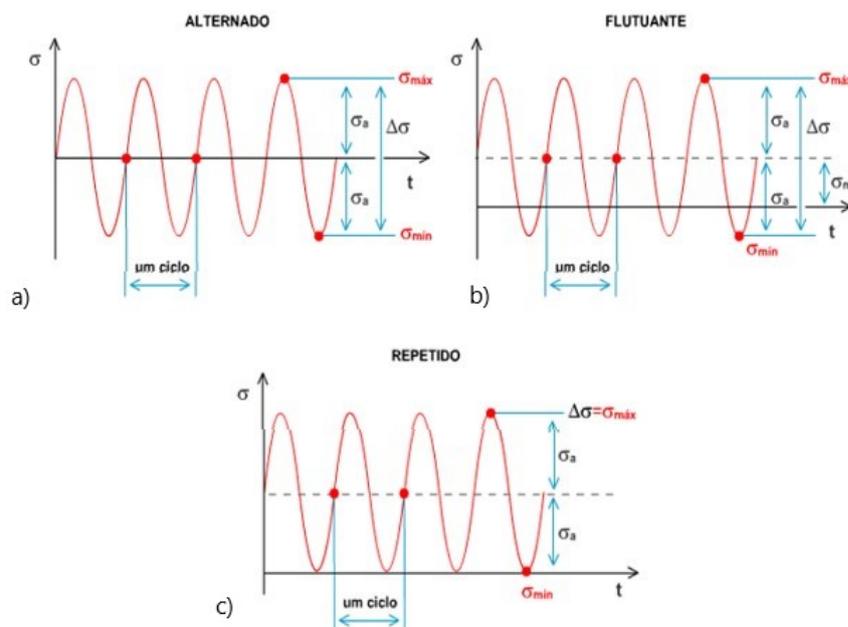


Figura 2.5. a) Ciclo de carregamento completamente reverso $\sigma_m = 0$ ($R = -1$). b) Carregamento com tensão média $\sigma_m \neq 0$. c) Carregamento de tração-tração $\sigma_{min} = 0$, ($R = 0$). Adaptado de (DOWLING, 2013)

2.1.3 Abordagem S-N

A curva S-N, também conhecida como Curva de Wöhler, foi a forma de representação dos dados obtidos nas primeiras metodologias de estudo do comportamento de materiais metálicos submetidos a esforços cíclicos. Neste tipo de curva são relacionadas a amplitude de tensão (σ_a) versus o número de ciclos até a falha (N_f), em uma representação gráfica com eixo das abcissas em escala logarítmica (Fig. 2.6).

Esta curva é gerada a partir dos dados obtidos em ensaios de fadiga de alto ciclo conduzidos no regime elástico. Os níveis de tensão nominal estabelecidos devem ser menores que o limite de escoamento do material, garantindo a permanência do regime elástico durante o ensaio até o momento da ruptura.

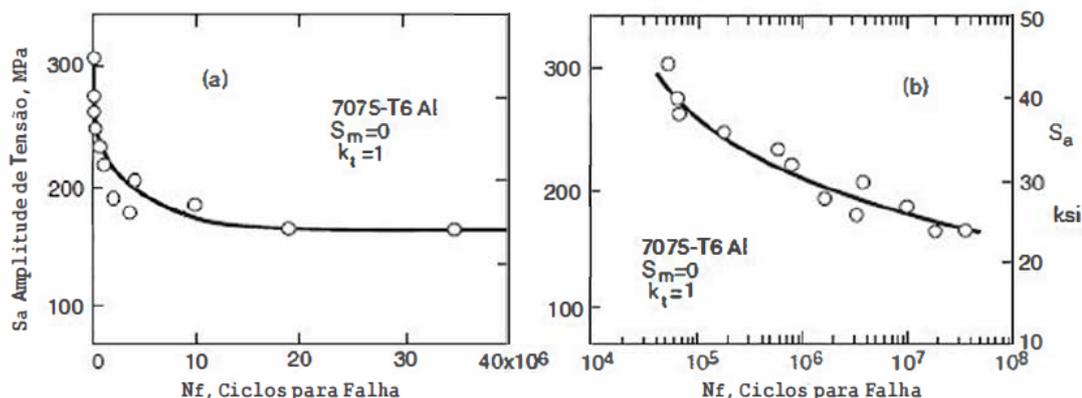


Figura 2.6. Curvas S-N da liga 7075-T6 Al com escala linear (esquerda) e escala logarítmica (direita). Adaptada de (DOWLING, 2013)

Observa-se claramente que o número de ciclos até a falha muda rapidamente com a redução dos níveis de tensão, atingindo um elevado número de ciclos. Este é o principal motivo para que a curva S-N seja apresentada em escala logarítmica. A relação entre as amplitudes de tensões (σ_a) e o número de ciclos até a falha (N_f) para um carregamento completamente reverso ($R = -1$) é dada pela seguinte equação:

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

Onde A e b representam constantes baseadas nos parâmetros de ensaio definidos para construção da curva S-N, e obtidas através da regressão linear dos dados experimentais (BASQUIN, 1910). A obtenção da curva S-N é o procedimento mais utilizado para determinar e avaliar o comportamento em fadiga dos materiais. Para garantir a confiabilidade e precisão dos valores representados na curva é necessário que sejam mantidos os parâmetros de ensaio, ou seja, os corpos-de-prova testados devem ser padronizados em dimensões e geometria, a tensão média (σ_m) e a razão de carregamento (R) devem permanecer constantes para os diferentes níveis de amplitude de tensão (σ_a) ensaiados, sendo este o único parâmetro que deve variar.

Cada corpo-de-prova testados em um nível de tensão específico, previamente estabelecido, é submetido a carregamentos cíclicos com frequência constante até a ruptura do espécime, representando um ponto na curva S-N. Devido a incertezas contidas nos ensaios de fadiga opta-se por realizar mais de um ensaio para o mesmo nível de tensão (FADEL *et al.*, 2012).

Segundo Dowling, nos casos algumas ligas ferrosas e de titânio, a curva S-N passa a ser

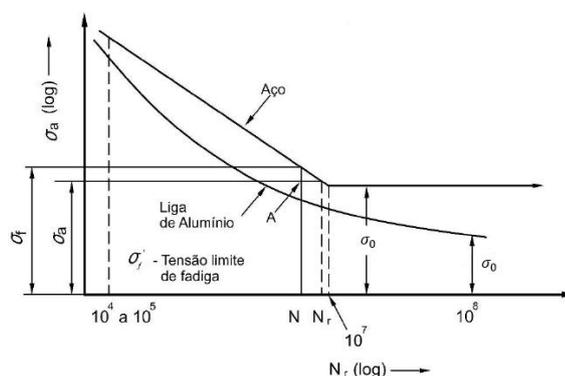


Figura 2.7. Curvas S-N esquemáticas para aço - com tensão limite de fadiga definida - e uma liga de alumínio - determinação de uma resistência à fadiga. (BRANCO *et al.*, 1986)

horizontal a partir de um determinado número de ciclos (N_r). A tensão correspondente a esta linha horizontal (σ_0), é denominada “limite de fadiga”, abaixo da qual a falha por fadiga não irá ocorrer (Fig. 2.7).

No entanto, a maioria das ligas não ferrosas (como o alumínio, cobre, magnésio) não possui um limite de fadiga definido, visto que a curva S-N continua a sua tendência decrescente para um número crescente de ciclos superior a 10^6 ou 10^7 , o que significa que nestes tipos de material a falha sempre ocorrerá, independentemente da amplitude de tensão aplicada. Nestes casos, para as ligas não ferrosas, o limite de fadiga propriamente dito é reinterpretado como uma resposta à fadiga, que passa a ser chamado de resistência à fadiga, definida como sendo o nível de tensão (amplitude de tensão) no qual a falha irá ocorrer para um número de ciclos específico. Este número de ciclos recebe o nome de vida em fadiga do material.

2.1.4 Tensões Médias

A existência de tensão média em um carregamento cíclico pode afetar significativamente a vida em fadiga do material. De maneira geral, a presença de tensão média trativa diminui a vida em fadiga do material, se comparada à aplicação de uma mesma tensão alternada com tensão média zero ($\sigma_m = 0$), enquanto uma tensão média compressiva aumenta a vida em fadiga.

Este fenômeno ocorre pelo fato de a tensão média trativa contribuir para a abertura das trincas, levando a uma redução na resistência à fadiga do material se comparada a dos carregamentos sem tensão média. Por outro lado, uma tensão média compressiva ocasiona o fechamento das faces da trinca, impedindo o seu crescimento, o que pode aumentar a resistência à fadiga

do material (Fig. 2.8).

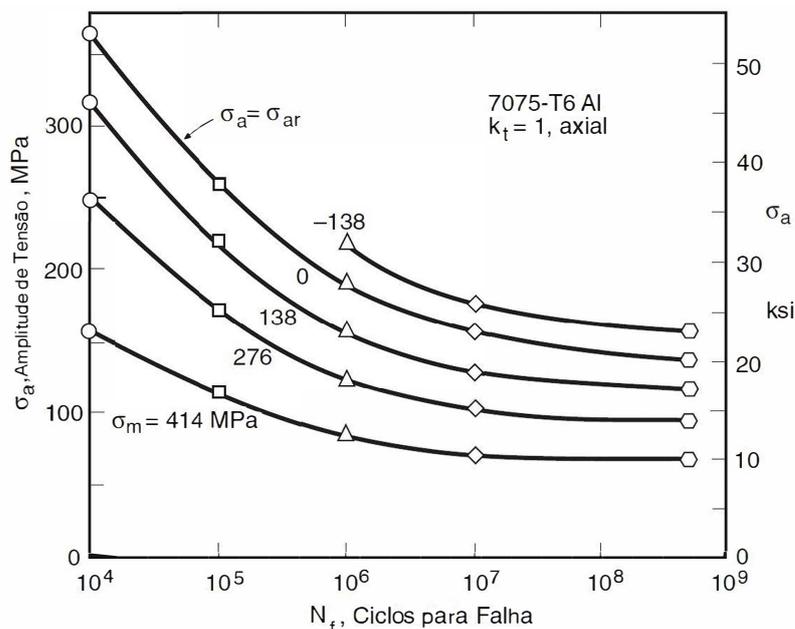


Figura 2.8. Curva S-N em vários níveis de tensão média (trativa e compressiva) – AL 7075-T6. Adaptado de (DOWLING, 2013)

Grande parte dos estudos de materiais em fadiga utiliza-se das curvas S-N referentes a carregamento completamente reverso, no entanto, trabalhos mais recentes têm dado ênfase a tensão média e sua influência, visto que ela afeta diretamente o comportamento em fadiga do componente estudado.

No decorrer dos anos, vários pesquisadores desenvolveram métodos que levassem em consideração influência da tensão média na vida em fadiga. Esses métodos são utilizados como critérios de falha e podem ser utilizados tanto para casos com ou sem a presença da tensão média. Alguns métodos merecem destaque, e serão citados a seguir, do método mais conservador para o menos conservador.

Equação de Soderberg:

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{ar}} + \frac{\sigma_m}{\sigma_y} = 1 \quad (2.5)$$

Equação de Goodman:

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{ar}} + \frac{\sigma_m}{\sigma_{UTS}} = 1 \quad (2.6)$$

Equação de Gerber:

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{ar}} + \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_{UTS}} \right)^2 = 1 \quad (\sigma_m \geq 0) \quad (2.7)$$

Equação de Morrow:

$$\sigma_{ar} = \frac{\sigma_a}{1 - \frac{\sigma_m}{\tilde{\sigma}_{fB}}} \quad (2.8)$$

Equação de Morrow Modificada:

$$\sigma_{ar} = \frac{\sigma_a}{1 - \frac{\sigma_m}{\sigma'_f}} \quad (2.9)$$

Equação de Smith-Watson-Topper:

$$\sigma_{ar} = \sqrt{\sigma_{max} \sigma_a} \quad (\sigma_{max} > 0) \quad (2.10)$$

Equação de Walker:

$$\sigma_{ar} = \sigma_{max}^{1-\gamma} \sigma_a^\gamma \quad (2.11)$$

Nas equações referentes aos critérios de falha pode-se observar que, diferentemente dos outros critérios apresentados, o de Smith-Watson-Topper (SWT) não utiliza propriedades do material em sua formulação. Em todas as equações σ_{ar} representa a amplitude de tensão equivalente a um carregamento completamente reverso. A equação de Walker é dependente de uma constante material (γ) que pode ser obtida por meio de ensaios de fadiga realizados em mais de uma tensão média. Na situação em que (γ) é igual a 0.5 a equação de Walker se iguala a equação de SWT. A tensão σ'_f da equação de Morrow Modificada representa um ajuste da tensão verdadeira de fratura do material ($\tilde{\sigma}_{fB}$) presente na equação de Morrow, que não pode ser facilmente obtida e precisa ser estimada (DOWLING *et al.*, 2009).

Em análise da capacidade destas equações em representar dados experimentais de fadiga em diversos aços, ligas de alumínio e uma liga de titânio, Dowling concluiu que a equação de Goodman é imprecisa quando utilizada para estimar vida (DOWLING, 2013). Já a equação de SWT fornece bons resultados na maioria dos casos, principalmente para ligas de alumínio, assim como a equação de Walker, quando é possível estipular o valor de (γ).

2.2 DESCONTINUIDADES E DEFEITOS GEOMÉTRICOS

Em estudos e análises de tensões, os corpos estudados são considerados normalmente, componentes com geometrias contínuas, no entanto, em situações reais são comumente encontradas

descontinuidades como furos, rasgos, entalhes, *fillets*, e são nestes tipos de regiões que surgem os chamados concentradores de tensões, que intensificam a tensão nestas áreas de descontinuidade.

Com relação à tensão nos entalhes, que são geradores de concentração de tensão em sua região, o parâmetro adotado para representar esses valores é denominado K_t , que é definido como a razão entre a tensão de pico na raiz do entalhe σ_{max} e a tensão nominal aplicada ao componente S . K_t passou a representar o fator de concentração de tensão, sendo calculado pela equação

$$K_t = \frac{\sigma_{max}}{S} \quad (2.12)$$

No entanto, como concluíram Neuber e Peterson, um componente entalhado não poderia ser definido apenas por K_t , pois o fator leva em conta apenas a tensão de pico na raiz do entalhe, embora se observe que há uma variação de tensão próxima à raiz.

Por esta razão, dentro da análise de fadiga, outro fator deve ser levado em consideração, o chamado fator de concentração de tensão de fadiga K_f é definido como a razão entre a resistência à fadiga do corpo de prova liso σ_{ar} e a resistência à fadiga do corpo de prova entalhado S_{ar}

$$K_f = \frac{\sigma_{ar}}{S_{ar}} \quad (2.13)$$

Entalhes suaves têm valores muito próximos de K_t e K_f , entretanto, entalhes agudos produzem fatores K muito diferentes, com K_f consideravelmente menor que K_t , certamente porque a distribuição de tensões em entalhes agudos é maior. A relação entre K_t e K_f permite avaliar a sensibilidade do material ao entalhe.

Essa sensibilidade pode ser representada pelo valor de q que varia de 1 - quando os fatores são idênticos, em entalhes suaves - até zero, quando $K_f = 1$, em defeitos extremamente agudos. q é definido pela equação

$$q = \frac{K_f - 1}{K_t - 1} \quad (2.14)$$

Nos casos em que o valor da tensão de resistência à fadiga do material entalhado S_{ar} é desconhecida, algumas fórmulas empíricas foram desenvolvidas para estimar K_f :

Equação de Neuber (Adaptada de (NEUBER, 1937))

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \sqrt{\frac{\beta}{\rho}}} \quad (2.15)$$

Equação de Peterson (PETERSON, 1959)

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \frac{\alpha}{\rho}} \quad (2.16)$$

Onde α e β são constantes do material obtidas ajustando dados experimentais e ρ é o raio da raiz do entalhe, ou seja, para um K_t fixo o valor de K_f depende apenas do raio da raiz do entalhe ρ .

2.3 MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA (MFLE) E CRESCIMENTO DE TRINCA

A mecânica da fratura linear elástica (MFLE) desenvolvida por Irwin em 1957 foi uma das teorias que auxiliou o entendimento do fenômeno da elasticidade de materiais metálicos contendo trincas (IRWIN, 1957). Em seu estudo, Irwin considerou que os metais apresentavam comportamento elástico, exceto por uma pequena área na extremidade da trinca.

Este conceito reforçou o uso do fator de intensidade de tensão K , que era dependente da distribuição de tensões ao redor da trinca e de seu modo de propagação. O fator K passou a representar a severidade da trinca e sua possível influência no comportamento do componente.

Em um sólido uma trinca pode se propagar em três diferentes modos. No Modo I a carga tende a abrir a trinca, afastando as extremidades da região inicial da trinca perpendicularmente à sua propagação; no Modo II a carga desliza a trinca no plano de propagação (cisalhamento no plano), causando sua propagação na direção de aplicação da carga; e no Modo III a carga desliza a trinca perpendicularmente à direção de propagação como no Modo I, no entanto a aplicação da carga rasga o material (cisalhamento fora do plano) (Fig. 2.9). A maioria dos problemas de interesse na engenharia envolvem trincas em Modo I, principalmente quando se utilizam esforços uniaxiais.

As tensões que representam o Modo I são proporcionais a K_I , denominado fator de intensi-

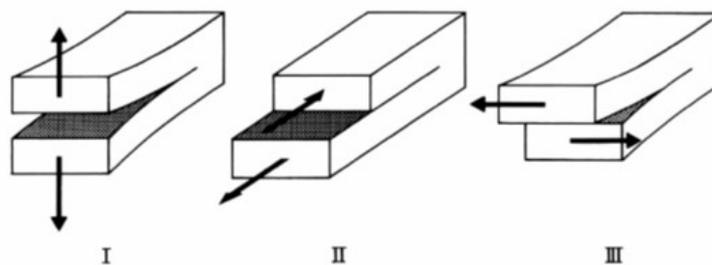


Figura 2.9. Modos de carregamento e abertura de uma trinca em componentes sólidos. Adaptado de (DOWLING, 2012)

dade de tensão. Portanto, a magnitude do campo de tensões ao redor da ponta da trinca pode ser caracterizada pelo valor de K_I . Esse parâmetro é fundamental nas abordagens da MFLE, pois representa a severidade da trinca, e pode ser expresso da seguinte forma:

$$K_I = FS\sqrt{\pi a} \quad (2.17)$$

onde K_I é o fator de intensidade de tensão para o Modo I medido em $MPa\sqrt{m}$, (F) é um fator adimensional que depende da geometria da peça, do tipo de carregamento e da razão 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.

De fato, as trincas podem ser uma das principais causas de falhas de componentes por reduzirem consideravelmente a resistência do material, entretanto, trincas grandes não existem inicialmente no componente, a maioria delas surgem da propagação de uma pequena trinca até que esta provoque sua falha. Essa preocupação estimulou alguns pesquisadores a compreender melhor o fenômeno de propagação da trinca, partindo de um estado estático e apresentando uma taxa de crescimento para cada um dos três estágios de propagação que a trinca apresenta.

O crescimento da trinca e seus estágios podem ser representados por um gráfico log-log que demonstra a taxa de crescimento da trinca (da/dN) em função da variação do fator de intensidade de tensão (K), de acordo com a Fig 2.10. No gráfico, o primeiro estágio apresenta baixo crescimento da trinca com pequenas variações de ΔK , onde é possível verificar a presença do fator limiar de intensidade de tensão ΔK_{th} representando o valor a partir do qual ocorre o crescimento de uma trinca. O segundo estágio representado por uma linha é governado pela equação de Paris (PARIS; ERDOGAN, 1963), e o terceiro estágio é aquele antes da falha, que pode ser definido como um crescimento rápido e instável da trinca.

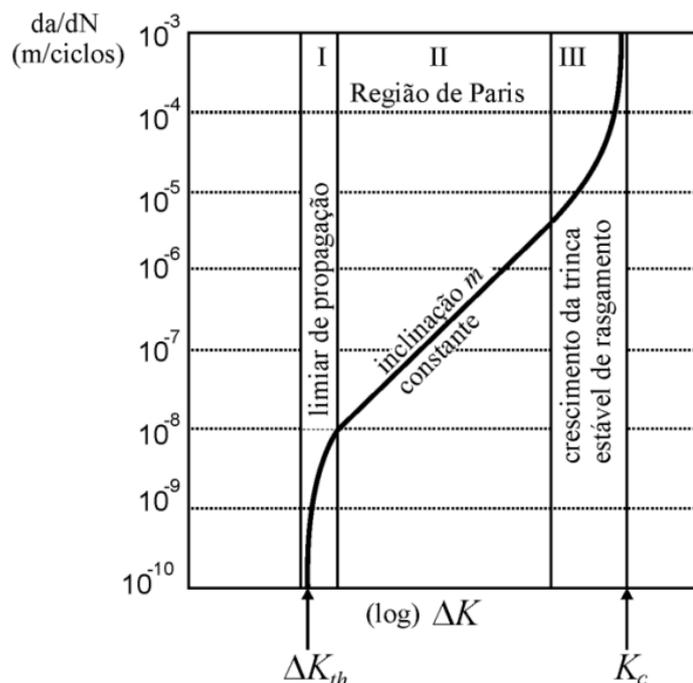


Figura 2.10. Taxas de crescimento de trincas de fadiga em uma ampla faixa de intensidades de tensão. Três regiões de comportamento são indicadas: (I) crescimento lento próximo ao limiar ΔK_{th} , (II) região intermediária seguindo uma equação de potência e (III) crescimento rápido e instável. Adaptada de (SCHIJVE, 2009)

A MFLE conseguiu modelar com sucesso o comportamento de trincas longas em fadiga, entretanto, trincas curtas, por interagirem com a microestrutura do material, não puderam ser bem modeladas com este conceito. A dificuldade encontrada em modelar trincas curtas despertou o interesse de Kitagawa e Takahashi em 1976, que através de experimentos de fadiga encontraram uma relação entre a resistência à fadiga do material e as previsões do MFLE (KITAGAWA, 1976). A Fig. 2.11 mostra o diagrama de Kitagawa-Takahashi, que representa as três zonas de classificação da trinca, relacionando a resistência à fadiga do material com o tamanho da trinca analisada.

O tamanho da trinca L , que representa o ponto de intersecção das duas linhas, define o ponto a partir do qual as previsões da MFLE ultrapassam o limite de fadiga do material. O valor de L que mais tarde foi definido como o tamanho característico do material foi previamente definido por El Haddad (HADDAD *et al.*, 1979) em 1979 usando a equação

$$L = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{th}}{\Delta \sigma_0} \right)^2 \quad (2.18)$$

onde ΔK_{th} é o fator limiar de intensidade de tensão e σ_0 é o limite de resistência à fadiga

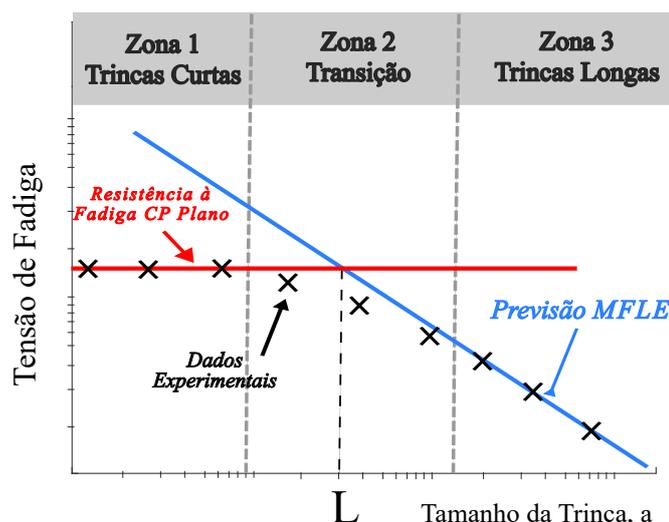


Figura 2.11. Representação esquemática do diagrama de Kitagawa-Takahashi. Modificada de Pessard (PES-SARD *et al.*, 2013)

do material.

Outro estudo que investiga a influência de pequenos defeitos e trincas na vida em fadiga de materiais, um dos mais completos com essa abordagem, foi o de Murakami em 2002, que produziu um método prático para engenheiros e pesquisadores determinarem a vida em fadiga do material com pequenos defeitos apenas incorporando a influência de pequenas trincas ou inclusões (MURAKAMI, 2002). Essa influência é adotada com base em um modelo com parâmetro geométrico $\sqrt{\text{area}}$ do defeito e dureza Vickers do material. A principal vantagem do método de Murakami foi o fato de que, para ser aplicado, não era necessário realizar nenhum teste de fadiga para prever o limite de fadiga.

O trabalho de Murakami (MURAKAMI, 2002) foi posteriormente usado por Yanase e Endo em 2014 para prever a vida em fadiga de componentes com pequenos defeitos. No trabalho em questão, foi utilizado o parâmetro $\sqrt{\text{area}}$ em conjunto com um critério de fadiga biaxial (YANASE; ENDO, 2014). Os autores concluíram que a trinca inicia-se no plano de máxima tensão principal, e o limite de fadiga corresponde ao nível limiar de tensão para a propagação da trinca a partir de um pequeno defeito em um campo de tensão biaxial. Também foi concluído que um pequeno defeito tem um efeito equivalente a uma trinca no limite de fadiga. Por fim, concluíram que os resultados obtidos eram válidos para as condições experimentais presentes, no entanto, conclusões diferentes poderiam ser obtidas dependendo dos tipos de materiais, carregamentos e morfologias de defeitos, uma vez que não existe um modelo de previsão universal para fadiga.

2.4 FADIGA MULTIAXIAL

Poucos anos antes do trabalho de Kitagawa (KITAGAWA, 1976) e El Haddad (HADDAD *et al.*, 1979), um estudo contemporâneo ao de Irwin (IRWIN, 1957) começou a justificar a influência das trincas no comportamento de materiais mecânicos devido à ação de tensões multiaxiais presentes nos componentes entalhados, mesmo quando submetidos apenas a um carregamento uniaxial. Acreditando que a multiaxialidade ocorria devido aos diferentes planos de escorregamento presentes em uma descontinuidade geométrica, Sines (SINES, 1955) e Crossland (CROSSLAND, 1956) propuseram um critério que utilizasse as invariantes do tensor de tração, pois considerariam não apenas a tensão uniaxial aplicada no componente, mas também as porções hidrostáticas e desviantes que apareceram na região da descontinuidade.

Após essa abordagem, diversos outros modelos buscaram entender melhor a influência dos planos presentes nos defeitos, dando a eles o nome de planos críticos. Um dos modelos que merece destaque nesta área foi o modelo de Smith-Watson-Topper (SMITH *et al.*, 1970), que em 1970 argumentou que a nucleação e o crescimento de trincas ocorrem em planos específicos do material, sendo possível não apenas prever a vida em fadiga do material, mas também os planos de iniciação de trincas.

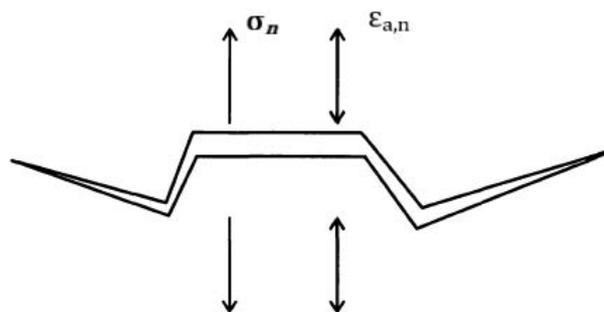


Figura 2.12. Modelo do parâmetro de Smith Watson Topper. (Figura modificada de Socie (SOCIE; MARQUIS, 2000))

O modelo proposto por Smith, Watson e Topper (SWT) baseou-se no fato de que as trincas crescem predominantemente em planos onde as tensões e deformações normais são máximas. Apesar de começar a se propagar devido às tensões de cisalhamento, as trincas continuariam a crescer em planos perpendiculares às tensões e deformações máximas. Fig. 2.12 representa o crescimento da trinca e as direções de tensão e deformação.

A equação referente ao modelo de SWT é dada por

$$\sigma_{n,max} \varepsilon_{a,n} = f(N_f) \quad (2.19)$$

onde $\sigma_{n,max}$ é a tensão normal máxima definida no plano onde a amplitude de deformação $\varepsilon_{a,n}$, também normal à direção de propagação da trinca, é máxima. $f(N_f)$ é uma função da vida, que deve ser calibrada através de testes experimentais. Na análise de fadiga de alto ciclo (HCF) pode-se supor que as deformações são puramente elásticas, e considerando uma curva S-N completamente reversa $R = -1$ o parâmetro SWT pode ser reescrito como

$$\sqrt{\sigma_{n,max} \sigma_{a,n}} = A N_f^B \quad (2.20)$$

Nesta equação, o plano crítico corresponderia ao plano onde o lado esquerdo da equação atingiu seu valor máximo, segundo Chu (CHU, 1995), e os coeficientes A e B são parâmetros relativos às propriedades do material e do tipo de carregamento, e apresentam valores proporcionais aos coeficientes da curva S-N obtida experimentalmente. O coeficiente A é chamado de coeficiente de escala e está relacionado à amplitude da tensão e às propriedades do material, afetando a inclinação da curva. Já o coeficiente B é conhecido como coeficiente de gradiente e está relacionado à sensibilidade da vida em fadiga em relação ao número de ciclos, afetando a taxa na qual a vida em fadiga diminui com um aumento na tensão.

Outro modelo que merece destaque foi o proposto por Fatemi-Socie (FATEMI; SOCIE, 1988) que considerou que materiais e condições de carregamento diferentes resultavam em modos de fratura diferentes e, portanto, não haveria como utilizar parâmetros fixos para todos os casos de fadiga multiaxial.

No modelo formulado por Fatemi e Socie (FATEMI; SOCIE, 1988), determinou-se um parâmetro de fadiga para condições de carga multiaxial, onde o plano crítico pode ser definido como o plano material que experimenta o valor da máxima amplitude da deformação de cisalhamento. No entanto, quando o comportamento de tensão-deformação permanece no regime elástico, o parâmetro Fatemi-Socie pode ser escrito como:

$$FS = \tau_a \left(1 + K \frac{\sigma_{n,max}}{\sigma_y} \right) \quad (2.21)$$

em que τ_a e $\sigma_{n,max}$ são a amplitude da tensão de cisalhamento e a tensão normal máxima

no plano crítico, respectivamente. A sensibilidade do material à tensão normal máxima é representada pela constante K , e σ_y é a tensão de escoamento do material. Neste trabalho, o plano crítico é definido como aquele em que o parâmetro FS atinge o máximo. Além disso, de acordo com (SOCIE; MARQUIS, 2000), se os dados de fadiga de vários estados de tensão não estiverem disponíveis, $K = 1$ pode ser usado como uma aproximação.

2.5 TEORIA DA DISTÂNCIA CRÍTICA (TDC)

A Teoria da Distância Crítica é baseada em conceitos da Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) e trata o problema da fadiga de forma não local. De acordo com esta teoria, o processo de dano por fadiga é dependente do campo de tensão linear-elástica ao redor do concentrador de tensão.

Nesta metodologia, a tensão efetiva (σ_{ef}), característica deste campo de tensão, é comparada com as propriedades de resistência do material visando prever a falha por fadiga. Dentro da teoria, existem algumas formas de estimar esta tensão efetiva: (a) a certa distância crítica do ponto de máxima tensão (Método do Ponto - MP) (b) através da média das tensões ao longo de uma linha com origem na máxima tensão (Método da Linha - ML), (c) com a média das tensões sobre uma área (Método da Área - MA) ou (d) determinado pela média das tensões sobre um volume centrado na máxima tensão (Método do Volume - MV). Cada um dos métodos será detalhado a seguir.

No caso da análise de fadiga, se o valor da tensão efetiva (σ_{ef}) for igual ao limite de fadiga do material (σ_0), então o componente estará na condição limite de fadiga.

Com base nos estudos publicados por Neuber e Peterson, a TDC foi utilizada para prever fratura frágil, pela resistência estática de diferentes materiais, sempre combinando distância crítica com parâmetros como tenacidade à fratura K_c e outros conceitos da MFLE.

Tanaka (TANAKA, 1983) em 1983 relacionou teoricamente a distância crítica ao fator de intensidade de tensão ΔK_{th} em análises de fadiga, mas não apresentou validação experimental na época. Alguns anos depois, Lazzarin et al (LAZZARIN *et al.*, 1997), Taylor (TAYLOR, 1999), e Taylor e Wang (TAYLOR; WANG, 2000), entre 1997 e 2000, desenvolveram conceitos de TDC combinados com critérios de fadiga multiaxial e validaram seus resultados experimentalmente.

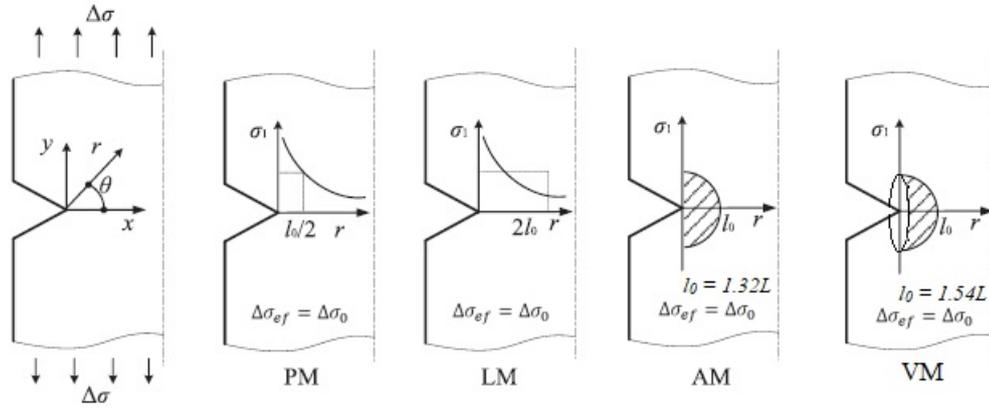


Figura 2.13. Diferentes Métodos da TDC.(Figura modificada de Luo (LUO *et al.*, 2019))

Em todos os métodos, o sistema de coordenadas adotado pode ser representado pela Fig. 2.13. Observa-se que neste sistema a origem está localizada na raiz do entalhe. A Fig. 2.13 mostra a representação esquemática dos quatro métodos descritos a seguir.

- (a) *Método do Ponto* (MP): Neste método a tensão efetiva $\Delta\sigma_{ef}$ é estimada a uma distância específica da raiz do entalhe. De acordo com Tanaka (TANAKA, 1983) e Taylor (TAYLOR, 1999) a distância é dada por

$$\Delta\sigma_{ef} = \Delta\sigma_1 \left(\theta = 0, r = \frac{L}{2} \right) = \Delta\sigma_0 \quad (2.22)$$

onde $\Delta\sigma_1$ corresponde ao intervalo da tensão principal máxima e L é a distância característica eq(2.18) proposta por El Haddad (HADDAD *et al.*, 1979). Nota-se, portanto, que o MP considera como tensão efetiva aquela localizada na distribuição de tensões a uma distância $L/2$ da raiz do entalhe ao longo do plano bissector na direção x Fig. 2.13(PM), e o componente estará em seu limite de fadiga quando o valor da tensão equivalente neste ponto for igual ao limite de fadiga do material.

- (b) *Método da Linha* (ML): Ao contrário do MP, este método não considera apenas a tensão em um ponto como a tensão efetiva, nesta abordagem a tensão efetiva $\Delta\sigma_{ef}$ é estimada pela média das tensões em uma linha Fig. 2.13(LM) de comprimento $2L$ a partir do entalhe, região na qual se localiza a máxima tensão. De acordo com Lazzarin (LAZZARIN *et al.*, 1997), Tanaka (TANAKA, 1983) e Taylor (TAYLOR, 1999) a tensão efetiva é dada por

$$\Delta\sigma_{ef} = \frac{1}{2L} \int_0^{2L} \Delta\sigma_1(\theta = 0, r) dr = \Delta\sigma_0 \quad (2.23)$$

(c) *Método de Área* (MA): Proposto por Taylor ([TAYLOR, 1999](#)), neste método a tensão efetiva $\Delta\sigma_{ef}$ poderia ser estimada pela média das tensões contidas na área de um semicírculo com centro na raiz do entalhe. O raio crítico desta circunferência Fig. 2.13(AM) é agora equivalente a $1,32L$ de acordo com Bellet et al ([BELLETT et al., 2005](#)). A tensão efetiva pode ser calculada por

$$\Delta\sigma_{ef} = \frac{2}{\pi(1.32L)^2} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \int_0^{1.32L} \Delta\sigma_1(r, \theta) r dr d\theta = \Delta\sigma_0 \quad (2.24)$$

(d) *Método do Volume* (MV): Com base no conceito adotado no MA, este método proposto por Bellett et al ([BELLETT et al., 2005](#)) determinou que a tensão efetiva fosse estimada pelo valor médio da tensões contidas em uma semi-esfera, também centrada na raiz do entalhe, como no MA. O trabalho ([BELLETT et al., 2005](#)) definiu como um raio crítico Fig. 2.13(VM) o valor equivalente a $1.54L$ e a tensão efetiva $\Delta\sigma_{ef}$ poderia ser calculado por

$$\Delta\sigma_{ef} = \frac{3}{2\pi(1.54L)^3} \int_0^\pi \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \int_0^{1.54L} \Delta\sigma_1(r, \theta, \varphi) r^2 \sin\theta dr d\theta d\varphi = \Delta\sigma_0 \quad (2.25)$$

onde θ e φ são os ângulos de referência dos planos xy e xz respectivamente.

Com base nesses métodos de TDC combinados com critérios de fadiga multiaxial, algumas análises mais complexas foram desenvolvidas nos anos seguintes. Susmel e Taylor ([SUSMEL; TAYLOR, 2008](#); [SUSMEL; TAYLOR, 2012](#)) usaram a TDC junto com o Método da Curva de Wöhler Modificada para prever a vida em fadiga de componentes entalhados.

Nesse período, com o avanço da tecnologia envolvendo o Método dos Elementos Finitos (MEF), a TDC passou a ser amplamente utilizada, pois a parte mais complexa de sua aplicação era determinar a distribuição de tensão nas proximidades do entalhe, que sem a aplicação do MEF era extremamente trabalhoso.

2.5.1 TDC e Métodos de Calibração

Susmel e Taylor (SUSMEL; TAYLOR, 2007) propuseram uma reformulação da TDC para não apenas prever a tensão efetiva, mas também prever a vida em fadiga de componentes entalhados, utilizando como base a ideia de que a distância crítica L varia com o número de ciclos até a falha N_f .

Em seu trabalho, foi proposta a possibilidade de calibração por duas metodologias diferentes: (i) calibração usando as propriedades estáticas e de limite de fadiga do material, (ii) calibração usando duas Curvas de Wöhler ou S-N, sendo uma delas produzida a partir de componentes não entalhados e outra por componentes entalhados.

Nos anos seguintes, Yamashita et al (YAMASHITA *et al.*, 2010) propuseram uma terceira abordagem: (iii) calibração usando duas curvas Wöhler ou S-N, ambas de componentes com entalhes porém com raios diferentes.

Para ambas as abordagens (ii) e (iii) o método TDC utilizado para calibração foi o Método do Ponto (MP). A seguir, serão apresentados brevemente os aspectos básicos de cada uma das metodologias.

- (i) A calibração baseada nas propriedades estáticas e de fadiga do material calcula primeiro as distâncias críticas no caso estático (eq. 2.26) e no caso dinâmico (eq. 2.27) com base no comprimento característico de El Haddad (HADDAD *et al.*, 1979) abaixo

$$L(N_S) = L_S = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_{IC}}{\sigma_{UTS}} \right)^2 \quad (2.26)$$

$$L(N_0) = L = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{th}}{\Delta \sigma_0} \right)^2 \quad (2.27)$$

Com os valores de contorno definidos, os valores intermediários de L são estimados como resultantes de uma função de potência como a apresentada a seguir

$$L(N_f) = A N_f^B \quad (2.28)$$

As constantes A e B são diferentes para cada material e razão de carregamento R . Com os valores estáticos e dinâmicos de L , três linhas são construídas simplificando a curva de

Wöhler para um determinado material Fig. 2.14, usando as mesmas propriedades usadas para calcular o L_S e L .

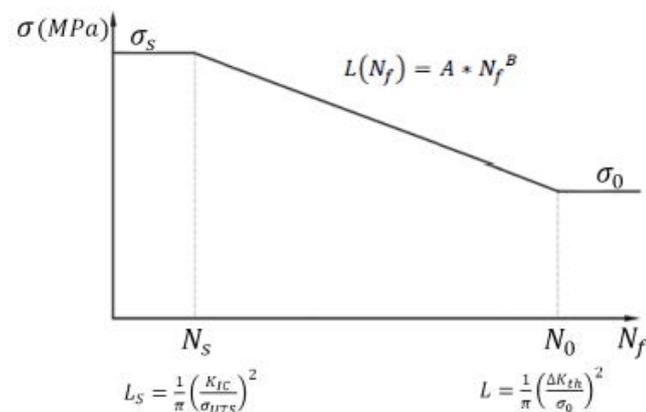


Figura 2.14. Curva de Wöhler (escala logarítmica) simplificada por três linhas e as distâncias críticas L_S referente ao caso estático e L referente ao limite de fadiga.

Desta forma, obtém-se a tensão estática (σ_S) com base no limite de resistência do material (σ_{UTS}) e a razão de carregamento R .

$$\sigma_S = \frac{(1 - R)}{2} \sigma_{UTS} \quad (2.29)$$

Com os valores de tensão σ_S e σ_0 os valores de vida N_S e N_0 podem ser determinados pela função potência (eq. 2.28). Os valores de A e B podem ser definidos pelas funções

$$A = L N_0^{-B} \quad (2.30)$$

$$B = -\frac{\log \frac{L_S}{L}}{\log \frac{N_0}{N_S}} \quad (2.31)$$

A determinação de A e B requer valores precisos de N_S e N_0 , o que geralmente não é possível em regimes de baixo ciclo (SUSMEL; TAYLOR, 2007).

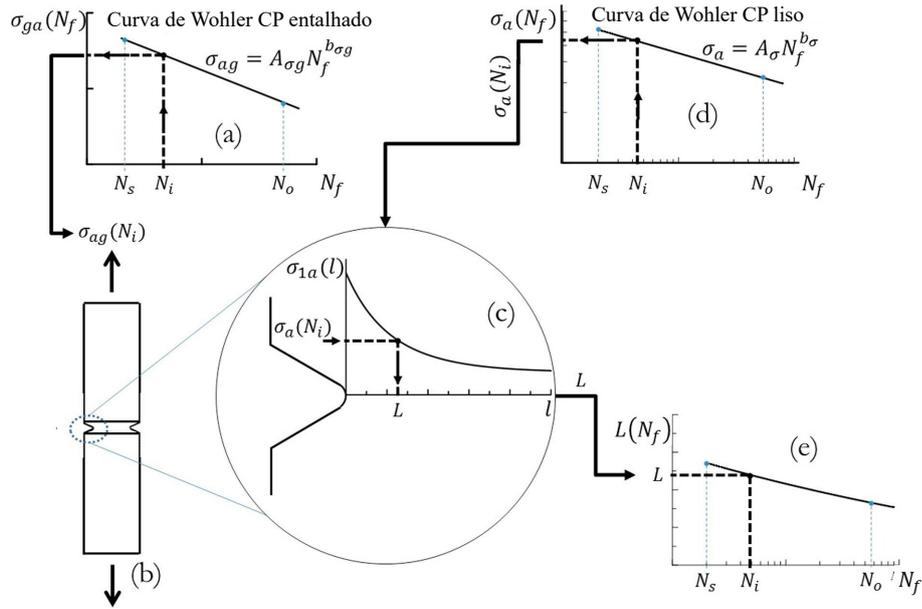


Figura 2.15. Visão esquemática do procedimento para obtenção da curva $L(N_f)$. (a) Escolha de uma vida N_i na curva S-N de um CP entalhado. (b) Simulação em MEF de um CP entalhado com a amplitude de tensão σ_{ga} correspondente a vida N_i . (c) Distribuição de tensões a partir do *hotspot* correspondente à amplitude de tensão simulada. (d) Obtenção da amplitude de tensão do CP liso para a vida N_i . (e) Curva de calibração $L(N_f)$ obtida após repetição das etapas (a)-(d). (Figura modificada de Sa (SÁ *et al.*, 2018))

(ii) Calibração utilizando duas curvas S-N, uma referente ao componente não entalhado e outra relativa ao componente entalhado geradas sob as mesmas condições e razões de carregamento. Com as duas curvas (Fig. 2.15), um valor de vida fixo $N_f = N_i$ é adotado e a tensão correspondente σ_{ag} do corpo de prova entalhado (Fig. 2.15.(a)) é aplicado sobre a representação do componente entalhado (Fig. 2.15.(b)), gerando a distribuição de tensões desde a raiz do entalhe através do MEF (Fig. 2.15.(c)).

Nesta distribuição (Fig. 2.15.(c)) a tensão σ_a correspondente à mesma vida N_i é obtida da curva S-N do componente sem entalhe (Fig. 2.15.(d)). A partir desta tensão, o comprimento L correspondente à tensão σ_a é encontrado, gerando um ponto no gráfico L-N (Fig. 2.15.(e)).

Repetindo o procedimento alternando os valores para N_i , obtém-se a linha que compõe o gráfico (Fig. 2.15.(e)).

(iii) Calibração utilizando duas curvas S-N, ambas em componentes entalhados com raios diferentes $\rho = \rho_1$ e $\rho = \rho_2$, realizando nas duas curvas um procedimento semelhante ao método aplicado em (ii) no qual uma vida fixa N_i é definida, encontrando as tensões σ_i, ρ referentes a cada espécime entalhado (Fig. 2.16.(a)). Em seguida, o MEF é aplicado

para determinar a distribuição da máxima tensão normal $\sigma_{max,p}$ de cada um dos dois corpos de prova entalhados com a respectiva tensão relacionada à vida N_i (Fig. 2.16.(b)).

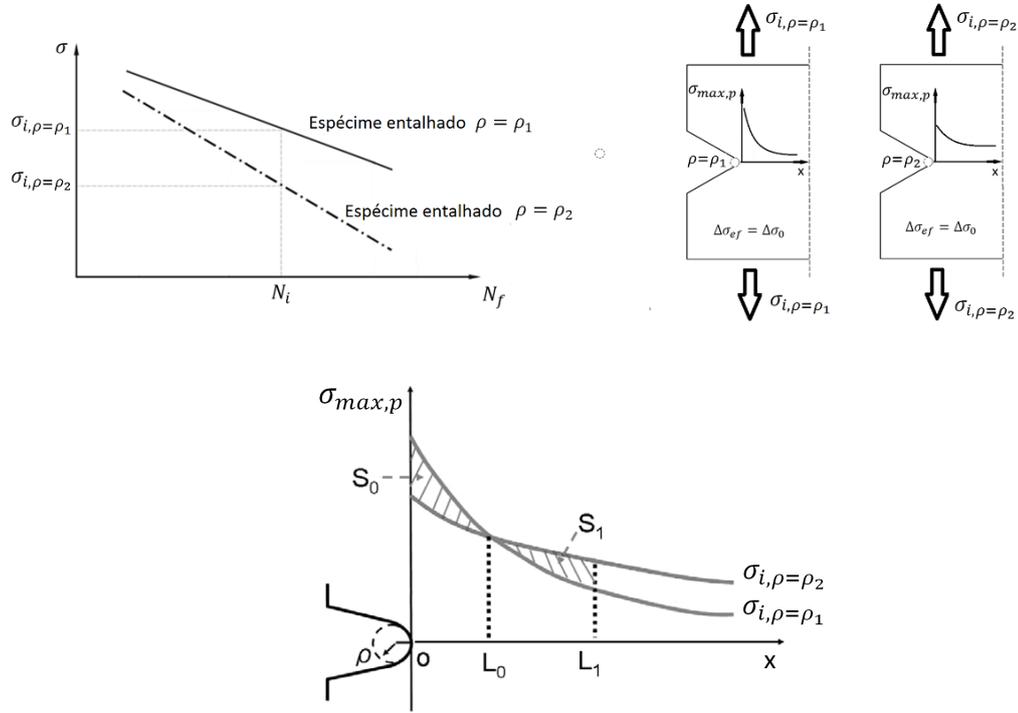


Figura 2.16. Visão esquemática do procedimento para obter o diagrama $L(N_f)$ utilizando o método de calibração (iii)

Representando as duas curvas de tensão em um gráfico (Fig. 2.16.(c)) e utilizando a metodologia de Yamashita (YAMASHITA *et al.*, 2010), determina-se o ponto L_0 , que corresponde ao encontro das duas curvas e o ponto L_1 que delimita a região onde a área entre os gráficos assume o mesmo valor que a área anterior ao ponto L_0 . O ponto L_1 corresponde à distância crítica na qual as tensões médias dos dois corpos entalhados são iguais.

O raciocínio do método exposto na Fig. 2.16.(c) pode ser explicado por

$$\sigma_{DC} = \frac{1}{L_1} \int_0^{L_1} \sigma_{max,p}(x, \rho = \rho_1) dx = \frac{1}{L_1} \int_0^{L_1} \sigma_{max,p}(x, \rho = \rho_2) dx \quad (2.32)$$

onde σ_{CD} é a tensão associada à distância crítica L_1 .

Similarmente ao método (ii) a repetição deste procedimento fornece mais valores ao gráfico de calibração L-N a partir dos pontos L_1 encontrados.

2.5.2 Métodos iterativos para previsão de vida em fadiga de componentes entalhados

Após o desenvolvimento da calibração utilizando a TDC juntamente com as curvas S-N, foram utilizados processos iterativos para estimar a vida em fadiga dos componentes entalhados a partir dos valores encontrados nos diagramas L-N.

Para o método associado à curva S-N, uma vez definido o valor de vida inicial $N_{f,1}$, encontra-se a distância característica L relativa à equação

$$L(N_{f,1}) = A N_{f,1}^B \quad (2.33)$$

A partir do valor encontrado, $L(N_{f,1})$ é aplicada na distribuição de tensão na raiz do entalhe obtido pelo MEF e o valor de $\sigma_{1,a}$ associado a essa distância é extraído. Com a tensão obtida, a vida $N_{f,2}$ é calculada usando a equação

$$N_{f,2} = N_A \left(\frac{\sigma_A}{\sigma_{1,a}} \right)^k \quad (2.34)$$

na qual N_A representa o número de ciclos para falha de referência para fadiga de alto ciclo ($2,6 \cdot 10^6$ ciclos), σ_A representa a amplitude de tensão nominal referente a N_A ciclos, e k representa um coeficiente referente à inclinação da curva S-N. Se o valor $N_{f,2}$ calculado for diferente do valor $N_{f,1}$ assumido anteriormente, o novo valor de $N_{f,1}$ deve ser igual ao obtido para $N_{f,2}$ e os passos devem ser repetidos, até que o novo valor obtido para $N_{f,2}$ apresente convergência com $N_{f,1}$. O diagrama a seguir (SUSMEL; TAYLOR, 2007) representa o processo iterativo descrito.

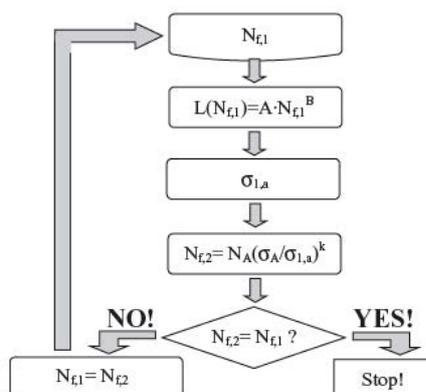


Figura 2.17. Fluxograma resumindo o procedimento iterativo que pode ser usado para estimar a vida em fadiga de acordo com a proposta de extensão da TDC. (SUSMEL; TAYLOR, 2007)

O método iterativo para a curva de Wöhler Modificada (MCWM) segue procedimentos semelhantes de previsão, diferindo basicamente na curva S-N aplicada, utilizando amplitudes de tensões de cisalhamento (τ_a) no lugar de amplitudes de tensão normais (σ_a), visto que a metodologia (MCWM) baseia-se em situações onde predominam tensões cisalhantes e carregamentos multiaxiais.

Um processo iterativo proposto por Sá (SÁ *et al.*, 2018) (Fig. 2.18) pode ser descrito da seguinte forma: o primeiro passo é determinar, por uma Análise de Elementos Finitos (FEA), a distribuição de tensões ao longo do plano bissecor do entalhe (Fig. 2.18(b)). Após esta etapa, encontra-se uma distância arbitrária l da raiz do entalhe no plano crítico e calcula-se o par $(\tau_a, \sigma_{n,max})$, (Fig. 2.18(c)), para estimar a vida de acordo com o MCWM, (Fig. 2.18(d)).

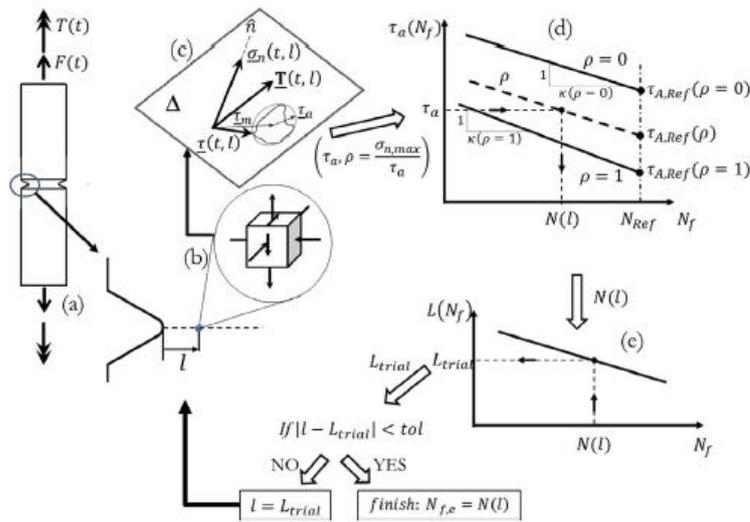


Figura 2.18. Resumo esquemático da metodologia proposta para estimativa de vida em fadiga multiaxial usando o MP (TDC) e o MCWM (a) Simulação de um CP com carregamento multiaxial. (b) distribuição de tensões ao longo do plano bissecor. (c) Obtenção do tensor de tensões a uma distância l da raiz do entalhe. (d) Determinação da vida N_l com base na tensão cisalhante e normal máxima. (e) Conferência da vida obtida com a distância crítica da curva de calibração. (SÁ *et al.*, 2018)

A partir desta vida estimada pode-se obter do diagrama $L(N_f)$ a distância crítica hipotética (l_{trial}) (Fig. 2.18(e)). O procedimento termina quando a diferença entre (l) e (l_{trial}) for menor que uma determinada tolerância.

2.6 TENSÃO RESIDUAL - DEFINIÇÃO, CONCEITOS E RELAÇÃO COM PROCESSO DE INDENTAÇÃO

Certas falhas estruturais ou de componentes mecânicos ocorrem não apenas pelo elevado nível de tensões devido ao carregamento de serviço, mas da combinação destas com as tensões residuais, que frequentemente se formam durante operações de fabricação como: fundição, laminação, soldagem, estampagem ou forjamento (SUTERIO *et al.*, 2005).

Em outros casos as tensões residuais podem ser introduzidas posteriormente sobre o material: durante procedimentos de instalação, montagem, eventuais sobrecargas, ou ainda, por reparos e modificações em serviço. A tensão residual inserida durante instalação e montagem caracteriza, inclusive, o fenômeno que é foco da presente tese, decorrente do amassamento causado pelo grampo de fixação do cabo à estrutura da linha de transmissão.

As tensões residuais são tensões internas que se desenvolvem em componentes que apresentam um estado de equilíbrio macroscópico no material. Os campos de tensões residuais estão presentes no material mesmo sem a existência de carregamentos externos, gradientes de temperatura, forças de corpo ou influência da gravidade.

O surgimento de tensões residuais em um material pode causar efeitos favoráveis ou prejudiciais de acordo com certas características: comportamento trativo ou compressivo, a intensidade da tensão, a distribuição da tensão residual e da interação destas características com as tensões aplicadas pelo carregamento de serviço.

No entanto, em sua maioria, são consideradas tensões inoportunas pela dificuldade em avaliar sua magnitude e pela grande capacidade de se combinarem com tensões devido à corrosão e com tensões presentes nas situações de fadiga. (SUTERIO *et al.*, 2005)

As tensões residuais induzidas em um componente são o resultado de uma combinação de efeitos mecânicos e térmicos. De forma exemplificada, a ação mecânica de uma ferramenta em contato com um componente produz deformações plásticas que geram tensões residuais compressivas. Por outro lado, o efeito térmico decorrente da elevação da temperatura causada pelo cisalhamento do material e pelo atrito ferramenta/peça pode resultar em tensões residuais de tração ou de compressão, dependendo da temperatura máxima atingida nas camadas superficiais da peça e das alterações metalúrgicas decorrentes dessa temperatura.

O processo de determinação das tensões residuais por métodos analíticos e numéricos geralmente é muito difícil por exigir o conhecimento de toda a história de carregamento do material, no entanto, esta informação raramente é conhecida com o detalhamento necessário.

As tensões residuais podem ser categorizadas pela escala de comprimento sobre a qual atuam. O Tipo I, conhecido como tensões residuais macroscópicas, que se estendem por distâncias de milímetros ou mais, são as macro tensões que aparecem em componentes fabricados. O Tipo II são tensões residuais microscópicas que se estendem por distâncias na faixa de microns (μm), como por exemplo, entre grãos em metais. As macro tensões do Tipo I, sejam residuais ou aplicadas, são causadoras das micro tensões do Tipo II (SCHAJER, 2013). Por fim, as tensões residuais do Tipo III são aquelas que ocorrem na escala atômica ao redor de discordâncias e interfaces cristalinas.

Segundo Hauk (HAUK, 1997), para definir se o efeito encontrado é causado por macro tensões residuais (macro-RS) ou por micro tensões residuais (micro-RS), existem duas possibilidades: remover, através de técnicas utilizando ácidos, as camadas superficiais e medir a tensão no plano cristalino em cada nova superfície e/ou medir a tensão no plano cristalino em diferentes planos em todas as fases presentes. Para Hauk, se o efeito for um fenômeno de superfície, a tensão compressiva na superfície deve ser compensada por tensão residual trativa no núcleo da amostra, no entanto, se apenas micro-RS entre os cristais de diferentes orientações estiverem presentes, a tensão residual dispersa em diferentes planos cristalinos deve se compensar até zero, o que faz com que o material não apresente variações no seu aspecto macro.

Em análise semelhante, Schajer (SCHAJER, 2013) afirma que as tensões se auto equilibram, isto é, regiões localizadas contendo tensões de tração e outras contendo tensões de compressão somam-se para criar forças e momentos resultantes iguais a zero em todo o volume do material ou estrutura. Schajer demonstra de forma simplificada (Fig. 2.19) como uma distribuição de tensões residuais através da espessura de uma folha de vidro temperado pode existir sem uma carga externa, na qual as tensões de tração na região central se equilibram com as tensões de compressão nas superfícies.

Apesar das macro tensões serem geralmente causadas por efeitos superficiais e as micro tensões ocorrerem entre as fases presentes no material, a deformação plástica pode criar micro tensões entre os cristais de fases com orientações diferentes.

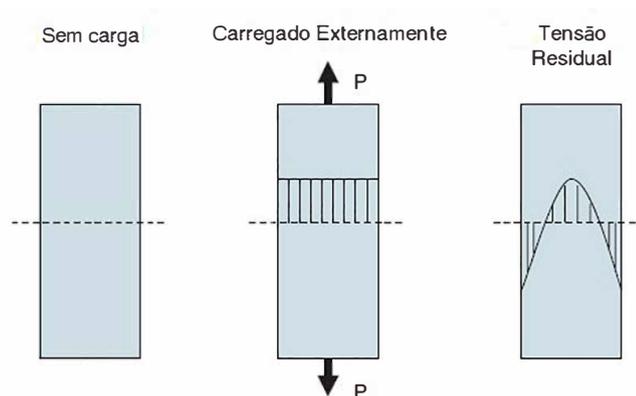


Figura 2.19. Diagrama esquemático da seção transversal de uma folha de vidro temperado demonstrando como a tensão residual fica disposta após cessar a aplicação da carga externa. Adaptada de (SCHAJER, 2013)

Quando as tensões residuais macroscópicas assumem um estado de equilíbrio qualquer alteração, como a retirada do material ou surgimento de uma nova superfície, exige que as tensões se reorganizem para que uma nova configuração de equilíbrio seja atingida. Por esse motivo, materiais conformados, estampados e forjados podem sofrer acréscimo ou alívio de tensões residuais pelo simples fato de passarem por outro processo de fabricação, como usinagem por exemplo.

Uma revisão sobre trabalhos recentes (2010 a 2020), sem deixar de englobar os estudos anteriores nos quais estes trabalhos foram embasados, a respeito dos aspectos gerais das tensões residuais agrupou diversos questionamentos e problemas de engenharia que, de alguma forma sofrem influência deste tipo de tensão. Três principais perguntas englobam os interesses em pesquisar e entender o fenômeno da tensão residual (TABATABAEIAN *et al.*, 2022). Nesta tese, por exemplo, o foco é entender os efeitos das tensões residuais provenientes da indentação na vida em fadiga do material (Fig. 2.20), para desta forma analisar e ajustar os parâmetros de previsão de vida em fadiga de maneira adequada e consistente com o que já foi pesquisado até o momento.

Apesar da grande predominância de métodos experimentais para determinar as tensões residuais em componentes mecânicos, muitos destes métodos acabam por inutilizar o componente durante sua avaliação, acarretando em aumento de custos na aplicação destes processos.

Métodos não destrutivos, como exames de imagem, ultrassom, raios-x e difração de nêutrons podem ser utilizados com precisão para avaliação de tensões residuais, no entanto, além de serem dispendiosos, geralmente analisam apenas as tensões presentes nas proximidades das su-

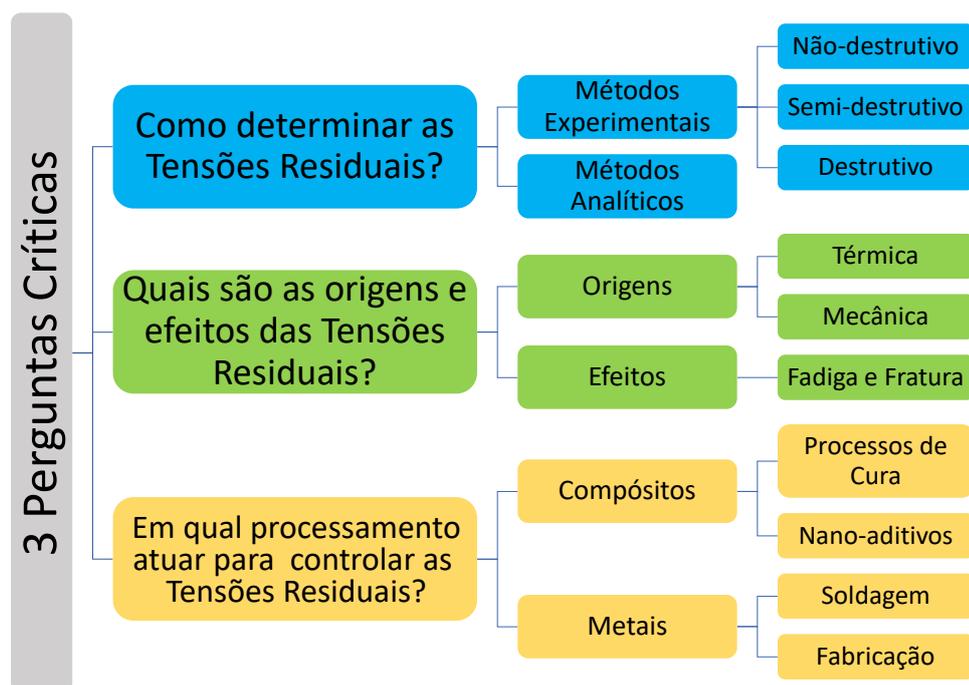


Figura 2.20. Temática abordada na revisão conceitual sobre tensão residual, baseada em 3 principais perguntas. Adaptada de (TABATABAEIAN *et al.*, 2022)

perfícies. Para análises mais profundas, no interior do componente, os métodos semi-destrutivos e destrutivos demonstram maior eficiência e menor custo.

Com a evolução tecnológica na área computacional e de simulações, conjuntamente com o aumento significativo da capacidade de processamento dos computadores atuais, a utilização de métodos de elementos finitos (MEF), associado ao uso de softwares de análise baseados neste método, tornou-se importante ferramenta de aplicação da metodologia analítica para determinação das tensões residuais.

O uso de MEF para obtenção do campo de tensões residuais passou a ser abordado com frequência em estudos nos últimos anos, tornando o método analítico um aliado na validação de testes experimentais, em busca da redução de tempo e de custo ao determinar as tensões residuais.

Estudos comparativos entre os métodos experimentais e analíticos (TABATABAEIAN *et al.*, 2022) demonstraram que os valores medidos e simulados possuem proximidade apreciável, desde que haja a preocupação em alimentar as simulações com parâmetros mecânicos necessários da forma mais completa possível. A deficiência de parâmetros inseridos pode acarretar em

subestimação ou superestimação das tensões residuais durante a análise, e, portanto, muita atenção ao tipo de avaliação que está sendo executada é necessária.

2.6.1 Tensões Residuais Pós Indentação

O processo de indentação é utilizado atualmente como um método de medição de tensões residuais. O método é realizado através de um punção normalizado com cabeça semi-esférica, cônica ou piramidal, que é firmemente pressionado sobre o ponto da superfície do material onde se pretende medir as tensões residuais (SUTERIO *et al.*, 2005). Em torno deste ponto, nota-se uma região plastificada, cuja forma e extensão são influenciadas pelo nível de tensões combinadas que o material apresenta. Utilizando o interferômetro radial é possível medir o campo de deslocamentos radial provocado pela indentação. Em seguida, utilizando-se de um modelo analítico-numérico, pode-se determinar o estado de tensões combinadas (tensões de serviço combinadas com as tensões residuais) sobre a região deformada plasticamente.

O campo de deformações locais decorrentes da indentação é função da forma da ferramenta de indentação, das propriedades do material, da carga de indentação e da magnitude e direção das tensões residuais inicialmente presentes no material.

O método da indentação tem sido utilizado em diversas áreas de pesquisas devido a sua facilidade de manuseio e por ser um método não destrutivo. Ao aplicar o método é possível a obtenção direta ou indireta de propriedades do material como: propriedades elasto-plásticas de materiais como o módulo de elasticidade (módulo de Young) e a tensão de escoamento, dureza, tensões residuais e até mesmo determinar a resistência à fratura.

Dentre as diversas técnicas utilizadas para determinar estas propriedades, duas delas são consideradas ideais para a avaliação de tensões residuais: a de carga conhecida, quando realizada através dos equipamentos chamados durômetros, e as de deslocamento conhecido, nas quais se faz necessária a inspeção do componente pós indentação e o conhecimento das propriedades elásticas do material.

A indentação causa um re-equilíbrio no estado de tensão do corpo, provocando um campo de deslocamentos ao redor da indentação. Tais fatores foram observados qualitativamente através de métodos ópticos, por (UNDERWOOD, 1973), (SUTERIO *et al.*, 2005) dentre outros

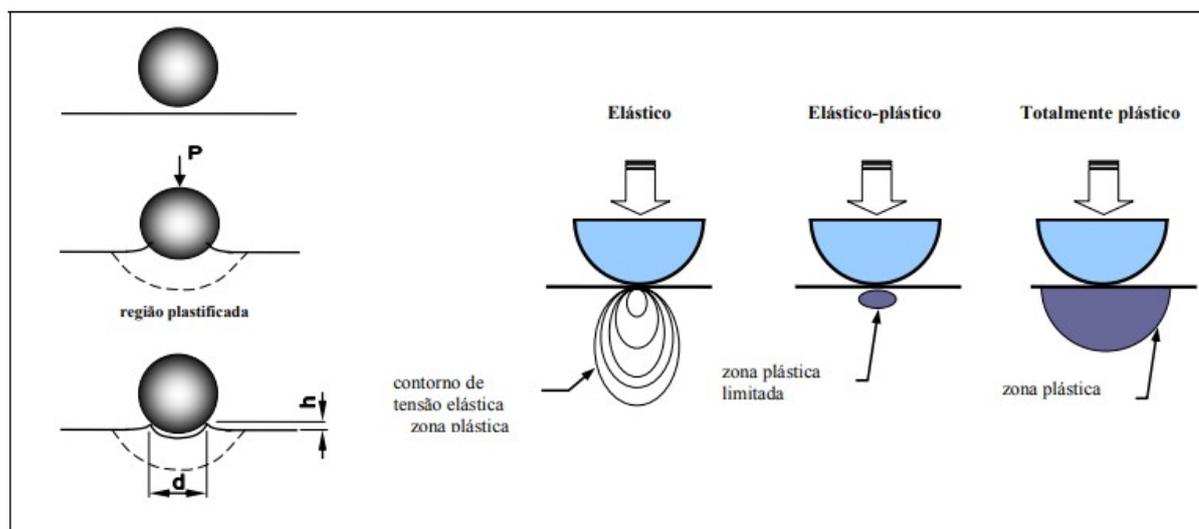


Figura 2.21. Processo de indentação e possíveis resultados causados por uma indentação superficial. Adaptada de (AHN *et al.*, 2002)

pesquisadores. Desta forma, pôde-se perceber que com técnicas apropriadas de medição de deslocamentos ou deformações, era possível estabelecer, através da indentação (Fig. 2.21) uma correla o com as tensões residuais existentes na peça a ponto de determin las quantitativamente.

De acordo com os trabalhos publicados até o momento, a determinação das tensões residuais pode ser correlacionada através dos seguintes efeitos:

- (1) **Medição da variação de dureza no material:** apropriada para materiais que não apresentam variações de tensões na superfície.
- (2) **Medição da rela o entre força e a profundidade de indentação:** método baseado no registro, através de uma gravação contínua, da variação da carga P em função da profundidade de penetração h . Vale ressaltar que materiais com maior ou menor capacidade de escoamento podem apresentar acúmulo de material nas bordas da indentação, fator que interfere diretamente na propagação das tensões residuais.
- (3) **Medição da forma geométrica da indentação:** consiste na determinação da rela o entre a carga de indentação e a área verdadeira de contato (projetada). Muito utilizada na obtenção das propriedades mecânicas do material, no entanto, apresenta dificuldades na determinação da rela o entre a verdadeira área de contato (A) e a profundidade de penetração do indentador (h) no material.

- (4) **Medição da deformação ao redor da indentação:** medição do campo de deformações ou de deslocamentos ao redor da indentação, é considerado o mais indicado para a análise quantitativa. a eficiência e precisão deste método é maior quanto maior for o diâmetro da esfera e quanto maior a força de indentação. Permite determinar o sinal e a direção das tensões residuais presente na superfície da peça.

A determinação das tensões residuais provenientes de indentação utilizando softwares de elementos finitos está sendo recentemente adotada em análises do campo de distribuição de tensões. Ainda em processo de validação, porém apresentando compatibilidade com os resultados experimentais em trabalhos comparativos, esta técnica tem se mostrado uma importante ferramenta para avaliar as tensões residuais e seu comportamento após aplicação de esforços externos sobre o componente indentado. A demonstração da técnica será detalhada nos próximos capítulos deste trabalho, aplicada ao problema de interesse.

CAPÍTULO 3

MATERIAIS E MÉTODOS EXPERIMENTAIS

Neste capítulo serão apresentados os equipamentos, ferramentas e materiais utilizados para a realização do trabalho. O capítulo contemplará também a metodologia empregada nos procedimentos experimentais para a construção dos corpos de prova e realização dos testes de fadiga em fios da liga de alumínio 6201-T81 e a respectiva construção de curvas de vida (curvas S-N). Os ensaios de fadiga e dureza, o acabamento dos corpos de prova, as análises de imagem e as análises de falha foram realizadas com equipamentos do Grupo de Fadiga, Fratura e Materiais (GFFM) da Universidade de Brasília.

3.1 FIOS DA LIGA DE ALUMÍNIO 6201-T81

Os corpos de prova utilizados no desenvolvimento deste trabalho foram fabricados a partir dos fios contidos no cabo de liga de alumínio (CAL) 900, manufaturados com o alumínio liga da série 6xxx, mais precisamente a liga 6201, e regidos pela norma NBR 5285 - Fios de liga alumínio-magnésio-silício, tratamento térmico T81, sem revestimento, de seção circular, para fins elétricos.

O tratamento térmico T81, consiste em solubilização a 560°C durante um período de 6 horas, seguido de têmpera, e uma sequência de processos de conformação (trefilação, com endurecimento por tração de 1,5% a 3%), finalizando com o envelhecimento artificial a 175°C por mais um período de 6 horas. A composição química do material que compõe o fio e a composição nominal estão dispostas na (Tabela 3.1). O método utilizado para a obtenção da composição química do material foi o de emissão ótica.

Sua composição contém, predominantemente, magnésio, ferro e silício como elementos de liga. A presença do magnésio (Mg) possibilita o aumento de resistência mecânica por solução sólida. O silício (Si) proporciona o aumento de resistência a corrosão e o aumento de fluidez de

Tabela 3.1. Composição química do fio de alumínio 6201-T81

Elemento [%]	CAL 900	(Metals Handbook v.2, 1992)
Cobre (Cu)	<0,01	0,10 (máx.)
Silício (Si)	0,58	0,50-0,90
Manganês (Mn)	<0,01	0,03 (máx.)
Cromo (Cr)	<0,01	0,03 (máx.)
Ferro (Fe)	0,21	0,50 (máx.)
Magnésio (Mg)	0,65	0,6-0,9
Zinco (Zn)	<0,01	0,10 (máx.)
Boro (B)	0,0032	0,06 (máx.)
Alumínio (Al)	Restante	Restante

fundição, fatores que conferem aos fios a possibilidade de exposição às intempéries e diminui o surgimento de defeitos durante o processo de fundição, respectivamente.

A utilização destes elementos, em conjunto com o ferro (Fe) restringem o movimento das discordâncias, tornando o material do fio mais resistente e duro se comparado a outras ligas de alumínio.

As ligas de alumínio da série 6xxx são ligas endurecidas por precipitação a partir dos elementos Mg e Si presentes na liga. A sequência de precipitação deste processo pode ser descrita como:



As denominadas Zonas de Guinier-Preston (G-P) são zonas onde finos e pequenos precipitados coerentes ricos em Mg-Si podem ser encontrados distribuídos na matriz de alumínio (ANDERSEN *et al.*, 1998). Devido à tensão interna de um precipitado coerente, um campo de deformação se apresenta na matriz ao redor do precipitado, o que dificulta a movimentação das discordâncias e, portanto, apresenta um efeito de resistência.

Os fios da liga de alumínio 6201-T81 utilizados para os testes de fadiga foram especificamente retirados do cabo condutor CAL 900 MCM. Este 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 uma operação de encordoamento helicoidal com ângulos pré-definidos para cada camada de fios.

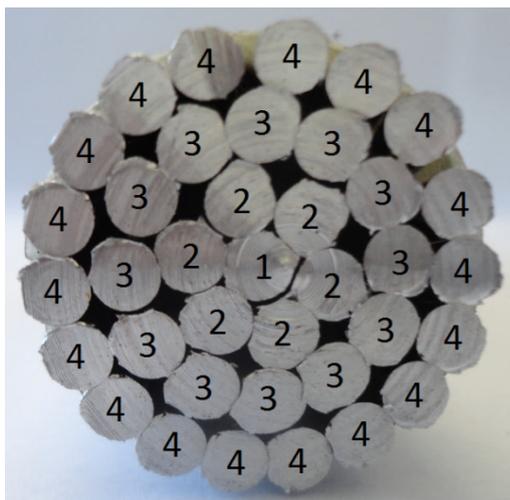


Figura 3.1. Camadas que compõem o cabo CAL 900 de alumínio 6201-T81. (ADRIANO *et al.*, 2018)

Como resultado do processo de encordoamento para formação do cabo, os fios são torcidos helicoidalmente para dar a forma final ao cabo, e portanto, os fios retirados do cabo não estão esticados (Fig.3.2). Para confecção dos corpos de prova primeiramente foi necessário o esticamento dos fios. Visando escolher os fios menos atingidos por deformações excessivas e defeitos, foram utilizados para o esticamento os fios contidos nas camadas mais externas do cabo, sempre observando e descartando os fios da camada 4 com a presença de arranhões que pudessem alterar a integridade superficial dos corpos de prova, comprometendo os resultados dos testes de fadiga.

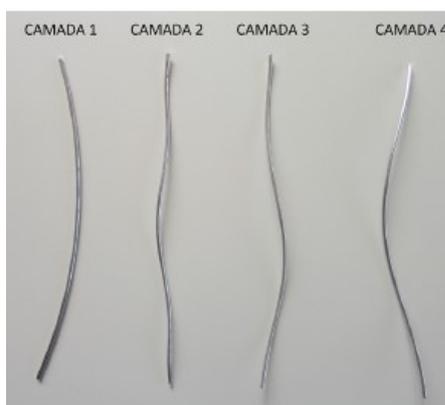


Figura 3.2. Camadas de fio recém retiradas do cabo. (ADRIANO *et al.*, 2018)

Para o esticamento utilizou-se uma máquina servo-hidráulica axial MTS Landmark 370 equipada com célula de carga de 5 kN eletromecânica, da fabricante MTS System Corporation, com carga dinâmica de +/- 22.00 lbs (+/- 100 kN) e distância vertical máxima de 1282 mm (Fig.3.13). O procedimento realizado foi o esticamento a uma taxa de 1 mm/min até que a

força atingisse 3850 N, equivalente a 312 MPa. Esta operação foi padronizada, para garantir que todos os fios fossem submetidos ao mesmo processo.

Para se obter um fio perfeitamente esticado é necessário aplicar uma carga superior ao limite de escoamento do material. Apesar disso, o surgimento de tensões residuais inseridas nesse processo são desconsideradas, visto que o material ainda passará por um processo de usinagem que pode acarretar no alívio ou rearranjo destas tensões. A possibilidade de evitar esse acúmulo de tensão foi aventada, através da obtenção dos fios diretamente do fabricante, antes mesmo do encordoamento, no entanto, ainda assim seria necessário esticá-los, pois na saída da última fieira da trefilação o fio ainda não se encontra completamente esticado.

Na mesma máquina utilizada para o esticamento dos fios procedeu-se um ensaio de tração monotônico em um corpo de prova fabricado a partir do fio já esticado e usinado com as dimensões de projeto. Fixada à amostra utilizou-se um extensômetro do tipo *clip-gage*, com capacidade de aferição de deslocamentos de até 25 mm para obtenção da curva tensão *versus* deformação do fio (Fig.3.3). Os dados extraídos do ensaio foram utilizados para obtenção das propriedades elastoplásticas do material investigado.

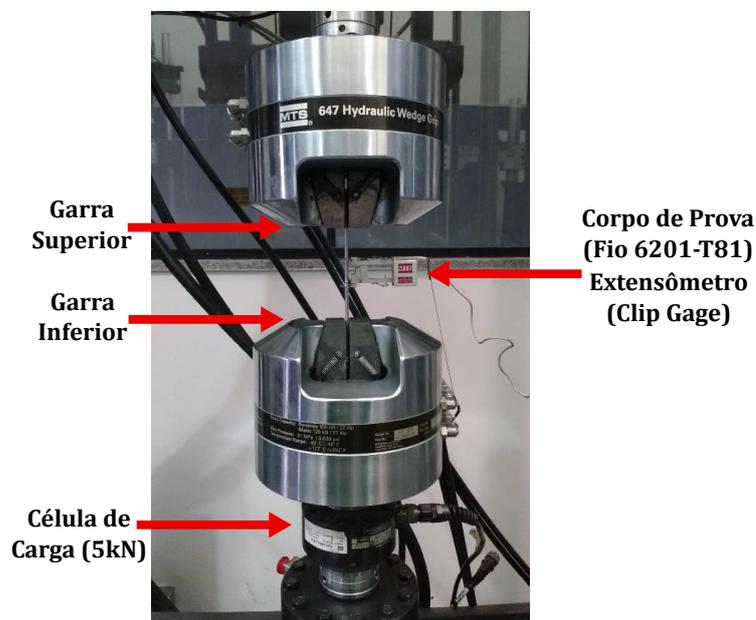


Figura 3.3. Ensaio monotônico de tração do fio da liga de alumínio 6201-T81 na MTS Landmark para obtenção de propriedades mecânicas. Adaptada de (MARTÍNEZ *et al.*, 2019)

Após extração dos dados realizou-se o tratamento dos valores para obtenção da curva de tensão-deformação (Fig.3.4), de onde foram extraídas as tensões de escoamento e limite de resistência, além do módulo de elasticidade do material. As propriedades encontradas constam

na (Tabela. 3.2).

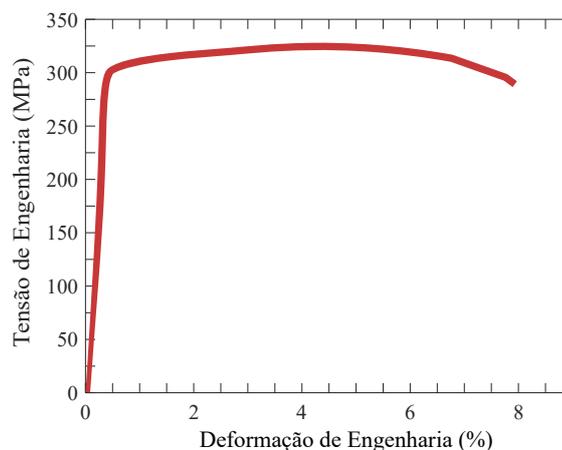


Figura 3.4. Curva Tensão-Deformação obtida experimentalmente, ajustada para a determinação das propriedades mecânicas do fio 6201-T81.

Tabela 3.2. Propriedades mecânicas do fio de alumínio 6201-T81 obtidas experimentalmente.

Propriedades	Valor Experimental
Módulo de elasticidade, E (GPa)	64,476
Limite de escoamento, $\sigma_{y0,2\%}$ (MPa)	303,6
Limite de resistência a tração, σ_{UTS} (MPa)	317,8

Para simular o comportamento de endurecimento isotrópico do material no software Abaqus FE, é necessário fornecer, em forma de tabela, a curva de endurecimento (deformação plástica vs. tensão de escoamento) do material investigado. Esta curva foi construída com base na seguinte relação:

$$\sigma_y = \sigma_{y0} + \xi \varepsilon^p + (\sigma_\infty - \sigma_{y0})[1 - \exp(-\delta \varepsilon^p)] \quad (3.1)$$

Onde ε^p se refere à deformação plástica acumulada, enquanto σ_{y0} , σ_∞ , ξ e δ são constantes do material a serem determinadas a partir de um ensaio de tração monotônico. Basicamente, o ensaio de tração é simulado através de modelagem de Elementos Finitos e as constantes plásticas do material são obtidas através da minimização do erro entre as curvas numéricas e experimentais de força vs deslocamento. Mais informações sobre a metodologia de obtenção das propriedades descrita acima podem ser vistas de forma detalhada nos artigos dos autores (MACHADO; MALCHER, 2019) (MORALES *et al.*, 2023) .

3.2 CORPOS DE PROVA

Os Corpos de prova (CP) foram usinados de acordo com a norma ASTM E466 (E466-07, 2007), no entanto, devido ao fato de os fios possuírem um diâmetro menor que a faixa definida pela norma (5,08 mm a 25,4 mm) as medidas do CP precisaram ser ajustadas, proporcionalmente, para manter os parâmetros e relações de tamanho impostas pela norma. A única medida fora das proporções foi o comprimento do CP, pois o tamanho proporcional, por ser muito pequeno, acarretaria em dificuldades de fixação do CP na máquina de ensaios. Desta forma, o comprimento do CP adotado foi maior proporcionalmente que a exigência da norma, sem causar prejuízos aos testes, visto que essa dimensão não influencia nos resultados de ensaios de fadiga uniaxial.

O processo de usinagem é realizado em torno CNC, com fixação da amostra nas duas extremidades por mandris, sem o uso de ponta fixa, para evitar o batimento e possíveis flambagens do CP.

A norma também define que a rugosidade superficial do corpo de prova não pode exceder $0,2 \mu\text{m}$, para garantir que a superfície não interfira nos ensaios produzindo concentração de tensões. É fundamental que a rugosidade não seja da mesma ordem de grandeza dos defeitos que serão produzidos nos CPs, e portanto, um controle rigoroso foi necessário.

Este limite máximo de rugosidade pôde ser alcançado através do lixamento e polimento dos CPs com lixas de diferentes granulometrias, sendo geralmente utilizadas as lixas #800, #1000, #1200, #1500, #2000 e #2500, que garantem após seu uso sequencial, uma superfície dentro dos requisitos exigidos na norma.

Para confirmar que os parâmetros de rugosidade foram alcançados após os procedimentos de lixamento a rugosidade foi medida utilizando o Microscópio Confocal Laser, modelo LEXT OLS4100 (Fig.3.5). Além de fazer uma inspeção visual do acabamento, este equipamento permite medidas de rugosidade com exatidão e sem contato com a peça, evitando qualquer dano na superfície do corpo de prova.

O projeto de usinagem do corpo de prova (Fig.3.6) apresenta as dimensões, adaptadas à norma, e o parâmetro de tolerância para a rugosidade. O desenho técnico foi utilizado para a manufatura do corpo de prova, e suas medidas devem ser rigorosamente obedecidas para



Figura 3.5. Microscópio Confocal Laser modelo LEXT OLS4100.

garantir a padronização e diminuir a dispersão dos dados experimentais.

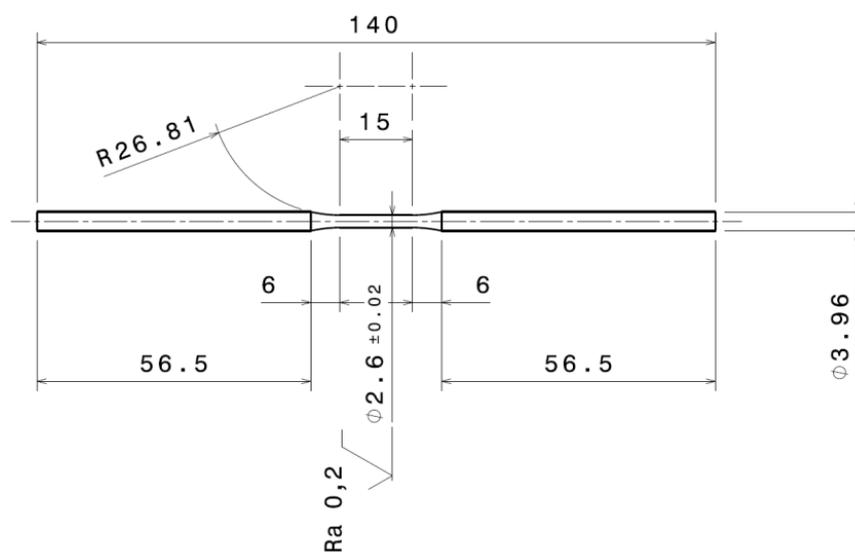


Figura 3.6. Projeto de manufatura do corpo de prova liso (Smooth).

Após a manufatura e o lixamento, o corpo de prova deve apresentar aspecto visual uniforme (Fig.3.7), ficando desta forma pronto para ser ensaiado ou avançar para o processo de indentação, quando for selecionado para compor as amostras indentadas com os dois tipos de marcas, Brinell ou Vickers.



Figura 3.7. Corpo de prova pronto para ser ensaiado ou para ser encaminhado a etapa de indentação. (MARTÍNEZ *et al.*, 2019)

3.2.1 Espécime Indentado

A etapa de produção da indentação nos corpos de prova, diferentemente dos processos de produção de entalhes por usinagem utilizados em estudos anteriores, demanda uma base de apoio e fixação para o espécime durante a aplicação das cargas com os penetradores Brinell e Vickers.

A base possui duas principais funcionalidades:

- (a) prevenir a rotação do CP durante o processo de indentação, visto que a superfície do CP é arredondada, o que proporciona uma superfície de contato mínima entre penetrador e corpo de prova, além da dificuldade de centralização durante a aplicação da carga. O mínimo desvio do centro do CP pode iniciar sua rotação durante o processo de indentação, e para evitar este inconveniente utiliza-se uma resina de rápido endurecimento e fácil remoção para auxiliar na fixação do CP na base.
- (b) prevenir a flexão da porção central do corpo de prova durante a aplicação da carga de indentação, visto que, por possuir um diâmetro reduzido com relação às suas extremidades, a ausência do apoio causaria o flexionamento da seção útil.

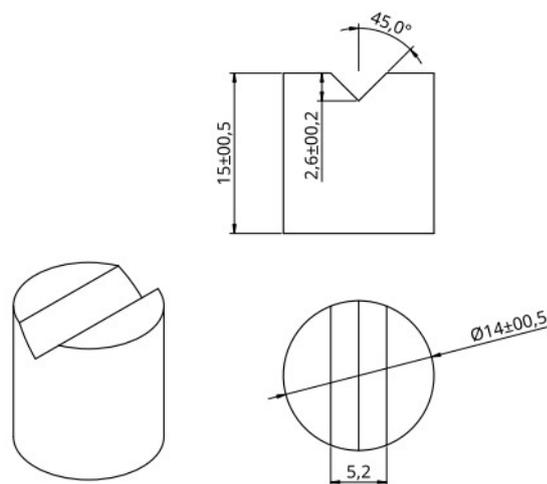


Figura 3.8. Projeto de manufatura com as dimensões da base.

Idealizada de forma simplificada, a base de apoio possui um rasgo central em V para acomodar a porção central do corpo de prova e possui diâmetro proporcional a seção reduzida do CP, garantindo um apoio completo da região que receberá as cargas de indentação (Fig.3.8). Sua

confeção em aço AISI 1045 foi executada a partir de uma barra de 5/8” em torno mecânico e o rasgo em V fabricado em fresadora, com a base de apoio presa a um suporte de angulação regulável.

Para as indentações foram utilizados dois durômetros diferentes. O microdurômetro da EmcoTest, DuraScan 20 (Fig.3.9) com um indentador de diamante de base quadrada e carga que varia de 0.01 kgf a 10 kgf, foi o responsável pela produção das marcas Vickers nos corpos de prova. Este microdurômetro também foi utilizado para os testes de dureza dos fios.



Figura 3.9. Equipamento para medição de microdureza Vickers, EmcoTest DuraScan 20, com indentador de diamante e lentes de aproximação de 10x e 40x.

As marcas de indentação Brinell foram produzidas pelo Durômetro Universal ZHU 250 Zwick/Roell (Fig.3.10), que possui a capacidade de aplicação de cargas maiores que o microdurômetro, entre 0,5 kg até 250 kg. Para a execução da marca o penetrador escolhido foi a esfera de aço temperado com 1 mm de diâmetro. O diâmetro selecionado foi definido para confeccionar as menores marcas possíveis no CP, visando compatibilidade geométrica e dimensional com as marcas que surgem durante o aperto do grampo de fixação dos cabos.

A indentação é executada posicionando o conjunto base/CP na plataforma de testes do durômetro (Fig.3.10), e para auxiliar na estabilidade da base sobre a plataforma do durômetro sua extremidade foi fixada a um mandril, aumentando a superfície de apoio. A carga aplicada pela máquina foi padronizada e controlada, visando garantir marcas com mesma profundidade média em todos os CPs. Alguns testes foram realizados previamente para definir o aspecto e tamanho das marcas para cada tipo de indentação. As marcas teste foram aferidas no Microscópio Confocal Laser e a padronização da relação carga aplicada e profundidade da marca pôde ser definida, apresentando desvios na replicação dos defeitos menores que 1%.

Após a fabricação dos defeitos indentedos nos CPs a serem ensaiados, o aspecto e as dimen-



Figura 3.10. Corpo de prova posicionado na plataforma do durômetro Zhu250 para produção da marca de indentação Brinell.

sões de cada indentação foram aferidas e registradas no software do Confocal para cálculos e consultas posteriores. Corpos de prova com erros de indentação ou com profundidades fora do limite pré determinado foram descartados, visando manter o padrão de geometria e evitando maiores dispersões nos resultados dos ensaios de fadiga.

Os corpos de prova ensaiados para produzir as curvas S-N utilizadas na metodologia de calibração $R(N_f)$ foram produzidos com dois tipos diferentes de indentação: A indentação Brinell com uma profundidade média de $160 \mu\text{m}$ (Fig.3.11) e a indentação Vickers com uma profundidade média de $70 \mu\text{m}$ (Fig.3.12). Para validar a eficiência da calibração, foram produzidas amostras com indentação Vickers com uma profundidade média de $45 \mu\text{m}$ e obtida a curva S-N correspondente a este defeito.

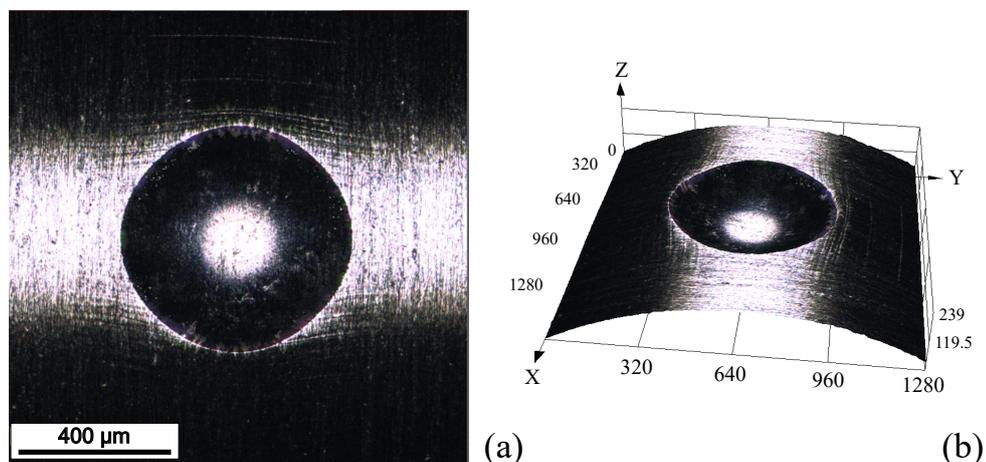


Figura 3.11. Imagens do Microscópio Confocal Laser do CP contendo indentação Brinell com uma profundidade média de $160 \mu\text{m}$ - (a) Vista superior, (b) projeção 3D da esfera.

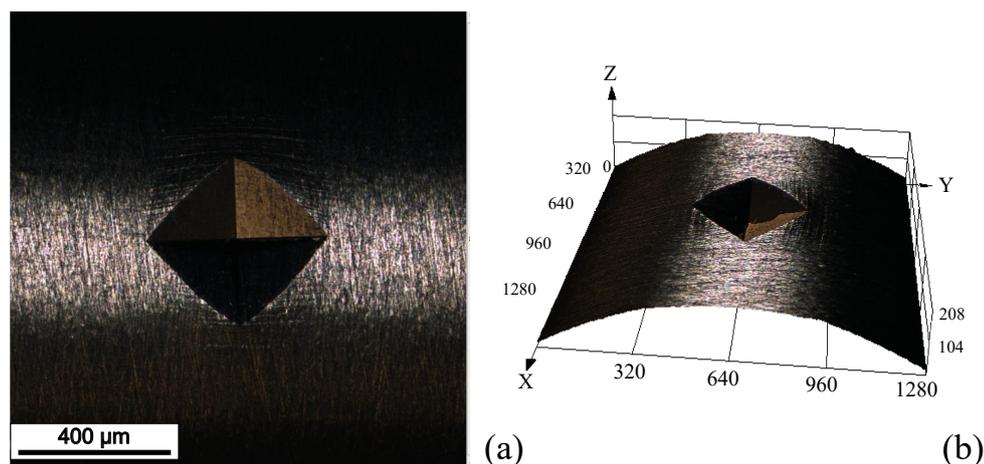


Figura 3.12. Imagens do Microscópio Confocal Laser do CP contendo indentação Vickers com uma profundidade média de $70 \mu\text{m}$ - (a) Vista superior, (b) projeção 3D da pirâmide.

Depois de fabricar CPs com defeitos indentados em quantidade suficiente para executar os testes de fadiga foi dado início à campanha experimental.

3.3 ENSAIOS DE FADIGA

Os ensaios uniaxiais de fadiga foram executados no Laboratório de Ensaios Mecânicos, do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Brasília (UnB). Cada ensaio foi executado no equipamento de testes servo-hidráulico da marca MTS, modelo Landmark já citado anteriormente (Fig.3.13). Um outro equipamento da MTS, dedicado especialmente para ensaios de *fretting* em fios de alumínio também é compatível com os corpos de prova fabricados e pode ser utilizado concomitantemente em situações de ensaios comparativos. Todos os ensaios foram conduzidos em razão de carregamento $R = -1$ e em frequências que variaram entre 25 Hz e 40 Hz. Os ensaios foram realizados até a falha ou até atingir uma vida de $5 \cdot 10^6$ ciclos, quando o ensaio é suspenso e a vida é considerada como “vida infinita”, e o ponto na curva S-N considerado como *runout*.

Estes parâmetros de ensaio foram definidos previamente baseados em normas e trabalhos anteriores que testaram fios com a mesma composição química. A faixa de frequência escolhida não interfere no desempenho do ensaio, visto que a estabilidade do equipamento com cargas baixas como as utilizadas nos ensaios de fios não é comprometida com o aumento da frequência, e o efeito de ganho de temperatura é mínimo, devido a alta condutividade térmica do alumínio.

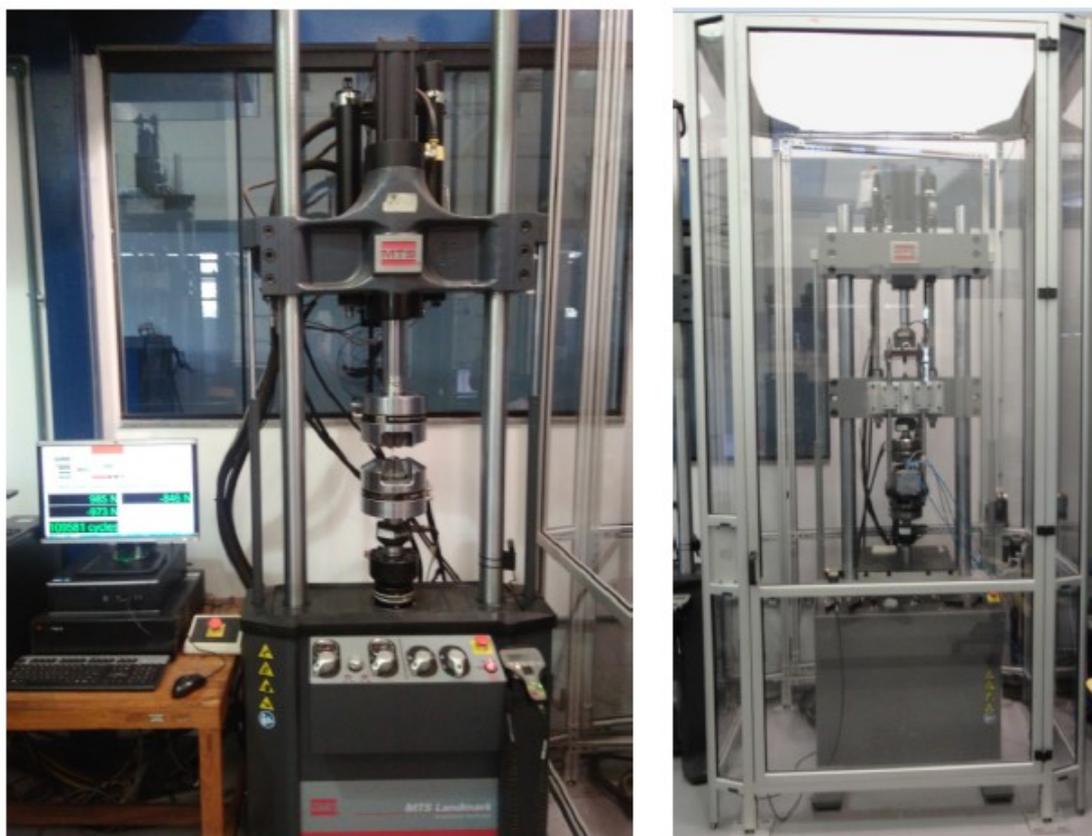


Figura 3.13. Equipamento servo-hidráulico utilizado nos ensaios de fadiga. Equipamento MTS Landmark (esquerda). Equipamento MTS desenvolvido para ensaios de *fretting* em fios (direita).

Para a construção das curvas S-N, a norma ASTM E739-10 (E739-10, 2015) define as orientações para o tratamento estatístico dos dados de fadiga. Em seu conteúdo, a 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. O percentual de replicação é calculado por:

$$\%replicação = 100 * \left(1 - \frac{níveis\ de\ tensão}{n^{\circ}\ de\ CPs\ testados} \right) \quad (3.2)$$

A Tabela 3.3 apresenta a quantidade de ensaios realizados, assim como a quantidade de níveis de tensão e o percentual de replicação referente a cada tipo de CP.

De acordo com a norma ASTM os percentuais de replicação e o número de CPs utilizados indicam que todos os grupos de ensaios se caracterizam como dados estatísticos de "Pesquisa e desenvolvimento de componentes e espécimes", tornando-os válidos e em quantidade aceitável, atendendo ao propósito desta tese.

Tabela 3.3. 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	Níveis de tensão	Porcentual de replicação (%)
Indentação Vickers (70 μm)	10	3	70
Indentação Vickers (45 μm)	9	3	66,7
Indentação Brinell (160 μm)	10	3	70
Liso (Smooth)	9	3	66,7

Os valores específicos das amplitudes de tensão (σ_a), e do número de ciclos para falha (N_f), além do número de identificação de cada corpo de prova ensaiado pode ser visto na Tabela 3.4 para cada tipo de defeito.

Tabela 3.4. Dados dos ensaios de fadiga e respectivas porcentagens de replicação

Indentação	Corpo de Prova N ^o	Amplitude de Tensão (σ_a)	Ciclos para Falha (N_f)	% Replicação
Brinell (160 μm)	B160-1	130	3.956.491	70,0%
	B160-2	130	2.672.502	
	B160-3	130	5.000.000*	
	B160-4	145	214.103	
	B160-5	145	504.504	
	B160-6	145	244.933	
	B160-7	145	5.000.000*	
	B160-8	160	337.949	
	B160-9	160	179.246	
	B160-10	160	188.951	
Vickers (70 μm)	V70-1	130	174.460	66,7%
	V70-2	130	123.572	
	V70-3	130	187.195	
	V70-4	100	1.728.755	
	V70-5	100	5.000.000*	
	V70-6	100	3.780.708	
	V70-7	115	245.553	
	V70-8	115	453.126	
	V70-9	115	265.375	
Vickers (45 μm)	V45-1	140	3.615.948	70,0%
	V45-2	140	839.202	
	V45-3	140	5.000.000*	
	V45-4	140	1.047.968	
	V45-5	150	322.850	
	V45-6	150	273.698	
	V45-7	150	601.759	
	V45-8	160	117.128	
	V45-9	160	152.389	
	V45-10	160	153.999	
Liso (Smooth)	S-1	160	4.430.052	66,7%
	S-2	160	3.348.589	
	S-3	160	5.000.000*	
	S-4	170	312.547	
	S-5	170	310.251	
	S-6	170	318.246	
	S-7	170	437.405	
	S-8	180	66.639	
	S-9	180	144.319	

*RUNOUT

Após a realização dos testes de fadiga, as curvas S-N geradas foram utilizadas para calibrar os métodos de previsão de vida em fadiga durante a execução da metodologia numérica, que será descrita a seguir. As equações de ajuste serão apresentadas nos resultados.

MÉTODOS NUMÉRICOS

Estudos mais recentes acerca do tema concentradores de tensão, tem buscado alternativas à metodologia baseada em uma análise local, migrando para a análise do campo de tensão ao redor do concentrador de tensão (SILVA *et al.*, 2012; ADRIANO *et al.*, 2018; BORGES *et al.*, 2019; MARTÍNEZ *et al.*, 2018; MARTÍNEZ *et al.*, 2019; SÁ *et al.*, 2018; CHEN *et al.*, 2021). No caso de marcas de indentação, a complexidade e disposição do campo de tensão nas proximidades da região deformada dificulta ainda mais o processo de determinação do campo, visto que são acrescidas as denominadas tensões residuais, provenientes da interação entre penetrador e corpo de prova.

Uma das técnicas para determinar o campo de tensão é o método de elementos finitos (MEF). Por este motivo, a metodologia de previsão de vida apresentada neste trabalho foi desenvolvida utilizando métodos numéricos, combinando o *software* comercial Abaqus© (Versão 6.14) para análises de elementos finitos em conjunto com o ambiente Spyder IDE (Versão 5.4.2) que utiliza códigos Python (Versão 3.8.10) para controlar e criar múltiplas simulações e realizar o pós-processamento dos dados.

Os tópicos a seguir irão detalhar a maneira com que os *softwares* foram utilizados e definir como serão executadas as calibrações das relações entre distância crítica e a vida em fadiga, além das técnicas de previsão da vida em fadiga, todas utilizando os dados provenientes das simulações através do método de elementos finitos.

4.1 MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS

A determinação do campo de tensões nas proximidades de um concentrador de tensão utilizando soluções analíticas está limitada a geometrias simples, as quais raramente correspondem às encontradas em componentes mecânicos reais. Com o propósito de transpor esta barreira

foram desenvolvidos métodos numéricos como o método de elementos finitos (MEF) (ZIENKIEWICZ *et al.*, 2013; BAZILEVS *et al.*, 2010). Este método transforma uma geometria complexa em um conjunto de pequenas geometrias simples, chamadas de elementos finitos. Esta técnica recebe o nome de discretização, onde para cada elemento, as funções de aproximação são derivadas da ideia básica que qualquer função contínua pode ser representada por uma combinação linear de polinômios algébricos.

Com base na revisão bibliográfica, sabe-se que para aplicar qualquer método da Teoria da Distância Crítica se faz necessário conhecer a distribuição de tensões linear-elástica nas proximidades da descontinuidade geométrica. No entanto, para o problema em questão, o surgimento de tensões residuais demanda a obtenção da distribuição de tensões combinadas (comportamento elastoplástico), visto que além do carregamento de fadiga atuante sobre o material, o processo de indentação agrega tensão residual ao corpo de prova. Neste caso, a obtenção das tensões necessárias para a calibração da distância crítica e para a previsão de vida pode ser melhor modelada pelo método do volume (MV).

Em busca deste objetivo, neste trabalho o campo de tensões foi determinado aplicando o MEF utilizando o *software* comercial Abaqus© para as diferentes marcas de indentação e cargas aplicadas por meio das seguintes etapas:

4.1.1 Modelagem 3D

A etapa de modelagem foi realizada representando a região central do corpo de prova apenas. A escolha deveu-se ao fato de que esta região contém a seção reduzida do CP, correspondente à seção útil, a qual é submetida aos maiores esforços durante o ensaio de fadiga. Uma porção menor dessa seção foi modelada, com 8 mm de comprimento, com o intuito de reduzir tempo e custo computacional, sem afetar a visualização dos efeitos de indentação e de carregamento do CP.

Após a realização de testes para avaliar a distribuição de tensões obtida nas simulações, foram utilizadas condições de simetria para modelar o espécime, uma vez que os valores obtidos das distribuições de tensão não apresentavam variações significativas nas diferentes representações do espécime. Desta forma, foi representado um quarto da seção transversal do corpo de

prova e, aplicando as condições de contorno necessárias, foi possível reduzir o custo computacional tanto da simulação como do pós-processamento dos dados.

O quarto de cilindro foi cortado na região central, criando uma segunda parte com as mesmas dimensões deste corte, para que fossem encaixadas uma dentro da outra (Fig.4.1(a)). A criação desta segunda parte, denominada Região de Contato, foi realizada com o intuito de refinar a malha da região de interesse, além de facilitar a separação das regiões quando se deseja uma análise local de algum parâmetro. Outro aspecto fundamental para a criação da separação das regiões é a possibilidade de trabalhar com malhas não compatíveis utilizando a ferramenta *Tie*, que será descrita adiante, reduzindo consideravelmente o custo computacional. No caso deste trabalho, a Região de Contato será aquela na qual as tensões decorrentes da indentação e dos esforços de fadiga serão extraídas para o pós-processamento.

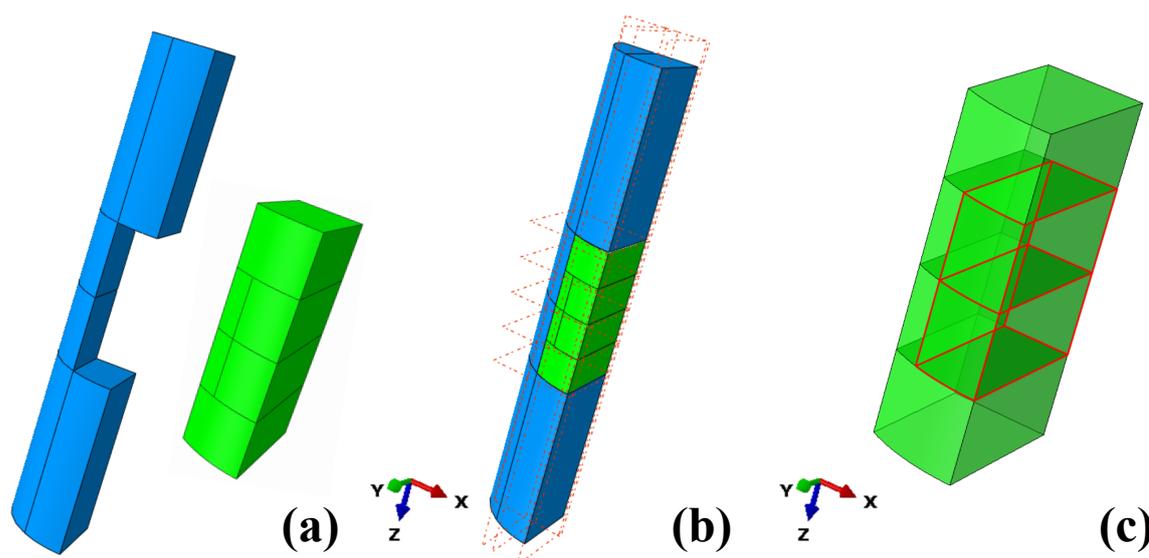


Figura 4.1. Modelo do quarto de corpo de prova contendo as duas partes: Corte Central e Região de Contato, já devidamente particionadas (a). Planos criados para o particionamento do modelo (b). Partições criadas através dos planos na Região de Contato, subdividindo a Região de Interesse em vermelho (c).

Visando facilitar a etapa de criação e refinamento das malhas de elementos finitos múltiplas partições foram feitas nas duas partes, subdividindo o modelo e facilitando análises futuras (Fig.4.1(b)). Na Região de Contato foram criadas partições em planos perpendiculares e paralelos ao eixo central do CP, demarcando o ponto central da superfície do quarto de cilindro que receberá a aplicação da carga do indentador Vickers ou Brinell (Fig.4.1(c)). Esse conjunto de partições menores formam a Região de interesse, que corresponde a um paralelepípedo com dimensões proporcionais, para a criação posterior de um *SET* que será utilizado na extração

dos dados para pós-processamento.

Outra etapa que engloba o processo de modelagem consiste na criação dos indentadores, visto que eles são parte fundamental de uma das fases da simulação, representando a indentação do corpo de prova. Para o penetrador Brinell foi criada uma casca semiesférica, com diâmetro de 1 mm, definida como corpo rígido analítico. O penetrador Vickers foi definido como corpo rígido discreto, devido a sua geometria, e para melhor visualização durante a simulação suas dimensões da base da pirâmide foram aumentadas para 2 mm (Fig.4.2), mantendo a angulação entre faces e arestas, para garantir uma indentação com as mesmas características da real.

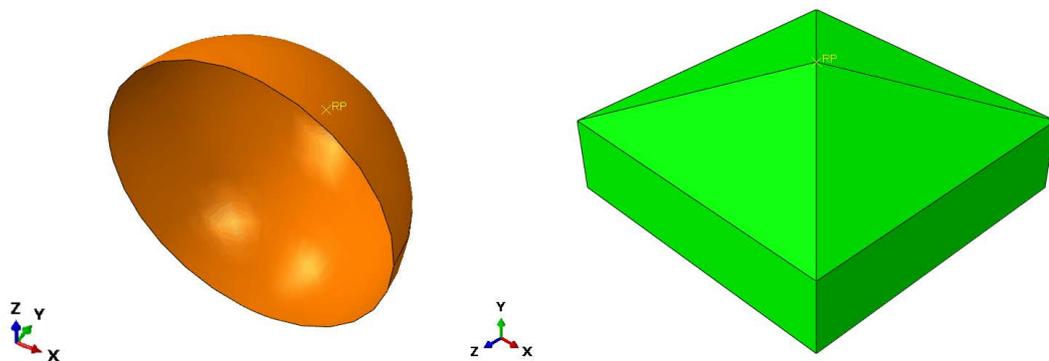


Figura 4.2. Indentadores Brinell (corpo rígido analítico) e Vickers (corpo rígido discreto) modelados no Abaqus©, com (RP) situado no ponto de contato para realização da montagem.

Em ambos indentadores um ponto de referência (RP) foi criado em sua extremidade de contato. Esse ponto auxilia no posicionamento do indentador na montagem (*Assembly*). No entanto, para aplicação das condições de contorno correspondentes ao seu deslocamento para indentar o material, um novo RP precisou ser criado na região central da semiesfera e no centro da base da pirâmide, criando-se em seguida um acoplamento (*Coupling*) entre o indentador e o ponto de referência.

A montagem das partes do modelo, denominada *Assembly*, foi realizada de modo que a Região de Contato fique encaixada no interior do quarto de cilindro tornando as duas partes uma única peça. O indentador foi posicionado com sua extremidade de contato tocando o centro da superfície da região de interesse (Fig.4.3), para que durante a etapa de indentação o deslocamento seja prescrito em apenas uma direção. O contato entre as partes é fundamental no *Assembly* para que as condições de contorno aplicadas posteriormente não apresentem inconsistências.

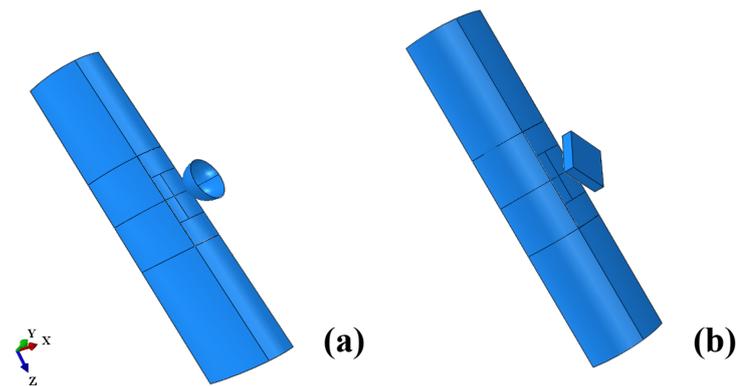


Figura 4.3. *Assembly* das composições Brinell (a) e Vickers (b) modelados no Abaqus©.

Com as montagens finalizadas pode-se definir o material de cada componente e associá-los a cada parte.

4.1.2 Propriedades do Material

A definição do comportamento e das propriedades mecânicas do material para a simulação é fundamental, uma vez que simulações elásticas e elastoplásticas de uma mesma configuração podem representar resultados completamente diferentes. Trabalhos anteriores (ADRIANO *et al.*, 2018; MATOS *et al.*, 2020) consideraram comportamentos puramente elásticos e elástico perfeitamente plásticos, respectivamente, nas suas simulações, por se tratar de defeitos usados ou problemas de contato. No entanto, para a representação da deformação gerada pela indentação neste trabalho, foi escolhido o comportamento elastoplástico com endurecimento isotrópico (ver Subcapítulo 3.1), por representar melhor o comportamento do material durante a indentação.

Desta forma, as propriedades mecânicas da liga de alumínio 6201-T81 inseridas foram: o módulo de elasticidade (E) e o coeficiente de *Poisson* (ν), que seriam suficientes para uma simulação linear-elástica, e os dados de plasticidade obtidos em experimento.

Para se obter uma representação precisa do comportamento plástico do material, os dados extraídos do ensaio monotônico de tração (Fig.3.4) foram tratados e inseridos no Abaqus na forma de tabela, contendo 40 pontos relacionando a tensão de escoamento e a deformação plástica correspondente.

4.1.3 Condições de Contorno e Steps

A simulação foi dividida em 3 passos (*Steps*): (i) o inicial, criado de forma padrão em qualquer simulação do Abaqus; (ii) o passo responsável pela indentação e (iii) o passo responsável pelas cargas cíclicas. Cada *Step* necessita de interações variadas para sua execução, que podem ser diferenciadas entre condições de contorno (*boundary conditions*) e/ou cargas (*loads*).

Para representar as tensões existentes no corpo de prova durante o processo de indentação e considerar as possíveis tensões residuais resultantes da aplicação da carga e da deformação plástica da região, foi criado um *Step* específico para esta fase, em que o penetrador se desloca em direção ao corpo de prova com um deslocamento suficiente para produzir uma marca com dimensões semelhantes às produzidas experimentalmente (Fig.4.4), recuando em seguida para aliviar parte das tensões.

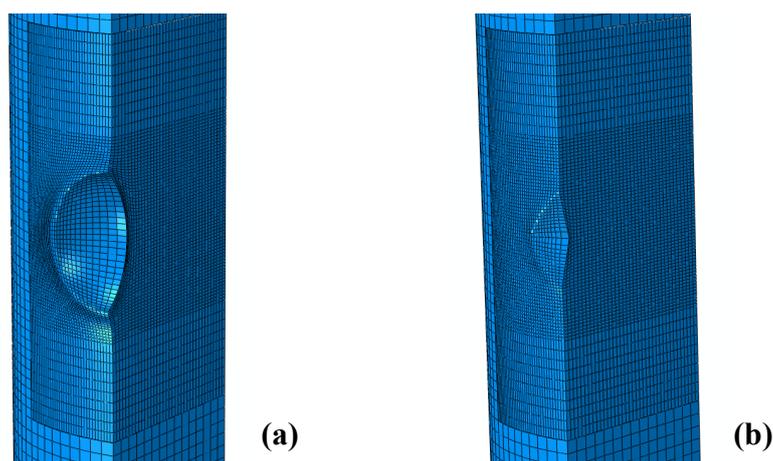


Figura 4.4. Resultado final dos Corpos de Prova pós *Step* de indentação para os defeitos tipo Brinell (a) e Vickers (b).

Devido à recuperação elástica do material, a profundidade de indentação foi definida com um acréscimo, para que a marca final obtivesse a profundidade média das amostras aferidas no Confocal, tanto para o defeito do tipo Brinell (Fig.4.4(a)) quanto para o defeito do tipo Vickers (Fig.4.4(b)).

Para o *Step* de indentação foi definido um tempo de 1,5 unidades para sua execução, sendo 1 unidade para avançar com o indentador até a profundidade desejada e 0,5 unidade para recuar com o indentador e assim aliviar a carga de indentação sobre a superfície do CP. Para execução desta tarefa foi criada uma restrição do tipo engaste na superfície oposta à que vai receber o penetrador, representando o apoio do CP na parede da base com rasgo em V. Uma

segunda condição de contorno, atuando sobre o RP acoplado à base do penetrador, foi criada para realizar apenas movimentos em direção ao corpo de prova (direção y), sobre o qual foi prescrito um deslocamento referente à profundidade de indentação desejada, evitando assim seu escorregamento durante a aplicação da carga (Fig.4.5(a)). A condição de simetria aplicada na face lateral do modelo restringiu o movimento do CP onde existe material na condição de CP cilíndrico completo (direção x).

Após a execução da indentação, resultante do deslocamento do penetrador, as restrições utilizadas neste *Step* foram desativadas para o passo seguinte, para que não interferissem no comportamento do corpo de prova durante o recebimento das cargas cíclicas.

Em seguida, para o *Step* referente ao carregamento cíclico de fadiga, foi necessário criar uma restrição do tipo engaste em uma das extremidades e a aplicação de uma carga na extremidade oposta (Fig.4.5(b)). A carga foi definida com um valor em MPa (direção z), que pode ser alterado como parâmetro de entrada, para executar as diversas simulações necessárias para a etapa de calibração da distância crítica, representada como uma tração na superfície.

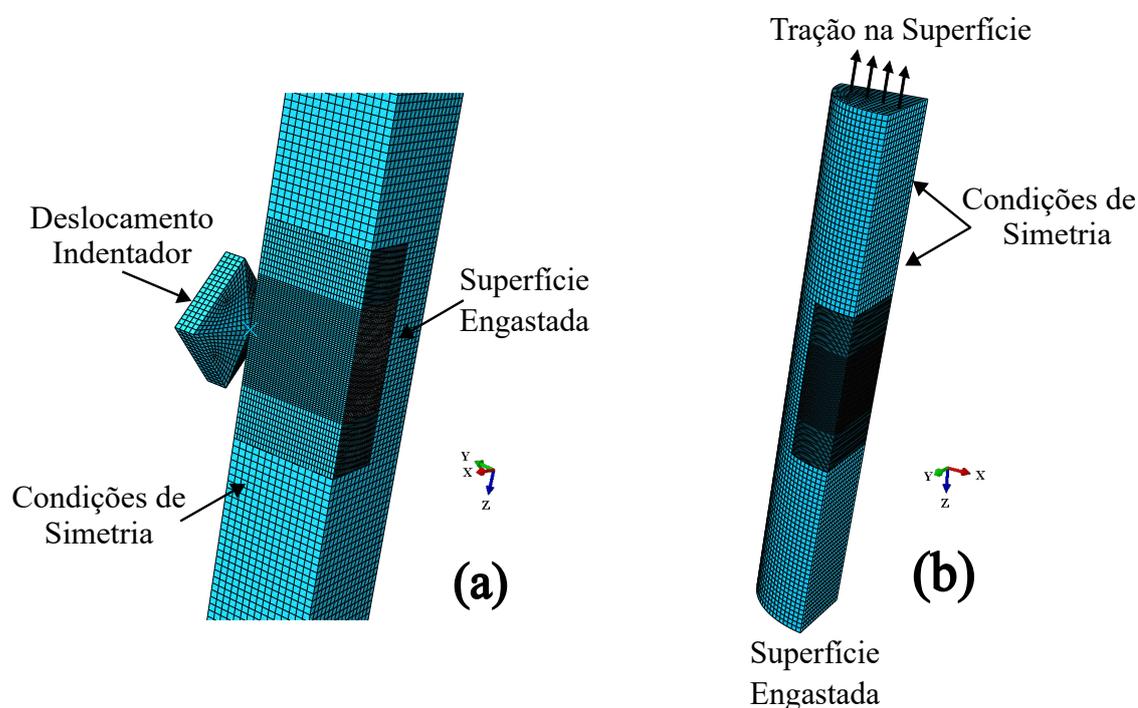


Figura 4.5. Condições de Contorno (*Boundary Conditions*) e Cargas (*loads*) aplicadas durante as etapas de indentação (a) e carregamento cíclico (b).

Nesta configuração de carregamento cíclico as condições de simetria aplicadas nas duas faces

referentes ao corte do quarto de CP restringiram o movimento da face direita (direção x) e face traseira (direção y). O comportamento cíclico da carga foi definido através da aplicação de uma amplitude periódica.

A definição das constantes desta amplitude periódica determinam quantos ciclos serão realizados no carregamento, que para efeito de cálculo foram definidos como 4 ciclos. A quantidade de ciclos foi suficiente para garantir a estabilização do campo de tensões no corpo de prova, e mais ciclos acarretariam apenas em mais custo computacional da simulação.

Para simular corretamente a combinação das duas partes do corpo de prova, é importante definir sua interação. Isso permite que as tensões e deformações sejam calculadas como se as duas partes fossem uma única peça. Para isso utiliza-se a ferramenta de amarração (*Tie*) do Abaqus, que consiste em um tipo de interação (*constraint*) unificando as faces que estiverem em contato direto. A região entre o corte central e a região de contato possui 3 faces de interação (superior, lateral e inferior), e desta forma, foram criados 3 *Ties*, um para cada par de faces que estavam em contato.

A necessidade de definir a interação entre o indentador e a superfície do corpo de prova é fundamental. Apesar da configuração de montagem indicar um contato aparente, a definição da interação determina quais aspectos desse contato devem ser considerados. No problema em questão foram definidos o comportamento tangencial do contato como *frictionless* e o comportamento normal do contato como *"Hard" contact*. Para o contato definiu-se a relação entre as duas superfícies, sendo a superfície *Master* a referente ao indentador, já definido como corpo rígido, e a superfície *Slave* a referente à região do corpo de prova que sofrerá a deformação decorrente da penetração do indentador.

Definidas as condições de contorno, restrições, cargas e passos a serem executados na simulação esta etapa foi concluída e passou-se para a abordagem de elementos finitos propriamente dita.

4.1.4 Malha de Elementos Finitos

A etapa de criação da malha de elementos finitos constitui um importante estágio do processo de simulação. A criação segue uma sequência de ações e estratégias que definem o quão precisa

e eficiente será a simulação, e merecem portanto, muita atenção no momento das definições dos parâmetros.

- (a) **Discretização da geometria em elementos finitos:** a geometria é subdividida em elementos com tamanhos consideravelmente menores que o tamanho inicial do componente, essa subdivisão recebe o nome de malha. Dependendo do número de elementos, a malha pode ser considerada uma malha “grosseira”, com baixa densidade de elementos ou uma malha “refinada”, com alta densidade de elementos. O interesse em refinar uma malha acontece na região de análise, na qual a importância de detalhar os dados extraídos com precisão é maior, já as áreas periféricas do ponto de interesse podem receber malhas mais grosseiras, visto que a análise não será detalhada naquela região.
- (b) **Definição do tipo de elemento:** neste trabalho definiu-se como prioridade de execução a utilização da malha estruturada, uma malha que permite uma análise precisa e eficiente de estruturas lineares e planas, além de ser fácil de gerar e modificar. No entanto, quando a geometria é complexa ou irregular, a criação de uma malha estruturada pode ser difícil ou mesmo impossível de ser criada. Buscando garantir essa estruturação da malha, as partes do corpo de prova foram particionadas de modo a deixarem a geometria de cada partição menos complexa, permitindo assim a criação da malha estruturada. Para a malha foi escolhido o elemento hexaédrico de ordem linear com 8 nós por cada elemento e com integração reduzida, denominado como C3D8R (Fig.4.6). Outros elementos foram testados, como lineares com integração reduzida (C3D8) e quadráticos com e sem integração reduzida (C3D20R e C3D20) e os resultados encontrados foram similares, restando como critério de escolha o C3D8R que possuía o menor custo computacional na simulação.

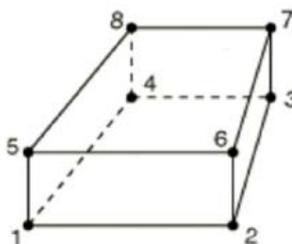


Figura 4.6. Elemento hexaédrico de ordem linear com 8 nós por cada elemento e com integração reduzida C3D8R de Abaqus.

Definidos os elementos e a estratégia de discretização procedeu-se à etapa de geração da

malha.

4.1.5 Geração da Malha e Criação do *SET* de Análise

A malha determina a qualidade dos resultados e o tempo computacional da simulação de acordo com a complexidade da análise. Por exemplo, 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 o resultado final. Por esse motivo, recomenda-se refinar a malha na região de interesse para aprimorar a qualidade dos resultados.

Neste trabalho a região de interesse localiza-se na porção central do corpo de prova, que foi inclusive previamente dividida em partições para auxiliar na geração das malhas. Respeitando a ordem de grandeza do componente modelado a malha do CP próxima às extremidades foi formada com elementos de cerca de 0,08 mm de tamanho (Fig.4.7(a)). Em direção ao centro do CP as malhas foram reduzidas para 0,06 mm na região de transição e 0,02 mm na parte central da Região de Contato, que recebeu os maiores esforços.(Fig.4.7(b)).

É importante notar também que a transição da malha entre diferentes regiões não é compatível, apesar de serem malhas estruturadas e com tamanhos proporcionalmente similares. A estratégia implementada foi a utilização da restrição *TIE* do Abaqus, que basicamente liga superfícies separadas de modo que não haja movimento relativo entre elas. Este procedimento foi utilizado por razões de eficiência computacional.

O tamanho dos elementos e a escolha de uma malha estruturada com integração reduzida foram definidos após uma extensa análise de convergência da malha. A análise de convergência foi realizada através da avaliação das tensões de Mises após o processo de indentação, utilizando um caminho criado a partir da raiz do defeito para o centro geométrico do corpo de prova. As malhas com mais de 20 micrômetros foram menos precisas na representação das tensões máximas e mínimas (Fig.4.8). No entanto, as malhas com menos de 20 micrômetros apresentaram resultados semelhantes com um custo computacional exponencialmente mais elevado.

Com as malhas definidas e geradas resta apenas a especificação ou separação de um volume de controle para extração de dados e pós processamento. Essa região pode ser definida como

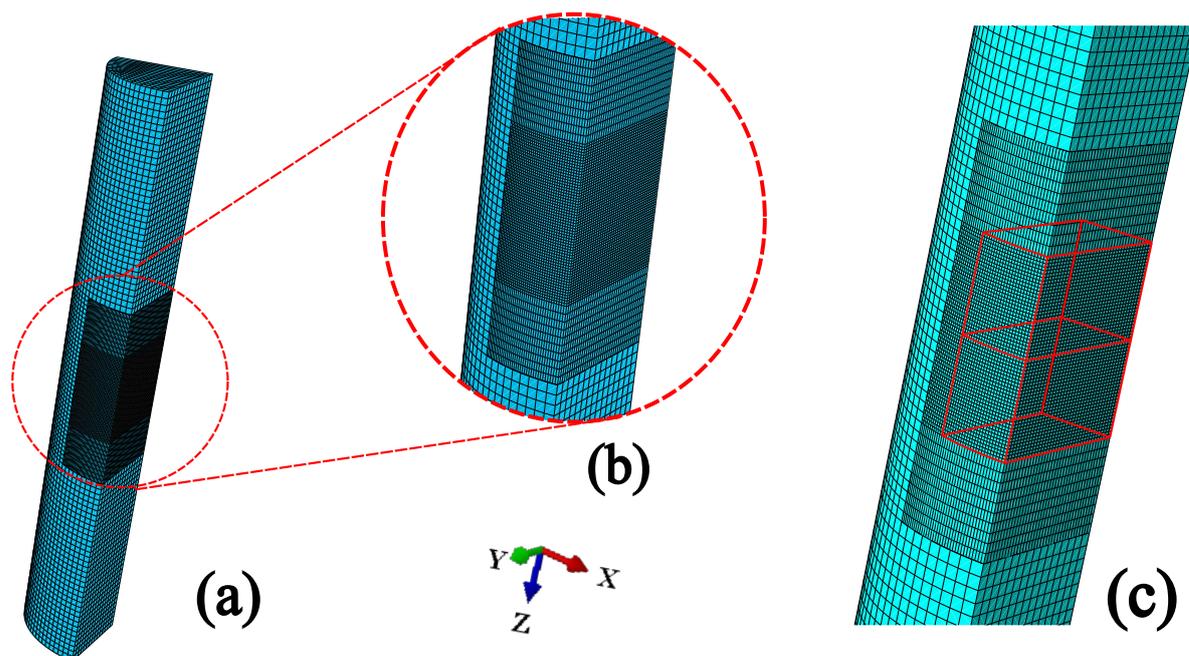


Figura 4.7. Malha definida para as extremidades do corpo de prova (a), refinamento para a região de contato (b) e região de interesse delimitada na forma de *SET*.

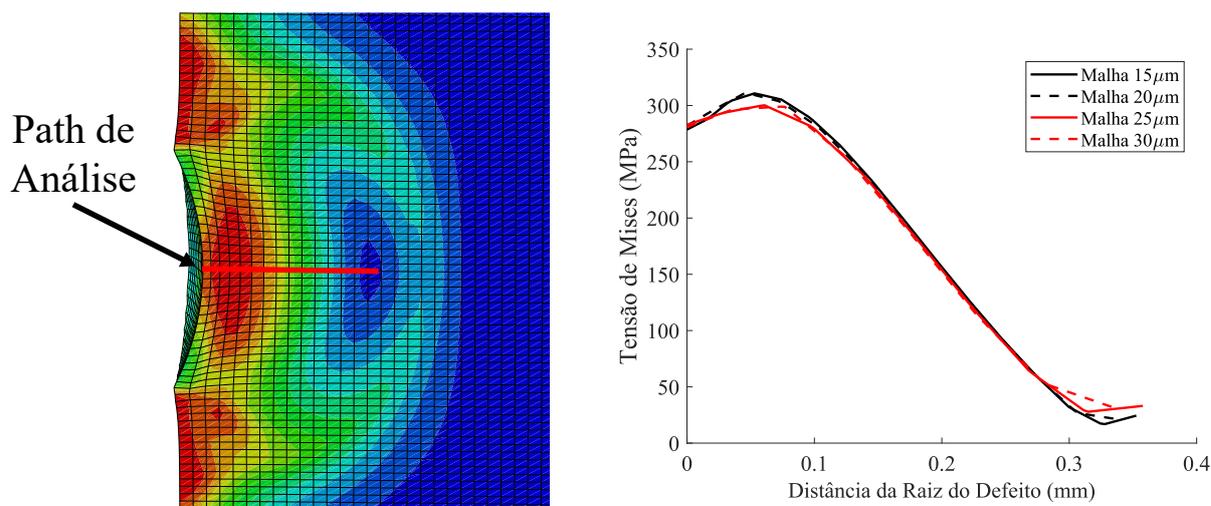


Figura 4.8. Análise de convergência de malha.

um *SET* associado a alguma geometria do modelo.

A análise de uma região específica pode ser conduzida de várias maneiras, incluindo a seleção manual no Abaqus após as simulações e a subsequente extração de dados para pós-processamento. No entanto, ao optar pela seleção manual, há um risco de elementos serem inadvertidamente omitidos ou de uma região maior ou menor do que a desejada ser selecionada sem que o usuário perceba durante a visualização.

Para evitar tais contratemplos, são disponibilizadas ferramentas para estabelecer regiões de

interesse com base em faces, arestas, pontos e até volumes do modelo criado. Essas ferramentas são baseadas na criação de *SETs*, que armazenam informações e propriedades das entidades selecionadas. Importante destacar que as alterações na malha não afetam os *SETs*, tornando-os confiáveis pontos de referência para a extração e processamento de dados.

No modelo deste trabalho foi criado um *SET* específico na porção central da Região de Contato do corpo de prova, englobando 2 células referentes ao volume de interesse (Fig.4.7(c)). Este volume foi definido a partir de testes exploratórios e corresponde à região de maior influência do processo de indentação e de carregamento cíclico, compreendendo as menores e maiores tensões contidas no campo de tensão do corpo de prova. O *SET* de análise definido com a malha pré-determinada possui 57.600 pontos de integração, ou seja, ele contém 57.600 elementos para extração dos dados de tensão.

Os indentadores tiveram sua malha definida de acordo com o tipo de construção da peça 3D que foi utilizada para sua modelagem. No caso do penetrador Brinell, por ser uma parte construída como corpo rígido analítico, sua malha não necessitou definição. O penetrador Vickers, no entanto, por suas características geométricas só pôde ser construído como um corpo rígido discreto, e por esse motivo precisou ser discretizado com uma malha. Para o indentador Vickers a malha escolhida também foi do tipo estruturada com o mesmo tipo de elemento que os demais componentes. O tamanho de elemento definido foi de 0,06 mm, valor proporcional ao encontrado na região de interação entre indentador e corpo de prova (0,02 mm). Por ter sido definido como corpo rígido, a relação entre a malha do indentador e a região de contato não sofre alterações significativas com a redução da malha, e por esse motivo optou-se por aplicar ao indentador o maior tamanho de malha presente na Região Central do modelo em busca da redução de custo computacional.

4.1.6 Criação e Execução do *Job*

Com todos os parâmetros da simulação determinados basta executar a última etapa, a criação do *Job*, que consiste na execução de todos os passos definidos, utilizando a capacidade de processamento do computador. Os *Jobs* podem ser criados para diferentes modelos ou mudanças de parâmetros, ficando armazenados após sua submissão e finalização. É possível

também que se faça uma checagem dos parâmetros antes de executar o *Job*, para que qualquer inconsistência acusada seja reparada e não se perca tempo de processamento com simulações incompletas.

Após a finalização do *Job*, os resultados ficam disponíveis para visualização, interface na qual pode-se ver a disposição dos parâmetros escolhidos como por exemplo tensões, critérios de falha, deformações dentre outros que possam interessar.

4.2 PARAMETRIZAÇÃO DAS ANÁLISES VIA PYTHON *SCRIPT*

Existem diversas formas de construir um modelo em Abaqus, o mais conhecido entre os usuários é simplesmente abrir o módulo CAE do *software* e realizar os passos para se obter uma simulação e análise completa.

No entanto, quando o número de análises é alto, ou são necessárias pequenas mudanças de parâmetros para realização de novas simulações, o tempo e trabalho despendidos para execução desta tarefa começa a ficar oneroso e repetitivo, sendo necessário um processo de automatização.

Quando a necessidade de automatização de um processo de simulação se faz necessário uma forte ferramenta pode ser utilizada para abreviar tempo e esforço nesta execução. Pode-se criar um *script* em Python que execute todas as construções no Abaqus, realize as simulações, extraia dados e, por fim, realize o pós processamento desses dados extraídos. Através de um *script* em Python o usuário é capaz de realizar simulações em sequência, simultâneas ou até mesmo completamente diferentes, bastando para isso elaborar um código que utilize a linguagem do Abaqus.

Diante desta informação, o presente trabalho foi desenvolvido com a utilização desta ferramenta para a execução de suas simulações e pós processamento. Cada comando realizado na construção do modelo no Abaqus gera um código em Python, que fica salvo em um arquivo do programa chamado *abaqus.rpy*, e a sequência de comandos dá origem a uma parte, define um material, aplica uma carga ou até mesmo inicia um *Job*.

A elaboração de um *script* de simulação completa no Abaqus consiste em transformar as linhas de códigos geradas no arquivo *abaqus.rpy* e transformá-las em funções, onde os parâmetros que precisam ser alterados em cada simulação diferente são considerados variáveis,

como por exemplo profundidade de indentação, carga de fadiga, tipo de indentador, dentre outros. Cada vez que a função referente àquele comando é executada novos parâmetros podem ser especificados, e, conseqüentemente, novas simulações são criadas.

O roteiro (*script*) gerado neste trabalho recebe os valores de cada variável de um arquivo *.txt* que associa cada valor a uma variável e a partir destes valores constrói o modelo e executa as simulações. Cada linha contida no arquivo *.txt* consiste em uma nova entrada (*input*) de parâmetros, e através de um *loop* dentro do código cada linha gera um novo modelo e uma nova simulação.

Para o problema em questão o arquivo com os dados de entrada recebeu os parâmetros, como por exemplo, os contidos na Tabela 4.1.

Tabela 4.1. Dados de entrada para alimentar o *script* do Abaqus

Case	R (mm)	Ls (mm)	Vc (mm)	Hc (mm)	Rs (mm)	E1 (GPa)	nu1 (-)	Ed (mm)	SL (MPa)	Cm (mm)	Ccm (mm)	Crms (mm)	Crf (mm)
1	1.3	8.0	2.4	1.4	0.5	64.476	0.33	0.165	130	0.08	0.06	0.06	0.02
2	1.3	8.0	2.4	1.4	1	64.476	0.33	0.78	100	0.08	0.06	0.06	0.02

Nota-se que o primeiro parâmetro define o caso da simulação, ou seja, o tipo de indentador que será utilizado com valor (1) para Brinell e (2) para Vickers. Os cinco parâmetros seguintes determinam a geometria do modelo, como o raio do corpo de prova (R), comprimento (Ls), dimensões da região de corte vertical e horizontal (Vc e Hc respectivamente) e as dimensões dos indentadores (Rs - raio da esfera ou lateral da pirâmide). Os dois parâmetros seguintes inserem no *script* as propriedades elásticas do material, como módulo de elasticidade ($E1$) e coeficiente de *poisson* (ν). As propriedades plásticas, por estarem dispostas em uma tabela longa e por serem mantidas as mesmas em todos os testes, foram inseridas diretamente no código. Os dois parâmetros seguintes consistem na profundidade de indentação (Ed) e na carga de fadiga aplicada (SL) e os quatro últimos parâmetros (Cm , Ccm , $Crms$, e Crf) são as dimensões das malhas de elementos finitos ordenadas da extremidade ao centro do corpo de prova.

Com este artifício podem ser criados tantos casos quantas forem as linhas geradas no arquivo *.txt*, o que permite a rápida execução do trabalho computacional, sem a necessidade de comandos do usuário a cada etapa.

4.2.1 Obtenção dos Valores de SWT

Para o pós processamento é necessária a obtenção do campo de tensões na região de interesse. Para este fim, a função principal do código em Python executa um outro código, que extrai as coordenadas do centróide de cada elemento e cria um arquivo de texto (*.txt*) com as 3 coordenadas de cada ponto. Este código também extrai separadamente as tensões σ_{xx} , σ_{yy} , σ_{zz} , τ_{xy} , τ_{xz} e τ_{yz} de cada ponto e gera um arquivo de texto para cada tensão, além de um arquivo com os incrementos de tempo, para que as tensões sejam relacionadas com o instante em que atuavam sobre o corpo de prova.

Para obtenção do valor do parâmetro de Smith-Watson-Topper em cada ponto da região de análise um outro código em Python foi vinculado ao principal, que utiliza as tensões extraídas na forma de arquivo de texto, vincula elas a cada elemento analisado e calcula o parâmetro SWT para cada elemento do *SET* de análise mostrado na (Fig.4.7(c)).

Uma segunda etapa deste código determina a posição do elemento com o maior valor do parâmetro de SWT e em seguida identifica todos os pontos localizados a uma distância definida pelo usuário. Definido o raio de ação (que neste trabalho variou de 0,001 mm a 0,2 mm com incrementos de 0,001 mm) os pontos contidos nesta esfera têm seus valores de SWT extraídos e seu valor médio é calculado. Esta parte do código é fundamental para a etapa de calibração e previsão de vida quando se utiliza a abordagem da TDC pelo método do volume (MV).

4.3 CALIBRAÇÃO DA RELAÇÃO $L(N_f)$

A obtenção da curva $L(N_f)$ utilizando duas curvas S-N foi descrita na subseção 2.5.1 subitem (ii) aplicando o MP. Como definido naquela seção, qualquer método de distâncias críticas pode ser utilizado para calibrar a curva $L(N_f)$. Segundo (SUSMEL; TAYLOR, 2007), o processo de calibração realizado em seu trabalho utilizou apenas o MP, porém, na etapa de previsão de vida os métodos MP, o ML e o MA foram utilizados com base na curva de calibração obtida pelo MP.

Para este trabalho, durante a etapa de avaliação exploratória do método que melhor se adequaria ao problema proposto, as tentativas de aplicação das abordagens mais simples, como o

MP, ML e MA, apresentaram dificuldade na definição da direção do *focus path*, que corresponde ao caminho de maior variação de tensões e a possível direção de crescimento e propagação de trincas. A complexidade do campo de tensões nos arredores dos defeitos indentados, principalmente devido às tensões residuais presentes após o processo de indentação inviabilizaram a eficácia dos métodos mais simples, e portanto, a escolha do Método do Volume para a análise tornou-se a alternativa mais acertiva. A fundamentação da escolha do MV e a maneira como ela foi adaptada ao problema serão descritos na subseção a seguir.

4.3.1 Aplicação do Método do Volume em Defeitos Indentados

No método do volume, a tensão equivalente é calculada dentro de um volume de material, que pode ser definido por uma esfera ou semi-esfera centrada no ponto de máxima tensão. O MV é relativamente mais complexo que o método do ponto e da linha, além de ser computacionalmente mais caro. No entanto, este método não requer a definição de um caminho crítico (*focus path*) para avaliar as tensões e a tensão equivalente.

Em componentes de geometria complexa, a definição deste caminho não é trivial, e a análise das tensões num caminho que não representa o campo de tensões em torno do ponto crítico pode levar a estimativas imprecisas da previsão da vida em fadiga. Na literatura, poucos estudos aplicaram o Método do Volume (VM) da TDC para prever a vida em fadiga, como por exemplo nas referências (ADRIANO *et al.*, 2018; MATOS *et al.*, 2022). Isto deve-se ao fato de que a maioria dos estudos relacionados com a análise de fadiga em corpos de prova com defeitos de geometria simples apresentam resultados satisfatórios quando se aplica a metodologia simplificada do MP e ML.

Para corpos de prova entalhados, por exemplo, onde o caminho crítico é facilmente definido através do plano bissector do entalhe, a tensão equivalente calculada usando MP e ML fornecem bons resultados de estimativa de vida (ADRIANO *et al.*, 2018; SUSMEL; TAYLOR, 2008; SUSMEL; TAYLOR, 2007; SUSMEL; TAYLOR, 2012; LIAO *et al.*, 2023). Por outro lado, sabe-se que o processo de fadiga se desenvolve num volume de material, e o MP é um método simplificado para estimar a tensão equivalente.

Considerando a complexidade de defeitos muito específicos, Bellett *et al.* (BELLETT *et al.*,

2005) propuseram estimar a tensão equivalente em um volume de material definido pela forma de uma semi-esfera centrada na raiz do entalhe, de modo que as tensões pudessem ser avaliadas em todas as direções a partir do ponto crítico (*hotspot*). De forma análoga a este problema, Susmel (SUSMEL, 2004) apresentou a hipótese de que o volume de material, onde todos os processos físicos relacionados com a formação de trincas por fadiga estão confinados, poderia ser definido pela forma de uma esfera em casos 3D, embora tenha afirmado num outro trabalho (SUSMEL; TAYLOR, 2008) que nenhuma evidência experimental ainda havia comprovado esta hipótese.

Adriano et al. (ADRIANO *et al.*, 2018) propuseram uma metodologia que calcula a tensão equivalente aplicando o MV como alternativa ao MP em fios de alumínio com uma geometria mais complexa. A forma escolhida para definir o volume de material foi uma esfera centrada na região conhecida como *hotspot* e, portanto, para corpos de prova entalhados, essa esfera é centrada na raiz do entalhe. No entanto, em problemas mais sofisticados, como os que envolvem defeitos com geometrias complexas, contato mecânico e tensões residuais, por exemplo, o ponto crítico do componente pode ocorrer na subsuperfície do material.

Neste estudo, a forma esférica foi escolhida para definir o volume material devido à dificuldade em definir a orientação da semi-esfera, principalmente devido à geometria da indentação e uma região com tensões residuais compressivas. Além disso, a distribuição de tensões obtida pode variar com o direcionamento escolhido, levando a diferentes previsões de vida em fadiga. Embora a geometria dos corpos de prova analisados neste estudo seja simples, o aparecimento de tensões residuais em espécimes indentados faz com que a definição da orientação da semi-esfera não seja uma questão trivial. A avaliação das tensões num volume de material definido por uma esfera evita a necessidade de definir a orientação.

4.3.2 Calibração Utilizando um CP sem Defeito e um CP com Defeito Agudo

Para definir a relação entre o raio crítico da esfera estabelecido no método do volume (MV) e o número de ciclos até a falha $R(N_f)$, é necessário que seja definida a calibração da distância crítica e da vida em fadiga $L(N_f)$ que será explicada a seguir. A calibração da relação entre a distância crítica L e o número de ciclos até a falha (N_f) apresenta alguns métodos que

utilizam curvas S-N combinadas com o método dos elementos finitos (SUSMEL; TAYLOR, 2007; YAMASHITA *et al.*, 2010) utilizando a Eq.4.1.

$$L(N_f) = A N_f^B \quad (4.1)$$

Para o Método do Volume (MV), as metodologias de calibração podem ser facilmente adaptadas utilizando o raio crítico R representando a distância crítica L . A estratégia proposta por Susmel (SUSMEL; TAYLOR, 2007) utiliza duas curvas S-N para calibrar a relação, uma correspondente a um corpo de prova liso (*smooth*) e outra a um corpo de prova com defeito agudo. Trabalhos anteriores mostraram que, para fios como os do presente estudo, este tipo de calibração apresentava resultados menos precisos do que as calibrações utilizando dois defeitos diferentes (ADRIANO *et al.*, 2018). Uma das razões apontadas poderia ser a influência do High Stressed Volume (HSV) (LIAO *et al.*, 2020b).

No entanto, um trabalho recente sobre o alumínio (LIU *et al.*, 2022) mostrou que, para pequenos defeitos produzidos por indentação, o comportamento do material em amplitudes de carga de fadiga mais elevadas assemelha-se ao de uma amostra sem defeitos na iniciação de trincas, e para amplitudes de carga mais baixas o defeito comporta-se de maneira mais eficaz como um concentrador de tensões. Liu *et al.* (LIU *et al.*, 2022) concluíram também que os defeitos de indentação mais profunda apresentam um comportamento híbrido, podendo iniciar as suas falhas por fadiga tanto em regiões de influência do concentrador de tensões como em regiões onde estão presentes tensões residuais positivas, que surgem na vizinhança da região onde ocorre o processo de indentação. Por este motivo, a metodologia proposta por Susmel (SUSMEL; TAYLOR, 2007) foi utilizada neste trabalho como estratégia de calibração com as devidas adaptações (Fig.4.9).

A abordagem de Susmel (SUSMEL; TAYLOR, 2007) utilizou duas curvas S-N obtidas em experimentos de fadiga: com espécimes sem defeitos (*smooth*) e com defeitos agudos. A fase de calibração começa com a obtenção das amplitudes de tensão do corpo de prova liso ($\sigma_{Sm,i}$), e do corpo de prova com indentação Vickers ($\sigma_{Vick,i}$), associadas à vida em fadiga $N_f = N_{f,i}$, obtidas a partir de ambas as curvas S-N (Fig.4.9(a)).

Em seguida, utilizando simulações do MEF, determina-se a distribuição de tensões quando o espécime é submetido ao nível de tensão $\sigma_{Vick,i}$. O tensor de tensão de cada elemento na

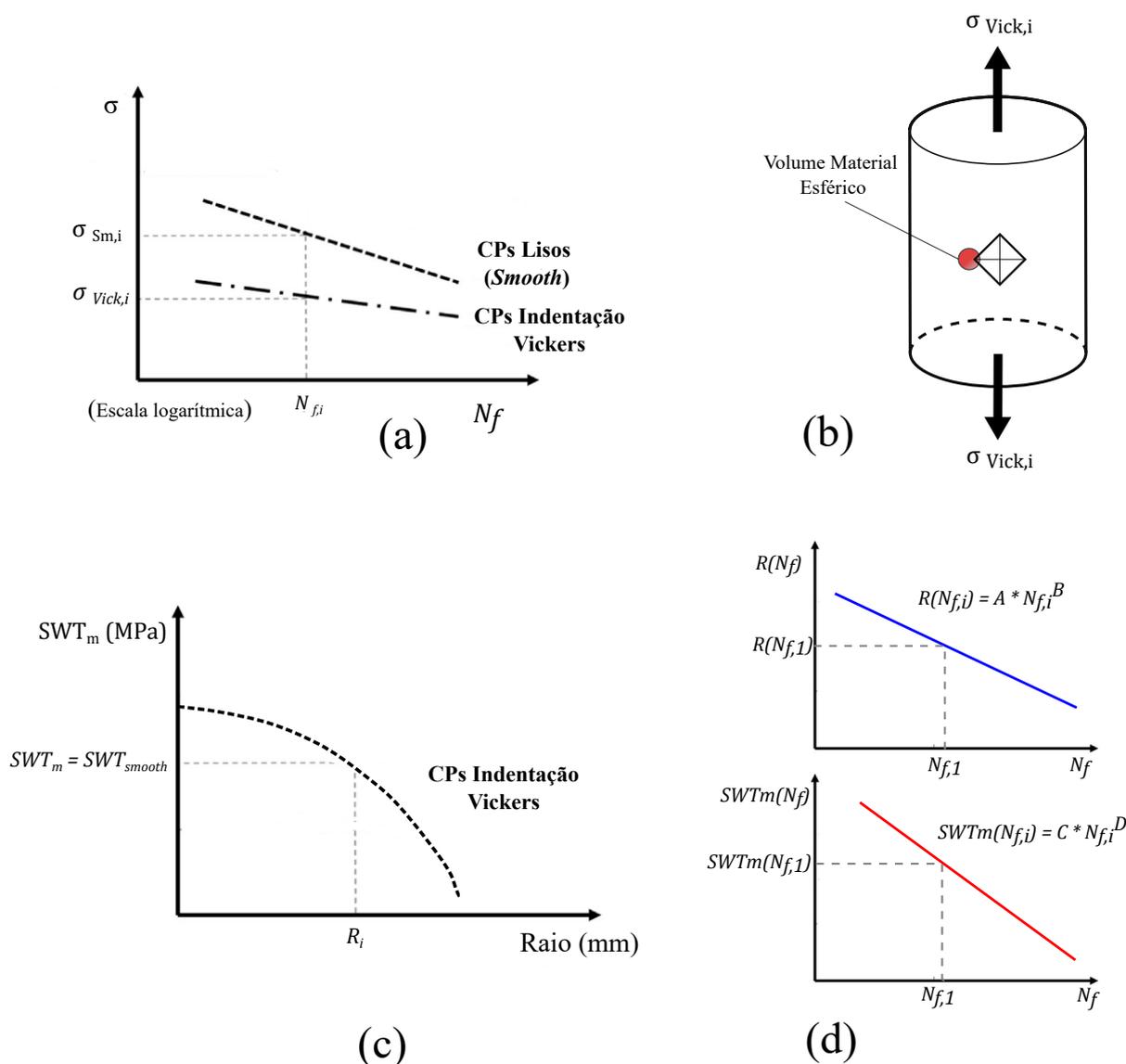


Figura 4.9. Curvas S-N utilizadas para calibração (a), corpo de prova sujeito à amplitude de tensão σ_{Vick} e esfera centrada no *hotspot* (b), SWT_m obtidos a partir de variações do raio da esfera (MV) e definição do raio crítico onde $SWT_m = SWT_{smooth}$ (c), calibração das curvas $R(N_f)$ e $SWT_m(N_f)$ determinados para previsão de vida (d).

região de interesse é obtido pelo MEF, e o parâmetro SWT é calculado para cada elemento nesta região. Após determinar o valor de SWT para todos os elementos, define-se o volume de material delimitado por uma esfera centrada no elemento onde o SWT é máximo (Fig.4.9(b)).

A média de SWT é calculada para este volume material para diversos valores de raio da esfera, começando com a SWT máxima e aumentando o raio gradualmente até atingir um valor pré-determinado. Com os valores médios de SWT calculados para cada incremento de raio, é possível construir um gráfico, como indicado na Figura (4.9(c)). O gráfico define a distância cujo valor de SWT_m corresponde ao valor de SWT_{smooth} , que é considerado o raio crítico (R_{crit})

para a vida $(N_{f,i})$ previamente definida.

Repetindo este passo para várias vidas, obtêm-se duas curvas de calibração, correlacionando o raio crítico (R_{crit}) com a vida $(N_{f,i})$ e o parâmetro SWT médio (SWT_m) com a vida $(N_{f,i})$, que serão posteriormente utilizadas para prever a vida em fadiga do material (Fig.4.9(d)).

4.3.3 Calibração Utilizando um CP com Defeito Suave e um CP com Defeito Agudo

Outra abordagem eficaz quando se trabalha com defeitos em fios foi a metodologia introduzida por Yamashita et al. (YAMASHITA *et al.*, 2010) que aplicou o método em CPs de Ti-6Al-4V contendo pequenos entalhes, e que resultados satisfatórios foram obtidos em trabalho anterior com fios de alumínio 6201 -T81 (ADRIANO *et al.*, 2018).

Em seu estudo, Yamashita utiliza curvas de falha por fadiga obtidas de corpos de prova entalhados com raiz de raio $\rho = \rho_1$ e outra obtida de corpos de prova entalhados com raiz de raio $\rho = \rho_2$. De acordo com Yamashita et al. (YAMASHITA *et al.*, 2010), a distância crítica (L_i) associada a um número de ciclos de vida $N_{f,i}$ é a distância à qual a média das tensões principais máximas, avaliadas ao longo do plano bissector do entalhe, para ambos os corpos de prova entalhados com raiz de raio $\rho = \rho_1$ e $\rho = \rho_2$ são iguais. Este raciocínio é representado pela (Eq.4.2),

$$\sigma_{eq,i} = \frac{1}{L_i} \int_0^{L_i} \sigma_1(x, \rho = \rho_1) dx = \frac{1}{L_i} \int_0^{L_i} \sigma_1(x, \rho = \rho_2) dx \quad (4.2)$$

onde $\sigma_{eq,i}$ é a tensão equivalente associada à distância crítica L_i e σ_1 corresponde à tensão principal.

Como se pode observar na Eq.(4.2), Yamashita et al. aplicaram conceitos relacionados com o Método da Linha (ML) na estratégia de calibração. Além disso, estudos recentes avaliaram a eficácia deste método de calibração para a determinação da distância crítica, comparando várias combinações de calibração (BENEDETTI *et al.*, 2021). As constantes A e B da Eq.(4.1) podem ser facilmente determinadas através do cálculo da distância crítica para dois ou mais valores de N_f .

No presente estudo, o raciocínio de Yamashita foi aplicado em termos do Método do Volume

(MV) e, fazendo as adaptações necessárias, a equação que representa a variação do raio R em função da vida em fadiga pode ser escrita de forma análoga à Eq.(4.1) apenas substituindo a distância L utilizada no PM e LM por R que representa o raio da esfera que corresponde ao volume material como na Eq.(4.3), a partir da qual será calculado o parâmetro de fadiga:

$$R(N_f) = A N_f^B \quad (4.3)$$

A etapa de calibração começa pela obtenção das amplitudes de tensão do corpo de prova com indentação Brinell $\sigma_{Brin,i}$ e do corpo de prova com indentação Vickers $\sigma_{Vick,i}$, associadas a uma vida em fadiga $N_f = N_{f,i}$, obtidas a partir de duas curvas S-N (Fig.4.10(a)).

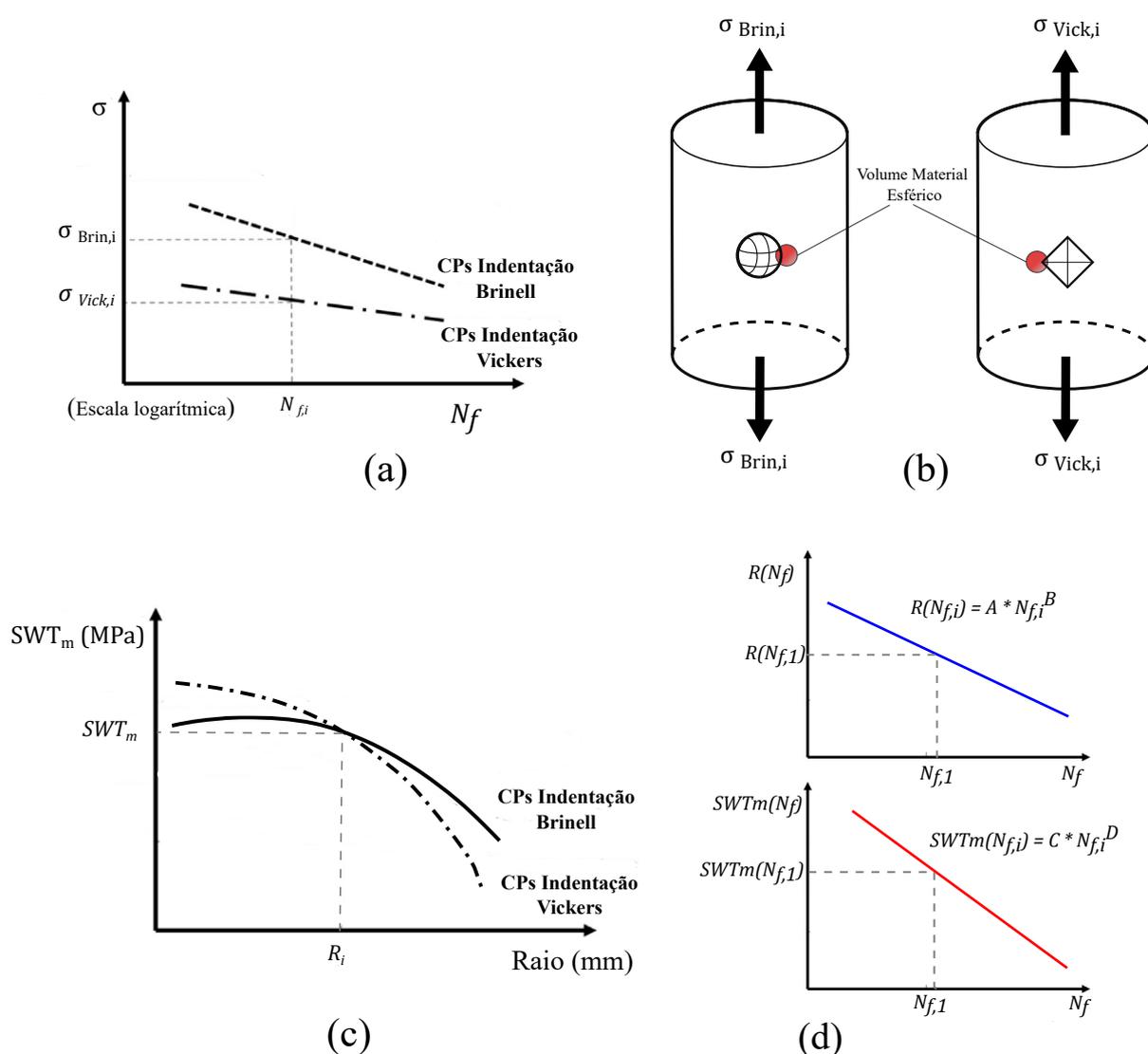


Figura 4.10. Curvas S-N utilizadas para calibração (a), corpos de prova sujeitos às amplitudes de tensão σ_{Brin} σ_{Vick} e esfera centrada no *hotspot* (b), SWT_m obtidos a partir de variações do raio da esfera (MV) e da intersecção das duas curvas (c), calibração das curvas $R(N_f)$ e $SWT_m(N_f)$ determinados para previsão de vida (d).

Em seguida, utilizando simulações do MEF, a distribuição de tensões é determinada quando cada corpo de prova é submetido ao nível de tensão $\sigma_{Brin,i}$ e $\sigma_{Vick,i}$, respectivamente. A utilização destes dois defeitos provocados pela indentação foi determinada, considerando que, para esta metodologia específica, o defeito produzido pela indentação Brinell representa um entalhe de baixa severidade, enquanto o defeito correspondente à indentação Vickers está associado a um entalhe extremamente agudo. O tensor de tensão de cada elemento na região de interesse é obtido pelo MEF, e o parâmetro SWT é calculado para cada elemento contido nesta região em ambos os corpos de prova. Depois de determinar o valor de SWT para todos os elementos, o volume de material delimitado pela esfera centrada no elemento onde o SWT é máximo é definido para cada corpo de prova (Fig. 4.10(b)).

A média de SWT é calculada para este volume de material para diferentes valores de raio da esfera, começando com o SWT máximo e aumentando o raio gradualmente até atingir um valor pré-determinado. Com os valores médios de SWT calculados para cada incremento de raio, é possível construir um gráfico, como o apresentado na Figura 4.10(c). Neste gráfico, o ponto de intersecção entre as duas curvas determina o raio R_i associado ao parâmetro SWT_m , que está relacionado com a vida inicialmente escolhida $N_{f,i}$.

Seguindo este procedimento e calculando valores de R e SWT_m para diferentes valores de N_f , as constantes A e B da equação Eq. (4.3) e C e D da Eq. (4.4) podem ser determinados para a calibração (Fig. 4.10(d)).

$$SWT_m(N_f) = C N_f^D \quad (4.4)$$

A fase de previsão de vida pode ser iniciada com ambas as curvas de calibração $R(N_f)$ e $SWT_m(N_f)$.

Com as duas metodologias de calibração concluídas, obtêm-se duas curvas de calibração para cada metodologia, correlacionando o raio crítico (R_{crit}) e o SWT_m com a vida em fadiga (N_f) para defeitos do material com características semelhantes à indentação.

A utilização do parâmetro de Fatemi-Socie (FSm) segue os mesmos passos de calibração descritos anteriormente (Fig. 4.9 e Fig. 4.10), e a utilização de um segundo parâmetro de falha por fadiga para efeitos de comparação com os resultados obtidos em função do SWT_m pôde

auxiliar na comprovação da eficácia do método escolhido.

O passo seguinte consistiu em prever a vida em fadiga para diferentes defeitos e níveis de amplitude de tensão, comparando os valores estimados com os obtidos experimentalmente. A metodologia empregada será detalhada a seguir.

4.4 PREVISÃO DE VIDA EM FADIGA

Com base nas curvas de calibração obtidas em ambas as metodologias, um processo iterativo para a previsão de vida foi implementado com base na metodologia proposta por Susmel e Taylor (SUSMEL; TAYLOR, 2012), conforme mostrado na Figura 4.11. O processo iterativo foi elaborado através de uma rotina Python e será descrito a seguir, definindo cada passo até se obter a vida estimada para cada valor de amplitude de tensão desejado.

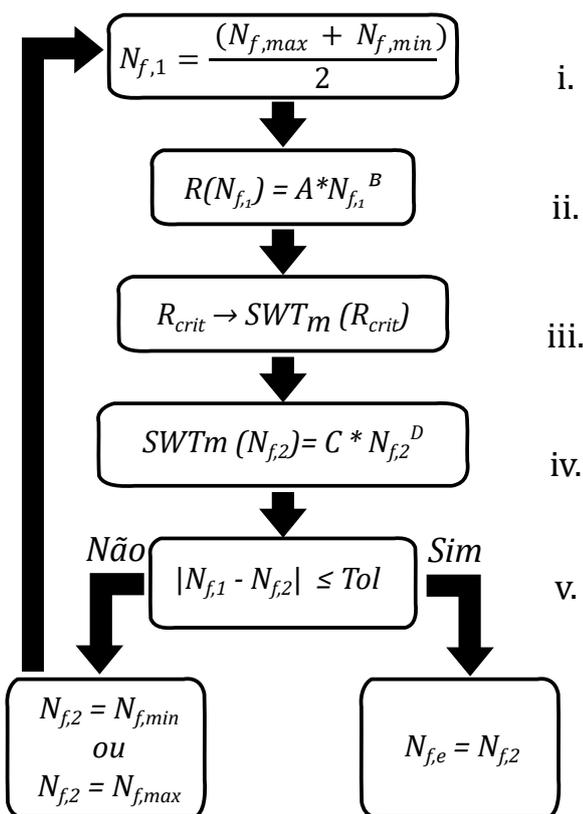


Figura 4.11. Fluxograma representativo do processo iterativo utilizado para prever vida em fadiga. (i) Vida inicial $N_{f,1}$. (ii) Curva de calibração raio crítico em função da vida escolhida $R(N_{f,1})$. (iii) Relação entre raio crítico e o parâmetro de fadiga médio SWT_m . (iv) Curvas de calibração SWT_m em função da vida. (v) Comparação entre vida inicial e vida prevista.

O processo foi realizado nas seguintes etapas:

- (i) Inicialmente, um valor de vida igual a $N_{f,1}$ foi assumido como a média obtida por um valor máximo $N_{f,max}$ e um mínimo $N_{f,min}$ predeterminados para estabelecer vidas iniciais de forma mais eficaz. Os valores selecionados de 10^3 ciclos, correspondentes a $N_{f,min}$, e $N_{f,max}$ igual a $5 \cdot 10^6$ ciclos, definido como critério de parada (*runout*), foram escolhidos como parâmetros de entrada para o material AA 6201-T81;
- (ii) Com o valor de $N_{f,1}$ e usando a equação de calibração $R(N_f)$, obtida da Eq. 4.3 aplicada a cada método de calibração iterativa (Figs. 4.9 e 4.10) e o parâmetro de fadiga, o raio crítico R_{crit} que corresponde à distância crítica do material para essa vida foi calculado;
- (iii) Com base nos resultados da distribuição de tensão extraídos das simulações FEM e nos valores SWT adquiridos para cada elemento durante a etapa de pós-processamento, o parâmetro $SWTm$ foi calculado com base no raio crítico R_{crit} usando o método do volume (MV);
- (iv) Com o valor $SWTm$ calculado, o $SWTm(N_f)$ obtido da Eq. 4.4 aplicado a cada método de calibração iterativo (Figs. 4.9 e 4.10), foi usado para obter a vida prevista $N_{f,2}$, que foi comparada com a vida estimada no início do processo;
- (v) Se a diferença entre esses dois valores fosse maior do que uma determinada tolerância (1%), o valor de $N_{f,2}$ era considerado o extremo máximo ou mínimo, e o método da bissecção era aplicado para estimar o novo valor de entrada $N_{f,1}$ para outra iteração. O processo foi repetido até que a diferença entre os valores $N_{f,1}$ e $N_{f,2}$ atingisse uma tolerância.

Quando a tolerância foi atingida, o processo foi interrompido e determinou-se que o valor encontrado $N_{f,2}$ seria considerado o valor da vida estimada $N_{f,e}$, para que pudesse ser posteriormente comparado com as vidas experimentais obtidas das curvas S-N.

O mesmo processo iterativo foi realizado para as curvas de calibração usando o parâmetro Fatemi-Socie (FS). Vale ressaltar que para a obtenção da amplitude de tensão cisalhante (τ_a) utilizada no parâmetro foi selecionado o Método da Caixa, um método que se baseia em abordagens referentes ao conceito de plano crítico. Neste método com a obtenção da máxima e mínima tensão principais é possível calcular o valor de (τ_a) considerando a maior caixa.

RESULTADOS E DISCUSSÕES

Nas seções a seguir serão apresentados todos os resultados referentes aos ensaios experimentais, metodologias de calibração, resultados de simulações e o comparativo entre vida em fadiga previstas e experimentais.

Serão apresentadas também algumas considerações sobre a escolha de critérios de falha, assim como uma breve discussão sobre os resultados obtidos.

5.1 CURVAS S-N

Este trabalho contém uma série de novos dados experimentais de fadiga que foram produzidos a partir de fios retirados diretamente de condutores elétricos e inicialmente submetidos a indentações de diferentes formatos. Esses dados podem ser bastante úteis para entender melhor o papel das tensões residuais e das descontinuidades geométricas normalmente presentes no problema de fadiga de condutores elétricos devido à vibração eólica.

É importante observar que, à medida que os grampos de suspensão são apertados, os fios sofrem altos níveis de tensão entre si que produzem marcas similares àquelas geradas por uma indentação nos fios. Os resultados dos experimentos de fadiga submetidos a carregamento totalmente reverso podem ser vistos nas Figuras (5.1 a 5.4) que representam as curvas S-N obtidas experimentalmente dos corpos de prova sem defeito (*Smooth*), defeito Vickers 70 μm , defeito Brinell 160 μm e defeito Vickers 45 μm , respectivamente. Há uma dispersão maior dos dados para amplitudes de tensão mais baixas do que para tensões mais altas, o que é um comportamento típico das ligas de alumínio. A curva de ajuste representada pela linha contínua foi calculada de acordo com a norma ASTM E739 (E739-10, 2015), e o valor definido como *runout* para esse material foi fixado em $5 \cdot 10^6$ ciclos.

Para obtenção das curvas foram utilizados cerca de 50 CPs, não contabilizando os ensaios

exploratórios e CPs que não falharam (*runout*). 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 útil do corpo de prova, desconsiderando-se a área da descontinuidade geométrica.

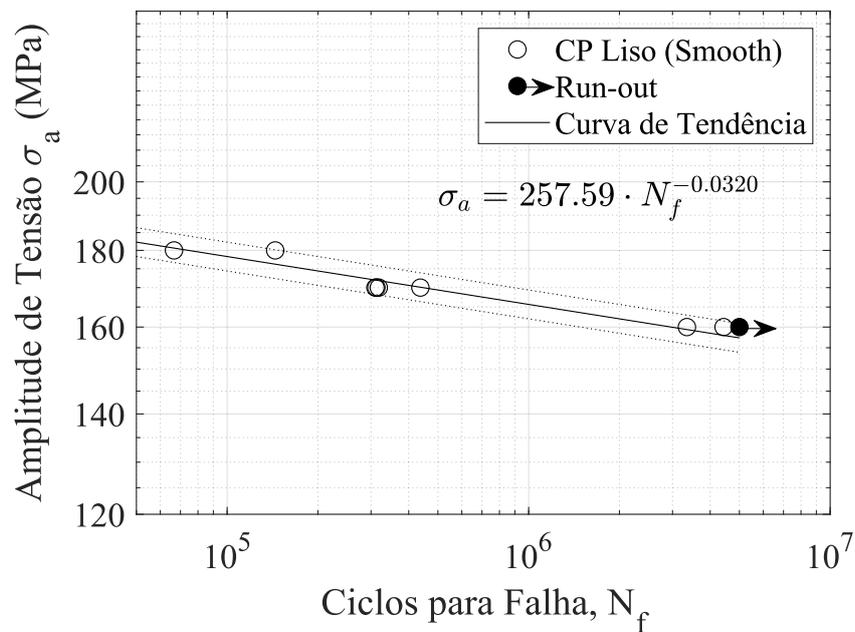


Figura 5.1. Curva S-N dos fios da liga de alumínio 6201-T81 sem defeitos (*Smooth*).

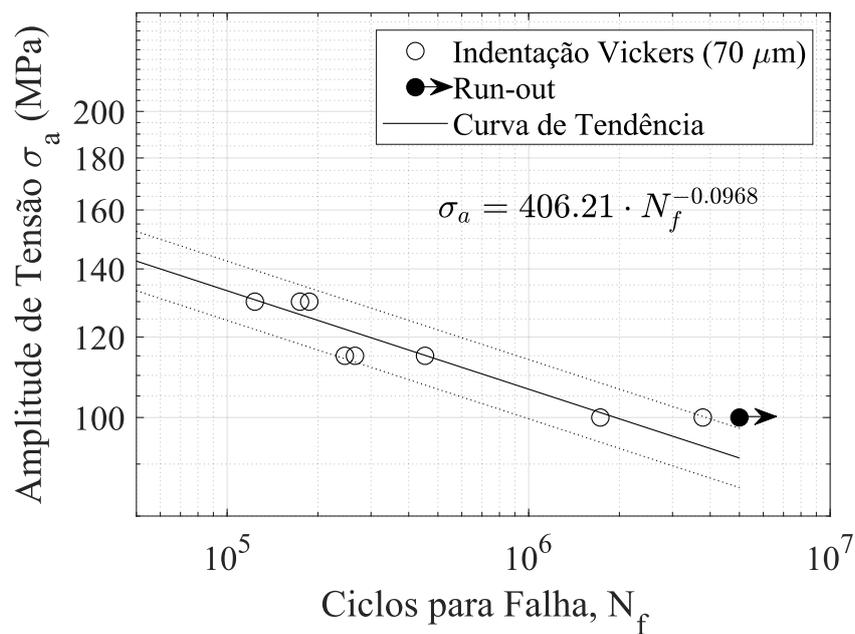


Figura 5.2. Curva S-N dos fios da liga de alumínio 6201-T81 com defeito de Indentação Vickers com 70 μm de profundidade.

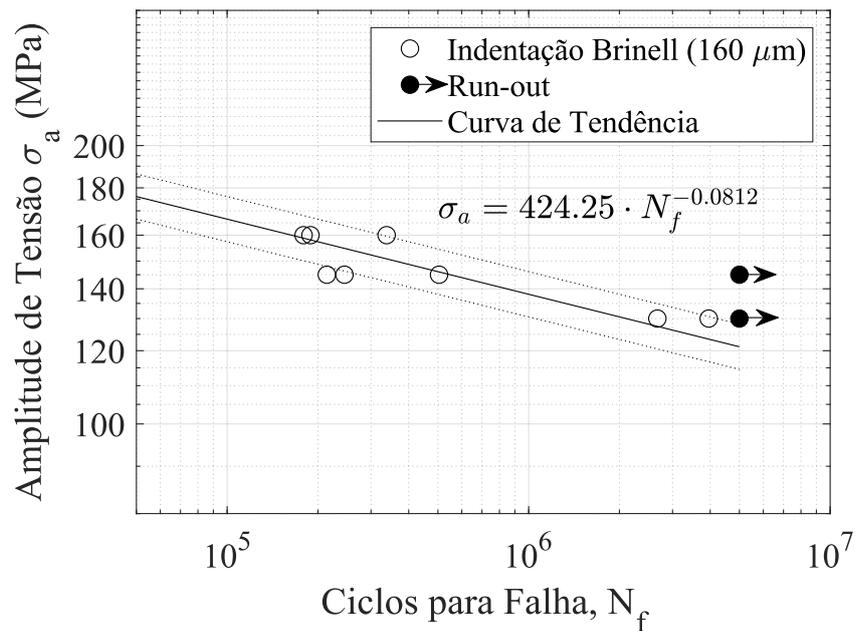


Figura 5.3. Curva S-N dos fios da liga de alumínio 6201-T81 com defeito de Indentação Brinell com 160 μm de profundidade.

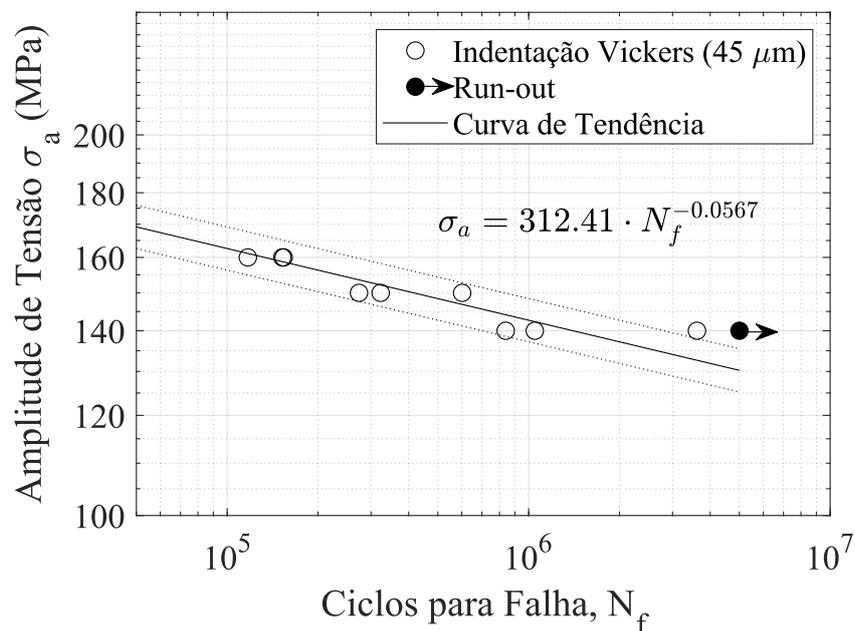


Figura 5.4. Curva S-N dos fios da liga de alumínio 6201-T81 com defeito de Indentação Vickers com 45 μm de profundidade.

A partir das curvas S-N obtidas, foi possível verificar que a presença de indentações (Figs. (5.2 - 5.4) reduz a vida em fadiga dos fios de alumínio quando comparada à curva do fio sem a presença de defeitos de indentação (Fig. 5.1). Também foi observado que, ao se comparar duas indentações presentes na Figura 5.5, o defeito de raio suave (Brinell com profundidade de 160

μm) tem cerca de quatro vezes a profundidade do defeito de raio agudo (Vickers com profundidade de $45\ \mu\text{m}$), embora os dados experimentais obtidos tenham apresentado amplitudes de tensão e ciclos até a falha muito semelhantes.

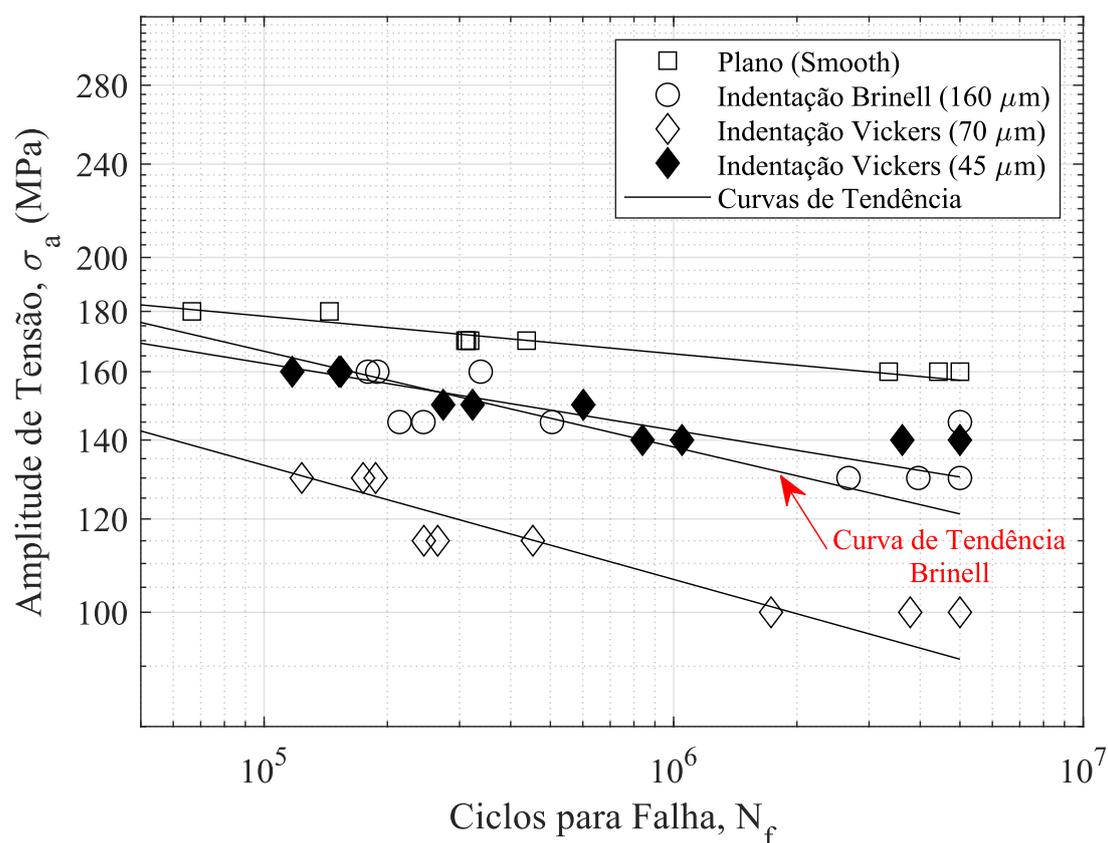


Figura 5.5. Comparativo entre os dados experimentais com suas respectivas curvas de ajuste e a curva S-N das amostras sem defeitos de indentação (*Smooth*).

Outro aspecto observado foi que as curvas de ajuste se cruzam, o que demonstra que, para defeitos lisos, a profundidade da marca de indenização tem uma influência mais forte na fadiga de alto ciclo, resultando em amplitudes de tensão mais baixas na falha para um determinado número de ciclos. Na comparação das curvas S-N (Fig. 5.5), é possível observar o comportamento do defeito Vickers de $70\ \mu\text{m}$ como um defeito agudo, uma vez que as amplitudes de tensão testadas nesse corpo de prova são significativamente menores, para a mesma vida de fadiga, do que as usadas para os corpos de prova Brinell de $160\ \mu\text{m}$, que foram considerados como corpos de prova com defeito do tipo suave na calibração da relação de distância crítica.

5.2 ANÁLISES DE FALHA E ESCOLHA DO CRITÉRIO SWT

As análises de fadiga neste trabalho foram realizadas utilizando o critério de Smith-Watson-Topper (SWT) apresentado na seção (2.4). De acordo com a teoria apresentada, esse critério pode ser reescrito em função somente das tensões normais ao plano (Eq. 5.1). Como neste trabalho as análises de fadiga foram realizadas com razão de carregamento ($R = -1$), ou seja, sem a presença de tensão média, o critério pode ser reescrito na forma da equação a seguir.

$$\sigma_{a,n} = A N_f^B \quad (5.1)$$

Portanto, de acordo com a equação, o parâmetro de SWT se resume ao valor de $\sigma_{a,n}$, demonstrando que segundo o critério SWT o crescimento inicial das trincas ocorre em planos perpendiculares à máxima amplitude de tensão normal. Trabalhos anteriores, como o de (KALOMBO *et al.*, 2017) e (MARTÍNEZ *et al.*, 2019) verificaram se este comportamento é observado nos fios de Al 6201-T81, e para isto, realizaram imagens da superfície de falha através de um Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) e de um Microscópio Confocal Laser (MCL), analisando-as posteriormente.

No caso de Martinez, as imagens foram obtidas a partir dos CPs planos ensaiados uniaxialmente em fadiga em razão de carregamento ($R = -1$). Nas superfícies de fratura dos CPs planos, foram observadas duas regiões distintas de fratura, uma região plana perpendicular ao eixo de aplicação da carga e outra região inclinada. Essas duas regiões apresentavam aspectos diferentes. A região plana era mais escura e lisa enquanto a região inclinada era mais clara e irregular.

No estudo de Kalombo, que utilizava cabos do tipo CAL 900, após a falha desses cabos, eram retirados os fios de Al 6201-T81 fraturados e analisados em sua superfície de falha. Nessa análise também foram identificadas duas regiões distintas de fratura, sendo o ponto de iniciação da trinca identificado na superfície do fio e o crescimento inicial na região plana.

Com base nas análises da superfície de falha dos CPs planos utilizados no trabalho de Martinez e nas análises de falha realizadas por Kalombo, pode-se chegar a conclusão de que os mecanismos de iniciação de trincas em fios de Al 6201-T81 estão diretamente vinculados às tensões normais.

Para validar os resultados obtidos nas simulações e compreender os aspectos de fratura dos corpos de prova, as superfícies de fratura dos corpos de prova testados com os três diferentes tipos de indentação foram analisadas por meio de um Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV). Observando os corpos de prova, foi possível verificar aspectos esperados em testes de fadiga do alumínio 6201-T81, encontrados em estudos anteriores (ADRIANO *et al.*, 2018; MATOS *et al.*, 2020), como a presença de *dimples* na região fraturada e possíveis marcas de estrias na região de propagação da trinca. No entanto, foi encontrado um aspecto diferente na região de compressão, devido ao processo de indentação (Fig. 5.6).

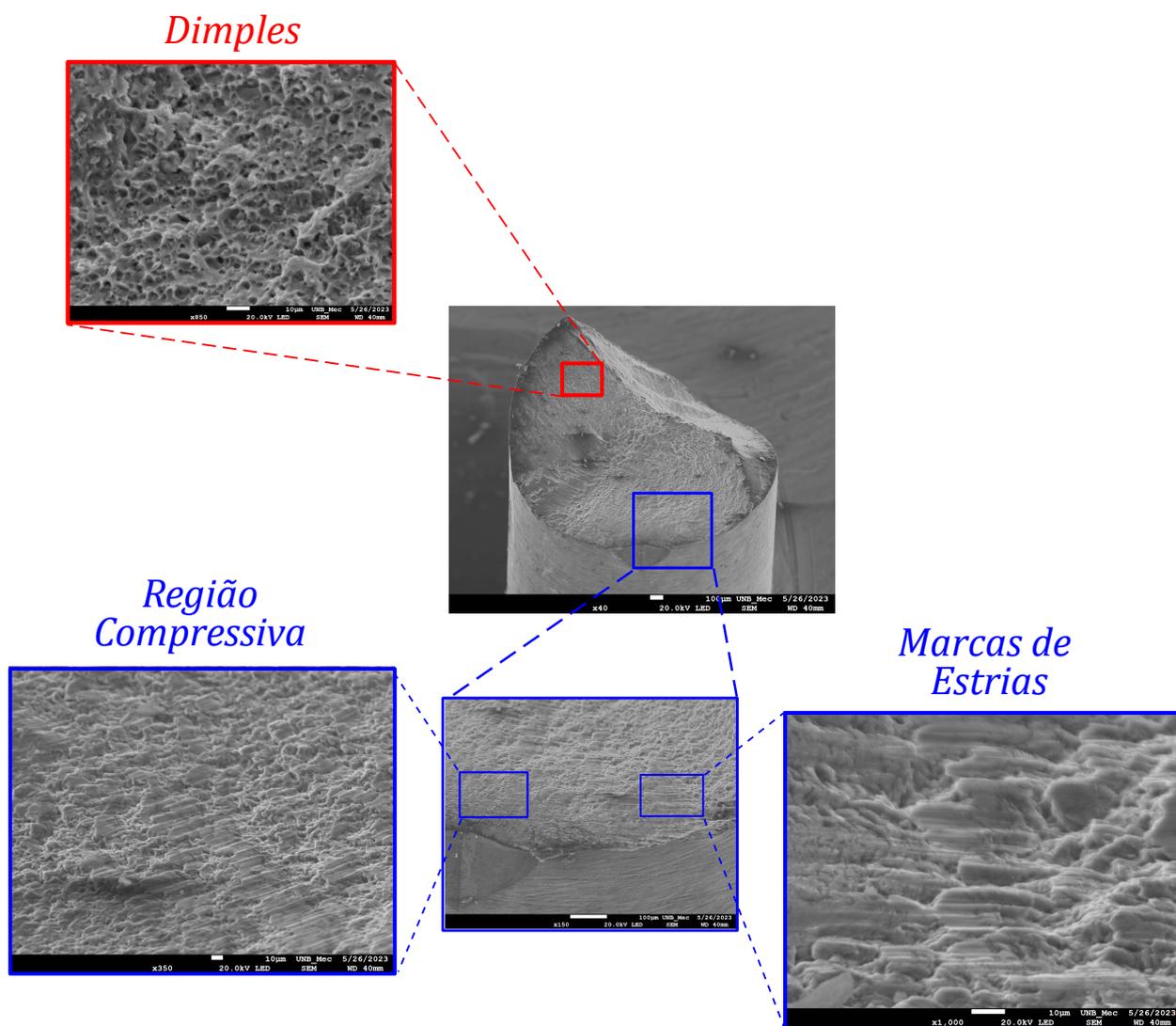


Figura 5.6. Análise fractográfica usando o Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV), mostrando a presença de dimples, marcas de estrias e a região de compressão resultante do processo de indentação (Dados do experimento de fadiga: Indentação Vickers $70\ \mu\text{m}$, $R = -1$, $\sigma_a = 130\ \text{MPa}$, e $N = 1,8 \cdot 10^6$ ciclos para falha).

As imagens exibidas na Figura 5.6 correspondem a um teste de fadiga uniaxial com razão de carregamento totalmente reverso, uma amplitude de tensão de 130 MPa e aproximadamente

$1,8 \cdot 10^6$ ciclos até a falha.

A região compressiva apresentou uma superfície mais lisa do que as regiões de propagação com as supostas estrias, revelando uma influência particular da indentação na estrutura do material. Supõe-se que essa região tenha sofrido propagação tardia de trincas, sendo afetada pelo crescimento de trincas somente depois de ter sido cercada pela propagação nas proximidades, as quais contêm distribuição de tensão predominantemente de tração.

A região da fratura apresentou uma aparência de falha em forma de V, representando a interseção de dois planos de fratura de aproximadamente 45 graus. Esse tipo de fratura foi comumente observado em estudos anteriores com fios de alumínio 6201-T81 (FADEL *et al.*, 2012; KALOMBO *et al.*, 2018; MATOS *et al.*, 2020; ROCHA *et al.*, 2019). Tanto a falha em forma de V quanto a falha de 45 graus corresponderam aos dois aspectos de fratura encontrados nos corpos de prova analisados.

Para avaliar esse comportamento e comparar a análise numérica com a experimental, uma representação da simulação foi sobreposta em um corpo de prova usando técnicas de processamento de imagem para alinhar suas superfícies. A imagem sobreposta mostra a distribuição de tensão na direção da carga de fadiga (S33 no Abaqus) na vista superior da superfície da fratura (Fig. 5.7(a)) e o mesmo corpo de prova representado em um ângulo diferente para facilitar a visualização dos aspectos da propagação da trinca (Fig. 5.7(b)). O valor da amplitude de tensão representado na simulação corresponde àquele aplicado experimentalmente ao corpo de prova analisado pelo MEV.

A comparação revelou que as possíveis regiões de iniciação e propagação de trincas correspondem às áreas de máxima tensão de tração na direção da aplicação da carga de fadiga, demonstrando a capacidade do modelo numérico de reproduzir adequadamente o comportamento experimental.

A Figura 5.7 mostra uma região de propagação que começa na borda do defeito, que corresponde a uma das bordas da pirâmide de base quadrada da indentação Vickers. Aparentemente, a região compressiva é cercada pela propagação da trinca, e a propagação segue o caminho das laterais (setas vermelhas), onde a distribuição de tensões é maior. Esse comportamento foi encontrado em 80% dos corpos de prova testados, especialmente naqueles submetidos a baixas amplitudes de tensão.

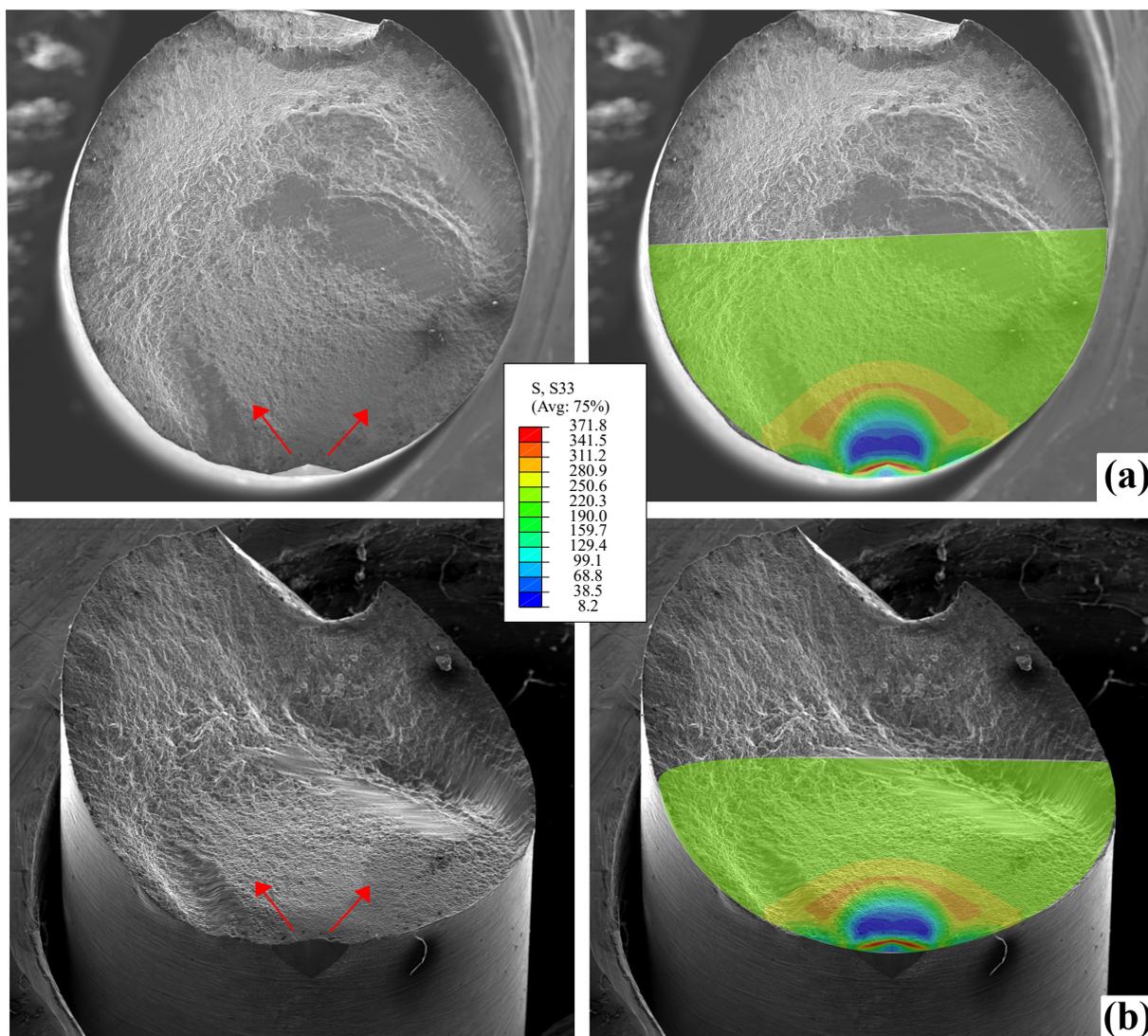


Figura 5.7. Correlação entre simulação e experimento na propagação de trincas e distribuição de tensões apresentado em um corpo de prova. (a) Vista superior. (b) Vista em perspectiva. (Dados do experimento de fadiga: Indentação Vickers $70\ \mu\text{m}$, $R = -1$, $\sigma_a = 115\ \text{MPa}$, e $f = 30\ \text{Hz}$).

Outros aspectos comparados entre os experimentos e as simulações numéricas foram as dimensões dos defeitos de indentação, como as diagonais, a profundidade da indentação, e a carga aplicada no processo de indentação pelo Durômetro, que foram semelhantes e apresentaram erros inferiores a 3% na força e 5% nas dimensões da indentação.

Com essas correlações experimentais e de simulação, que incluem a localização dos potenciais pontos de propagação de trincas, combinadas com a análise das dimensões dos defeitos e das forças de indentação aplicadas, foi possível verificar que a metodologia numérica utilizada na calibração das curvas e no estágio de previsão de vida útil demonstra significativa coerência.

5.3 RESULTADOS DAS EQUAÇÕES DE CALIBRAÇÃO $R(N_f)$, $SWT_m(N_f)$, E $FS_m(N_f)$

Após a validação das simulações, as curvas de calibração foram obtidas com base na correlação entre as amplitudes de tensão correspondentes à mesma vida de fadiga em corpos de prova com diferentes defeitos. Essa relação foi obtida por meio de um *script* que correlaciona as curvas S-N obtidas experimentalmente e suas respectivas curvas de ajuste. A Tabela 5.1 mostra os resultados das amplitudes de tensão para cada tipo de defeito e suas vidas correspondentes, que foram usadas na etapa de calibração.

Tabela 5.1. Amplitudes de Tensão correspondentes utilizadas nas curvas de calibração.

Ciclos para Falha (N_f)	2118799	1331182	850602	363681	164263
Corpo de Prova	Amplitude de Tensão (MPa)				
Liso (Smooth)	161	164	166	170	175
Brinell (160 μm)	130	135	140	150	160
Vickers (70 μm)	99	103	108	117	127
Vickers (45 μm)	136	140	144	151	158

Com base nas amplitudes de tensão mostradas na Tabela 5.1, que correspondem às amplitudes de tensão para que cada defeito atinja o mesmo número de ciclos até a falha (N_f) de acordo com as curvas S-N, foram realizadas simulações correspondentes aos respectivos defeitos. Os valores de ciclos até a falha na Tabela 5.1 foram determinados com base nas amplitudes de tensão experimentais aplicadas aos corpos de prova com indentação Brinell como referência. As distribuições de tensão para cada caso foram usadas posteriormente nas etapas de calibração (Fig. 4.9 e 4.10) e previsão de vida (Fig. 4.11) descritas anteriormente.

Para o problema em questão, foi definido um *hotspot* com base no parâmetro de SWT durante a aplicação da carga de fadiga para realização de uma análise comparativa entre as etapas de indentação e de carregamento cíclico. O comportamento puramente elástico do material durante os ciclos de fadiga foi observado somente após o primeiro ciclo. No primeiro ciclo, as simulações indicaram que as tensões residuais do processo de indentação (Fig. 5.8(a)) haviam se rearranjado, reduzindo parcialmente as tensões de compressão; entretanto, a partir do segundo ciclo, o comportamento do material permaneceu em regime elástico, sem o incremento de deformações plásticas e mantendo constantes as tensões atuantes nos picos (Fig. 5.8(b)) e nos vales após o alívio parcial das tensões residuais.

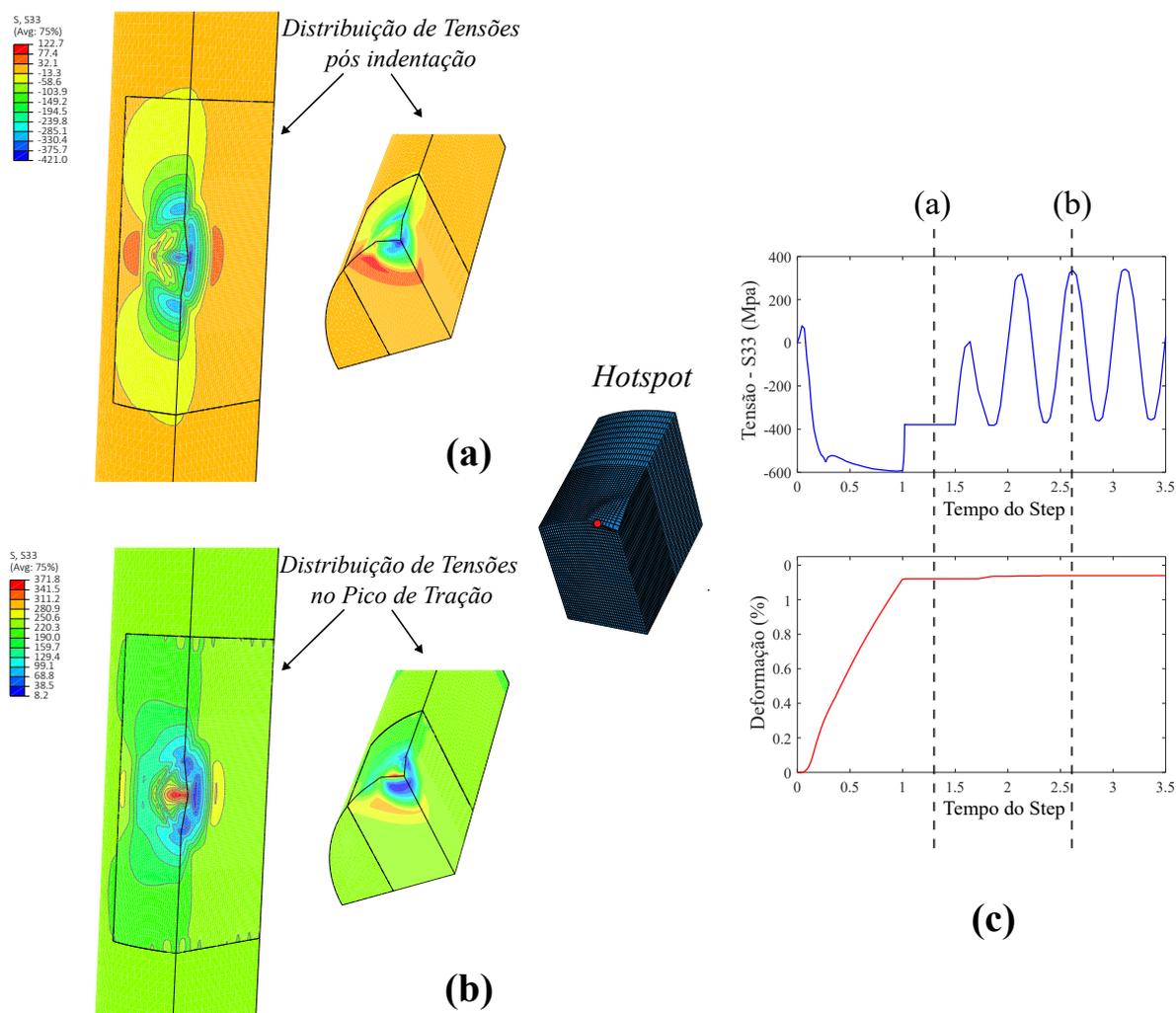


Figura 5.8. Distribuição de tensões presente em uma simulação representada em dois estágios: após o fim do processo de indentação (a), quando o pico de carga é atingido (estabilizado) após o primeiro ciclo de fadiga (b), e comportamento de tensão e deformação plástica vs. tempo no *hotspot* (c). (Dados do experimento de fadiga - Indentação Vickers de $70 \mu\text{m}$, $\sigma_a = 115 \text{ MPa}$).

Pode-se observar que o *shakedown* elástico é atingido durante o primeiro ciclo de fadiga e tanto a amplitude de tensão quanto a deformação plástica tornam-se estáveis nos ciclos seguintes (Fig. 5.8(c)).

As cargas cíclicas foram simuladas, e o pós-processamento foi realizado usando as distribuições de tensão observadas após o primeiro ciclo de fadiga, sem considerar o estágio de acomodação das tensões residuais presentes no primeiro ciclo para calcular os parâmetros SWT e FS.

Após o estágio de calibração, foram obtidas quatro curvas de calibração diferentes para o raio crítico $R(N_f)$. Nessa configuração, duas delas usando o corpo de prova plano (*smooth*) e o corpo de prova com indentação Vickers de $70 \mu\text{m}$, variando os parâmetros SWT e FS, e as

outras duas usando os corpos de prova com indentação Vickers de 70 μm e indentação Brinell de 160 μm , variando os parâmetros SWT e FS. Os coeficientes correspondentes a cada curva são mostrados na Tabela 5

Tabela 5.2. Coeficientes obtidos para cada método de calibração e seus respectivos parâmetros

Método de Calibração	$R(N_f) = A * N_f^B$		$SWT_m(N_f) = C * N_f^D$ ou $FS_m(N_f) = C * N_f^D$	
	A	B	C	D
Vickers (70 μm) vs Liso (Smooth) - SWT	1279,00	-0,7043	262,72	-0,0336
Vickers (70 μm) vs Liso (Smooth) - FS	50,14	-0,4716	257,72	-0,0322
Vickers (70 μm) vs Brinell (160 μm) - SWT	0,02	-0,1208	999,57	-0,0724
Vickers (70 μm) vs Brinell (160 μm) - FS	36420,52	-1,2024	370,98	-0,0136

Uma vez disponíveis os coeficientes de cada curva de calibração, a metodologia de previsão de vida útil foi aplicada de acordo com o diagrama esquemático da Figura 4.11.

5.4 PREVISÕES DE VIDA

Para a primeira metodologia de calibração, as curvas $R(N_f)$ produzidas usando dados experimentais e simulados de Vickers (70 μm) vs. Liso foram usadas para prever a vida útil dos defeitos avaliados neste trabalho (Fig. 5.9). Para ambos os parâmetros de fadiga, as curvas de calibração não mostraram sensibilidade aos dados dos outros defeitos de indentação usados para validação, Brinell (160 μm) e Vickers (45 μm), que foram representados de forma altamente conservadora. Para o parâmetro SWT (Fig. 5.9(a)), até mesmo alguns dos dados usados para calibração ficaram posicionados fora da banda de fator 5 para vidas entre 10^5 e $2 \cdot 10^5$ ciclos, ao contrário do parâmetro FS (Fig. 5.9(b)), que manteve os pontos de calibração dentro da banda de fator 3.

A Figura 5.10 mostra que a precisão do segundo método de calibração $R(N_f)$, Vickers (70 μm) vs. Brinell (160 μm), é substancialmente maior do que a obtida com o método anterior. Os dados de defeitos de Vickers (45 μm) usados para validar a calibração foram distribuídos dentro das bandas de fator 2 a fator 5 em sua maioria.

A calibração usando o parâmetro SWT produziu resultados melhores do que os calculados

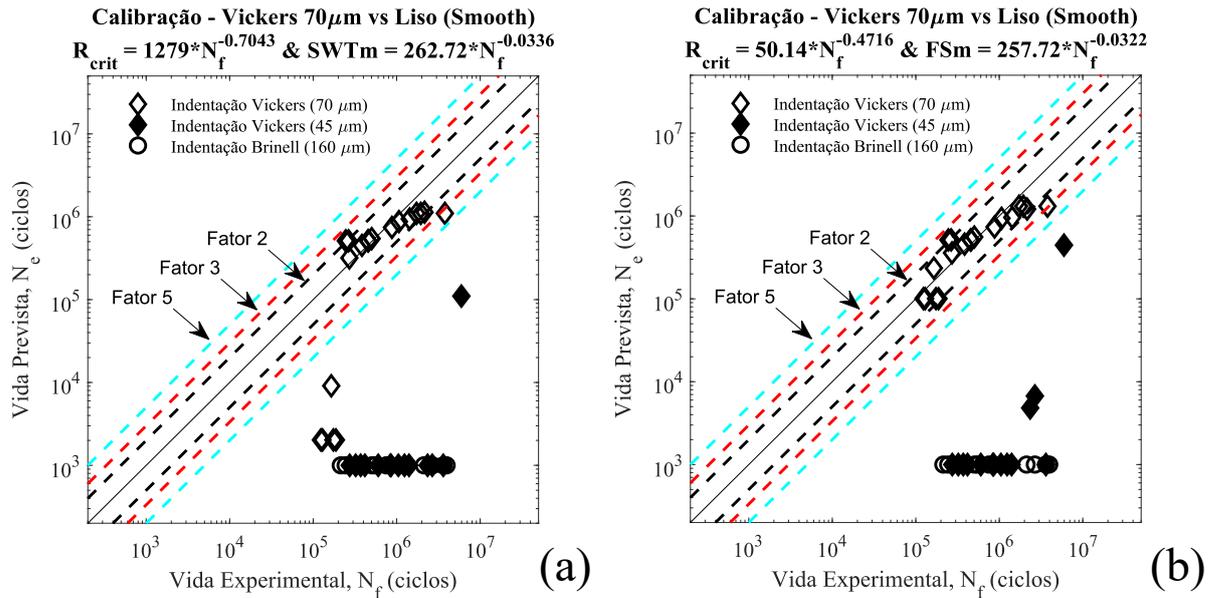


Figura 5.9. Previsão de vida utilizando as curvas de calibração do método Vickers (70 μm) vs. Liso (Smooth) para os parâmetros SWT (a) e Fatemi-Socie (b).

usando o parâmetro Fatemi-Socie para o problema em questão. Para SWT (Fig. 5.10(a)), aproximadamente 68% dos resultados da previsão de vida estavam dentro da banda de fator 2, 16% dos resultados na banda de fator 3 e os 16% restantes na banda de fator 5 ou acima.

Para a calibração usando o parâmetro FS (Fig. 5.10(b)), aproximadamente 55% dos resultados da previsão de vida útil estavam dentro da banda de fator 2, 11% dos resultados na banda de fator 3 e os 34% restantes na banda de fator 5 ou acima.

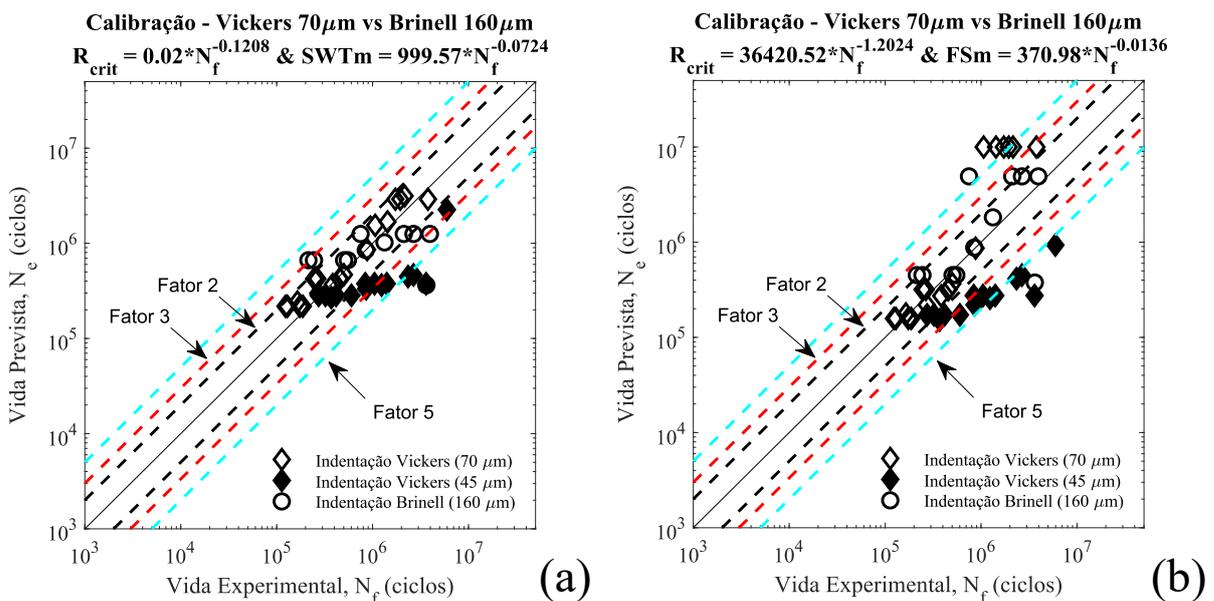


Figura 5.10. Previsão de vida utilizando as curvas de calibração do método Vickers (70 μm) vs. Brinell (160 μm) para os parâmetros SWT (a) e Fatemi-Socie (b).

É importante observar que as curvas S-N usadas para calibrar a distância crítica representam apenas uma tendência dos pontos de dados experimentais. Nesse cenário, para avaliar o desempenho geral da metodologia atual, decidiu-se incorporar todos os dados na análise de previsão de vida útil, que também inclui os dados usados para a calibração das curvas de raio crítico. Observe também que, como pode ser visto nas Figuras 5.9 e 5.10, algumas das estimativas de vida considerando os dados de calibração (marcas sem preenchimento) apresentaram dispersões mais altas do que as observadas com dados independentes (marcas preenchidas). Esse comportamento pode ser explicado pela alta dispersão de fadiga normalmente observada nas ligas de alumínio.

Depois de apresentar as previsões de vida e seus resultados, a análise da metodologia de melhores resultados mostra que a maior dificuldade enfrentada na previsão de vida ocorre em situações de fadiga de alto ciclo, próximas ao limite de resistência à fadiga do material, em que foi possível observar uma maior dispersão dos valores obtidos, tanto nas curvas S-N quanto no estágio de previsão.

O parâmetro Smith-Watson-Topper, recomendado para ligas de alumínio, mais uma vez se mostrou eficaz na previsão da vida para o problema discutido neste trabalho, possivelmente porque esse parâmetro conseguiu lidar melhor com os efeitos da tensão média decorrentes das tensões residuais. Também vale a pena observar que a precisão do modelo FS poderia ter sido melhorada se o parâmetro de calibração K na Eq. (2) tivesse sido determinado especificamente para o material considerado, o que exigiria a geração de dados de fadiga por torção, por exemplo.

5.5 DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

Este trabalho investigou uma metodologia de estimativa de vida que incorpora o efeito de defeitos de indentação na análise. Assim, o campo de tensão residual é avaliado e sobreposto às tensões cíclicas decorrentes do comportamento elástico do material para realizar a análise de vida em fadiga. Devido à descontinuidade da tensão provocada pelo processo de indentação, tensões multiaxiais e variações de tensão estão presentes no problema.

Uma abordagem de método do volume associada a critérios de fadiga multiaxial foi aplicada para considerar as principais variáveis que supostamente controlam o fenômeno da fadiga. Uma

novidade importante deste trabalho diz respeito ao cálculo da distância crítica para corpos de prova de fios que sofreram indentação. O escoamento plástico ocorrido ao redor da marca de indentação altera as propriedades do material em uma região substancial ao redor do entalhe, onde ocorre o início da trinca; como consequência, deve-se esperar alguma influência na curva de distância crítica.

A Figura 5.11 mostra a diferença entre as curvas de raio crítico, $R(N_f)$, quando defeitos usinados ou indentados são usados no procedimento de calibração. As curvas para os defeitos usinados foram retiradas de (ADRIANO *et al.*, 2018). O uso das curvas apresentadas em (ADRIANO *et al.*, 2018) para estimar a vida em fadiga neste trabalho levou a previsões de vida extremamente conservadoras (cerca de 10 vezes), o que sugere que as curvas $R(N_f)$ obtidas a partir de entalhes usinados não conseguem capturar essas alterações de material locais causadas pelo escoamento plástico presente na etapa de indentação.

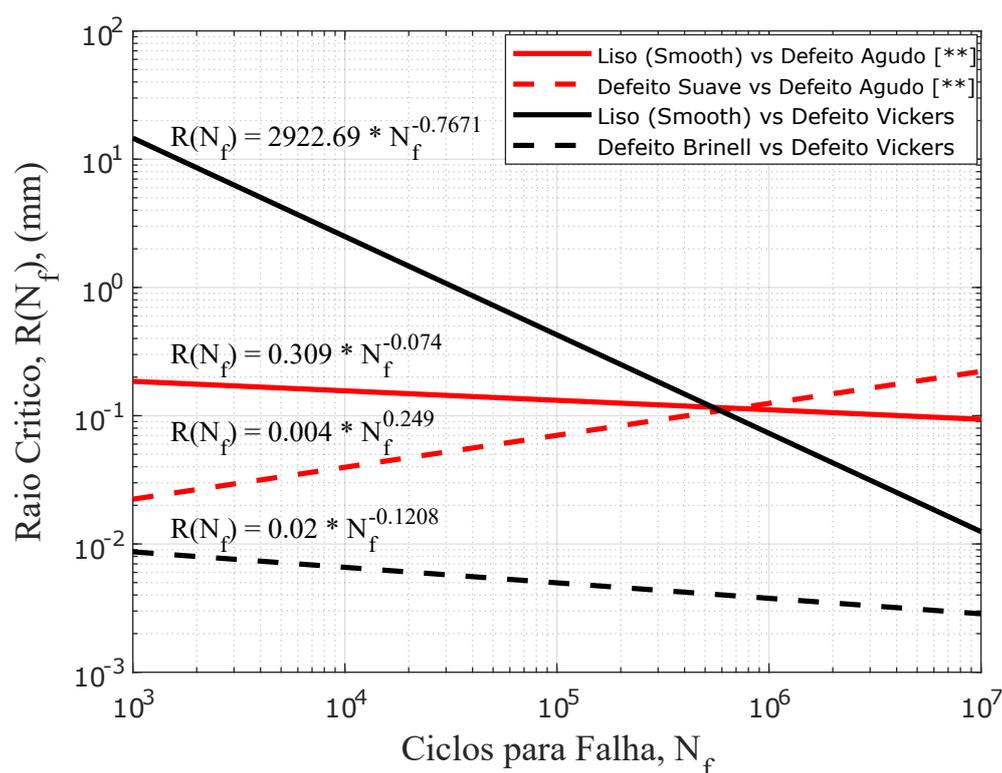


Figura 5.11. Comparativo das curvas de calibração de $R(N_f)$.** (dados obtidos do trabalho de (ADRIANO *et al.*, 2018))

Portanto, para a avaliação da vida em fadiga de componentes sujeitos a defeitos de indentação, como nos fios de condutores elétricos, a calibração da distância crítica deve ser realizada com base em defeitos de indentação ao invés de defeitos usinados.

CAPÍTULO 6

CONCLUSÕES

Diante de todos os resultados encontrados neste trabalho, que incluem uma extensa campanha experimental, a realização de simulações e as metodologias de pós-processamento numérico para calibração e previsão de vida, pôde-se concluir que:

- 1) Os experimentos demonstraram que os defeitos produzidos pela indentação, semelhantes aos causados pelo aperto das braçadeiras de suspensão dos cabos condutores, influenciaram a integridade dos fios de alumínio, reduzindo a vida em fadiga dos corpos de prova quando comparados ao corpo de prova sem defeitos, apesar da presença de tensões residuais compressivas resultantes da indentação.
- 2) Foram realizadas simulações elastoplásticas do comportamento do material durante a indentação, e os resultados estavam de acordo com as observações experimentais (força de reação e características da marca de indentação). Além disso, a partir das simulações de MEF, observou-se que, durante a aplicação da carga de fadiga, o shakedown elástico foi observado após o primeiro ciclo de carga para todas as condições de teste investigadas. Portanto, uma acomodação das tensões residuais foi prevista nas análises numéricas.
- 3) As distribuições de tensão obtidas nas simulações, comparadas com a aparência das falhas nos exames fractográficos, indicaram possíveis regiões de iniciação e propagação de trincas que correspondiam em grande parte àquelas apresentadas nos experimentos, reforçando a validade e a representatividade das simulações.
- 4) A metodologia de calibração utilizando duas curvas S-N com defeitos agudo e liso - Vickers ($70\ \mu\text{m}$) vs. Brinell ($160\ \mu\text{m}$), respectivamente - mostrou-se a mais eficiente para a previsão de vida de fios de alumínio, com destaque para o parâmetro SWT, que apresentou melhor desempenho do que o de Fatemi-Socie.

- 5) A melhor metodologia testada, ou seja, o SWT usado em conjunto com uma distância crítica calibrada considerando defeitos agudos e suaves de indentação, levou a 84% das estimativas de vida em fadiga dentro das bandas de fator 3 e 16% dentro das bandas de fator 5 ou acima. Esses resultados podem ser considerados satisfatórios, tendo em vista a complexidade do problema abordado, que envolve contatos mecânicos com plasticidade, tensões residuais, elevadas variações de tensão, sem mencionar a dispersão característica da fadiga de alto ciclo das ligas de alumínio.
- 6) A deformação plástica realizada ao redor da indentação altera as propriedades do material em uma região substancial nas proximidades da marca de indentação, onde ocorre a iniciação da trinca, o que sugere o uso de uma distância crítica calculada especificamente para situações em que o defeito gerado apresenta deformação plástica e tensões residuais.

Com as considerações acima, este trabalho constitui um estudo adicional que contribuirá para a obtenção de conclusões sobre o efeito do amassamento causado pelo aperto dos grampos de suspensão que prendem os cabos de transmissão de energia às torres.

6.1 SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS

Como sugestão para trabalhos futuros, é essencial entender melhor o papel das tensões residuais na vida em fadiga dos fios para melhorar a precisão das previsões de vida e obter resultados dentro de faixas ainda mais baixas. Diante disso, experimentos e modelagem considerando novas profundidades de indentação são cruciais para verificar a faixa de aplicação da metodologia proposta neste trabalho.

Outra sugestão seria a implementação de ensaios e simulações com tensões médias, ou seja, razão de carregamento ($R \neq -1$) para entender melhor a combinação das tensões residuais da indentação, a qual pode ser considerada uma tensão média no carregamento, com uma tensão média inserida no ensaio de fadiga, além de verificar o grau de alívio das tensões residuais nestes casos.

A avaliação da aplicação da metodologia proposta neste trabalho para carregamentos multiaxiais também seria uma possibilidade de validar a abrangência do método e as possíveis

alterações nas tensões residuais, quando aspectos como torção e cisalhamento estão inseridos no problema de fadiga.

REFERÊNCIAS

ABREU, A. M. *Prospecção e Hierarquização de Inovações Tecnológicas Aplicadas a Linhas de Transmissão*. 1. ed. [S.l.]: Editora Goya, 2010. Cited in page 2.

ADRIANO, V. S.; MARTÍNEZ, J. M.; FERREIRA, J. L.; ARAÚJO, J. A.; SILVA, C. R. da. The influence of the fatigue process zone size on fatigue life estimations performed on aluminum wires containing geometric discontinuities using the Theory of Critical Distances. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, Elsevier, v. 97, n. July, p. 265–278, 2018. ISSN 01678442. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.tafmec.2018.09.002>>. Cited 14 times in pages vi, ix, 3, 4, 9, 50, 62, 66, 77, 78, 79, 81, 91, and 99.

AHN, J.-H.; JEON, E. chae; CHOI, Y.; LEE, Y.-H.; KWON, D. Derivation of tensile flow properties of thin films using nanoindentation technique. *Current Applied Physics*, v. 2, n. 6, p. 525–531, 2002. ISSN 1567-1739. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1567173902001554>>. Cited 2 times in pages vi and 46.

ANDERSEN, S. J.; ZANDBERGEN, H. W.; JANSEN, J.; TRÆHOLT, C.; TUNDAL, U.; REISO, O. The crystal structure of the β phase in al-mg-si alloys. *Acta Materialia*, v. 46, 1998. ISSN 13596454. Cited in page 49.

ARAÚJO, J.; SUSMEL, L. A multiaxial stress-based critical distance methodology to estimate fretting fatigue life. *Tribology International*, v. 108, p. 2–6, 2016. Cited 2 times in pages 4 and 9.

ARAÚJO, J. A.; CASTRO, F. C.; MATOS, I. M.; CARDOSO, R. A. Life prediction in multiaxial high cycle fretting fatigue. *International Journal of Fatigue*, Elsevier Ltd, v. 134, 5 2020. ISSN 01421123. Cited in page 3.

ARAÚJO, J. A.; CASTRO, F. C.; POMMIER, S.; BELLECAVE, J.; MÉRIAUX, J. Equivalent configurations for notch and fretting fatigue. *Frattura ed Integrità Strutturale*, v. 9, 2015. ISSN 19718993. Cited in page 3.

ARAÚJO, J. A.; FERREIRA, J. L. de A.; KALOMBO, R. B.; MATOS, I. de M.; CASTRO, F. C. Section iv chapter 5.6 overhead conductor. In: _____. 1st. ed. [S.l.]: Elsevier, 2022. p. 565–598. Cited in page 2.

ARAÚJO, J. A.; NOWELL, D.; CASTRO, F. C. Volume 1: Structural integrity assessment - examples and case studies - fretting fatigue. In: _____. 2nd. ed. [S.l.: s.n.], 2023. v. 1, p. 249–282. Cited in page 3.

ASKELAND, D.; FULAY, P.; WRIGHT, W. *The Science and Engineering of Materials, SI Edition*. Cengage Learning, 2011. ISBN 9780495668022. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=fJanis-q6GkC>>. Cited 2 times in pages iv and 16.

- AZEVEDO, C. R.; HENRIQUES, A. M.; FILHO, A. R. P.; FERREIRA, J. L.; ARAÚJO, J. A. Fretting fatigue in overhead conductors: Rig design and failure analysis of a grosbeak aluminium cable steel reinforced conductor. *Engineering Failure Analysis*, v. 16, 2009. ISSN 13506307. Cited in page 3.
- BASQUIN, O. The exponential law of endurance tests. *Proc Am Soc Test Mater*, v. 10, p. 625–630, 1910. Disponível em: <<https://cir.nii.ac.jp/crid/1570854175181886720>>. Cited 2 times in pages 15 and 21.
- BAZILEVS, Y.; CALO, V. M.; COTTRELL, J. A.; EVANS, J. A.; HUGHES, T. J.; LIPTON, S.; SCOTT, M. A.; SEDERBERG, T. W. Isogeometric analysis using t-splines. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, v. 199, 2010. ISSN 00457825. Cited in page 63.
- 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. ISSN 01421123. Cited 4 times in pages 4, 7, 34, and 78.
- BENEDETTI, M.; FONTANARI, V.; ALLAHKARAMI, M.; HANAN, J. C.; BANDINI, M. On the combination of the critical distance theory with a multiaxial fatigue criterion for predicting the fatigue strength of notched and plain shot-peened parts. *International Journal of Fatigue*, Elsevier Ltd, v. 93, p. 133–147, 2016. ISSN 01421123. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2016.08.015>>. Cited in page 9.
- BENEDETTI, M.; FONTANARI, V.; BANDINI, M. A simplified and fast method to predict plain and notch fatigue of shot peened high-strength aluminium alloys under reverse bending. *Surface and Coatings Technology*, v. 243, 2014. ISSN 02578972. Cited in page 9.
- BENEDETTI, M.; FONTANARI, V.; WINIARSKI, B.; WITHERS, P. J.; ALLAHKARAMI, M.; HANAN, J. C. Fatigue behavior of shot peened notched specimens: Effect of the residual stress field ahead of the notch root. *Procedia Engineering*, v. 109, p. 80–88, 2015. ISSN 18777058. Cited in page 9.
- BENEDETTI, M.; SANTUS, C.; FONTANARI, V.; LUSUARDI, D.; ZANINI, F.; CARMIGNATO, S. Plain and notch fatigue strength of thick-walled ductile cast iron en-gjs-600-3: A double-notch critical distance approach to defect sensitivity. *International Journal of Fatigue*, v. 152, 2021. ISSN 01421123. Cited in page 81.
- BORGES, R.; ARAÚJO, J.; SILVA, C.; DIAS, J.; FERREIRA, J. Generalization of the theory of critical distance to estimate lifetime of notched components in the medium-cycle fatigue regime. *MATEC Web of Conferences*, v. 300, p. 13001, 2019. Cited in page 62.
- BRANCO, C.; FERNANDES, A.; CASTRO, P. *Fadiga de estruturas soldadas*. Fundação Calouste Gulbenkian, 1986. (Manuais universitários). ISBN 9789723101393. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=s8DHAAAACAAJ>>. Cited 2 times in pages iv and 22.
- CHEN, C.; JIE, Z.; WANG, K. Fatigue life evaluation of high-strength steel wires with multiple corrosion pits based on the tcd. *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, v. 186, p. 106913, 11 2021. ISSN 0143-974X. Cited in page 62.

- CHU, C. C. Fatigue damage calculation using the critical plane approach. *Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME*, v. 117, n. 1, p. 41–49, 1995. ISSN 15288889. Cited in page 31.
- CROSSLAND, B. Effect of large hydrostatic pressures on the torsional fatigue strength of an alloy steel. In: INSTITUTION OF MECHANICAL ENGINEERS LONDON. *Proc. Int. Conf. on Fatigue of Metals*. [S.l.], 1956. v. 138, p. 12–12. Cited in page 30.
- DOWLING, N. *Mechanical Behavior of Materials: Engineering Methods for Deformation, Fracture, and Fatigue*. Pearson, 2013. ISBN 9780131395060. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=g1yCZwEACAAJ>>. Cited 10 times in pages iv, v, 14, 16, 18, 19, 20, 21, 23, and 24.
- DOWLING, N. E. *Mechanical behavior of materials: engineering methods for deformation, fracture, and fatigue*. [S.l.]: Pearson, 2012. Cited 5 times in pages iv, v, 6, 15, and 27.
- DOWLING, N. E.; CALHOUN, C. A.; ARCARI, A. Mean stress effects in stress-life fatigue and the walker equation. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, v. 32, p. 163–179, 2009. ISSN 8756758X. Cited in page 24.
- E466-07, A. *Standard Practice for Conducting Force Controlled Constant Amplitude Axial Fatigue Tests of Metallic Materials*. 2007. Cited in page 53.
- E739-10, A. *Standard Practice for Statistical Analysis of Linear or Linearized Stress-Life (S-N) and Strain-Life (-N) Fatigue Data*. 2015. Cited 2 times in pages 59 and 86.
- FADEL, A.; ROSA, D.; MURÇA, L.; FERREIRA, J.; ARAÚJO, J. 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. ISSN 0142-1123. Fatigue Damage of Structural Materials VIII. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S014211231100079X>>. Cited 4 times in pages 2, 3, 21, and 92.
- FATEMI, A.; SOCIE, D. F. a Critical Plane Approach To Multiaxial Fatigue Damage Including Out-of-Phase Loading. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, v. 11, n. 3, p. 149–165, 1988. ISSN 14602695. Cited in page 31.
- GANDIOLLE, C.; FOUVRY, S. Stability of critical distance approach to predict fretting fatigue cracking: A "opt-bopt" concept. *International Journal of Fatigue*, Elsevier Ltd, v. 82, p. 199–210, 2016. ISSN 01421123. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2015.07.016>>. Cited in page 9.
- GATES, N.; FATEMI, A. Multiaxial variable amplitude fatigue life analysis including notch effects. *International Journal of Fatigue*, v. 91, 2016. ISSN 01421123. Cited in page 9.
- GATES, N.; FATEMI, A. Notch deformation and stress gradient effects in multiaxial fatigue. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, v. 84, 2016. ISSN 01678442. Cited in page 9.
- GOMES, R. C.; ARAÚJO, J. A.; CARDOSO, R. A.; FERREIRA, J. L.; SILVA, C. R. Fatigue life prediction using critical distance on aluminum alloy wire containing indentation produced marks. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, v. 128, p. 104135, 2023. ISSN 0167-8442. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0167844223003981>>. Cited in page 4.

HADDAD, M. H. E.; SMITH, K. N.; TOPPER, T. H. Prediction of Non Propagating Cracks. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 11, n. 3, p. 573–584, 1979. Cited 4 times in pages 28, 30, 33, and 35.

HATTORI, T.; WAHAB, M. A. B. A.; ISHIDA, T.; YAMASHITA, M. Fretting fatigue life estimations based on the critical distance stress theory. *Procedia Engineering*, Elsevier B.V., v. 10, p. 3134–3139, 2011. ISSN 18777058. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.proeng.2011.04.519>>. Cited in page 4.

HAUK, V. *Structural and Residual Stress Analysis by Nondestructive Methods: Evaluation - Application - Assessment*. Elsevier Science, 1997. ISBN 9780080541952. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=mwecnh6cuDEC>>. Cited in page 42.

HE, J. C.; ZHU, S. P.; LIAO, D.; NIU, X. P.; GAO, J. W.; HUANG, H. Z. Combined TCD and HSV approach for probabilistic assessment of notch fatigue considering size effect. *Engineering Failure Analysis*, Elsevier Ltd, v. 120, feb 2021. ISSN 13506307. Cited in page 11.

HE, J. C.; ZHU, S. P.; TADDESSE, A. T.; NIU, X. Evaluation of critical distance, highly stressed volume, and weakest-link methods in notch fatigue analysis. *International Journal of Fatigue*, v. 162, 2022. ISSN 01421123. Cited in page 4.

IRWIN, G. R. Analysis of stresses and strains near the end of a crack transversing a plate. *Trans. ASME, Ser. E, J. Appl. Mech.*, v. 24, p. 361–364, 1957. Disponível em: <<https://ci.nii.ac.jp/naid/10016697098/en/>>. Cited 2 times in pages 26 and 30.

JIE, Z.; SUSMEL, L. High-strength steel wires containing corrosion pits: stress analysis and critical distance based fatigue life estimation. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, Blackwell Publishing Ltd, v. 43, n. 8, p. 1611–1629, aug 2020. ISSN 14602695. Cited in page 11.

KALOMBO, R.; PESTANA, M.; FERREIRA, J.; SILVA, C. da; ARAÚJO, J. Influence of the catenary parameter (h/w) on the fatigue life of overhead conductors. *Tribology International*, Elsevier, v. 108, p. 141–149, 2017. Cited 3 times in pages 2, 3, and 90.

KALOMBO, R. B.; MARTÍNEZ, J. M.; FERREIRA, J. L.; SILVA, C. R. D.; ARAÚJO, J. A. Comparative fatigue resistance of overhead conductors made of aluminium and aluminium alloy: Tests and analysis. *Procedia Engineering*, Elsevier B.V., v. 133, p. 223–232, 2015. ISSN 18777058. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.proeng.2015.12.662>>. Cited in page 2.

KALOMBO, R. B.; MIRANDA, T. B.; ROCHA, P. H.; FERREIRA, J. L.; SILVA, C. R. D.; ARAÚJO, J. A. Fatigue performance of overhead conductors tested under the same value of h/w parameter. In: . [S.l.: s.n.], 2018. v. 213. ISSN 18777058. Cited 2 times in pages 2 and 92.

KITAGAWA, H. Applicability of fracture mechanics to very small cracks or the cracks in the early stage. *Proc. of 2nd ICM, Boston , Cleveland, 1976*, p. 627–631, 1976. Disponível em: <<https://ci.nii.ac.jp/naid/10025887201/en/>>. Cited 2 times in pages 28 and 30.

LAZZARIN, P.; TOVO, R.; MENEGHETTI, G.; ATZORI, B. Fatigue crack initiation and propagation phases near notches in metals with low notch sensitivity. *International Journal of Fatigue*, v. 19, n. 8-9, p. 647–657, 1997. ISSN 01421123. Cited 2 times in pages 32 and 33.

- LEE, Y.; PAN, J.; HATHAWAY, R.; BARKEY, M. *Fatigue Testing and Analysis: Theory and Practice*. Elsevier Science, 2005. (Fatigue testing and analysis:). ISBN 9780750677196. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=mrPFTVr2hH4C>>. Cited 3 times in pages iv, 17, and 18.
- LIAO, D.; GAO, J. W.; ZHU, S. P.; CORREIA, J.; JESUS, A. D.; CALÇADA, R. Fatigue behaviour of ea4t notched specimens: experiments and predictions using the theory of critical distance. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 286, 2023. ISSN 00137944. Cited in page 77.
- LIAO, D.; ZHU, S. P.; CORREIA, J. A.; De Jesus, A. M.; BERTO, F. Recent advances on notch effects in metal fatigue: A review. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, v. 43, n. 4, p. 637–659, 2020. ISSN 14602695. Cited in page 10.
- LIAO, D.; ZHU, S. P.; KESHTEGAR, B.; QIAN, G.; WANG, Q. Probabilistic framework for fatigue life assessment of notched components under size effects. *International Journal of Mechanical Sciences*, Pergamon, v. 181, p. 105685, sep 2020. ISSN 0020-7403. Cited 2 times in pages 11 and 79.
- LIU, A.; XU, Z.; LIANG, Z.; WANG, X. An evaluation on high cycle fatigue fracture characteristics of 2024-t351 al alloy with different surface defects. *Mechanics of Materials*, v. 164, p. 104133, 2022. ISSN 0167-6636. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0167663621003471>>. Cited 2 times in pages 12 and 79.
- LUO, P.; YAO, W.; LI, P. A notch critical plane approach of multiaxial fatigue life prediction for metallic notched specimens. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, v. 42, n. 4, p. 854–870, 2019. ISSN 14602695. Cited 3 times in pages v, 9, and 33.
- LUO, Z.; CHEN, H.; ZHENG, R.; ZHENG, W. A damage gradient model for fatigue life prediction of notched metallic structures under multiaxial random vibrations. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, v. 43, n. 9, p. 2101–2115, 2020. ISSN 14602695. Cited in page 10.
- MACHADO, L. Q.; MALCHER, L. Isotropic hardening curve characterization by the resultant profile of ball indentation tests. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, v. 41, 2019. ISSN 18063691. Cited in page 52.
- MARTÍNEZ, J. M.; ADRIANO, V. S.; ARAÚJO, J. A.; FERREIRA, J. L.; SILVA, C. R. da. Geometrical size effect in the fatigue life predictions of aluminum wires with micro holes using methods of the critical distance. *Engineering Fracture Mechanics*, Elsevier, v. 209, n. December 2018, p. 147–161, 2019. ISSN 00137944. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2018.12.034>>. Cited 6 times in pages vi, 9, 51, 54, 62, and 90.
- MARTÍNEZ, J.; ADRIANO, V.; ARAÚJO, J.; FERREIRA, J.; SILVA, C. D. Numerical fatigue life estimation of aluminium 6201-t81 wires containing geometric discontinuities. In: . [S.l.]: EDP Sciences, 2018. v. 165. ISSN 2261236X. Cited in page 62.
- MATOS, I.; ROCHA, P.; KALOMBO, R.; VELOSO, L.; ARAÚJO, J.; CASTRO, F. Fretting fatigue of 6201 aluminum alloy wires of overhead conductors. *International Journal of Fatigue*, Elsevier, v. 141, p. 105884, 2020. ISSN 01421123. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105884>>. Cited 4 times in pages 3, 66, 91, and 92.

- MATOS, I. M.; ARAÚJO, J. A.; CASTRO, F. C. Fretting fatigue performance and life prediction of 1120 aluminum alloy wires of overhead conductors. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, v. 121, 2022. ISSN 01678442. Cited 2 times in pages 3 and 77.
- MORALES, L. L.; SILVA, G. P.; BARROS, L. de O.; MALCHER, L. Damage to fracture in offshore engineering materials under several stress states: Blowout preventer valve application. *Advances in Structural Engineering*, v. 26, 2023. ISSN 20484011. Cited in page 52.
- MURAKAMI, Y. *Metal Fatigue: Effects of Small Defects and Nonmetallic Inclusions*. 1. ed. Elsevier Science, 2002. ISBN 0080440649,9780080440644,9780080496566. Disponível em: <<http://gen.lib.rus.ec/book/index.php?md5=b9b555c231d2f855e8799bbdf335295e>>. Cited 2 times in pages 12 and 29.
- NEUBER, H. *Kerbspannungslehre-Grundlagen Für Genaue Spannungsrechnung,(1937)*. [S.l.: s.n.], 1937. Cited in page 26.
- NEUBER, H.; RAVEN, F.; BROCK, J.; BASIN, D. W. T. M. *Theory of Notch Stresses: Principles for Exact Stress Calculation*. J. W. Edwards, 1946. (Translation). Disponível em: <<https://books.google.co.uk/books?id=YfcgAAAAMAAJ>>. Cited in page 6.
- NISITANI, H. Effects of size on the fatigue limit and the branch point in rotary bending tests of carbon steel specimens. *Bulletin of JSME*, v. 11, n. 48, p. 947–957, 1968. Cited in page 7.
- PARIS, P.; ERDOGAN, F. A critical analysis of crack propagation laws. *Journal of Fluids Engineering, Transactions of the ASME*, v. 85, n. 4, p. 528–533, 1963. ISSN 1528901X. Cited in page 27.
- PESSARD, E.; BELLETT, D.; MOREL, F.; KOUTIRI, I. A mechanistic approach to the Kitagawa-Takahashi diagram using a multiaxial probabilistic framework. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 109, p. 89–104, 2013. ISSN 00137944. Cited 2 times in pages v and 29.
- PETERSON, R. Notch sensitivity. *Metal Fatigue*, McGraw Hill, p. 293–306, 1959. Disponível em: <<https://ci.nii.ac.jp/naid/20001274434/en/>>. Cited 2 times in pages 6 and 26.
- ROCHA, P. H.; DÍAZ, J. I.; SILVA, C. R.; ARAÚJO, J. A.; CASTRO, F. C. Fatigue of two contacting wires of the acsr ibis 397.5 mcm conductor: Experiments and life prediction. *International Journal of Fatigue*, v. 127, 2019. ISSN 01421123. Cited in page 92.
- SÁ, M. V.; FERREIRA, J. L.; SILVA, C. R. da; ARAÚJO, J. A. The role of the shear and normal stress gradients on life estimation of notched Al7050-T7451 under multiaxial loadings. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, v. 97, n. July, p. 38–47, 2018. ISSN 01678442. Cited 5 times in pages v, vi, 37, 40, and 62.
- SHAJER, G. *Practical Residual Stress Measurement Methods*. Wiley, 2013. ISBN 9781118342374. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=cc0DAAAQBAJ>>. Cited 3 times in pages vi, 42, and 43.
- SCHIJEVE, J. *Fatigue of structures and materials*. [S.l.: s.n.], 2009. Cited 2 times in pages v and 28.
- SHIGLEY, J.; MISCHEKE, C. *Mechanical Engineering Design: In SI Units*. McGraw-Hill, 2005. (McGraw-Hill series in mechanical engineering). ISBN 9780070494626. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=MvRTPgAACAAJ>>. Cited in page 14.

- SILVA, B. L. D.; FERREIRA, J. L.; ARAÚJO, J. A. Influence of notch geometry on the estimation of the stress intensity factor threshold by considering the theory of critical distances. *International Journal of Fatigue*, v. 42, 2012. ISSN 01421123. Cited 3 times in pages 8, 12, and 62.
- SINES, G. Failure of materials under combined repeated stresses with superimposed static stresses. 11 1955. Cited in page 30.
- SMITH, K. N.; WATSON, P.; TOPPER, T. H. A stress-strain function for the fatigue of metals. *Journal of materials*, v. 5, p. 767–778, 1970. Cited in page 30.
- SMITH, R. A.; MILLER, K. J. Prediction of fatigue regimes in notched components. *International Journal of Mechanical Sciences*, v. 20, n. 4, p. 201–206, 1978. ISSN 00207403. Cited in page 6.
- SOCIE, D.; MARQUIS, G. *Multiaxial fatigue.[Sl]: Society of Automotive Engineers Warrendale, PA, 2000.* [S.l.: s.n.], 2000. v. 6. 6–7 p. Cited 3 times in pages v, 30, and 32.
- SONGSONG, S.; MAOSONG, W.; HUI, W.; YING, Z.; MEI, X. X. Study of component high cycle bending fatigue based on a new critical distance approach. *Engineering Failure Analysis*, Elsevier Ltd, v. 102, p. 395–406, aug 2019. ISSN 13506307. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1350630718311737>>. Cited in page 10.
- SUSMEL, L. A unifying approach to estimate the high-cycle fatigue strength of notched components subjected to both uniaxial and multiaxial cyclic loadings. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, v. 27, p. 391–411, 2004. ISSN 8756758X. Cited in page 78.
- 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 and Fracture of Engineering Materials and Structures*, v. 30, n. 7, p. 567–581, 2007. ISSN 8756758X. Cited 11 times in pages v, 3, 7, 9, 10, 35, 36, 39, 76, 77, and 79.
- SUSMEL, L.; TAYLOR, D. The modified Wöhler curve method applied along with the theory of critical distances to estimate finite life of notched components subjected to complex multiaxial loading paths. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, v. 31, n. 12, p. 1047–1064, 2008. ISSN 8756758X. Cited 5 times in pages 3, 4, 34, 77, and 78.
- SUSMEL, L.; TAYLOR, D. The theory of critical distances to estimate lifetime of notched components subjected to variable amplitude uniaxial fatigue loading. *International Journal of Fatigue*, Elsevier Ltd, v. 33, p. 900–911, 2011. ISSN 01421123. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2011.01.012>>. Cited in page 8.
- SUSMEL, L.; TAYLOR, D. A critical distance/plane method to estimate finite life of notched components under variable amplitude uniaxial/multiaxial fatigue loading. *International Journal of Fatigue*, Elsevier Ltd, v. 38, p. 7–24, 2012. ISSN 01421123. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2011.11.015>>. Cited 5 times in pages 3, 4, 34, 77, and 84.
- SUTERIO, R.; JR, A. A.; AMARAL, F.; PACHECO, A. Residual stress measurement using indentation and a radial in-plane espi interferometer. *Proceedings of SPIE - The International Society for Optical Engineering*, 02 2005. Cited 2 times in pages 41 and 45.

- TABATABAEIAN, A.; GHASEMI, A. R.; SHOKRIEH, M. M.; MARZBANRAD, B.; BARAHENI, M.; FOTOUHI, M. Residual stress in engineering materials: A review. *Advanced Engineering Materials*, v. 24, n. 3, p. 2100786, 2022. Disponível em: <<https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/adem.202100786>>. Cited 3 times in pages vi, 43, and 44.
- TANAKA, K. Engineering formulae for fatigue strength reduction due to crack-like notches. *International Journal of Fracture*, Springer, v. 22, n. 2, p. R39–R46, 1983. Cited 2 times in pages 32 and 33.
- TAYLOR, D. Geometrical effects in fatigue: a unifying theoretical model. *International Journal of Fatigue*, v. 21, n. 5, p. 413–420, 1999. ISSN 01421123. Cited 4 times in pages 7, 32, 33, and 34.
- TAYLOR, D.; WANG, G. The validation of some methods of notch fatigue analysis. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, v. 23, n. 5, p. 387–394, 2000. ISSN 8756758X. Cited in page 32.
- UNDERWOOD, J. H. Residual-stress measurement using surface displacements around an indentation. *Experimental Mechanics*, v. 13, p. 8, 1973. Disponível em: <<https://doi.org/10.1007/BF02324039>>. Cited in page 45.
- WANG, R.; LI, D.; HU, D.; MENG, F.; LIU, H.; MA, Q. A combined critical distance and highly-stressed-volume model to evaluate the statistical size effect of the stress concentrator on low cycle fatigue of ta19 plate. *International Journal of Fatigue*, v. 95, p. 8–17, 2017. ISSN 01421123. Cited in page 9.
- YAMASHITA, Y.; UEDA, Y.; KUROKI, H.; SHINOZAKI, M. Fatigue life prediction of small notched Ti-6Al-4V specimens using critical distance. *Engineering Fracture Mechanics*, Elsevier Ltd, v. 77, n. 9, p. 1439–1453, 2010. ISSN 00137944. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.engfracmech.2010.04.001>>. Cited 8 times in pages 3, 7, 9, 10, 35, 38, 79, and 81.
- YANASE, K.; ENDO, M. Prediction for multiaxial fatigue strength with small defects. *MATEC Web of Conferences*, v. 12, p. 08002, 2014. Disponível em: <<https://doi.org/10.1051/mateconf/20141208002>>. Cited in page 29.
- ZHOU, Z. R.; CARDOU, A.; FISET, M.; GOUDREAU, S. Fretting fatigue in electrical transmission lines. *Wear*, v. 173, 1994. ISSN 00431648. Cited in page 3.
- ZHOU, Z. R.; CARDOU, A.; GOUDREAU, S.; FISET, M. Fundamental investigations of electrical conductor fretting fatigue. *Tribology International*, v. 29, p. 221–232, 1996. ISSN 0301679X. Cited in page 3.
- ZHU, S. P.; AI, Y.; LIAO, D.; CORREIA, J. A.; De Jesus, A. M.; WANG, Q. Recent advances on size effect in metal fatigue under defects: a review. *International Journal of Fracture*, Springer Science and Business Media B.V., 2021. ISSN 15732673. Cited in page 11.
- ZIENKIEWICZ, O.; TAYLOR, R.; ZHU, J. Z. *The Finite Element Method: its Basis and Fundamentals: Seventh Edition*. [S.l.: s.n.], 2013. Cited in page 63.

APÊNDICE A

ANEXOS

A.1 CÓDIGO EM PYTHON PARA CONSTRUÇÃO DO CP COM INDENTAÇÃO BRINELL

```
1 # -*- coding: utf-8 -*-
2 """
3 @author: Rodrigo Camargo Gomes
4
5 Creating a Specimen Indented by Brinell penetrator
6
7 """
8 from abaqus import *
9 from abaqusConstants import *
10 from part import *
11 from material import *
12 from section import *
13 from assembly import *
14 from step import *
15 from interaction import *
16 from mesh import *
17 from load import *
18 from optimization import *
19 from job import *
20 from sketch import *
21 from visualization import *
22 from connectorBehavior import *
23 import math
24 import numpy as np
25 import os
26 import xyPlot
27 import odbAccess
28 from operator import add
29 from caeModules import *
30 from driverUtils import executeOnCaeStartup
31 executeOnCaeStartup()
32 import pickle
33
34 #####
35 #####
36 #####
37
38 file = open('dir_job.txt','r')
39
40 dir_job = file.readline()
41
42 file.close()
43
44 os.chdir(dir_job)
45
46 # READING INPUT DATA
47
48 file = open('inp_fem.pkl','rb')
49
50 inp_fem = pickle.load(file)
51
52 file.close()
53
```

```

54 myRadius = inp_fem['R']           # Specimen radius [mm]
55 myLength = inp_fem['Ls']          # Specimen length [mm]
56 myVcut = inp_fem['Vc']           # Vertical cut dimension on cilinder [mm]
57 myHcut = inp_fem['Hc']           # Horizontal cut dimension on cilinder [mm]
58
59 mySphereRadius = inp_fem['Rs']    # Brinell sphere radius [mm]
60
61 myEmodulus = inp_fem['E1']        # Young modulus [MPa]
62 myV_poisson = inp_fem['nu1']     # Poisson's coefficient
63
64 myIndent_Deep = inp_fem['Ed']     # Indentation deep [mm]
65 myStress_Load = inp_fem['SL']    # Load Amplitude [MPa]
66
67
68 myCm = inp_fem['Cm']              # Cilynder mesh length [mm]
69 myCcm = inp_fem['Ccm']           # Central cilynder mesh length [mm]
70 myCrm = inp_fem['Crm']           # Contact region mesh length [mm]
71 myCrf = inp_fem['Crf']           # Contact region front mesh refinement [mm]
72
73
74
75
76 # Functions
77
78     #Criacao do $1/4$ de Cilindro com Corte Central
79
80 def Create_Part_3D_Cylinder(radius,length,part,model):
81     s = mdb.models[model].ConstrainedSketch(name='__profile__', sheetSize=200.0)
82     g, v, d, c = s.geometry, s.vertices, s.dimensions, s.constraints
83     s.setPrimaryObject(option=STANDALONE)
84     s.ArcByCenterEnds(center=(0.0, 0.0), point1=(0.0, radius), point2=(radius, 0.0),
85         direction=CLOCKWISE)
86     s.Line(point1=(0.0, radius), point2=(0.0, 0.0))
87     s.Line(point1=(0.0, 0.0), point2=(radius, 0.0))
88     p = mdb.models[model].Part(name=part, dimensionality=THREE_D, type=DEFORMABLE_BODY)
89     p = mdb.models[model].parts[part]
90     p.BaseSolidExtrude(sketch=s, depth=length)
91     s.unsetPrimaryObject()
92     p = mdb.models[model].parts[part]
93     del mdb.models[model].sketches['__profile__']
94
95 def Create_Datum_Plane_by_Principal(type_plane,part,model,offset_plane):
96     p = mdb.models[model].parts[part]
97     myPlane = p.DatumPlaneByPrincipalPlane(principalPlane = type_plane, offset = offset_plane)
98     myID = myPlane.id
99     return myID
100
101
102     #Criacao do Corte Central
103 def Create_Cylinder_Cut_Volume(hcut,vcut,length,part,model):
104     p = mdb.models[model].parts[part]
105     e, d = p.edges, p.datums
106     t = p.MakeSketchTransform(sketchPlane=d[2], sketchUpEdge=e[0],
107         sketchPlaneSide=SIDE1, sketchOrientation=RIGHT, origin=(0.0, 0.0, length/2.0))
108     s = mdb.models[model].ConstrainedSketch(name='__profile__',
109         sheetSize=19.36, gridSpacing=0.48, transform=t)
110     g, v, d1, c = s.geometry, s.vertices, s.dimensions, s.constraints
111     s.setPrimaryObject(option=SUPERIMPOSE)
112     p = mdb.models[model].parts[part]
113     p.projectReferencesOntoSketch(sketch=s, filter=COPLANAR_EDGES)
114     s.rectangle(point1=(-vcut/2.0, hcut/2.0), point2=(vcut/2.0, -hcut/2.0))
115     p = mdb.models[model].parts[part]
116     e1, d2 = p.edges, p.datums
117     p.CutExtrude(sketchPlane=d2[2], sketchUpEdge=e1[0], sketchPlaneSide=SIDE1,
118         sketchOrientation=RIGHT, sketch=s, flipExtrudeDirection=ON)
119     s.unsetPrimaryObject()
120     del mdb.models[model].sketches['__profile__']
121
122
123 def Create_SET_All_Cells(model,part,set_name):
124     p = mdb.models[model].parts[part]
125     c = p.cells[:]
126     p.Set(cells=c, name=set_name)
127

```

```

128 def Create_SET_Faces_Part1(model,part1,x,y,z,name_set):
129     p = mdb.models[model].parts[part1]
130     f = p.faces
131     faces = f.findAt(((x,y,z), ), )
132     p.Set(faces=faces, name=name_set)
133
134 def Create_Surface_Part(model,part,x,y,z,surface_name):
135     p = mdb.models[model].parts[part]
136     s = p.faces
137     surfaces = s.findAt(((x,y,z), ), )
138     p.Surface(side1Faces=surfaces, name=surface_name)
139
140 def Create_PartitionCells_by_Plane(model,part,id_plane):
141     p = mdb.models[model].parts[part]
142     c = p.cells[:]
143     d = p.datums
144     p.PartitionCellByDatumPlane(datumPlane=d[id_plane], cells=c)
145
146 def Create_Reference_Point_Part(model,part,length):
147     p = mdb.models[model].parts[part]
148     v1, e1, d1, n1 = p.vertices, p.edges, p.datums, p.nodes
149     p.ReferencePoint(point=(0.0,0.0,length/2.0),)
150
151
152     #####
153
154     #Criacao da Regiao de Contato para Encaixar no CP
155
156 def Create_Part_3D_Contact_Region(model,part2,radius,vcut):
157     s1 = mdb.models[model].ConstrainedSketch(name='__profile__', sheetSize=200.0)
158     g, v, d, c = s1.geometry, s1.vertices, s1.dimensions, s1.constraints
159     s1.setPrimaryObject(option=STANDALONE)
160     s1.ArcByCenterEnds(center=(0.0, 0.0), point1=(0.0, -radius), point2=(0.0, radius),
161         direction=CLOCKWISE)
162     s1.Line(point1=(0.0, radius), point2=(0.0, -radius))
163     s1.VerticalConstraint(entity=g[3], addUndoState=False)
164     s1.PerpendicularConstraint(entity1=g[2], entity2=g[3], addUndoState=False)
165     p = mdb.models[model].Part(name=part2,
166         dimensionality=THREE_D, type=DEFORMABLE_BODY)
167     p = mdb.models[model].parts[part2]
168     p.BaseSolidExtrude(sketch=s1, depth=vcut)
169     s1.unsetPrimaryObject()
170     p = mdb.models[model].parts[part2]
171     del mdb.models[model].sketches['__profile__']
172
173 def Create_Contact_Region_Cut_Volume(model,part2,vcut,hcut,radius):
174     p = mdb.models[model].parts[part2]
175     f, e = p.faces, p.edges
176     t = p.MakeSketchTransform(sketchPlane=f[1], sketchUpEdge=e[1],
177         sketchPlaneSide=SIDE1, sketchOrientation=RIGHT, origin=(0.0, 0.0, vcut/2.0))
178     s = mdb.models[model].ConstrainedSketch(name='__profile__',
179         sheetSize=7.07, gridSpacing=0.17, transform=t)
180     g, v, d, c = s.geometry, s.vertices, s.dimensions, s.constraints
181     s.setPrimaryObject(option=SUPERIMPOSE)
182     p = mdb.models[model].parts[part2]
183     p.projectReferencesOntoSketch(sketch=s, filter=COPLANAR_EDGES)
184     s.rectangle(point1=(-radius, vcut/2.0), point2=(-hcut/2.0, -vcut/2.0))
185     s.rectangle(point1=(radius, vcut/2.0), point2=(0.0, -vcut/2.0))
186     p = mdb.models[model].parts[part2]
187     f1, e1 = p.faces, p.edges
188     p.CutExtrude(sketchPlane=f1[1], sketchUpEdge=e1[1], sketchPlaneSide=SIDE1,
189         sketchOrientation=RIGHT, sketch=s, flipExtrudeDirection=OFF)
190     s.unsetPrimaryObject()
191     del mdb.models[model].sketches['__profile__']
192
193 def Create_SET_All_Cells_Part_2(model,part2,set_name):
194     p = mdb.models[model].parts[part2]
195     c = p.cells[:]
196     p.Set(cells=c, name=set_name)
197
198 def Create_SET_Center_Cells_Part_2(model,part2,radius,vcut,hcut,set_name):
199     p = mdb.models[model].parts[part2]
200     c = p.cells[:]
201     c1 = c.findAt((0.0, -0.25*hcut, 1.25*vcut/2.0))

```

```

202     # c2 = c.findAt((0.0,0.25*hcut/2.0,0.75*vcut/2.0))
203     # c3 = c.findAt((0.0,0.25*hcut/2.0,1.25*vcut/2.0))
204     c4 = c.findAt((0.0,-0.25*hcut/2.0,0.75*vcut/2.0))
205     cells=()
206     q1 = c1.index
207     # q2 = c2.index
208     # q3 = c3.index
209     q4 = c4.index
210     cells = cells + (c[q1:q1+1],) + (c[q4:q4+1],)
211     p.Set(cells=cells, name=set_name)
212
213
214 def Create_SET_Faces_Part2(model,part2,x,y,z,name_set):
215     p = mdb.models[model].parts[part2]
216     f = p.faces
217     faces = f.findAt((x,y,z), , )
218     p.Set(faces=faces, name=name_set)
219
220
221
222 def Create_Reference_Point_Part_2(model,part2,vcut):
223     p = mdb.models[model].parts[part2]
224     v1, e1, d1, n1 = p.vertices, p.edges, p.datums, p.nodes
225     p.ReferencePoint(point=(0.0,0.0,vcut/2.0),)
226
227 def Create_Partition_Sketch(model,part2,vcut,hcut):
228     p = mdb.models[model].parts[part2]
229     c = p.cells[:]
230     pickedRegions = c
231     f1, e1, d2 = p.faces, p.edges, p.datums
232     t = p.MakeSketchTransform(sketchPlane=f1[4], sketchUpEdge=e1[6],
233                             sketchPlaneSide=SIDE1, origin=(0.0, 0.0, vcut/2.0))
234     s1 = mdb.models[model].ConstrainedSketch(name='__profile__', sheetSize=5.55, gridSpacing
235                                             =0.13, transform=t)
236     g, v, d, c = s1.geometry, s1.vertices, s1.dimensions, s1.constraints
237     s1.setPrimaryObject(option=SUPERIMPOSE)
238     p.projectReferencesOntoSketch(sketch=s1, filter=COPLANAR_EDGES)
239     s1.rectangle(point1=(0.0,0.25*vcut), point2=(0.35*hcut,-0.25*vcut))
240     f = p.faces
241     pickedFaces = f.findAt((0.0,0.0,vcut/2.0),)
242     e, d1 = p.edges, p.datums
243     p.PartitionFaceBySketch(sketchUpEdge=e[6], faces=pickedFaces, sketch=s1)
244     s1.unsetPrimaryObject()
245     del mdb.models[model].sketches['__profile__']
246
247 def Create_Partition_By_Sketch(model,part2):
248     p = mdb.models[model].parts[part2]
249     c = p.cells[:]
250     pickedCells = c
251     e, d = p.edges, p.datums
252     pickedEdges =(e[0], e[1], e[2], e[10])
253     p.PartitionCellByExtrudeEdge(line=e[9], cells=pickedCells, edges=pickedEdges,
254                                sense=FORWARD)
255
256
257     #####
258
259     #Criacao da Esfera para Indentacao
260
261 def Create_Part_3D_Brinell_Sphere(model,part3,sphere_radius):
262     s = mdb.models[model].ConstrainedSketch(name='__profile__',
263                                             sheetSize=200.0)
264     g, v, d, c = s.geometry, s.vertices, s.dimensions, s.constraints
265     s.setPrimaryObject(option=STANDALONE)
266     s.ConstructionLine(point1=(0.0, -100.0), point2=(0.0, 100.0))
267     s.FixedConstraint(entity=g[2])
268     s.ArcByCenterEnds(center=(0.0, 0.0), point1=(sphere_radius, 0.0), point2=(0.0,
269                                     sphere_radius),
270                       direction=COUNTERCLOCKWISE)
271     p = mdb.models[model].Part(name=part3, dimensionality=THREE_D, type=DISCRETE_RIGID_SURFACE
272                               )
273     p = mdb.models[model].parts[part3]
274     p.BaseShellRevolve(sketch=s, angle=360.0, flipRevolveDirection=OFF)

```

```

273     s.unsetPrimaryObject()
274     p = mdb.models[model].parts[part3]
275     del mdb.models[model].sketches['__profile__']
276
277 def Create_Surface_Part3(model, part3, x, y, z, surface_name):
278     p = mdb.models[model].parts[part3]
279     s = p.faces
280     surfaces = s.findAt(((x, y, z), ), )
281     p.Surface(side1Faces=surfaces, name=surface_name)
282
283 def Create_Reference_Point_Part_3(model, part3, sphere_radius):
284     p = mdb.models[model].parts[part3]
285     v1, e1, d1, n1 = p.vertices, p.edges, p.datums, p.nodes
286     p.ReferencePoint(point=(0.0, sphere_radius, 0.0), )
287
288 def Create_SET_Reference_Point(model, part3, set_name, sphere_radius):
289     p = mdb.models[model].parts[part3]
290     r = p.referencePoints
291     refPoints=(r[3], )
292     p.Set(referencePoints=refPoints, name=set_name)
293
294     #####
295     #Criacao da Montagem das Tr s Partes, Material e Condicoes de Contorno
296
297 def Create_Material_Data(model, material_name, Emodulus, v_poisson):
298     mdb.models[model].Material(name=material_name)
299     mdb.models[model].materials[material_name].Elastic(table=((
300         Emodulus, v_poisson), ))
301     mdb.models[model].materials[material_name].Plastic(table=((
302         303.66, 0.0), (303.7130777, 0.0001), (303.9246212, 0.0005), (304.1873319,
303         0.001), (304.7070766, 0.002), (305.2193413, 0.003), (305.7242317, 0.004), (
304         306.2218522, 0.005), (306.7123056, 0.006), (307.1956932, 0.007), (
305         307.672115, 0.008), (308.1416695, 0.009), (308.6044537, 0.01), (
306         309.7324196, 0.0125), (310.8201258, 0.015), (311.8689804, 0.0175), (
307         312.8803426, 0.02), (313.8555239, 0.0225), (314.7957899, 0.025), (
308         315.7023619, 0.0275), (316.5764187, 0.03), (317.4190975, 0.0325), (
309         318.231496, 0.035), (319.0146735, 0.0375), (319.769652, 0.04), (
310         320.4974181, 0.0425), (321.1989235, 0.045), (321.875087, 0.0475), (
311         322.526795, 0.05), (324.9057387, 0.06), (326.9566891, 0.07), (328.7231872,
312         0.08), (330.242994, 0.09), (331.548858, 0.1), (334.0547448, 0.125), (
313         335.7411623, 0.15), (337.5640198, 0.2), (338.2244428, 0.25), (338.3145834,
314         0.3), (338.1249473, 0.35), (337.7980547, 0.4), (337.4038249, 0.45)))
315
316
317 def Create_Assembly(model, part, part2, part3, length, vcut, radius, sphere_radius):
318     a = mdb.models[model].rootAssembly
319     a.DatumCsysByDefault(CARTESIAN)
320     p = mdb.models[model].parts[part3]
321     a.Instance(name=part3, part=p, dependent=ON)
322     p = mdb.models[model].parts[part]
323     a.Instance(name=part, part=p, dependent=ON)
324     p = mdb.models[model].parts[part2]
325     a.Instance(name=part2, part=p, dependent=ON)
326     a.rotate(instanceList=(part, ), axisPoint=(0.0, 0.0, length/2.0),
327         axisDirection=(0.0, 0.0, -length/2.0), angle=270.0)
328     a.rotate(instanceList=(part2, ), axisPoint=(0.0, 0.0, vcut/2.0),
329         axisDirection=(0.0, 0.0, -vcut/2), angle=90.0)
330     a.translate(instanceList=(part2, ), vector=(0.0, 0.0, length/2.0-vcut/2.0))
331     a.rotate(instanceList=(part3, ), axisPoint=(0.0, 0.0, 0.0),
332         axisDirection=(10.0, 0.0, 0.0), angle=180.0)
333     a.translate(instanceList=(part3, ), vector=(0.0, radius+sphere_radius, length/2))
334
335
336 def Create_Tie_Constraints(model, part, part2, set_name, tie_name):
337     a = mdb.models[model].rootAssembly
338     region1=a.instances[part].sets[set_name]
339     a = mdb.models[model].rootAssembly
340     region2=a.instances[part2].sets[set_name]
341     mdb.models[model].Tie(name=tie_name, master=region1,
342         slave=region2, constraintEnforcement=SURFACE_TO_SURFACE, positionToleranceMethod=
343         COMPUTED, adjust=OFF,
344         tieRotations=ON, thickness=ON)
345     a.regenerate()

```

```

346
347 def Create_Interaction_Properties(model, name_intprop):
348     mdb.models[model].ContactProperty(name_intprop)
349     mdb.models[model].interactionProperties[name_intprop].TangentialBehavior(
350         formulation=FRICITIONLESS)
351     mdb.models[model].interactionProperties[name_intprop].NormalBehavior(
352         pressureOverclosure=HARD, allowSeparation=ON,
353         constraintEnforcementMethod=DEFAULT)
354
355
356 def Create_Contact_Interaction(model, part2, part3, surface_name, set_name, interaction_name,
    step_name):
357     a = mdb.models[model].rootAssembly
358     region1=a.instances[part3].surfaces[surface_name]
359     a = mdb.models[model].rootAssembly
360     region2=a.instances[part2].sets[set_name]
361     mdb.models[model].SurfaceToSurfaceContactStd(name=interaction_name,
362         createStepName=step_name, master=region1, slave=region2, sliding=FINITE,
363         thickness=ON, interactionProperty='Interaction_Properties',
364         adjustMethod=NONE, initialClearance=OMIT, datumAxis=None,
365         clearanceRegion=None)
366     a.regenerate()
367
368 def Create_Contact_Interaction_Deactivate(model, interaction_name, step_name):
369     mdb.models[model].interactions[interaction_name].deactivate(step_name)
370
371 def Create_STEP(model, step_name, pre_step_name, time_step, num_inc, initial_inc, min_inc, max_inc,
    nlgeom_ON_OFF):
372     mdb.models[model].StaticStep(name=step_name,
373         previous=pre_step_name, timePeriod=time_step, maxNumInc=num_inc, initialInc=
            initial_inc,
374         minInc=min_inc, maxInc=max_inc, nlgeom=nlgeom_ON_OFF)
375
376 def Create_Output_STEP(model, name_output):
377     mdb.models[model].fieldOutputRequests[name_output].setValues(
378         variables=('S', 'PE', 'PEEQ', 'PEMAG', 'LE', 'U', 'RF', 'CF', 'CSTRESS',
379             'CDISP', 'COORD'))
380
381 def Create_Field_Output(model, part2, set_name, step_name, field_output_name):
382     p = mdb.models[model].parts[part2]
383     regionDef=mdb.models[model].rootAssembly.allInstances[part2].sets[set_name]
384     mdb.models[model].FieldOutputRequest(name=field_output_name, createStepName=step_name,
385         variables=('S', 'PEEQ', 'U', 'COORD'),
386         region=regionDef, sectionPoints=DEFAULT, rebar=EXCLUDE)
387
388 def Create_Boundary_Condition_Encastre(model, part_name, set_name, BC_name, step_name):
389     a = mdb.models[model].rootAssembly
390     region = a.instances[part_name].sets[set_name]
391     mdb.models[model].EncastreBC(name=BC_name,
392         createStepName=step_name, region=region, localCsys=None)
393
394 def Create_Boundary_Condition_Deactivate(model, BC_name, step_name):
395     mdb.models[model].boundaryConditions[BC_name].deactivate(step_name)
396
397 def Create_Amplitude(model, amp_name, amp_data):
398     mdb.models[model].TabularAmplitude(name=amp_name, timeSpan=STEP,
399         smooth=SOLVER_DEFAULT, data=(amp_data))
400
401 def Create_Periodic_Amplitude(model, amp_name):
402     pi = np.pi
403     mdb.models[model].PeriodicAmplitude(name=amp_name, timeSpan=STEP,
404         frequency=4.0*pi, start=0.0, a_0=0.0, data=((0.0, 2.0), ))
405
406 def Create_Boundary_Condition_Displacement(model, part_name, set_name, BC_name, step_name,
    indent_deep, amp_name):
407     a = mdb.models[model].rootAssembly
408     region = a.instances[part_name].sets[set_name]
409     mdb.models[model].DisplacementBC(name=BC_name,
410         createStepName=step_name, region=region, u1=0.0, u2=-indent_deep, u3=0.0, ur1=0.0,
411         ur2=0.0, ur3=0.0, amplitude=amp_name, fixed=OFF,
412         distributionType=UNIFORM, fieldName='', localCsys=None)
413
414 def Create_Boundary_Condition_Displacement_CUT(model, part_name, set_name, BC_name, step_name,
    amp_name):

```

```

414     a = mdb.models[model].rootAssembly
415     region = a.instances[part_name].sets[set_name]
416     mdb.models[model].DisplacementBC(name=BC_name,
417         createStepName=step_name, region=region, u1=0.0, u2=UNSET, u3=UNSET, ur1=UNSET,
418         ur2=UNSET, ur3=UNSET, amplitude=amp_name, fixed=OFF,
419         distributionType=UNIFORM, fieldName='', localCsys=None)
420
421 def Create_Boundary_Condition_Displacement_CUT_BACK(model, part_name, set_name, BC_name, step_name
422     , amp_name):
423     a = mdb.models[model].rootAssembly
424     region = a.instances[part_name].sets[set_name]
425     mdb.models[model].DisplacementBC(name=BC_name,
426         createStepName=step_name, region=region, u1=UNSET, u2=0.0, u3=UNSET, ur1=UNSET,
427         ur2=UNSET, ur3=UNSET, amplitude=amp_name, fixed=OFF,
428         distributionType=UNIFORM, fieldName='', localCsys=None)
429
430 def Create_Load_Traction(model, part, surface_name, load_name, step_name, load_magnitude, amp_name,
431     length):
432     a = mdb.models[model].rootAssembly
433     region = a.instances[part].surfaces[surface_name]
434     mdb.models[model].SurfaceTraction(name=load_name,
435         createStepName=step_name, region=region, magnitude=load_magnitude,
436         amplitude= amp_name, directionVector=((0.0,0.0,0.0),(0.0,0.0,length)),
437         distributionType=UNIFORM, field='',
438         localCsys=None, traction=GENERAL)
439     a.regenerate()
440
441     #####
442     #Criacao das Malhas
443
444 def Create_Mesh(model, part_name, mesh_size):
445     p = mdb.models[model].parts[part_name]
446     elemType1 = ElemType(elemCode=C3D8R, elemLibrary=STANDARD,
447         kinematicSplit=AVERAGE_STRAIN, secondOrderAccuracy=OFF,
448         hourglassControl=DEFAULT, distortionControl=DEFAULT)
449     elemType2 = ElemType(elemCode=C3D6, elemLibrary=STANDARD)
450     elemType3 = ElemType(elemCode=C3D4, elemLibrary=STANDARD)
451     c = p.cells[:]
452     pickedRegions =(c, )
453     p.setElementType(regions=pickedRegions, elemTypes=(elemType1, elemType2, elemType3))
454     p.seedPart(size=mesh_size, deviationFactor=mesh_size, minSizeFactor=mesh_size/10.0)
455     p.generateMesh()
456
457 def Create_Cut_Mesh(model, part_name, length, vcut, hcut, mesh_cut_size):
458     p = mdb.models[model].parts[part_name]
459     e = p.edges
460     e1 = e.findAt((0.0, hcut/2.0, length/2.0-vcut/4.0))
461     e2 = e.findAt((0.0, hcut/2.0, length/2.0+vcut/4.0))
462     edges=()
463     pickedEdges = edges + (((e1),) + ((e2),))
464     p.seedEdgeBySize(edges=pickedEdges, size=mesh_cut_size, deviationFactor=mesh_cut_size/2.0,
465         minSizeFactor=mesh_cut_size/2.0, constraint=FINER)
466     p.generateMesh()
467
468 def Create_Internal_Mesh_Contact_Region(model, part, radius, vcut, mesh_size):
469     p = mdb.models[model].parts[part]
470     e = p.edges
471     e1 = e.findAt((-radius/2.0, 0.0, vcut/4.0))
472     e2 = e.findAt((-radius/2.0, 0.0, vcut/2.0))
473     e3 = e.findAt((-radius/2.0, 0.0, 3*vcut/4.0))
474     edges=()
475     pickedEdges = edges + (((e1),) + ((e2),) + ((e3),))
476     p.seedEdgeBySize(edges=pickedEdges, size=mesh_size, deviationFactor=mesh_size/2.0,
477         minSizeFactor=mesh_size/2.0, constraint=FINER)
478     p.generateMesh()
479
480 def Create_Front_Mesh_Contact_Region(model, part2, radius, vcut, hcut, mesh_size):
481     p = mdb.models[model].parts[part2]
482     e = p.edges
483     e1 = e.findAt((0.0, -0.95*hcut/2.0, vcut/2.0))
484     e2 = e.findAt((0.0, -0.10*hcut/4.0, vcut/2.0))
485     e3 = e.findAt((0.0, 0.0, 0.49*vcut))
486     e4 = e.findAt((0.0, 0.0, 0.51*vcut))

```

```

485     edges=()
486     pickedEdges = edges + (((e1),)+(e2),)+(e3),)+(e4),)
487     p.seedEdgeBySize(edges=pickedEdges, size=mesh_size, deviationFactor=mesh_size/2.0,
488         minSizeFactor=mesh_size/2.0, constraint=FINER)
489     p.generateMesh()
490
491 def Create_Side_Mesh_Contact_Region(model,part2,radius,vcut,hcut,mesh_size):
492     p = mdb.models[model].parts[part2]
493     e = p.edges
494     # e5 = e.findAt((-0.5,hcut/2.0,vcut/4.0))
495     # e6 = e.findAt((-0.5,hcut/2.0,vcut/2.0))
496     # e7 = e.findAt((-0.5,hcut/2.0,3.0*vcut/4.0))
497     e8 = e.findAt((-0.5,-hcut/2.0,vcut/4.0))
498     e9 = e.findAt((-0.5,-hcut/2.0,vcut/2.0))
499     e10 = e.findAt((-0.5,-hcut/2.0,3.0*vcut/4.0))
500     edges=()
501     pickedEdges = edges + (((e8),)+(e9),)+(e10),)
502     p.seedEdgeBySize(edges=pickedEdges, size=mesh_size, deviationFactor=mesh_size/2.0,
503         minSizeFactor=mesh_size/2.0, constraint=FINER)
504     p.generateMesh()
505
506 def Create_Mesh_Rigid_Body(model,part3,mesh_size):
507     p = mdb.models[model].parts[part3]
508     f = p.faces
509     pickedRegions = f
510     p.setMeshControls(regions=pickedRegions, elemShape=QUAD)
511     p.seedPart(size=mesh_size, deviationFactor=mesh_size/2.0, minSizeFactor=mesh_size/4.0)
512     p.generateMesh()
513
514 def Create_Section(model,material_name,section_name):
515     a = mdb.models[model].rootAssembly
516     mdb.models[model].HomogeneousSolidSection(name=section_name, material=material_name,
517         thickness=None)
518
519 def Create_Assign_Section(model,part_name,set_name,section_name):
520     p = mdb.models[model].parts[part_name]
521     region = p.sets[set_name]
522     p.SectionAssignment(region=region, sectionName=section_name, offset=0.0,
523         offsetType=MIDDLE_SURFACE, offsetField='',
524         thicknessAssignment=FROM_SECTION)
525
526 ##### JOB AND ANALYSIS #####
527
528 def Create_Job(model,cpu):
529     a = mdb.models[model].rootAssembly
530     a.regenerate()
531     mdb.Job(name='job', model=model, description='',
532         type=ANALYSIS, atTime=None, waitMinutes=0, waitHours=0, queue=None,
533         memory=90, memoryUnits=PERCENTAGE, getMemoryFromAnalysis=True,
534         explicitPrecision=SINGLE, nodalOutputPrecision=SINGLE, echoPrint=OFF,
535         modelPrint=OFF, contactPrint=OFF, historyPrint=OFF, userSubroutine='',
536         scratch='', resultsFormat=ODB, multiprocessingMode=DEFAULT, numCpus=cpu,
537         numDomains=cpu, numGPUs=0)
538
539 def Create_Submit_Job(model):
540     a = mdb.models[model].rootAssembly
541     mdb.jobs['job'].submit(consistencyChecking=OFF)
542     # mdb.jobs[job_name].waitForCompletion()
543     mdb.saveAs(pathName= dir_job + '\\job')
544
545
546 # =====
547 #
548 # =====
549
550 #Variables
551
552 myString = "Model_Brinell_Indent"
553
554 myModel = mdb.Model(name = myString)
555 myPart = "Central_Cut"
556
557 myPart2 = "Contact_Region"

```

```

558
559 myPart3 = "Brinell_Sphere"
560
561 myMaterial = "Aluminio_6201-T81"
562
563 IntIndent= int(myIndent_Deep*1000)
564 IndentString = str(IntIndent)
565
566 IntLoad = int(myStress_Load)
567 LoadString = str(IntLoad)
568
569 myJobName= "B_END"+ IndentString + "_LOAD" + LoadString
570
571 # =====
572 #
573 # =====
574
575 #Criacao do Modelo com base nas funcoes criadas na parte inicial do Script
576
577     #Criando o 1/4 de Cilindro com Corte Central
578 Create_Part_3D_Cylinder(myRadius,myLength,myPart,myString)
579
580 myID_1 = Create_Datum_Plane_by_Principal(YZPLANE,myPart,myString,0.0)
581 myID_2 = Create_Datum_Plane_by_Principal(XYPLANE,myPart,myString,myLength/2.0)
582 myID_3 = Create_Datum_Plane_by_Principal(XYPLANE,myPart,myString,(myLength/2.0)+(myVcut/2))
583 myID_4 = Create_Datum_Plane_by_Principal(XYPLANE,myPart,myString,(myLength/2.0)-(myVcut/2))
584 myID_5 = Create_Datum_Plane_by_Principal(XZPLANE,myPart,myString,myHcut/2.0)
585
586 Create_Cylinder_Cut_Volume(myHcut,myVcut,myLength,myPart,myString)
587
588 Create_SET_Faces_Part1(myString,myPart,0.0,myRadius/2.0,0.0,"CP_Top")
589 Create_SET_Faces_Part1(myString,myPart,0.0,myRadius/2.0,myLength,"CP_Bottom")
590
591 # Create_SET_Faces_Part1(myString,myPart,myRadius/2.0,-myHcut/2.0,myLength/2.0,"Right_Side")
592 Create_SET_Faces_Part1(myString,myPart,myRadius/2.0,0.0,myLength/4.0,"Central_Side_Up")
593 Create_SET_Faces_Part1(myString,myPart,myRadius/2.0,0.0,3*myLength/4.0,"Central_Side_Down")
594 Create_SET_Faces_Part1(myString,myPart,myRadius/2.0,myHcut/2.0,myLength/2.0,"Left_Side")
595 Create_SET_Faces_Part1(myString,myPart,myRadius/2.0,myHcut/4.0,myLength/2.0-myVcut/2.0,"
    Top_Side")
596 Create_SET_Faces_Part1(myString,myPart,myRadius/2.0,myHcut/4.0,myLength/2.0+myVcut/2.0,"
    Bottom_Side")
597 # Create_SET_Faces_Part1(myString,myPart,0.0,0.0,myLength/2.0,"Back_Side")
598
599 Create_Surface_Part(myString,myPart,0.0,0.0,myLength,"CP_Bottom_Traction")
600
601 # Create_PartitionCells_by_Plane(myString,myPart,myID_1)
602 Create_SET_Faces_Part1(myString,myPart,0.0,myRadius*0.9,myLength/2.0,"CP_Back") #Criacao da
    Surface para engastar e indentar
603 Create_PartitionCells_by_Plane(myString,myPart,myID_2)
604 Create_PartitionCells_by_Plane(myString,myPart,myID_3)
605 Create_PartitionCells_by_Plane(myString,myPart,myID_4)
606 Create_PartitionCells_by_Plane(myString,myPart,myID_5)
607
608 Create_SET_All_Cells(myString,myPart,"Corte_Central_3D")
609
610 Create_Reference_Point_Part(myString,myPart,myLength)
611
612
613     #Criando Regiao de Contato para Encaixar CP
614
615 Create_Part_3D_Contact_Region(myString,myPart2,myRadius,myVcut)
616 Create_Contact_Region_Cut_Volume(myString,myPart2,myVcut,myHcut,myRadius)
617
618 myID_6 = Create_Datum_Plane_by_Principal(XYPLANE,myPart2,myString,myVcut/2.0)
619 myID_7 = Create_Datum_Plane_by_Principal(XYPLANE,myPart2,myString,myVcut/4.0)
620 myID_8 = Create_Datum_Plane_by_Principal(XYPLANE,myPart2,myString,3*myVcut/4.0)
621 myID_9 = Create_Datum_Plane_by_Principal(XZPLANE,myPart2,myString,0.0)
622 # myID_10 = Create_Datum_Plane_by_Principal(XZPLANE,myPart2,myString,0.35*myHcut)
623 myID_11 = Create_Datum_Plane_by_Principal(XZPLANE,myPart2,myString,-0.35*myHcut)
624
625 Create_SET_All_Cells(myString,myPart2,"Contact_Region_3D")
626 #Create_SET_Faces_Part2(myString,myPart2,-myRadius/2.0,myHcut/2.0,myVcut/2.0,"Right_Side")
627 Create_SET_Faces_Part2(myString,myPart2,-myRadius/4.0,0.0,myVcut/2.0,"Central_Side")
628 Create_SET_Faces_Part2(myString,myPart2,-myRadius/2.0,-myHcut/2.0,myVcut/2.0,"Left_Side")

```

```

629 Create_SET_Faces_Part2(myString,myPart2,-myRadius/2.0,0.0,0.0,"Top_Side")
630 Create_SET_Faces_Part2(myString,myPart2,-myRadius/2.0,0.0,myVcut,"Bottom_Side")
631 Create_SET_Faces_Part2(myString,myPart2,0.0,0.0,myVcut/2.0,"Back_Side")
632 Create_SET_Faces_Part2(myString,myPart2,-myRadius,0.0,myVcut/2.0,"Front_Side")
633
634 Create_Partition_Sketch(myString,myPart2,myVcut,myHcut)
635 Create_Partition_By_Sketch(myString,myPart2)
636 Create_PartitionCells_by_Plane(myString,myPart2,myID_6)
637 Create_PartitionCells_by_Plane(myString,myPart2,myID_7)
638 Create_PartitionCells_by_Plane(myString,myPart2,myID_8)
639 # Create_PartitionCells_by_Plane(myString,myPart2,myID_9)
640 # Create_PartitionCells_by_Plane(myString,myPart2,myID_10)
641 # Create_PartitionCells_by_Plane(myString,myPart2,myID_11)
642
643 Create_SET_Center_Cells_Part_2(myString,myPart2,myRadius,myVcut,myHcut,"
    Contact_Region_Analysis")
644
645
646 Create_Reference_Point_Part_2(myString,myPart2,myVcut)
647
648 #-----
649
650     #Criando Esfera Brinell para Indentacao
651
652 Create_Part_3D_Brinell_Sphere(myString,myPart3,mySphereRadius)
653
654 Create_Surface_Part3(myString,myPart3,0.0,mySphereRadius,0.0,"Contact_Sphere_Face")
655 #Create_Reference_Point_Part_3(myString,myPart3,mySphereRadius)
656 Create_Reference_Point_Part_3(myString,myPart3,0.0)
657
658 Create_SET_Reference_Point(myString,myPart3,"RP_Contact_Sphere",0.0)
659
660 #-----
661
662     #Propriedades do Material
663
664 Create_Material_Data(myString,myMaterial,myEmodulus,myV_poisson)
665 Create_Section(myString,myMaterial,"Material_Fio")
666
667     #Criando o Assembly com as Tr s Partes
668
669 Create_Assembly(myString,myPart,myPart2,myPart3,myLength,myVcut,myRadius,mySphereRadius)
670 Create_STEP(myString,"Contact",'Initial',1.5,10000,0.01,1E-10,0.1,ON)
671 Create_STEP(myString,"Traction",'Contact',2.0,10000,0.01,1E-10,0.1,ON)
672
673 Create_Assign_Section(myString,myPart,'Corte_Central_3D','Material_Fio')
674 Create_Assign_Section(myString,myPart2,'Contact_Region_3D','Material_Fio')
675
676 Create_Output_STEP(myString,'F-Output-1')
677 Create_Field_Output(myString,myPart2,'Contact_Region_Analysis','Traction',"
    Field_Output_Analysis")
678
679 Create_Amplitude(myString,"Amplitude_Indent",((0.0, 0.0), (1.0, 1.0), (1.5, -0.5)))
680 Create_Periodic_Amplitude(myString,"Amplitude_Fatigue")
681
682 #-----
683
684     #Criando o Constraints e Loads
685
686     # Criacao do Tie unindo o Cilindro com a Regiao de contato central
687 # Create_Tie_Constraints(myString,myPart,myPart2,'Right_Side',"Right_Tie")
688 Create_Tie_Constraints(myString,myPart,myPart2,'Left_Side',"Left_Tie")
689 Create_Tie_Constraints(myString,myPart,myPart2,'Top_Side',"Top_Tie")
690 Create_Tie_Constraints(myString,myPart,myPart2,'Bottom_Side',"Bottom_Tie")
691 # Create_Tie_Constraints(myString,myPart,myPart2,'Back_Side',"Back_Tie")
692
693     #Criacao do Contato entre indentador e Regiao de contato central
694 Create_Interaction_Properties(myString,"Interaction_Properties")
695 Create_Contact_Interaction(myString,myPart2,myPart3,'Contact_Sphere_Face','Front_Side',"
    Contact",'Initial')
696 Create_Contact_Interaction_Deactivate(myString,"Contact",'Traction')
697
698     #Criacao das Condicoes de Contorno e Cargas
699 Create_Boundary_Condition_Encastre(myString,myPart,'CP_Back',"Indent_Encastre",'Contact')

```

```

700 Create_Boundary_Condition_Encastre(myString,myPart2,'Back_Side',"Indent_Encastre_Contact",'
      Contact')
701 Create_Boundary_Condition_Deactivate(myString,'Indent_Encastre','Traction')
702 Create_Boundary_Condition_Deactivate(myString,'Indent_Encastre_Contact','Traction')
703 Create_Boundary_Condition_Encastre(myString,myPart,'CP_Top',"CP_Top_Encastre",'Traction')
704 Create_Boundary_Condition_Displacement_CUT(myString,myPart,'Central_Side_Up',"CUT_BC_UP",'
      Contact',UNSET)
705 Create_Boundary_Condition_Displacement_CUT(myString,myPart,'Central_Side_Down',"CUT_BC_DOWN",'
      Contact',UNSET)
706 Create_Boundary_Condition_Displacement_CUT(myString,myPart2,'Central_Side',"CUT_BC_Central",'
      Contact',UNSET)
707 Create_Boundary_Condition_Displacement_CUT_BACK(myString,myPart,'CP_Back',"CUT_BACK_CP",'
      Traction',UNSET)
708 Create_Boundary_Condition_Displacement_CUT_BACK(myString,myPart2,'Back_Side',"CUT_BACK_Central
      ","Traction',UNSET)
709
710 Create_Boundary_Condition_Displacement(myString,myPart3,'RP_Contact_Sphere',"Indentation",'
      Contact',myIndent_Deep,'Amplitude_Indent')
711 Create_Boundary_Condition_Deactivate(myString,'Indentation','Traction')
712
713 Create_Load_Traction(myString,myPart,'CP_Bottom_Traction',"Traction_Load",'Traction',
      myStress_Load,'Amplitude_Fatigue',myLength)
714
715     #Criacao das malhas dos componentes
716
717 Create_Mesh(myString,myPart2,myCrM)     #Malha da Regiao de contato (Padrao 0.06)
718 #Create_Internal_Mesh_Contact_Region(myString,myPart2,myRadius,myVcut,myCrM/2.0) #Refinando
      malha do centro para a extremidade da Regiao de contato
719 Create_Front_Mesh_Contact_Region(myString,myPart2,myRadius,myVcut,myHcut,myCrf) #Refinando
      malha da frente da Regiao de contato (Padrao 0.02)
720 Create_Side_Mesh_Contact_Region(myString,myPart2,myRadius,myVcut,myHcut,1.5*myCrf) #Refinando
      malha da frente da Regiao de contato (Padrao 0.03)
721
722 Create_Mesh(myString,myPart,myCm)     #Malha do cilindro (Padrao 0.15)
723 Create_Cut_Mesh(myString,myPart,myLength,myVcut,myHcut,myCcm)     #Malha central do cilindro (
      Padrao 0.05)
724
725 Create_Mesh_Rigid_Body(myString,myPart3,myCrf)
726
727     #Criacao dos Jobs e analises
728
729 Create_Job(myString,6)
730 Create_Submit_Job(myString)

```

A.2 CÓDIGO EM PYTHON PARA CONSTRUÇÃO DO CP COM INDENTAÇÃO VICKERS

```

1  # -*- coding: utf-8 -*-
2  """
3  Created on Fri Jan 20 18:02:14 2023
4
5  @author: Rodrigo
6  """
7  from abaqus import *
8  from abaqusConstants import *
9  from part import *
10 from material import *
11 from section import *
12 from assembly import *
13 from step import *
14 from interaction import *
15 from mesh import *
16 from load import *
17 from optimization import *
18 from job import *
19 from sketch import *
20 from visualization import *
21 from connectorBehavior import *
22 import math
23 import numpy as np
24 # import matplotlib.pyplot as plt

```

```

25 # from matplotlib.ticker import FuncFormatter, MultipleLocator
26
27 import xyPlot
28 import odbAccess
29 from operator import add
30 from caeModules import *
31 from driverUtils import executeOnCaeStartup
32 executeOnCaeStartup()
33 import pickle
34
35 #####
36 #####
37 #####
38
39 file = open('dir_job.txt', 'r')
40
41 dir_job = file.readline()
42
43 file.close()
44
45 os.chdir(dir_job)
46
47 # READING INPUT DATA
48
49 file = open('inp_fem.pkl', 'rb')
50
51 inp_fem = pickle.load(file)
52
53 file.close()
54
55 myRadius = inp_fem['R']           # Specimen radius [mm]
56 myLength = inp_fem['Ls']         # Specimen length [mm]
57 myVcut = inp_fem['Vc']           # Vertical cut dimension on cilinder [mm]
58 myHcut = inp_fem['Hc']           # Horizontal cut dimension on cilinder [mm]
59
60 myPyramidLength = inp_fem['Pl']  # Half length of piramid Vickers's base [mm]
61
62 myEmodulus = inp_fem['E1']        # Young modulus [MPa]
63 myV_poisson = inp_fem['nu1']     # Poisson's coefficient
64
65 myIndent_Deep = inp_fem['Ed']    # Indentation deep [mm]
66 myStress_Load = inp_fem['SL']    # Load Amplitude [MPa]
67
68
69 myCm = inp_fem['Cm']              # Cilynder mesh length [mm]
70 myCcm = inp_fem['Ccm']           # Central cilynder mesh length [mm]
71 myCrm = inp_fem['Crm']           # Contact region mesh length [mm]
72 myCrf = inp_fem['Crf']           # Contact region front mesh refinement [mm]
73
74
75
76
77 # Functions
78
79     #Cria o do Cilindro com Corte Central
80
81 def Create_Part_3D_Cylinder(radius, length, part, model):
82     s = mdb.models[model].ConstrainedSketch(name='__profile__', sheetSize=200.0)
83     g, v, d, c = s.geometry, s.vertices, s.dimensions, s.constraints
84     s.setPrimaryObject(option=STANDALONE)
85     s.ArcByCenterEnds(center=(0.0, 0.0), point1=(0.0, radius), point2=(radius, 0.0),
86         direction=CLOCKWISE)
87     s.Line(point1=(0.0, radius), point2=(0.0, 0.0))
88     s.Line(point1=(0.0, 0.0), point2=(radius, 0.0))
89     p = mdb.models[model].Part(name=part, dimensionality=THREE_D, type=DEFORMABLE_BODY)
90     p = mdb.models[model].parts[part]
91     p.BaseSolidExtrude(sketch=s, depth=length)
92     s.unsetPrimaryObject()
93     p = mdb.models[model].parts[part]
94     del mdb.models[model].sketches['__profile__']
95
96 def Create_Datum_Plane_by_Principal(type_plane, part, model, offset_plane):
97     p = mdb.models[model].parts[part]
98     myPlane = p.DatumPlaneByPrincipalPlane(principalPlane = type_plane, offset = offset_plane)

```

```

99     myID = myPlane.id
100     return myID
101
102
103     #Cylinder Cut creation
104 def Create_Cylinder_Cut_Volume(hcut,vcut,length,part,model):
105     p = mdb.models[model].parts[part]
106     e, d = p.edges, p.datums
107     t = p.MakeSketchTransform(sketchPlane=d[2], sketchUpEdge=e[0],
108                             sketchPlaneSide=SIDE1, sketchOrientation=RIGHT, origin=(0.0, 0.0, length/2.0))
109     s = mdb.models[model].ConstrainedSketch(name='__profile__',
110                                             sheetSize=19.36, gridSpacing=0.48, transform=t)
111     g, v, d1, c = s.geometry, s.vertices, s.dimensions, s.constraints
112     s.setPrimaryObject(option=SUPERIMPOSE)
113     p = mdb.models[model].parts[part]
114     p.projectReferencesOntoSketch(sketch=s, filter=COPLANAR_EDGES)
115     s.rectangle(point1=(-vcut/2.0, hcut/2.0), point2=(vcut/2.0, -hcut/2.0))
116     p = mdb.models[model].parts[part]
117     e1, d2 = p.edges, p.datums
118     p.CutExtrude(sketchPlane=d2[2], sketchUpEdge=e1[0], sketchPlaneSide=SIDE1,
119                 sketchOrientation=RIGHT, sketch=s, flipExtrudeDirection=ON)
120     s.unsetPrimaryObject()
121     del mdb.models[model].sketches['__profile__']
122
123
124 def Create_SET_All_Cells(model,part,set_name):
125     p = mdb.models[model].parts[part]
126     c = p.cells[:]
127     p.Set(cells=c, name=set_name)
128
129 def Create_SET_Faces_Part1(model,part1,x,y,z,name_set):
130     p = mdb.models[model].parts[part1]
131     f = p.faces
132     faces = f.findAt(((x,y,z), ), )
133     p.Set(faces=faces, name=name_set)
134
135 def Create_Surface_Part(model,part,x,y,z,surface_name):
136     p = mdb.models[model].parts[part]
137     s = p.faces
138     surfaces = s.findAt(((x,y,z), ), )
139     p.Surface(side1Faces=surfaces, name=surface_name)
140
141 def Create_PartitionCells_by_Plane(model,part,id_plane):
142     p = mdb.models[model].parts[part]
143     c = p.cells[:]
144     d = p.datums
145     p.PartitionCellByDatumPlane(datumPlane=d[id_plane], cells=c)
146
147 def Create_Reference_Point_Part(model,part,length):
148     p = mdb.models[model].parts[part]
149     v1, e1, d1, n1 = p.vertices, p.edges, p.datums, p.nodes
150     p.ReferencePoint(point=(0.0,0.0,length/2.0),)
151
152
153 #-----
154
155     #Cria o da Regi o de Contato para Encaixar no Cilindro
156
157 def Create_Part_3D_Contact_Region(model,part2,radius,vcut):
158     s1 = mdb.models[model].ConstrainedSketch(name='__profile__', sheetSize=200.0)
159     g, v, d, c = s1.geometry, s1.vertices, s1.dimensions, s1.constraints
160     s1.setPrimaryObject(option=STANDALONE)
161     s1.ArcByCenterEnds(center=(0.0, 0.0), point1=(0.0, -radius), point2=(0.0, radius),
162                       direction=CLOCKWISE)
163     s1.Line(point1=(0.0, radius), point2=(0.0, -radius))
164     s1.VerticalConstraint(entity=g[3], addUndoState=False)
165     s1.PerpendicularConstraint(entity1=g[2], entity2=g[3], addUndoState=False)
166     p = mdb.models[model].Part(name=part2,
167                               dimensionality=THREE_D, type=DEFORMABLE_BODY)
168     p = mdb.models[model].parts[part2]
169     p.BaseSolidExtrude(sketch=s1, depth=vcut)
170     s1.unsetPrimaryObject()
171     p = mdb.models[model].parts[part2]
172     del mdb.models[model].sketches['__profile__']

```

```

173
174 def Create_Contact_Region_Cut_Volume(model, part2, vcut, hcut, radius):
175     p = mdb.models[model].parts[part2]
176     f, e = p.faces, p.edges
177     t = p.MakeSketchTransform(sketchPlane=f[1], sketchUpEdge=e[1],
178                             sketchPlaneSide=SIDE1, sketchOrientation=RIGHT, origin=(0.0, 0.0, vcut/2.0))
179     s = mdb.models[model].ConstrainedSketch(name='__profile__',
180                                             sheetSize=7.07, gridSpacing=0.17, transform=t)
181     g, v, d, c = s.geometry, s.vertices, s.dimensions, s.constraints
182     s.setPrimaryObject(option=SUPERIMPOSE)
183     p = mdb.models[model].parts[part2]
184     p.projectReferencesOntoSketch(sketch=s, filter=COPLANAR_EDGES)
185     s.rectangle(point1=(-radius, vcut/2.0), point2=(-hcut/2.0, -vcut/2.0))
186     s.rectangle(point1=(radius, vcut/2.0), point2=(0.0, -vcut/2.0))
187     p = mdb.models[model].parts[part2]
188     f1, e1 = p.faces, p.edges
189     p.CutExtrude(sketchPlane=f1[1], sketchUpEdge=e1[1], sketchPlaneSide=SIDE1,
190                 sketchOrientation=RIGHT, sketch=s, flipExtrudeDirection=OFF)
191     s.unsetPrimaryObject()
192     del mdb.models[model].sketches['__profile__']
193
194 def Create_SET_All_Cells_Part_2(model, part2, set_name):
195     p = mdb.models[model].parts[part2]
196     c = p.cells[:]
197     p.Set(cells=c, name=set_name)
198
199 def Create_SET_Center_Cells_Part_2(model, part2, radius, vcut, hcut, set_name):
200     p = mdb.models[model].parts[part2]
201     c = p.cells[:]
202     c1 = c.findAt((0.0, -0.25*hcut, 1.25*vcut/2.0))
203     # c2 = c.findAt((0.0, 0.25*hcut/2.0, 0.75*vcut/2.0))
204     # c3 = c.findAt((0.0, 0.25*hcut/2.0, 1.25*vcut/2.0))
205     c4 = c.findAt((0.0, -0.25*hcut/2.0, 0.75*vcut/2.0))
206     cells = ()
207     q1 = c1.index
208     # q2 = c2.index
209     # q3 = c3.index
210     q4 = c4.index
211     cells = cells + (c[q1:q1+1],) + (c[q4:q4+1],)
212     p.Set(cells=cells, name=set_name)
213
214
215 def Create_SET_Faces_Part2(model, part2, x, y, z, name_set):
216     p = mdb.models[model].parts[part2]
217     f = p.faces
218     faces = f.findAt(((x, y, z), ), )
219     p.Set(faces=faces, name=name_set)
220
221
222
223 def Create_Reference_Point_Part_2(model, part2, vcut):
224     p = mdb.models[model].parts[part2]
225     v1, e1, d1, n1 = p.vertices, p.edges, p.datums, p.nodes
226     p.ReferencePoint(point=(0.0, 0.0, vcut/2.0),)
227
228 def Create_Partition_Sketch(model, part2, vcut, hcut):
229     p = mdb.models[model].parts[part2]
230     c = p.cells[:]
231     pickedRegions = c
232     f1, e1, d2 = p.faces, p.edges, p.datums
233     t = p.MakeSketchTransform(sketchPlane=f1[4], sketchUpEdge=e1[6],
234                             sketchPlaneSide=SIDE1, origin=(0.0, 0.0, vcut/2.0))
235     s1 = mdb.models[model].ConstrainedSketch(name='__profile__', sheetSize=5.55, gridSpacing
236                                             =0.13, transform=t)
237     g, v, d, c = s1.geometry, s1.vertices, s1.dimensions, s1.constraints
238     s1.setPrimaryObject(option=SUPERIMPOSE)
239     p.projectReferencesOntoSketch(sketch=s1, filter=COPLANAR_EDGES)
240     s1.rectangle(point1=(0.0, 0.25*vcut), point2=(0.35*hcut, -0.25*vcut))
241     f = p.faces
242     pickedFaces = f.findAt((0.0, 0.0, vcut/2.0),)
243     e, d1 = p.edges, p.datums
244     p.PartitionFaceBySketch(sketchUpEdge=e[6], faces=pickedFaces, sketch=s1)
245     s1.unsetPrimaryObject()
246     del mdb.models[model].sketches['__profile__']

```

```

246
247 def Create_Partition_By_Sketch(model, part2):
248     p = mdb.models[model].parts[part2]
249     c = p.cells[:]
250     pickedCells = c
251     e, d = p.edges, p.datums
252     pickedEdges = (e[0], e[1], e[2], e[10])
253     p.PartitionCellByExtrudeEdge(line=e[9], cells=pickedCells, edges=pickedEdges,
254         sense=FORWARD)
255
256 #-----
257
258 #Cria o da Piramide Vickers para Indentação
259
260 def Create_Part_3D_Vickers_Piramid(model, part3, pyramid_length):
261     s1 = mdb.models[model].ConstrainedSketch(name='__profile__', sheetSize=100.0)
262     g, v, d, c = s1.geometry, s1.vertices, s1.dimensions, s1.constraints
263     s1.setPrimaryObject(option=STANDALONE)
264     s1.Line(point1=(-pyramid_length, 0.0), point2=(-pyramid_length, pyramid_length/2.0))
265     s1.VerticalConstraint(entity=g[2], addUndoState=False)
266     s1.Line(point1=(-pyramid_length, pyramid_length/2), point2=(0.0, pyramid_length))
267     s1.Line(point1=(0.0, pyramid_length), point2=(pyramid_length, pyramid_length/2.0))
268     s1.Line(point1=(pyramid_length, pyramid_length/2.0), point2=(pyramid_length, 0.0))
269     s1.VerticalConstraint(entity=g[5], addUndoState=False)
270     s1.Line(point1=(pyramid_length, 0.0), point2=(-pyramid_length, 0.0))
271     s1.HorizontalConstraint(entity=g[6], addUndoState=False)
272     s1.PerpendicularConstraint(entity1=g[5], entity2=g[6], addUndoState=False)
273     s1.EqualLengthConstraint(entity1=g[2], entity2=g[5])
274     s1.EqualLengthConstraint(entity1=g[3], entity2=g[4])
275     s1.ConstructionLine(point1=(0.0, 0.0), point2=(0.0, 1.0))
276     s1.VerticalConstraint(entity=g[7], addUndoState=False)
277     s1.CoincidentConstraint(entity1=v[2], entity2=g[7])
278     s1.FixedConstraint(entity=g[7])
279     s1.AngularDimension(line1=g[3], line2=g[4], textPoint=(0.0, 0.0), value=136.0)
280     p = mdb.models[model].Part(name=part3, dimensionality=THREE_D, type=DISCRETE_RIGID_SURFACE
    )
281     p.BaseSolidExtrude(sketch=s1, depth= pyramid_length*2.0)
282     s1.unsetPrimaryObject()
283     del mdb.models[model].sketches['__profile__']
284
285 def Create_Cut_Piramid_Planes(model, part3):
286     p = mdb.models[model].parts[part3]
287     v1, e = p.vertices, p.edges
288     p.DatumPlaneByThreePoints(point1=v1[6], point2=v1[1], point3=p.InterestingPoint(edge=e[5],
        rule=MIDDLE))
289     v2, e1 = p.vertices, p.edges
290     p.DatumPlaneByThreePoints(point2=v2[7], point3=v2[2], point1=p.InterestingPoint(edge=e1
        [5], rule=MIDDLE))
291
292 def Create_Cut_Piramid_Extrude(model, part3, pyramid_length):
293     p = mdb.models[model].parts[part3]
294     e, d1 = p.edges, p.datums
295     t = p.MakeSketchTransform(sketchPlane=d1[2], sketchUpEdge=e[5], sketchPlaneSide=SIDE1,
        sketchOrientation=RIGHT, origin=(0.0, 1.050744, 1.446247))
296     s = mdb.models[model].ConstrainedSketch(name='__profile__', sheetSize=9.01, gridSpacing
        =0.22, transform=t)
297     g, v, d, c = s.geometry, s.vertices, s.dimensions, s.constraints
298     s.setPrimaryObject(option=SUPERIMPOSE)
299     p.projectReferencesOntoSketch(sketch=s, filter=COPLANAR_EDGES)
300     s.rectangle(point1=(-4*pyramid_length, 4*pyramid_length), point2=(4*pyramid_length, -4*
        pyramid_length))
301     e1, d2 = p.edges, p.datums
302     p.CutExtrude(sketchPlane=d2[2], sketchUpEdge=e1[5], sketchPlaneSide=SIDE1,
        sketchOrientation=RIGHT, sketch=s, flipExtrudeDirection=OFF)
303     s.unsetPrimaryObject()
304     del mdb.models[model].sketches['__profile__']
305     p = mdb.models[model].parts[part3]
306     e, d1 = p.edges, p.datums
307     t = p.MakeSketchTransform(sketchPlane=d1[3], sketchUpEdge=e[9], sketchPlaneSide=SIDE1,
        sketchOrientation=RIGHT, origin=(0.0, 1.050744, 1.053753))
308     s = mdb.models[model].ConstrainedSketch(name='__profile__', sheetSize=9.01, gridSpacing
        =0.22, transform=t)
309     g, v, d, c = s.geometry, s.vertices, s.dimensions, s.constraints
310     s.setPrimaryObject(option=SUPERIMPOSE)

```

```

311 p.projectReferencesOntoSketch(sketch=s, filter=COPLANAR_EDGES)
312 s.rectangle(point1=(-4*piramid_length, 4*piramid_length), point2=(4*piramid_length, -4*
    piramid_length))
313 e1, d2 = p.edges, p.datums
314 p.CutExtrude(sketchPlane=d2[3], sketchUpEdge=e1[9], sketchPlaneSide=SIDE1,
    sketchOrientation=RIGHT, sketch=s, flipExtrudeDirection=ON)
315 s.unsetPrimaryObject()
316 del mdb.models[model].sketches['__profile__']
317
318
319 def Create_Surface_Part3(model, part3, piramid_length, surface_name, tang68):
320     p = mdb.models[model].parts[part3]
321     s = p.faces[:]
322     s1 = s.findAt((0.0, (piramid_length/2.0)+(piramid_length/(2*(tang68))), 3*piramid_length
    /2.0))
323     s2 = s.findAt((-piramid_length/2.0, (piramid_length/2.0)+(piramid_length/(2*(tang68))),
    piramid_length))
324     s3 = s.findAt((0.0, (piramid_length/2.0)+(piramid_length/(2*(tang68))), piramid_length/2.0))
325     s4 = s.findAt((piramid_length/2.0, (piramid_length/2.0)+(piramid_length/(2*(tang68))),
    piramid_length))
326     faces=()
327     q1 = s1.index
328     q2 = s2.index
329     q3 = s3.index
330     q4 = s4.index
331     surfaces = faces + (s[q1:q1+1],) + (s[q2:q2+1],) + (s[q3:q3+1],) + (s[q4:q4+1],)
332     p.Surface(side1Faces=surfaces, name=surface_name)
333
334 def Create_Shell_From_Solid(model, part3):
335     p = mdb.models[model].parts[part3]
336     c = p.cells
337     p.RemoveCells(cellList = c[0:1])
338
339 def Create_Top_Reference_Point_Part_3(model, part3, piramid_length, tang68):
340     p = mdb.models[model].parts[part3]
341     v1, e1, d1, n1 = p.vertices, p.edges, p.datums, p.nodes
342     p.ReferencePoint(point=(0.0, (piramid_length/2.0 + (piramid_length/(tang68))), piramid_length
    ),)
343
344 def Create_Bottom_Reference_Point_Part_3(model, part3, piramid_length):
345     p = mdb.models[model].parts[part3]
346     v1, e1, d1, n1 = p.vertices, p.edges, p.datums, p.nodes
347     p.DatumPointByCoordinate(coords=(0.0, 0.0, piramid_length),)
348
349 def Create_SET_Reference_Point(model, part3, set_name, piramid_length):
350     p = mdb.models[model].parts[part3]
351     r = p.referencePoints
352     refPoints=(r[7], )
353     p.Set(referencePoints=refPoints, name=set_name)
354
355
356 #-----
357
358 # Cria o da Montagem das Tr s Partes
359
360 def Create_Material_Data(model, material_name, Emodulus, v_poisson):
361     mdb.models[model].Material(name=material_name)
362     mdb.models[model].materials[material_name].Elastic(table=((
    Emodulus, v_poisson), ))
363     mdb.models[model].materials[material_name].Plastic(table=((
364     303.66, 0.0), (303.7130777, 0.0001), (303.9246212, 0.0005), (304.1873319,
365     0.001), (304.7070766, 0.002), (305.2193413, 0.003), (305.7242317, 0.004), (
366     306.2218522, 0.005), (306.7123056, 0.006), (307.1956932, 0.007), (
367     307.672115, 0.008), (308.1416695, 0.009), (308.6044537, 0.01), (
368     309.7324196, 0.0125), (310.8201258, 0.015), (311.8689804, 0.0175), (
369     312.8803426, 0.02), (313.8555239, 0.0225), (314.7957899, 0.025), (
370     315.7023619, 0.0275), (316.5764187, 0.03), (317.4190975, 0.0325), (
371     318.231496, 0.035), (319.0146735, 0.0375), (319.769652, 0.04), (
372     320.4974181, 0.0425), (321.1989235, 0.045), (321.875087, 0.0475), (
373     322.526795, 0.05), (324.9057387, 0.06), (326.9566891, 0.07), (328.7231872,
374     0.08), (330.242994, 0.09), (331.548858, 0.1), (334.0547448, 0.125), (
375     335.7411623, 0.15), (337.5640198, 0.2), (338.2244428, 0.25), (338.3145834,
376     0.3), (338.1249473, 0.35), (337.7980547, 0.4), (337.4038249, 0.45)))
377
378

```

```

379
380 def Create_Assembly(model, part, part2, part3, length, vcut, radius, pyramid_length, tang68):
381     a = mdb.models[model].rootAssembly
382     a.DatumCsysByDefault(CARTESIAN)
383     p = mdb.models[model].parts[part3]
384     a.Instance(name=part3, part=p, dependent=ON)
385     p = mdb.models[model].parts[part]
386     a.Instance(name=part, part=p, dependent=ON)
387     p = mdb.models[model].parts[part2]
388     a.Instance(name=part2, part=p, dependent=ON)
389     a.rotate(instanceList=(part, ), axisPoint=(0.0, 0.0, length/2.0), axisDirection=(0.0,
390         0.0, -length/2.0), angle=270.0)
391     a.rotate(instanceList=(part2, ), axisPoint=(0.0, 0.0, vcut/2.0), axisDirection=(0.0, 0.0,
392         -vcut/2), angle=90.0)
393     a.translate(instanceList=(part2, ), vector=(0.0, 0.0, length/2.0 - vcut/2.0))
394     a.rotate(instanceList=(part3, ), axisPoint=(0.0, 0.0, 0.0), axisDirection=(0.0, 0.0, 10.0)
395         , angle=180.0)
396     a.translate(instanceList=(part3, ), vector=(0.0, ((radius+(pyramid_length/2.0))+
397         pyramid_length/(tang68))), length/2 - pyramid_length))
398     a.rotate(instanceList=(part3, ), axisPoint=(0.0, radius, length/2.0), axisDirection=(0.0,
399         (pyramid_length/2.0)+(pyramid_length/(2*(tang68))), 0.0), angle=45.0)
400
401 def Create_Tie_Constraints(model, part, part2, set_name, tie_name):
402     a = mdb.models[model].rootAssembly
403     region1 = a.instances[part].sets[set_name]
404     a = mdb.models[model].rootAssembly
405     region2 = a.instances[part2].sets[set_name]
406     mdb.models[model].Tie(name=tie_name, master=region1,
407         slave=region2, positionToleranceMethod=COMPUTED, adjust=OFF,
408         tieRotations=ON, thickness=ON)
409     a.regenerate()
410
411 def Create_Interaction_Properties(model, name_intprop):
412     mdb.models[model].ContactProperty(name_intprop)
413     mdb.models[model].interactionProperties[name_intprop].TangentialBehavior(
414         formulation=FRICITIONLESS)
415     mdb.models[model].interactionProperties[name_intprop].NormalBehavior(
416         pressureOverclosure=HARD, allowSeparation=ON,
417         constraintEnforcementMethod=DEFAULT)
418
419 def Create_Contact_Interaction(model, part2, part3, surface_name, set_name, interaction_name,
420     step_name):
421     a = mdb.models[model].rootAssembly
422     region1 = a.instances[part3].surfaces[surface_name]
423     a = mdb.models[model].rootAssembly
424     region2 = a.instances[part2].sets[set_name]
425     mdb.models[model].SurfaceToSurfaceContactStd(name=interaction_name,
426         createStepName=step_name, master=region1, slave=region2, sliding=FINITE,
427         thickness=ON, interactionProperty='Interaction_Properties',
428         adjustMethod=NONE, initialClearance=OMIT, datumAxis=None,
429         clearanceRegion=None)
430     a.regenerate()
431
432 def Create_Contact_Interaction_Deactivate(model, interaction_name, step_name):
433     mdb.models[model].interactions[interaction_name].deactivate(step_name)
434
435 def Create_STEP(model, step_name, pre_step_name, time_step, num_inc, initial_inc, min_inc, max_inc,
436     nlgeom_ON_OFF):
437     mdb.models[model].StaticStep(name=step_name,
438         previous=pre_step_name, timePeriod=time_step, maxNumInc=num_inc, initialInc=
439         initial_inc,
440         minInc=min_inc, maxInc=max_inc, nlgeom=nlgeom_ON_OFF)
441
442 def Create_Output_STEP(model, name_output):
443     mdb.models[model].fieldOutputRequests[name_output].setValues(
444         variables=('S', 'PE', 'PEEQ', 'PEMAG', 'LE', 'U', 'RF', 'CF', 'CSTRESS',
445         'CDISP', 'COORD'))
446
447 def Create_Field_Output(model, part2, set_name, step_name, field_output_name):
448     p = mdb.models[model].parts[part2]

```

```

445     regionDef=mdb.models[model].rootAssembly.allInstances[part2].sets[set_name]
446     mdb.models[model].FieldOutputRequest(name=field_output_name, createStepName=step_name,
447         variables=('S', 'PEEQ', 'U', 'COORD'),
448         region=regionDef, sectionPoints=DEFAULT, rebar=EXCLUDE)
449
450 def Create_Boundary_Condition_Encastre(model, part_name, set_name, BC_name, step_name):
451     a = mdb.models[model].rootAssembly
452     region = a.instances[part_name].sets[set_name]
453     mdb.models[model].EncastreBC(name=BC_name,
454         createStepName=step_name, region=region, localCsys=None)
455
456 def Create_Boundary_Condition_Deactivate(model, BC_name, step_name):
457     mdb.models[model].boundaryConditions[BC_name].deactivate(step_name)
458
459 def Create_Amplitude(model, amp_name, amp_data):
460     mdb.models[model].TabularAmplitude(name=amp_name, timeSpan=STEP,
461         smooth=SOLVER_DEFAULT, data=(amp_data))
462
463 def Create_Periodic_Amplitude(model, amp_name):
464     pi = np.pi
465     mdb.models[model].PeriodicAmplitude(name=amp_name, timeSpan=STEP,
466         frequency=4.0*pi, start=0.0, a_0=0.0, data=((0.0, 2.0), ))
467
468 def Create_Boundary_Condition_Displacement(model, part_name, set_name, BC_name, step_name,
469     indent_deep, amp_name):
470     a = mdb.models[model].rootAssembly
471     region = a.instances[part_name].sets[set_name]
472     mdb.models[model].DisplacementBC(name=BC_name,
473         createStepName=step_name, region=region, u1=0.0, u2=-indent_deep, u3=0.0, ur1=0.0,
474         ur2=0.0, ur3=0.0, amplitude=amp_name, fixed=OFF,
475         distributionType=UNIFORM, fieldName='', localCsys=None)
476
477 def Create_Boundary_Condition_Displacement_CUT(model, part_name, set_name, BC_name, step_name,
478     amp_name):
479     a = mdb.models[model].rootAssembly
480     region = a.instances[part_name].sets[set_name]
481     mdb.models[model].DisplacementBC(name=BC_name,
482         createStepName=step_name, region=region, u1=0.0, u2=UNSET, u3=UNSET, ur1=UNSET,
483         ur2=UNSET, ur3=UNSET, amplitude=amp_name, fixed=OFF,
484         distributionType=UNIFORM, fieldName='', localCsys=None)
485
486 def Create_Boundary_Condition_Displacement_CUT_BACK(model, part_name, set_name, BC_name, step_name,
487     amp_name):
488     a = mdb.models[model].rootAssembly
489     region = a.instances[part_name].sets[set_name]
490     mdb.models[model].DisplacementBC(name=BC_name,
491         createStepName=step_name, region=region, u1=UNSET, u2=0.0, u3=UNSET, ur1=UNSET,
492         ur2=UNSET, ur3=UNSET, amplitude=amp_name, fixed=OFF,
493         distributionType=UNIFORM, fieldName='', localCsys=None)
494
495 def Create_Load_Traction(model, part, surface_name, load_name, step_name, load_magnitude, amp_name,
496     length):
497     a = mdb.models[model].rootAssembly
498     region = a.instances[part].surfaces[surface_name]
499     mdb.models[model].SurfaceTraction(name=load_name,
500         createStepName=step_name, region=region, magnitude=load_magnitude,
501         amplitude= amp_name, directionVector=((0.0,0.0,0.0),(0.0,0.0,length)),
502         distributionType=UNIFORM, field='',
503         localCsys=None, traction=GENERAL)
504     a.regenerate()
505
506 def Create_Mesh(model, part_name, mesh_size):
507     p = mdb.models[model].parts[part_name]
508     elemType1 = ElemType(elemCode=C3D8R, elemLibrary=STANDARD,
509         kinematicSplit=AVERAGE_STRAIN, secondOrderAccuracy=OFF,
510         hourglassControl=DEFAULT, distortionControl=DEFAULT)
511     elemType2 = ElemType(elemCode=C3D6, elemLibrary=STANDARD)
512     elemType3 = ElemType(elemCode=C3D4, elemLibrary=STANDARD)
513     c = p.cells[:]
514     pickedRegions =(c, )
515     p.setElementType(regions=pickedRegions, elemTypes=(elemType1, elemType2, elemType3))
516     p.seedPart(size=mesh_size, deviationFactor=mesh_size, minSizeFactor=mesh_size/10.0)
517     p.generateMesh()

```

```

513 def Create_Cut_Mesh(model, part_name, length, vcut, hcut, mesh_cut_size):
514     p = mdb.models[model].parts[part_name]
515     e = p.edges
516     e1 = e.findAt((0.0, hcut/2.0, length/2.0-vcut/4.0))
517     e2 = e.findAt((0.0, hcut/2.0, length/2.0+vcut/4.0))
518     edges=()
519     pickedEdges = edges + (((e1),) + ((e2),))
520     p.seedEdgeBySize(edges=pickedEdges, size=mesh_cut_size, deviationFactor=mesh_cut_size/2.0,
521         minSizeFactor=mesh_cut_size/2.0, constraint=FINER)
522     p.generateMesh()
523
524 def Create_Internal_Mesh_Contact_Region(model, part2, radius, vcut, mesh_size):
525     p = mdb.models[model].parts[part2]
526     e = p.edges
527     e1 = e.findAt((-radius/2.0, 0.0, vcut/4.0))
528     e2 = e.findAt((-radius/2.0, 0.0, vcut/2.0))
529     e3 = e.findAt((-radius/2.0, 0.0, 3*vcut/4.0))
530     edges=()
531     pickedEdges = edges + (((e1),) + ((e2),) + ((e3),))
532     p.seedEdgeBySize(edges=pickedEdges, size=mesh_size, deviationFactor=mesh_size/2.0,
533         minSizeFactor=mesh_size/2.0, constraint=FINER)
534     p.generateMesh()
535
536 def Create_Front_Mesh_Contact_Region(model, part2, radius, vcut, hcut, mesh_size):
537     p = mdb.models[model].parts[part2]
538     e = p.edges
539     e1 = e.findAt((0.0, -0.95*hcut/2.0, vcut/2.0))
540     e2 = e.findAt((0.0, -0.10*hcut/4.0, vcut/2.0))
541     e3 = e.findAt((0.0, 0.0, 0.49*vcut))
542     e4 = e.findAt((0.0, 0.0, 0.51*vcut))
543     edges=()
544     pickedEdges = edges + (((e1),) + ((e2),) + ((e3),) + ((e4),))
545     p.seedEdgeBySize(edges=pickedEdges, size=mesh_size, deviationFactor=mesh_size/2.0,
546         minSizeFactor=mesh_size/2.0, constraint=FINER)
547     p.generateMesh()
548
549 def Create_Side_Mesh_Contact_Region(model, part2, radius, vcut, hcut, mesh_size):
550     p = mdb.models[model].parts[part2]
551     e = p.edges
552     # e5 = e.findAt((-0.5, hcut/2.0, vcut/4.0))
553     # e6 = e.findAt((-0.5, hcut/2.0, vcut/2.0))
554     # e7 = e.findAt((-0.5, hcut/2.0, 3.0*vcut/4.0))
555     e8 = e.findAt((-0.5, -hcut/2.0, vcut/4.0))
556     e9 = e.findAt((-0.5, -hcut/2.0, vcut/2.0))
557     e10 = e.findAt((-0.5, -hcut/2.0, 3.0*vcut/4.0))
558     edges=()
559     pickedEdges = edges + (((e8),) + ((e9),) + ((e10),))
560     p.seedEdgeBySize(edges=pickedEdges, size=mesh_size, deviationFactor=mesh_size/2.0,
561         minSizeFactor=mesh_size/2.0, constraint=FINER)
562     p.generateMesh()
563
564
565 def Create_Mesh_Rigid_Body(model, part3, mesh_size):
566     p = mdb.models[model].parts[part3]
567     f = p.faces[:]
568     pickedRegions = f
569     p.setMeshControls(regions=pickedRegions, elemShape=QUAD, technique=STRUCTURED)
570     p.seedPart(size=mesh_size, deviationFactor=mesh_size, minSizeFactor=mesh_size/4.0)
571     p.generateMesh()
572
573
574 def Create_Section(model, material_name, section_name):
575     a = mdb.models[model].rootAssembly
576     mdb.models[model].HomogeneousSolidSection(name=section_name, material=material_name,
577         thickness=None)
578
579 def Create_Assign_Section(model, part_name, set_name, section_name):
580     p = mdb.models[model].parts[part_name]
581     region = p.sets[set_name]
582     p.SectionAssignment(region=region, sectionName=section_name, offset=0.0,
583         offsetType=MIDDLE_SURFACE, offsetField='',
584         thicknessAssignment=FROM_SECTION)
585
586 ##### JOB AND ANALYSIS #####

```

```

586
587 def Create_Job(model,cpu):
588     a = mdb.models[model].rootAssembly
589     a.regenerate()
590     mdb.Job(name='job', model=model, description='',
591             type=ANALYSIS, atTime=None, waitMinutes=0, waitHours=0, queue=None,
592             memory=90, memoryUnits=PERCENTAGE, getMemoryFromAnalysis=True,
593             explicitPrecision=SINGLE, nodalOutputPrecision=SINGLE, echoPrint=OFF,
594             modelPrint=OFF, contactPrint=OFF, historyPrint=OFF, userSubroutine='',
595             scratch='', resultsFormat=ODB, multiprocessingMode=DEFAULT, numCpus=cpu,
596             numDomains=cpu, numGPUs=0)
597
598
599 def Create_Submit_Job(model):
600     a = mdb.models[model].rootAssembly
601     mdb.jobs['job'].submit(consistencyChecking=OFF)
602     # mdb.jobs[job_name].waitForCompletion()
603     mdb.saveAs(pathName= dir_job + '\\job')
604
605
606
607 #-----
608
609 ##### JOB AND ANALYSIS #####
610
611 def Create_Job(model,cpu):
612     a = mdb.models[model].rootAssembly
613     mdb.Job(name='job', model=model, description='',
614             type=ANALYSIS, atTime=None, waitMinutes=0, waitHours=0, queue=None,
615             memory=90, memoryUnits=PERCENTAGE, getMemoryFromAnalysis=True,
616             explicitPrecision=SINGLE, nodalOutputPrecision=SINGLE, echoPrint=OFF,
617             modelPrint=OFF, contactPrint=OFF, historyPrint=OFF, userSubroutine='',
618             scratch='', resultsFormat=ODB, multiprocessingMode=DEFAULT, numCpus=cpu,
619             numDomains=cpu, numGPUs=0)
620     a.regenerate()
621
622 def Create_Submit_Job(model):
623     a = mdb.models[model].rootAssembly
624     mdb.saveAs(pathName= dir_job + '\\job')
625     mdb.jobs['job'].submit(consistencyChecking=OFF)
626
627
628
629 #####
630 #####
631 #####
632
633 #-----
634 #Variables
635
636 myString = "Model_Vickers_Indent"
637
638 myModel = mdb.Model(name = myString)
639 myPart = "Central_Cut"
640
641 myPart2 = "Contact_Region"
642
643 myPart3 = "Vickers_Piramid"
644 myPir_Angle = math.radians(68)
645 myTangent = math.tan(myPir_Angle)
646
647 myMaterial = "Aluminio_6201-T81"
648
649 IntIndent= int(myIndent_Deep*1000)
650 IndentString = str(IntIndent)
651
652 IntLoad = int(myStress_Load)
653 LoadString = str(IntLoad)
654
655 myJobName= "V_END"+ IndentString + "_LOAD" + LoadString
656
657 #####
658 #####
659 #####

```

```

660
661
662 #Create Model
663
664 #-----
665
666     #Criando o Cilindro com Corte Central
667 Create_Part_3D_Cylinder(myRadius,myLength,myPart,myString)
668
669 myID_1 = Create_Datum_Plane_by_Principal(YZPLANE,myPart,myString,0.0)
670 myID_2 = Create_Datum_Plane_by_Principal(XYPLANE,myPart,myString,myLength/2.0)
671 myID_3 = Create_Datum_Plane_by_Principal(XYPLANE,myPart,myString,(myLength/2.0)+(myVcut/2))
672 myID_4 = Create_Datum_Plane_by_Principal(XYPLANE,myPart,myString,(myLength/2.0)-(myVcut/2))
673 myID_5 = Create_Datum_Plane_by_Principal(XZPLANE,myPart,myString,myHcut/2.0)
674
675 Create_Cylinder_Cut_Volume(myHcut,myVcut,myLength,myPart,myString)
676
677 Create_SET_Faces_Part1(myString,myPart,0.0,myRadius/2.0,0.0,"CP_Top")
678 Create_SET_Faces_Part1(myString,myPart,0.0,myRadius/2.0,myLength,"CP_Bottom")
679
680 # Create_SET_Faces_Part1(myString,myPart,myRadius/2.0,-myHcut/2.0,myLength/2.0,"Right_Side")
681 Create_SET_Faces_Part1(myString,myPart,myRadius/2.0,0.0,myLength/4.0,"Central_Side_Up")
682 Create_SET_Faces_Part1(myString,myPart,myRadius/2.0,0.0,3*myLength/4.0,"Central_Side_Down")
683 Create_SET_Faces_Part1(myString,myPart,myRadius/2.0,myHcut/2.0,myLength/2.0,"Left_Side")
684 Create_SET_Faces_Part1(myString,myPart,myRadius/2.0,myHcut/4.0,myLength/2.0-myVcut/2.0,"
    Top_Side")
685 Create_SET_Faces_Part1(myString,myPart,myRadius/2.0,myHcut/4.0,myLength/2.0+myVcut/2.0,"
    Bottom_Side")
686 # Create_SET_Faces_Part1(myString,myPart,0.0,0.0,myLength/2.0,"Back_Side")
687
688 Create_Surface_Part(myString,myPart,0.0,0.0,myLength,"CP_Bottom_Traction")
689
690 # Create_PartitionCells_by_Plane(myString,myPart,myID_1)
691 Create_SET_Faces_Part1(myString,myPart,0.0,myRadius*0.9,myLength/2.0,"CP_Back") # Cria o da
    Surface para engastar e indentar
692 Create_PartitionCells_by_Plane(myString,myPart,myID_2)
693 Create_PartitionCells_by_Plane(myString,myPart,myID_3)
694 Create_PartitionCells_by_Plane(myString,myPart,myID_4)
695 Create_PartitionCells_by_Plane(myString,myPart,myID_5)
696
697 Create_SET_All_Cells(myString,myPart,"Corte_Central_3D")
698
699 Create_Reference_Point_Part(myString,myPart,myLength)
700
701
702     #Criando Regi o de Contato para Encaixar no Cilindro
703
704 Create_Part_3D_Contact_Region(myString,myPart2,myRadius,myVcut)
705 Create_Contact_Region_Cut_Volume(myString,myPart2,myVcut,myHcut,myRadius)
706
707 myID_6 = Create_Datum_Plane_by_Principal(XYPLANE,myPart2,myString,myVcut/2.0)
708 myID_7 = Create_Datum_Plane_by_Principal(XYPLANE,myPart2,myString,myVcut/4.0)
709 myID_8 = Create_Datum_Plane_by_Principal(XYPLANE,myPart2,myString,3*myVcut/4.0)
710 myID_9 = Create_Datum_Plane_by_Principal(XZPLANE,myPart2,myString,0.0)
711 # myID_10 = Create_Datum_Plane_by_Principal(XZPLANE,myPart2,myString,0.35*myHcut)
712 myID_11 = Create_Datum_Plane_by_Principal(XZPLANE,myPart2,myString,-0.35*myHcut)
713
714 Create_SET_All_Cells(myString,myPart2,"Contact_Region_3D")
715 #Create_SET_Faces_Part2(myString,myPart2,-myRadius/2.0,myHcut/2.0,myVcut/2.0,"Right_Side")
716 Create_SET_Faces_Part2(myString,myPart2,-myRadius/4.0,0.0,myVcut/2.0,"Central_Side")
717 Create_SET_Faces_Part2(myString,myPart2,-myRadius/2.0,-myHcut/2.0,myVcut/2.0,"Left_Side")
718 Create_SET_Faces_Part2(myString,myPart2,-myRadius/2.0,0.0,0.0,"Top_Side")
719 Create_SET_Faces_Part2(myString,myPart2,-myRadius/2.0,0.0,myVcut,"Bottom_Side")
720 Create_SET_Faces_Part2(myString,myPart2,0.0,0.0,myVcut/2.0,"Back_Side")
721 Create_SET_Faces_Part2(myString,myPart2,-myRadius,0.0,myVcut/2.0,"Front_Side")
722
723 Create_Partition_Sketch(myString,myPart2,myVcut,myHcut)
724 Create_Partition_By_Sketch(myString,myPart2)
725 Create_PartitionCells_by_Plane(myString,myPart2,myID_6)
726 Create_PartitionCells_by_Plane(myString,myPart2,myID_7)
727 Create_PartitionCells_by_Plane(myString,myPart2,myID_8)
728 # Create_PartitionCells_by_Plane(myString,myPart2,myID_9)
729 # Create_PartitionCells_by_Plane(myString,myPart2,myID_10)
730 # Create_PartitionCells_by_Plane(myString,myPart2,myID_11)

```

```

731
732 Create_SET_Center_Cells_Part_2(myString,myPart2,myRadius,myVcut,myHcut,"
      Contact_Region_Analysis")
733
734
735 Create_Reference_Point_Part_2(myString,myPart2,myVcut)
736 #-----
737
738     #Criando Piramide Vickers para Indentação
739
740 Create_Part_3D_Vickers_Piramide(myString,myPart3,myPiramideLength)
741 Create_Cut_Piramide_Planes(myString,myPart3)
742 Create_Cut_Piramide_Extrude(myString,myPart3,myPiramideLength)
743
744 Create_Surface_Part3(myString,myPart3,myPiramideLength,"Contact_Surface_Piramide",myTangent)
745 Create_Top_Reference_Point_Part_3(myString,myPart3,myPiramideLength,myTangent)
746 Create_Bottom_Reference_Point_Part_3(myString,myPart3,myPiramideLength)
747 Create_Shell_From_Solid(myString,myPart3)
748
749 Create_SET_Reference_Point(myString,myPart3,"RP_Base_Piramide",myPiramideLength)
750
751 #-----
752
753     #Propriedades do Material
754
755 Create_Material_Data(myString,myMaterial,myEmodulus,myV_poisson)
756 Create_Section(myString,myMaterial,"Material_Fio")
757
758     #Criando o Assembly com as Três Partes
759
760 Create_Assembly(myString,myPart,myPart2,myPart3,myLength,myVcut,myRadius,myPiramideLength,
      myTangent)
761 Create_STEP(myString,"Contact",'Initial',1.5,10000,0.01,1E-10,0.1,0N)
762 Create_STEP(myString,"Traction",'Contact',2.0,10000,0.01,1E-10,0.1,0N)
763
764 Create_Assign_Section(myString,myPart,'Corte_Central_3D','Material_Fio')
765 Create_Assign_Section(myString,myPart2,'Contact_Region_3D','Material_Fio')
766
767
768 Create_Output_STEP(myString,'F-Output-1')
769 Create_Field_Output(myString,myPart2,'Contact_Region_Analysis','Traction',"
      Field_Output_Analysis")
770
771 Create_Amplitude(myString,"Amplitude_Indent",((0.0, 0.0), (1.0, 1.0), (1.5, -0.5)))
772 Create_Periodic_Amplitude(myString,"Amplitude_Fatigue")
773
774 #-----
775
776     #Criando o Constraints e Loads
777
778
779     # Criação do Tie unindo o Cilindro com a região de contato central
780 # Create_Tie_Constraints(myString,myPart,myPart2,'Right_Side',"Right_Tie")
781 Create_Tie_Constraints(myString,myPart,myPart2,'Left_Side',"Left_Tie")
782 Create_Tie_Constraints(myString,myPart,myPart2,'Top_Side',"Top_Tie")
783 Create_Tie_Constraints(myString,myPart,myPart2,'Bottom_Side',"Bottom_Tie")
784 # Create_Tie_Constraints(myString,myPart,myPart2,'Back_Side',"Back_Tie")
785
786
787     # Criação do Contato entre indentedor e região de contato central
788 Create_Interaction_Properties(myString,"Interaction_Properties")
789 Create_Contact_Interaction(myString,myPart2,myPart3,'Contact_Surface_Piramide','Front_Side',"
      Contact",'Initial')
790 Create_Contact_Interaction_Deactivate(myString,"Contact",'Traction')
791
792     # Criação das Condições de Contorno e Cargas
793 Create_Boundary_Condition_Encastre(myString,myPart,'CP_Back',"Indent_Encastre",'Contact')
794 Create_Boundary_Condition_Encastre(myString,myPart2,'Back_Side',"Indent_Encastre_Contact",'
      Contact')
795 Create_Boundary_Condition_Deactivate(myString,'Indent_Encastre','Traction')
796 Create_Boundary_Condition_Deactivate(myString,'Indent_Encastre_Contact','Traction')
797 Create_Boundary_Condition_Encastre(myString,myPart,'CP_Top',"CP_Top_Encastre",'Traction')
798 Create_Boundary_Condition_Displacement_CUT(myString,myPart,'Central_Side_Up',"CUT_BC_UP",'
      Contact',UNSET)

```

```

799 Create_Boundary_Condition_Displacement_CUT(myString,myPart,'Central_Side_Down',"CUT_BC_DOWN",'
      Contact',UNSET)
800 Create_Boundary_Condition_Displacement_CUT(myString,myPart2,'Central_Side',"CUT_BC_Central",'
      Contact',UNSET)
801 Create_Boundary_Condition_Displacement_CUT_BACK(myString,myPart,'CP_Back',"CUT_BACK_CP",'
      Traction',UNSET)
802 Create_Boundary_Condition_Displacement_CUT_BACK(myString,myPart2,'Back_Side',"CUT_BACK_Central
      ",'Traction',UNSET)
803
804 Create_Boundary_Condition_Displacement(myString,myPart3,'RP_Base_Piramid',"Indentation",'
      Contact',myIndent_Deep,'Amplitude_Indent')
805 Create_Boundary_Condition_Deactivate(myString,'Indentation','Traction')
806
807
808 Create_Load_Traction(myString,myPart,'CP_Bottom_Traction',"Traction_Load",'Traction',
      myStress_Load,'Amplitude_Fatigue',myLength)
809
810 #-----
811
812         # Cria o das malhas dos componentes
813
814 Create_Mesh(myString,myPart2,myCrm) #Malha da região de contato (Padr o 0.06)
815 # Create_Internal_Mesh_Contact_Region(myString,myPart2,myRadius,myVcut,0.02) #Refinando malha
      do centro para a extremidade da região de contato
816 Create_Front_Mesh_Contact_Region(myString,myPart2,myRadius,myVcut,myHcut,myCrf) #Refinando
      malha da frente da região de contato (Padr o 0.02)
817 Create_Side_Mesh_Contact_Region(myString,myPart2,myRadius,myVcut,myHcut,1.5*myCrf) #Refinando
      malha da frente da região de contato (Padr o 0.03)
818
819 Create_Mesh(myString,myPart,myCm) #Malha do cilindro (Padr o 0.15)
820 Create_Cut_Mesh(myString,myPart,myLength,myVcut,myHcut,myCcm) #Malha central do cilindro (
      Padr o 0.05)
821
822 Create_Mesh_Rigid_Body(myString,myPart3,myCrm) #Malha do Indentador Vickers
823
824 #-----
825
826         # Cria o dos Jobs e análises
827
828 Create_Job(myString,6)
829 Create_Submit_Job(myString)

```