



**VIDA À FADIGA DA LIGA DE ALUMÍNIO
AL7075 - T6511 NA PRESENÇA
DE DEFEITOS POR INDENTAÇÃO**

VINÍCIUS RODRIGUES MORAES SILVA

**DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM CIÊNCIAS MECÂNICAS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA**

FACULDADE DE TECNOLOGIA

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

VIDA À FADIGA DA LIGA DE ALUMÍNIO
AL7075 - T6511 NA PRESENÇA
DE DEFEITOS POR INDENTAÇÃO

VINÍCIUS RODRIGUES MORAES SILVA

Orientador: PROF. EDGAR NOBUO MAMIYA, DR., UNIVERSIDADE DE
BRASÍLIA

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM CIÊNCIAS MECÂNICAS

PUBLICAÇÃO PPGENM-DM
BRASÍLIA-DF, 30 DE JULHO DE 2020.

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE CIÊNCIAS MECÂNICAS**

**VIDA À FADIGA DA LIGA DE ALUMÍNIO
AL7075 - T6511 NA PRESENÇA
DE DEFEITOS POR INDENTAÇÃO**

VINÍCIUS RODRIGUES MORAES SILVA

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO ACADÊMICO SUBMETIDA AO DEPARTAMENTO DE CIÊNCIAS MECÂNICAS DA FACULDADE DE TECNOLOGIA DA UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA, COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS MECÂNICAS.

APROVADA POR:

Prof. Edgar Nobuo Mamiya, Dr., Universidade de Brasília
Orientador

Prof. Fábio Comes de Castro, Dr., Universidade de Brasília
Examinador Interno

Prof. Heraldo Silva da Costa Mattos, Dr., Universidade Federal Fluminense
Examinador Externo

BRASÍLIA, 30 DE JULHO DE 2020.

FICHA CATALOGRÁFICA

VINÍCIUS RODRIGUES MORAES SILVA

VIDA À FADIGA DA LIGA DE ALUMÍNIO AL7075 - T6511 NA PRESENÇA DE DEFEITOS POR INDENTAÇÃO

[Distrito Federal] 2020.

x, p., 201x297 mm (ENM/FT/UnB, Mestre, Ciências Mecânicas, 2020)

Dissertação de Mestrado - Universidade de Brasília

Faculdade de Tecnologia

Departamento de Ciências Mecânicas

1. Vida à fadiga 2. Defeitos por indentação

3. Liga de alumínio 4. 7075-T6511

I. ENM/FT/UnB II. DM XXXX

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

VINÍCIUS RODRIGUES MORAES SILVA (2020) VIDA À FADIGA DA LIGA DE ALUMÍNIO AL7075 - T6511 NA PRESENÇA DE DEFEITOS POR INDENTAÇÃO. Dissertação de Mestrado em Ciências Mecânicas, Publicação DM-, Departamento de Ciências Mecânicas, Universidade de Brasília, Brasília, DF, p.

CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: Vinícius Rodrigues Moraes Silva

TÍTULO: VIDA À FADIGA DA LIGA DE ALUMÍNIO AL7075 - T6511 NA PRESENÇA DE DEFEITOS POR INDENTAÇÃO.

GRAU: Mestre ANO: 2020

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

Vinícius Rodrigues Moraes Silva

SMPW Qr 13 Conj 05 Lote 04 Casa 03

Park Way, Brasília, DF (CEP: 71741-305)

“Não querendo abrir mão do que somos, não podemos nos tornar o que poderíamos ser”

Napoleon Hill

Agradecimentos

Aos meus pais, Sandra e Waldemar, por todo apoio dedicado a mim, não só nos dois anos do mestrado, como em todos os outros passados e, tenho certeza, pelos próximos que virão. Não há palavras que possam expressar toda a gratidão e amor que sinto por vocês. Sem vocês, eu nada seria e tudo que conquistei, dedico-lhes.

À minha irmã, Natália, por todo o companheirismo, paciência e amor, que, apesar da distância nesse ano passado, sempre se fez presente nas nossas vidas. Saiba que te admiro muito e me espelho bastante em você.

Aos meus avós, Dalva e Alaor, pelo exemplo de vida que sempre me deram, espelhos de perseverança e humanidade, que me acompanharam de perto na reta final, quando me acolheram e aconselharam com todo amor e carinho. À minha vó, por ser a pessoa do melhor coração desse mundo, exemplo de amor ao próximo, obrigado por todas as orações e velas acesas, tenho certeza que me ajudaram na caminhada. Ao meu avô, por todas as conversas, os conselhos e os momentos juntos. Com certeza, vocês me fizeram uma pessoa melhor.

À minha namorada, Bruna, por todo amor, companheirismo e paciência que tem dedicado à mim durante esses anos. Saiba que vocês tem uma grande parcela de contribuição nessa conquista, sempre presente em todos os momentos comigo, disposta a me ajudar a qualquer momento e no que for preciso.

Ao meu amigo e ex-chefe Leonel Morales. Obrigado por todo apoio que me deu durante anos, por nunca soltar a minha mão, por sempre abrir as portas pra mim e procurar me ajudar de todas as formas possíveis. Você foi primordial nessa realização, por ter aberto o caminho das pedras para mim. Meu muito obrigado.

Ao meu orientador, Edgar Mamiya, por toda a dedicação e apoio ao meu trabalho. Exemplo de inteligência e aplicação ao ensino e à pesquisa. Foi um período de enorme aprendizado e crescimento pessoal, dos quais devo imensamente ao senhor e levarei sempre nos meus próximos passos.

Ao professor Fábio Comes por todo o conhecimento repassado e pela atenção dada em todos os momentos de necessidade. Agradeço também pelos momentos de diversão vividos dentro e fora da Universidade, sempre serão lembrados.

Ao professor Lucival Malcher pelo apoio, auxílios e ensinamentos dados durante a graduação e o mestrado, sem o senhor, talvez eu não chegasse até aqui.

Ao Centro de Ensino Unificado do Distrito Federal — UDF — por todo auxílio dado no desenvolvimento dessa pesquisa. Um agradecimento também aos amigos que eu fiz enquanto trabalhei lá, em especial ao Fabrício, por todos os ensinamentos e ajudas durante anos. Sem vocês, minha caminhada teria sido muito mais difícil.

Aos meus amigos Felipe Canut, Guilherme Ferreira, Raniere Neves e Cainã Bemfica pela parceria desenvolvida nesses anos e conhecimentos compartilhados. Os momentos fora do ambiente acadêmico também foram importantes nessa conquista e sempre serão lembrados.

Aos outros amigos da Universidade de Brasília, Artur Lopes, Gustavo Reinke, Lucas Araújo, Lucas Carneiro, Natália Torres, Pedro Rocha e Victor Caixeta.

Aos técnicos de laboratório Adriano, Edson, Ivan, Rafael, Ricardo e Wesley.

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior, ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico e à Fundação de Apoio à Pesquisa do Distrito Federal pelo apoio financeiro durante o desenvolvimento dessa pesquisa.

Vinícius Rodrigues M. Silva

Resumo

Este trabalho investiga os efeitos de defeitos produzidos por indentações na vida à fadiga da liga de alumínio 7075-T6511. O material foi submetido a carregamentos cíclicos tração-compressão totalmente alternados com amplitudes de tensão nominal entre 190 MPa e 450 MPa, resultando em vidas de 4×10^3 até 10^7 ciclos. Os defeitos por indentação — produzidos com cargas de 62,5 kgf, 31,3 kgf e 15,6 kgf — provocaram reduções na vida à fadiga de até 82 vezes para as amplitudes de tensão consideradas. A partir das curvas S-N obtidas, estimou-se as amplitudes de tensão correspondentes a uma vida de 10^7 ciclos, comparando-as com os limites de resistência à fadiga obtidos por meio do modelo de Murakami e Endo. Observou-se que as estimativas de resistência à fadiga assim obtidas mostraram-se conservadoras em relação ao modelo de Murakami e Endo, apresentando uma diferença de 17,0% para o caso dos defeitos por indentação com carga de 62,5 kgf e 6,8% para os defeitos com carga de 31,3 kgf. Para o material com defeito por indentação com cargas de 62,5 kgf e 31,3 kgf, as marcas de rio indicaram que as trincas iniciaram nas superfícies do corpo de prova, próximo à borda do defeito. Para o material com defeito com carga de 15,6 kgf, a indentação não determinou o local de iniciação da trinca. Realizou-se um estudo numérico utilizando o método dos elementos finitos, no qual simulou-se a indentação e um ciclo de carregamento. Utilizou-se o parâmetro de Smith, Watson e Topper para estimar a vida do material, a partir dos resultados numéricos obtidos. O parâmetro SWT é crítico na região onde as marcas de rio indicam a iniciação da trinca. Esse parâmetro estimou uma vida de 30 mil ciclos, enquanto obteve-se experimentalmente uma vida de 200 mil ciclos, o que representa uma diferença de 6,7 vezes. Por outro lado, a desconsideração do defeito leva a uma estimativa de vida 67 vezes maior que aquela observada experimentalmente. Assim, comparando-se com a estimativa de vida desprezando-se o defeito, o parâmetro SWT foi mais preciso e, ainda mais importante, estimou uma vida a favor da segurança.

Palavras-chave: Vida à fadiga, Defeitos por indentação, Liga de alumínio, 7075-T6511

Abstract

This work investigates fatigue life of the aluminum alloy 7075-T6511 under the presence of defects produced by indentations. The material was subjected to fully reversed traction-compression cyclic loads with nominal stress amplitudes between 190 MPa and 450 MPa, resulting in lives of 4×10^3 to 10^7 cycles. Indentation defects — produced with loads of 62.5 kgf, 31.3 kgf and 15.6 kgf — caused fatigue life reductions of up to 82 times for the stress amplitudes considered. From the obtained S-N curves, the stress amplitudes corresponding to a life of 10^7 cycles were estimated, comparing them with the fatigue strength obtained through the Murakami and Endo model. It was observed that the fatigue strength estimates thus obtained were conservative when compared with the Murakami and Endo model, presenting a difference of 17.0% for the case of defects with 62.5 kgf indentation force and 6.8% for 31.3 kgf indentation force defects. Under 62.5 kgf and 31.3 kgf indentation forces defects, the river marks indicate that the cracks started close to the edge of the defect. In the case of 15.6 kgf indentation force, the defect did not determine the crack initiation site nor the fatigue life. A numerical study was carried out using the finite element method, in which the indentation and a loading cycle were simulated. The Smith, Watson and Topper parameter was considered to estimate the life of the material, based on the numerical results obtained. The SWT parameter is critical in the region where the river marks indicate the crack initiation. This parameter estimated a life of 30,000 cycles, while a life of 200,000 cycles was experimentally obtained, which represents a difference of 6.7 times. On the other hand, the disregard of the defect leads to a life estimate about 67 times greater than that observed experimentally. Thus, compared to the life estimate without considering the defect, the SWT parameter was more precise and, even more importantly, it produced a conservative life estimate.

Keywords: Fatigue life, Indentation defects, Aluminum alloy, 7075-T6511

SUMÁRIO

1	Introdução	1
2	Revisão Bibliográfica	4
2.1	PEQUENOS DEFEITOS.....	4
3	Procedimento Experimental	7
3.1	CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL	7
3.2	ENSAIOS DE FADIGA.....	11
4	Resultados e Discussões	15
4.1	VIDA À FADIGA	15
4.2	FRACTOGRAFIA.....	21
4.3	SIMULAÇÃO NUMÉRICA	25
5	Conclusões e Trabalhos Futuros.....	39
A	Produção dos Defeitos.....	I
B	Ensaio de Fadiga	VI
C	Rotinas em <i>Python</i> para o <i>Abaqus</i>	VIII

LISTA DE FIGURAS

2.1	Definição do parâmetro \sqrt{area}	4
2.2	Esquema da seção transversal do defeito, onde L é a largura, c é a profundidade e r é o raio do indentedor.	6
3.1	Dimensões especificadas pela norma NBR ISO 6892-1 [46].	9
3.2	Dimensões do corpo de prova utilizado no ensaio de tração monotônico.....	9
3.3	Corpo de prova utilizado no ensaio de tração monotônico.	9
3.4	Gráfico Tensão verdadeira - Deformação verdadeira.	10
3.5	Especificações da norma ASTM E466 para o corpo de prova do tipo ampulheta. ...	11
3.6	Dimensões do corpo de prova do tipo ampulheta.	12
3.7	Imagem de topo dos defeitos fabricados aplicando-se uma carga de: a) 62,5 kgf; b) 31,3 kgf e; c) 15,6 kgf.	13
3.8	Defeito fabricado aplicando-se uma carga de 62,5 kgf. Em a), tem-se o perfil, em b), uma vista tridimensional e em c), a vista superior.	13
4.1	Curva S-N para o corpo de prova sem defeito.	15
4.2	Curva S-N para o corpo de prova liso e na presença do defeito com carga de 62,5 kgf.	16
4.3	Curva S-N para o corpo de prova liso e na presença do defeito com carga de 31,3 kgf.	17
4.4	Curva S-N para o corpo de prova liso e na presença do defeito com carga de 15,6 kgf.	18
4.5	Curva S-N para o corpo de prova liso e na presença dos três defeitos.	18
4.6	Extrapolação das linhas de tendência até 10^7 ciclos.....	19
4.7	Diferentes regiões da superfície de fratura do material: A - iniciação da trinca; B - propagação da trinca e; C - fratura final.	22
4.8	Vista inclinada da superfície de fratura do corpo de prova sem defeito, no qual foi aplicada 240 MPa de amplitude de tensão.	23
4.9	Vista inclinada da superfície de fratura do corpo de prova com defeito por indentação com uma carga de 62,5 kgf, no qual foi aplicada uma amplitude de tensão de 420 MPa.....	24

4.10	Vista inclinada da superfície de fratura do corpo de prova com defeito produzido com uma carga de 31,3 kgf, no qual foi aplicada uma amplitude de tensão de 250 MPa.	24
4.11	Vista inclinada da superfície de fratura do corpo de prova com defeito produzido com uma carga de 15,6 kgf, no qual foi aplicada uma amplitude de tensão de 240 MPa.	25
4.12	Geometria analisada numericamente.	26
4.13	Curva de encruamento utilizada na simulação numérica.	26
4.14	Malha aplicada ao corpo de prova.	27
4.15	Condições de contorno para: a) indentação e b) aplicação do carregamento.	28
4.16	Perfil do defeito obtido na simulação e no microscópio confocal.	28
4.17	Força de reação no indentador.	29
4.18	Norma da deformação total no momento de aplicação da carga máxima de indentação.	30
4.19	Campo de tensão hidrostática no momento de aplicação da carga máxima de indentação, descrito por meio do campo regularizado.	30
4.20	Norma do tensor desviador nos pontos de Gauss de cada elemento no momento de aplicação da carga máxima de indentação.	31
4.21	Norma do tensor desviador das tensões residuais nos pontos de Gauss de cada elemento após a saída do indentador.	31
4.22	Representação gráfica dos ângulos ϕ e θ que caracterizam o vetor normal ao plano de análise, \vec{n}	32
4.23	Parâmetro SWT nos elementos próximos ao defeito após o primeiro ciclo.	33
4.24	Parâmetro SWT nos elementos próximos ao defeito, após o quinto ciclo.	33
4.25	Parâmetro SWT nos elementos próximos ao defeito, após o décimo ciclo.	34
4.26	Ângulos θ e ϕ na normal aos planos onde o parâmetro SWT é máximo em cada elemento na região do defeito.	34
4.27	Variação do parâmetro SWT ao longo da circunferência do corpo de prova, após o primeiro ciclo de carregamento.	35
4.28	Variação do parâmetro SWT ao longo da circunferência do corpo de prova, após o quinto ciclo de carregamento.	36
4.29	Variação do parâmetro SWT, da tensão normal residual após o décimo ciclo, das tensões normais máximas e mínimas da amplitude de tensão durante o décimo ciclo ao longo da circunferência do corpo de prova.	37
4.30	Parâmetro SWT na seção transversal, comparando-o com a superfície de fratura do corpo de prova.	37
4.31	Vida à fadiga estimada segundo as linhas de tendência sob amplitudes de tensão de 225 MPa e 345 MPa.	38
A.1	Indentação de um corpo de prova utilizando o suporte com rasgo em “V”.	I
A.2	Definição do problema de flexão do corpo de prova.	II

A.3	Perfil do defeito obtido no microscópio confocal.....	II
A.4	Perfil do defeito após a transformada de coordenada.	III
A.5	Nós escolhidos como referência.	III
A.6	Perfil do defeito e nós utilizados como referência.....	IV
A.7	Perfil do defeito obtido na simulação e no microscópio confocal.	V
A.8	Comparação entre o defeito obtido na simulação e no microscópio confocal.....	V

LISTA DE TABELAS

3.1	Propriedades mecânicas da liga de alumínio Al7075-T6511, segundo <i>Metals Handbook Desk Edition</i> [27].	8
3.2	Composição química da liga de alumínio Al7075, segundo <i>Metals Handbook Desk Edition</i> [27].	8
3.3	Composição química da liga de alumínio Al7075 empregada no estudo.	8
3.4	Razão entre a composição química da liga empregada no estudo e da especificada por <i>Metals Handbook Desk Edition</i> [27].	8
3.5	Medidas de dureza Brinell obtidas.	8
3.6	Dimensões obtidas dos dois corpos de prova para ensaio de tração.	10
3.7	Propriedades Mecânicas obtidas para a liga de alumínio Al7075-T6511.	10
3.8	Rugosidade dos CP's iniciais.	12
3.9	Dimensões dos defeitos produzidos por indentação aplicando-se cargas de 62,5 kgf, 31,3 kgf e 15,6 kgf.	14
4.1	Amplitude de tensão correspondente a 10^7 ciclos segundo a linha de tendência (σ_{a10^7}) e o limite de resistência à fadiga segundo o modelo de Murakami e Endo [3], σ_w , para os defeitos analisados.	20
4.2	Dimensões dos defeitos dos corpos de prova.	29
A.1	Coordenada dos nós utilizados como referência.	IV
B.1	Dados e resultados dos ensaios de fadiga.	VI

Lista de Símbolos

A	Área de contato dos mordentes
$area$	Área da seção transversal do defeito
c	Profundidade do defeito
C_1, C_2	Constantes independentes do material
D	Diâmetro da região de fixação nas garras
d_0	Diâmetro da seção de teste
F_m	Força máxima do ensaio monotônico
H_B	Dureza Brinell
H_V	Dureza Vickers
I_z	Momento de inércia em relação ao eixo Z
k_t	Fator concentração de tensão
K_{IMax}	Fator intensidade de tensão máximo
L	Largura do defeito
L_c	Comprimento entre a região das garras
L_0	Comprimento de medida
M	Momento devido à carga de indentação
\vec{n}	Vetor que determina um plano
N_f	Vida à Fadiga
P	Pressão mínima das garras
r	Raio do indentador
R	Razão de carregamento
R_t	Raio de transição
R_a	Rugosidade
S_0	Área da seção de teste
SWT	Parâmetro de Smith, Watson e Topper
γ_{xz}	Distorção no plano XZ
θ	Ângulo entre a projeção do vetor \vec{n} no plano XY e o eixo X
σ	Tensão devido à flexão do corpo de prova na indentação
σ_a	Amplitude de tensão
σ_{a10^7}	Amplitude de tensão correspondente a uma vida de 10^7 ciclos

σ_{max}	Tensão normal máxima
σ_n	Tensão nominal
σ_w	Limite de resistência à fadiga
σ_{w0}	Limite de resistência à fadiga do material sem defeito
ϕ	Ângulo entre o vetor \vec{n} e o eixo Z

1 Introdução

As falhas mecânicas em componentes de engenharia com frequência ocorrem por fadiga do material e, em muitos casos, a trinca se inicia em defeitos, os quais atuam como concentradores de tensão. Esses defeitos podem ser de diversos tipos (poros, inclusões, furos, entalhes), tamanhos e geometrias (esférico, cilíndrico) [1] e podem estar localizados no interior ou na superfície do componente, onde são mais prejudiciais [2].

Assim, para um projeto correto dos componentes, deve-se entender muito bem os efeitos provocados pelos defeitos nos materiais. Nesse sentido, muitas pesquisas têm sido desenvolvidas relacionando os defeitos com o limite de resistência à fadiga dos materiais. Murakami e Endo [3, 4] propuseram que o limite de resistência à fadiga de materiais metálicos contendo pequenos defeitos poderia ser obtido a partir do fator intensidade de tensão de um defeito descrito como uma trinca. Baseado nesta proposta e usando os conhecimentos de mecânica da fratura linear elástica, estes autores propuseram um parâmetro geométrico que quantificaria o efeito dos pequenos defeitos no material. A partir da definição desse parâmetro, Murakami e Endo [5] obtiveram uma expressão para a previsão do limite de resistência à fadiga de metais contendo pequenos defeitos. Em estudos seguintes, Murakami e Endo [6] e Murakami [7] empregaram esse modelo em ensaios de fadiga uniaxiais contendo defeitos e heterogeneidades. Murakami e Endo [8] produziram defeitos artificiais em um aço carbono e analisaram o modelo para casos de fadiga sob torção e flexão. Endo [9], Murakami e Takahashi [10], Nadot *et. al.* [11] e Endo [12] desenvolveram estudos relacionando pequenos defeitos e o limite de resistência à fadiga de diversos materiais sob carregamentos multiaxiais. Em estudos mais recentes, Schonbauer *et. al.* [13] e Schonbauer e Mayer [14] determinaram os limites de resistência à fadiga de diferentes aços inoxidáveis na presença de pequenos defeitos e compararam com os resultados com as estimativas a partir do modelo de Murakami e Endo [3]. Mari Åman *et. al.* [15, 16] estudaram o efeito da interação entre dois defeitos adjacentes no limite de resistência à fadiga.

Grande parte dos trabalhos relacionados a defeitos estudam a resistência à fadiga dos materiais. Recentemente, a relação entre defeitos e vida à fadiga tem atraído a atenção. Sankaran, Perez e Jata [17] estudaram a redução da vida da liga de alumínio 7075-T6 na presença de *pits* de corrosão com larguras variando entre $36 \mu\text{m}$ e $430 \mu\text{m}$ e profundidades de $9 \mu\text{m}$ até $51 \mu\text{m}$, em ensaios de fadiga uniaxiais com $R = 0$. A previsão da vida foi feita utilizando um *software*, o qual obtém o fator intensidade de tensão de uma trinca, a partir de sua geometria e dos carregamentos aplicados. Assim, determina o tamanho crítico da trinca e o número de

ciclos até atingi-lo, considerando a curva da/dN versus fator intensidade de tensão. A partir dos resultados experimentais, os autores concluíram que os defeitos por corrosão reduziram a vida à fadiga por um fator de 6 a 8. Chen *et. al.* [18] analisaram a vida à fadiga de um aço carbono contendo defeitos por corrosão, com profundidades entre 1 mm e 4 mm e largura de 6 a 8 mm. Os autores propuseram um novo modelo para a estimativa de vida à fadiga, baseado na geometria dos defeitos por corrosão, chamado de modelo da superfície equivalente ao tamanho do defeito (ESD). Esse modelo foi validado utilizando dados de ensaios de fadiga em aços, apresentando erro por um fator de 1,8 para a maioria dos pontos. Gu *et. al.* [19] pesquisaram a influência de inclusões, entre 12,5 μm e 33,2 μm , na vida à fadiga de um aço de alto carbono, sob carregamentos uniaxiais com $R = -1$. Os autores propuseram um modelo baseado na microestrutura, considerando as tensões residuais entre a matriz do aço e as inclusões resultantes do tratamento térmico. Zhang *et. al.* [20] analisaram, entre outros aspectos o efeito de pequenos defeitos artificiais (furos de 0,1 mm a 1 mm de diâmetro) na vida à fadiga de um aço de eixo ferroviário submetido a carregamentos de flexão com $R = -1$. Observou-se reduções de até 10 vezes na vida do material contendo furos com diâmetro e profundidades iguais a 100 μm .

Outro campo de estudo que tem atraído a atenção de pesquisadores é o efeito de defeitos resultantes do dano causado por objetos estranhos (FOD). Nicholas [21] observou uma redução de até 50% no limite de resistência à fadiga do Ti-6Al-4V, causada pelo impacto de esferas de vidro de 1 mm de diâmetro arremessadas a 300 m/s. Ruschau, Nicholas e Thompson [22] estudaram a vida à fadiga do mesmo material, Ti-6Al-4V, na presença de defeitos produzidos pelo impacto de esferas de vidro de 1 mm de diâmetro, variando o ângulo de incidência no componente. Assim, foram obtidos defeitos com profundidades variando entre 75 μm e 200 μm , os quais provocaram reduções na vida entre 10% e 50%. Os autores observaram que as marcas produzidas por impacto são semelhantes àsquelas dos impactos de balísticas ou das indentações, porém, não podem ser analisadas da mesma forma por produzirem diferentes efeitos no comportamento cíclico dos materiais. Isso ocorre principalmente devido às diferenças nas tensões residuais resultantes dos impactos e das indentações. Baragetti *et. al.* [23] estudaram o comportamento à fadiga da liga de alumínio 7075-T6 na presença de defeitos produzidos pelo impacto de uma esfera de aço. Esses defeitos apresentaram profundidades entre 130 μm e 165 μm e provocaram reduções de até 30% no limite de resistência à fadiga do material.

Recentemente, têm sido desenvolvidos diversos trabalhos na Universidade de Brasília acerca da influência de defeitos presentes nos materiais. Dias [24] analisou a efeito de pequenos defeitos no limite de resistência à fadiga do aço inoxidável 304L sob carregamentos axiais-torcionais. Neto [25] avaliou modelos multiaxiais para a estimativa da resistência à fadiga de aços na presença de defeitos artificiais. Torres [26] estudou a influência de pequenos defeitos na vida à fadiga de um aço de baixo carbono.

As ligas de alumínio da série 7xxx apresentam o zinco como o principal elemento de liga, além de ter outros elementos em menor proporção, como cobre, magnésio, cromo, entre outros. Tais ligas são caracterizadas por alta resistência mecânica, apresentando tensões de escoamento maiores que 500 MPa, baixa densidade e boas propriedades de corrosão [27]. Devido a essas

características, a liga de alumínio 7075 é amplamente utilizada na indústria aeronáutica na construção de fuselagens e asas [27, 28]. Esta liga apresenta uma enorme gama de aplicações, desde produtos mais simples, como equipamentos de escalada, componentes para patins, bicicletas e talheres, até peças mais complexas, utilizadas em rifles de precisão, como o M16 para o exército americano e o AR-15 para a população civil, bem como na indústria naval, automotiva e de aviação. A primeira aplicação em massa desse material foi na indústria aeronáutica, no final da década de 30, no avião de combate de longo alcance *Mitsubishi A6M Zero* utilizado pelo Serviço Aéreo da Marinha Imperial Japonesa. Outra aplicação em larga escala desse material é na indústria aeroespacial, no foguete auxiliar e no tanque externo usados em veículos de lançamento de ônibus espaciais. Assim, o comportamento cíclico desse material tem atraído a atenção de diversos pesquisadores, desde meados do Século XX, como Landers e Hardrath [29], Naumann, Guthrie e Hardrath [30], Shewchuk, Zamrik e Marin [31] e Hudson e Scardina [32] até atualmente, com Fu *et.al.* [33] e Cheng *et.al.* [34].

O objetivo principal do presente estudo foi analisar quantitativamente as reduções na vida à fadiga da liga de alumínio 7075-T6511 provocada por defeitos produzidos a partir de indentações. O trabalho envolveu uma análise experimental por meio de ensaios de fadiga uniaxiais e uma análise de tensões empregando o método dos elementos finitos.

Em geral, os trabalhos são desenvolvidos a partir de análises com defeitos usinados eliminando as tensões residuais do problema ou desconsiderando-as. Dessa forma, é considerado o efeito provocado apenas pela presença desses concentradores de tensão. A partir disso, a principal motivação do trabalho foi analisar o efeito que as tensões residuais resultantes do processo de indentação provocam na vida à fadiga do material.

Nesse contexto, esse trabalho é importante tanto no ambiente acadêmico, se mostrando inovador, uma vez que, de todos esses estudos relacionados com vida à fadiga, apenas Sankaran, Perez e Jata, 2001 [17] trabalham com uma liga de alumínio e não foi encontrado nenhum trabalho que relacionasse vida à fadiga e defeitos produzidos por indentação. Outra importância deste estudo é no âmbito profissional, com uma enorme gama de aplicações na indústria aeronáutica, especificamente a liga de alumínio 7075 que, devido à sua baixa ductilidade, segundo Bian, Tokaji e Ogawa [35], possui uma alta sensibilidade à presença de concentradores de tensão, apresentando reduções de até 60% no limite de resistência à fadiga na presença de entalhes.

Esse trabalho está organizado da seguinte forma: o capítulo 2 apresenta uma revisão bibliográfica sobre o efeito de pequenos defeitos no limite de resistência à fadiga, segundo o modelo de Murakami e Endo [3], o qual será utilizado na análise dos resultados. O capítulo 3 descreve o material estudado, seu tratamento térmico e os procedimentos experimentais adotados. O capítulo 4 apresenta os resultados experimentais obtidos, além de uma análise das tensões presentes no material por meio do método dos elementos finitos. O capítulo 5 apresenta as conclusões do trabalho a partir da análise dos resultados e propostas de trabalhos futuros. Incluiu-se um apêndice com a descrição do processo de indentação, com uma tabela contendo todos os dados experimentais e com o *script* em *Python* utilizado na análise numérica.

2 Revisão Bibliográfica

2.1 Pequenos defeitos

Algumas pesquisas indicam que praticamente todas as falhas por fadiga iniciam em concentradores de tensão como furos, entalhes, trincas e defeitos [36, 37]. Portanto, a relação entre os concentradores de tensão e a vida à fadiga do material deve ser corretamente entendida.

As teorias tradicionais para avaliação do efeito do entalhe, baseadas no fator concentração de tensão ou no gradiente de tensão [38, 39], são aplicadas a entalhes que podem ser vistos a olho nu. Porém, essas teorias tornam-se inválidas para concentradores de tensão menores que 1 mm [40], os quais são referidos neste trabalho como *pequenos defeitos*. Tratando-se desses defeitos, o desenvolvimento das teorias envolve vários fatores, como o tamanho e o formato do defeito, as inclusões não-metálicas, a composição química do material, entre outros.

A partir disso, Murakami e Endo estudaram o efeito provocado por pequenos defeitos no limite de resistência à fadiga de aços e passaram a analisar esses defeitos como microtrincas [3]. Eles mostraram que o valor máximo do fator intensidade de tensão, K_{IMax} , próximo à ponta de diferentes trincas superficiais, pode ser determinado como uma função do parâmetro \sqrt{area} , com um erro menor que 10%. Esse parâmetro considera a área do defeito ou da trinca projetada em um plano normal ao plano da máxima tensão principal. A Figura 2.1 mostra esquematicamente esta definição.

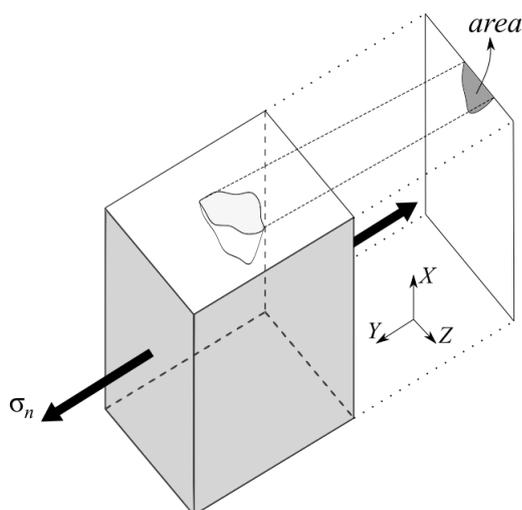


Figura 2.1: Definição do parâmetro \sqrt{area}

A Eq.(2.1) expressa a função de K_{IMax} em termos da \sqrt{area} , obtida por Murakami e Endo [5]:

$$K_{IMax} = 0,650\sigma_n\sqrt{\pi\sqrt{area}}, \quad (2.1)$$

onde σ_n é a tensão nominal aplicada ao componente.

A partir de vários dados experimentais, com diferentes materiais e tipos de defeitos (entalhes, furos e trincas), propôs-se a relação [7]:

$$\Delta K_{th} \propto (\sqrt{area})^{1/3}, \quad (2.2)$$

onde ΔK_{th} é o fator de intensidade de tensão limiar.

Para uma melhor modelagem do problema, também é necessário um parâmetro para caracterizar o material. Alguns possíveis parâmetros foram estudados, como o limite de escoamento [41], o limite de resistência à tração e as durezas Brinell (H_B) e *Vickers* (H_V) [42]. Dentre esses, Murakami decidiu-se pela dureza *Vickers*, após a observação de dados experimentais e devido à simplicidade de sua medição [7].

Observou-se que quanto maior a dureza *Vickers*, maior o valor do fator intensidade de tensão e maior a resistência à fadiga do material. Porém, diferente do parâmetro geométrico, observou-se experimentalmente que a relação não pode ser escrita como $\Delta K_{th} \propto H_V$, mas sim, da forma expressada como:

$$\Delta K_{th} \propto (H_V + C), \quad (2.3)$$

onde C é uma constante que não depende do material [7].

Combinando as Eq.(2.2) e (2.3), obtém-se:

$$\Delta K_{th} = C_1(H_V + C_2)(\sqrt{area})^{1/3}, \quad (2.4)$$

em que C_1 e C_2 são constantes que não dependem do material e podem ser obtidas minimizando o erro da curva por meio do método dos mínimos quadrados.

Assim, para pequenos defeitos, carregamentos uniaxiais e razão de carregamento $R = -1$, o fator intensidade de tensão limiar, segundo Murakami [7], pode ser escrito como:

$$\Delta K_{th} = 3,3 \cdot 10^{-3}(H_V + 120)(\sqrt{area})^{1/3} \quad (2.5)$$

onde ΔK_{th} é expresso em $\text{MPa}\sqrt{m}$ e \sqrt{area} deve ser descrita em μm .

Por fim, substituindo-se a Eq.(2.1) na Eq.(2.5), o limite de resistência à fadiga, σ_w , do material contendo algum defeito pode ser escrito em função da dureza *Vickers* desse material e do parâmetro \sqrt{area} do defeito:

$$\sigma_w = \frac{1,43(H_V + 120)}{(\sqrt{area})^{1/6}}. \quad (2.6)$$

Para alguns casos específicos, como trincas irregulares, defeitos muito rasos ou muito profundos, segundo Murakami [7], devem-se considerar definições alternativas para a \sqrt{area} , específicas para cada caso. No caso de defeitos produzidos por indentação, onde a razão entre a largura e a profundidade é maior que 10, Murakami propõe a relação:

$$\sqrt{area} = \sqrt{10c}, \quad (2.7)$$

onde c é a profundidade do defeito, medida com relação à borda, como mostra a Fig. 2.2

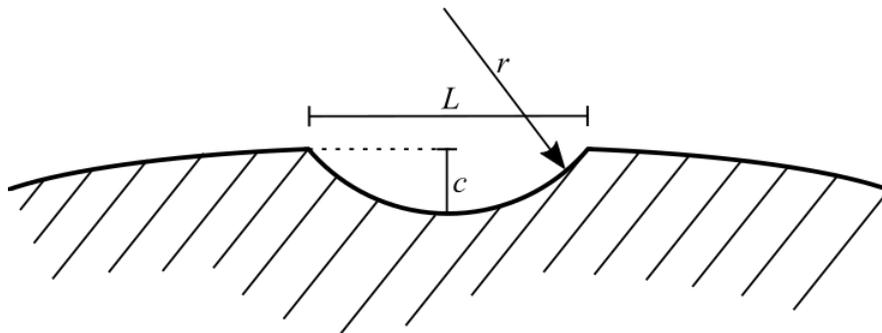


Figura 2.2: Esquema da seção transversal do defeito, onde L é a largura, c é a profundidade e r é o raio do indetador.

Segundo Murakami [7], as Eq.(2.5) e (2.6) são aplicáveis para defeitos com o parâmetro \sqrt{area} dentro de determinados limites. Em geral, o limite superior é em torno de $1000 \mu\text{m}$, enquanto o limite inferior, depende das propriedades do material e da microestrutura. Quando o valor do limite de resistência à fadiga do material sem defeito, σ_{w0} , é conhecido, o limite inferior do parâmetro \sqrt{area} pode ser calculado substituindo-se σ_{w0} e H_V na Eq.(2.6). Porém, quando σ_{w0} não é conhecido, ele pode ser estimado como:

$$\sigma_{w0} = 1,6H_V. \quad (2.8)$$

3 Procedimento Experimental

3.1 Caracterização do Material

O material estudado é a liga de alumínio 7075 com tratamento térmico T6511, também conhecida como A97075 pelo *Unified Numbering System*, UNS e AlZn5.5MgCu, pela ISO R209.

Quanto à terminologia adotada para as ligas de alumínio — neste trabalho, 7075-T6511 —, o primeiro dígito indica o segundo elemento químico mais presente na liga, uma vez que em todas, o alumínio está em maior porcentagem. Assim, para o material em estudo, o dígito 7 indica que o zinco é o segundo componente mais presente na liga, após o alumínio. O segundo número indica possíveis modificações na liga original registrada. Caso esse seja 0, significa que a liga não sofreu alteração. Os dois dígitos finais não tem um significado especial, servem apenas para diferenciar as diversas ligas dentro do grupo e especificar a composição química. A designação T6 indica o tratamento térmico que o material sofreu após a fabricação: inicialmente uma precipitação a alta temperatura, seguido por uma têmpera e um envelhecimento artificial. O primeiro é realizado a fim de se obter a concentração máxima de soluto na solução sólida final, a qual deve ser o mais homogênea possível. Para isso, a temperatura é determinada baseando-se na composição e na solubilidade dos elementos. O segundo processo consiste no resfriamento rápido do material após a solubilização. Deve-se buscar uma taxa de resfriamento suficientemente elevada, a fim de se reter o soluto na solução sólida e um baixo número de vazios a temperatura ambiente. Para isso, em geral, utiliza-se água. Por fim, o envelhecimento artificial é o processo de decomposição da solução sólida supersaturada em moderadas temperaturas (135 °C, para a liga 7075), de 12 a 16 horas [43], para formar grãos com tamanho e distribuição uniformes [44]. Os dígitos finais — 511 — indicam que o material foi fabricado através de extrusão e sofreu uma deformação de cerca de 2% após o tratamento térmico, para alívio das tensões residuais [45]. Dentre os tratamentos térmicos para as ligas de alumínio, o T6 é o que produz a maior combinação de força, ductilidade e resistência mecânica [44].

Segundo *Metals Handbook Desk Edition* [27], a liga 7075 deve apresentar propriedades mecânicas iguais ou superiores aos valores apresentados na Tabela 3.1 e composição química semelhantes àquela mostrada na Tabela 3.2.

Uma amostra do material foi submetida a análise química por meio de espectroscopia de raios X por dispersão de energia e as porcentagens obtidas de cada elemento estão na Tabela 3.3.

Tabela 3.1: Propriedades mecânicas da liga de alumínio Al7075-T6511, segundo *Metals Handbook Desk Edition* [27].

Propriedades Mecânicas Al7075-T6511			
Limite de Escoamento	Limite de Resistência à Tração	Alongamento	Dureza Brinell
≥ 503 MPa	≥ 558 MPa	≥ 7 %	≥ 150 HB

Tabela 3.2: Composição química da liga de alumínio Al7075, segundo *Metals Handbook Desk Edition* [27].

Composição Química Al7075 (%)							
Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti
0,40	0,50	1,2 - 2,0	0,30	2,1 - 2,9	0,18 - 0,28	5,10 - 6,1	0,20

Tabela 3.3: Composição química da liga de alumínio Al7075 empregada no estudo.

Composição Química Al7075, wt%							
Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti
0,38	0,47	1,12	0,46	3,46	0,20	4,90	0,27

A Tabela 3.4 mostra a razão entre a composição química da amostra que foi estudada e aquela especificada no *Metals Handbook Desk Edition* [27]. Observa-se que a maior discrepância ocorre para o manganês. Há um excesso de 50% desse elemento na liga estudada. Segundo *Metals Handbook Desk Edition* [27], esse elemento provoca um aumento na resistência mecânica do material.

Tabela 3.4: Razão entre a composição química da liga empregada no estudo e da especificada por *Metals Handbook Desk Edition* [27].

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti
0,950	0,940	0,933	1,533	1,193	1,0	0,961	1,35

Foram feitos 5 ensaios para medição de dureza Brinell. Utilizou-se o durômetro Zwick Roell ZHU250 e uma esfera de tungstênio de 2,5 mm de diâmetro, aplicando uma carga de 62,5 kgf. A Tabela 3.5 mostra os valores registrados. A partir desses dados, calculou-se uma dureza média igual a 169 HB.

Tabela 3.5: Medidas de dureza Brinell obtidas.

Dureza Brinell (HB)				
168	170	169	168	171

Para a determinação das propriedades monotônicas do material, foram confeccionados dois corpos de prova cilíndricos, os quais foram dimensionados com base na norma NBR ISO 6892-1 [46]. Esta especifica que: o raio de transição entre a região das garras e a de teste deve ser maior que $0,75 d_0$, onde d_0 é o diâmetro da seção de teste; o comprimento livre entre as garras e o extensômetro deve ser maior que $\sqrt{S_0}$, onde S_0 é a área da seção de teste e o comprimento entre as regiões das garras, L_c , não pode ser menor que $L_0 + d_0/2$, onde L_0 é o comprimento de

medida. Esses parâmetros estão mostrados na Figura 3.1. Assim, definindo o diâmetro inicial $d_0 = 8$ mm, o raio de transição de 29,75 mm, a distância entre as garras e o extensômetro deve ser maior que 7,1 mm e o comprimento entre as regiões das garras, maior que 29 mm. Sabendo que $L_0 = 25$ mm (definido pelo extensômetro disponível), foi dimensionado o corpo de prova mostrado na Figura 3.2, com uma seção de teste de 40 mm de comprimento e 8 mm de diâmetro.

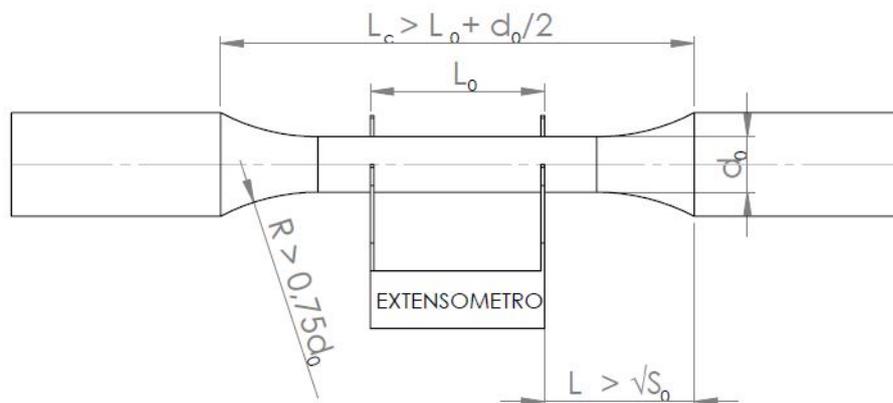


Figura 3.1: Dimensões especificadas pela norma NBR ISO 6892-1 [46].

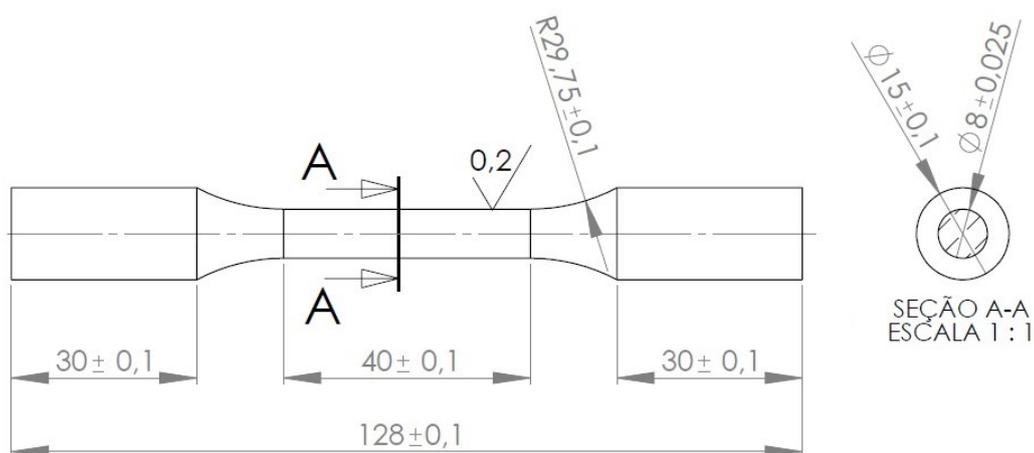


Figura 3.2: Dimensões do corpo de prova utilizado no ensaio de tração monotônico.

Para fabricar os CP's, utilizou-se um torno CNC modelo EMCO Turn 105. Para o desbaste da barra, foram empregados os seguintes parâmetros de usinagem: velocidade de rotação de 1500 rpm, profundidade de corte de 0,5 mm e avanço de 0,15 mm/rot. Para o acabamento da peça, utilizou-se: velocidade de rotação de 2500 rpm, profundidade de corte de 0,5 mm e avanço de 0,08 mm/rot. Desta forma, foi obtido o corpo de prova mostrado na Figura 3.3.



Figura 3.3: Corpo de prova utilizado no ensaio de tração monotônico.

Foi medido o diâmetro da seção de teste, d_0 , e os valores obtidos estão especificadas na Tabela 3.6.

Tabela 3.6: Dimensões obtidas dos dois corpos de prova para ensaio de tração.

Identificação	Diâmetro (mm)					Média (mm)	Desvio (mm)
CP 1	8,03	8,03	8,03	8,04	8,04	8,03	0,01
CP 2	8,04	8,05	8,04	8,04	8,04	8,04	0,01

Para realização dos ensaios de tração monotônicos utilizou-se uma máquina servo-hidráulica uniaxial MTS 810, com capacidade máxima para 100 kN. Os ensaios foram realizados aplicando-se controle de deslocamento, a uma taxa constante de 0,5 mm/min e apresentaram aproximadamente 30 kN de força e 12% de deformação máximas. As propriedades obtidas estão listadas na Tabela 3.7. A Figura 3.4 mostra a curva de encruamento verdadeira obtida.

Tabela 3.7: Propriedades Mecânicas obtidas para a liga de alumínio Al7075-T6511.

Propriedades Mecânicas Al7075-T6511				
Identificação	Limite de Escoamento (MPa)	Limite de Resistência à Tração (MPa)	Deformação Total (%)	Módulo de Elasticidade (GPa)
CP 1	595	696	11,69	71,7
CP 2	595	696	11,89	72,0
[27]	≥ 503	≥ 558	≥ 7	72

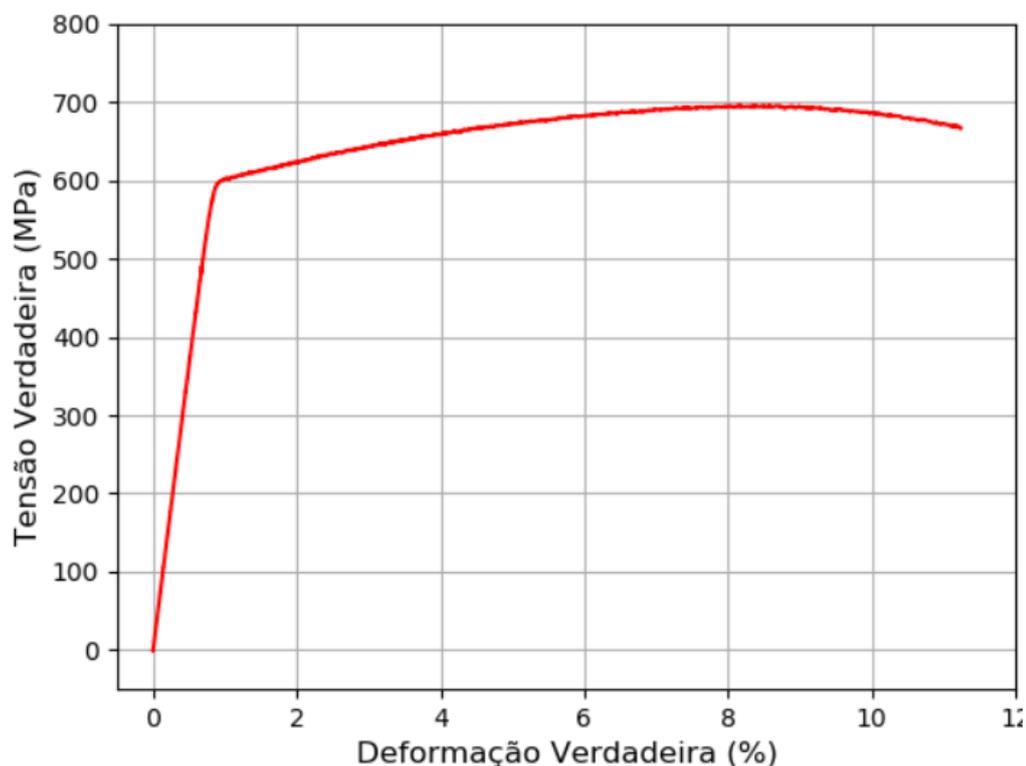


Figura 3.4: Gráfico Tensão verdadeira - Deformação verdadeira.

A partir dos resultados obtidos, comparando com as recomendações do *Metals Handbook Desk Edition* [27], observa-se que foram obtidos valores dentro do que é especificado. Analisando os dados obtidos por outros autores [35, 47, 48], nota-se que, em geral, o material estudado apresentou valores de propriedades mecânicas acima daqueles obtidos pelos autores citados. Provavelmente, esse fato ocorreu devido ao excesso de alguns elementos químicos na liga estudada, como o manganês. Esse elemento provoca um aumento de 30,3 MPa/% na tensão de escoamento e de 53,8 MPa/% no limite de resistência à tração [27].

3.2 Ensaios de Fadiga

Foram realizados ensaios de fadiga tração-compressão a fim de se obter as curvas S-N do material liso e com três diferentes profundidades de defeito.

Foi projetado um corpo de prova do tipo ampulheta, segundo as recomendações da norma ASTM E466-15 [49], a qual especifica que o raio de curvatura deve ter pelo menos 8 vezes o diâmetro da seção de teste do corpo de prova ($R \geq 8 d_0$), o comprimento da região entre as garras deve ser pelo menos 3 vezes maior que o diâmetro da seção de teste ($L_c \geq 3 d_0$) e para assegurar a falha na região de ensaio, o diâmetro da região de fixação nas garras deve ser pelo menos duas vezes maior que o diâmetro da região de teste ($D \geq 2 d_0$). A Figura 3.5 mostra esquematicamente as recomendações da norma.

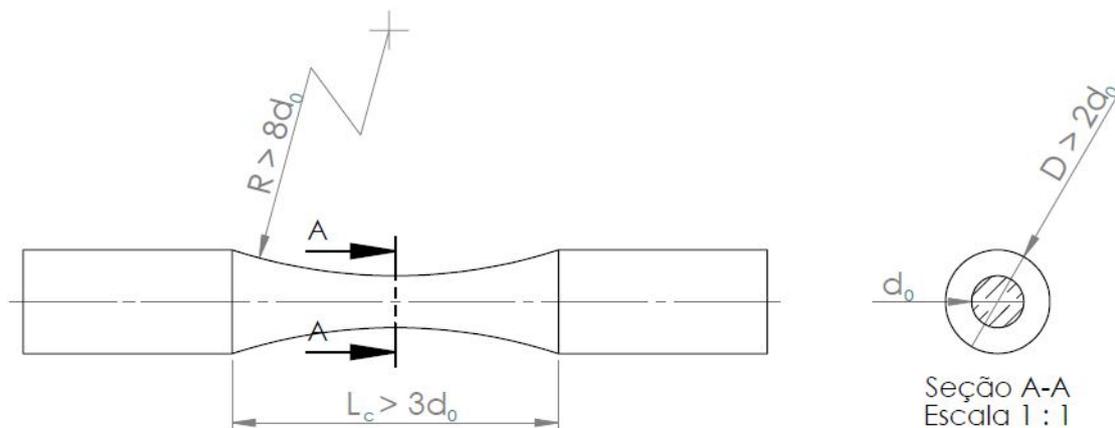


Figura 3.5: Especificações da norma ASTM E466 para o corpo de prova do tipo ampulheta.

Assim, como o diâmetro na região de fixação deve ser de 15 mm, para evitar a troca dos mordentes da máquina e, aplicando-se essa última condição, foi definido diâmetro da região de teste igual a 7,5 mm. Para definir o comprimento do raio de transição, foi calculado numericamente o fator concentração de tensão, K_t considerando $R = 8 d_0$ e $R = 10 d_0$. Para o primeiro caso, foi obtido um $K_t = 1,03$ e para o segundo, $K_t = 1,02$. Assim, optou-se por um raio de transição 10 vezes maior que o d_0 , ou seja, $R = 75$ mm. A partir desse valor, obtém-se um comprimento entre as regiões das garras, L_c , maior que 22,5 mm, como é exigido pela norma. As dimensões estão mostradas na Figura 3.6.

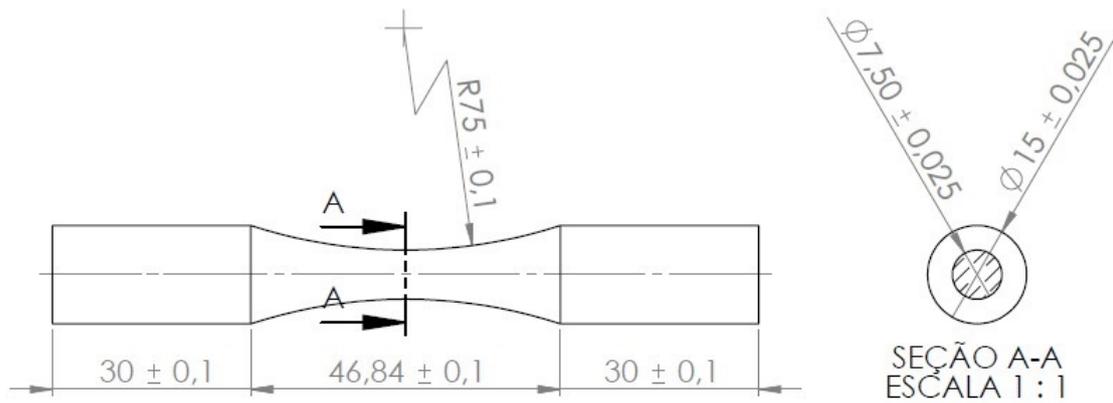


Figura 3.6: Dimensões do corpo de prova do tipo ampulheta.

De acordo com a norma ASTM E606/E606M-19 [50], para ensaios de fadiga, os CP's devem ter uma rugosidade menor que $0,2 \mu\text{m}$ ($R_a < 0,2$), ou seja, ao longo da superfície da peça, não pode haver um vale com profundidade ou uma crista com altura maior que esta, em relação à dimensão do corpo. Em geral, após a usinagem, o corpo de prova apresenta uma rugosidade bem acima desse valor. Portanto, foi feito um polimento manual utilizando água e uma sequência de lixas: 400, 600, 800, 1200, 2500 e 4000 grãos/cm², durante 1,5 minutos cada uma. Para a obtenção das medidas de rugosidade foi utilizado um microscópio confocal de medição a laser Olympus OLS 4100 equipado com lentes com capacidade de magnificação de até 1000X. As medidas de rugosidade obtidas estão apresentadas na Tabela 3.8. Nota-se que em todos os casos, foram obtidos valores menores que metade da rugosidade máxima definida pela norma ($R_a < 0,2$). Portanto, empregou-se esse procedimento para todos os corpos de prova seguintes, dispensando a realização de novas medições.

Tabela 3.8: Rugosidade dos CP's iniciais.

Identificação	Rugosidade - R_a (μm)
A17075-F3	0,098
A17075-F4	0,077
A17075-F5	0,086
A17075-F6	0,042
A17075-F7	0,037
A17075-F8	0,072

Foram realizados ensaios de fadiga tração-compressão na máquina MTS 810. Foi aplicada uma razão de carregamento $R = -1$, carregamento senoidal e empregando-se controle de força, a fim de se obter a curva S-N do material. A frequência aplicada em cada ensaio variou entre 5 e 25 Hz, de acordo com a qualidade do controle de força que a máquina apresentava. Foi aumentando-se gradativamente a partir de 1 Hz até um valor no qual a máquina apresentava uma variação menor que 0,05 kN na força (cerca de 1 MPa).

A fim de analisar o efeito que a presença de um defeito causa na vida a fadiga do material, foram produzidos corpos de prova com três diferentes profundidades de defeitos. Estes foram produzidos por indentação a partir de ensaios de dureza Brinell, com uma esfera de aço de 2,5

mm de diâmetro e uma carga de aplicação de 62,5 kgf, 31,3 kgf e 15,6 kgf. O procedimento para a realização da indentação está descrito no Apêndice A. Assim, os defeitos apresentam formato de calota esférica, como mostra a Figura 3.7. A Figura 3.8 mostra três imagens do defeito fabricado com a aplicação de uma carga de 62,5 kgf. Em a), observa-se o perfil, em b), uma imagem inclinada tridimensional do defeito e em c), a vista superior.

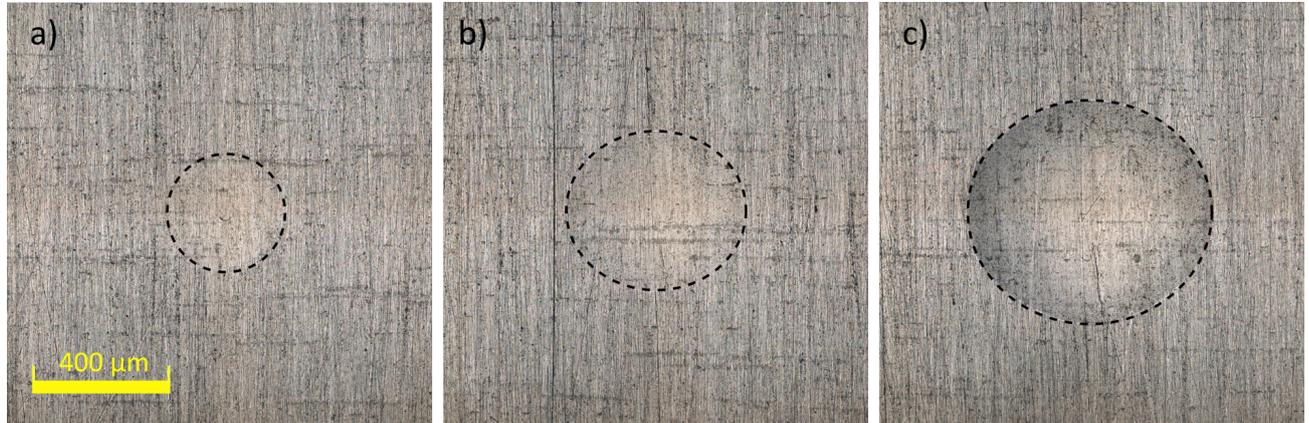


Figura 3.7: Imagem de topo dos defeitos fabricados aplicando-se uma carga de: a) 62,5 kgf; b) 31,3 kgf e; c) 15,6 kgf.

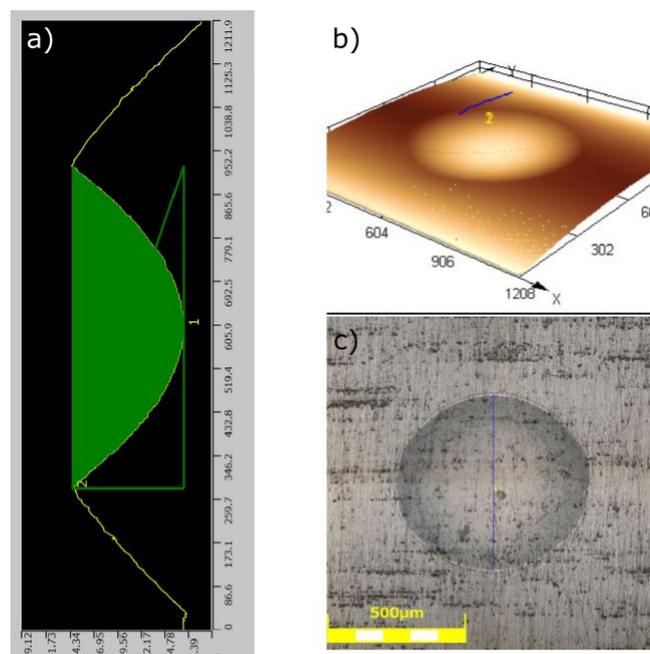


Figura 3.8: Defeito fabricado aplicando-se uma carga de 62,5 kgf. Em a), tem-se o perfil, em b), uma vista tridimensional e em c), a vista superior.

A medição da largura, L , e da profundidade, c , dos defeitos foram feitas utilizando o microscópio confocal de medição a laser. O parâmetro \sqrt{area} foi calculado segundo a Eq.(2.7), reproduzida a seguir:

$$\sqrt{area} = \sqrt{10c}, \quad (2.7)$$

conforme recomendado por Murakami e Endo [7] para defeitos muito rasos, quando a razão L/c é maior que 10.

A Tabela 3.9 mostra as larguras e profundidades médias obtidas para cada defeito, bem como seus respectivos parâmetros \sqrt{area} .

Tabela 3.9: Dimensões dos defeitos produzidos por indentação aplicando-se cargas de 62,5 kgf, 31,3 kgf e 15,6 kgf.

Carga de indentação (kgf)	L (μm)	c (μm)	L/c ($\mu\text{m}/\mu\text{m}$)	\sqrt{area} (μm)
61,5	641,2	35,2	18,2	111
31,3	460,6	17,1	26,9	54
15,6	340,7	8,0	42,6	25

4 Resultados e Discussões

4.1 Vida à Fadiga

Foram realizados 12 ensaios de fadiga tração-compressão no material sem defeito. Foram empregadas amplitudes de tensão entre 225 MPa e 450 MPa. Os dados e os resultados de cada ensaio estão listados no Apêndice B. A Figura 4.1 mostra a curva S-N e sua linha de tendência, a qual foi produzida com base na relação:

$$(\sigma_a - \sigma_w)^\beta N_f = C, \quad (4.1)$$

onde σ_a é a amplitude de tensão aplicada no ensaio, N_f é a vida obtida experimentalmente e σ_w , β e C são constantes.

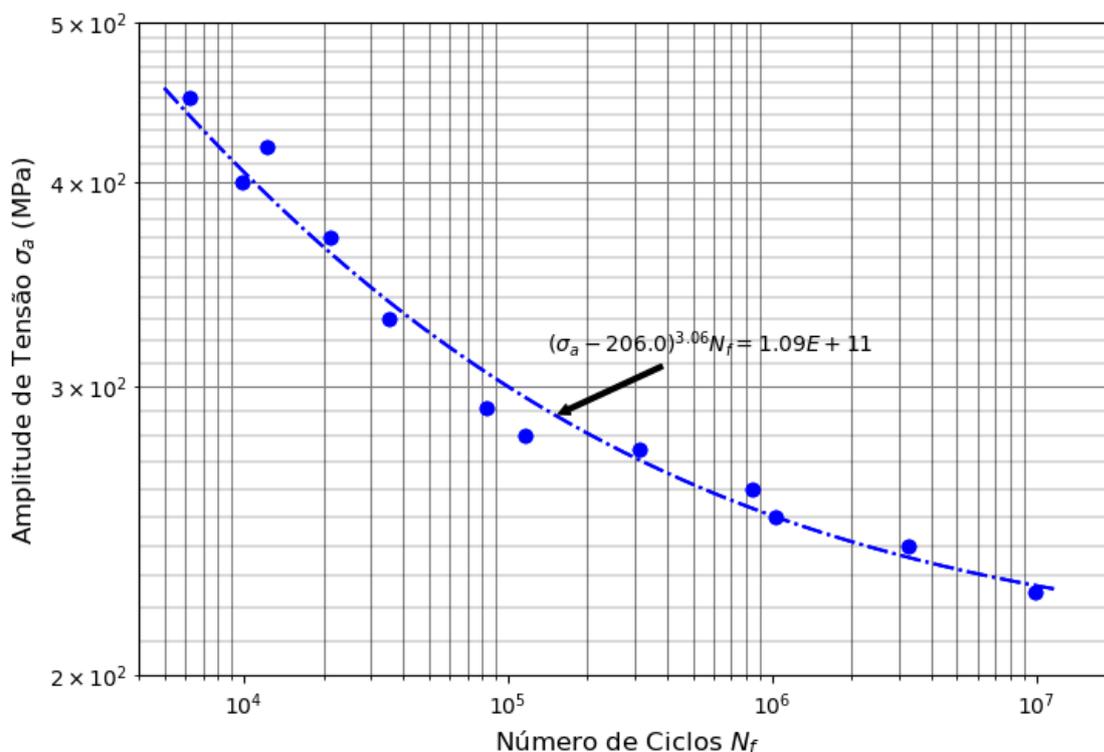


Figura 4.1: Curva S-N para o corpo de prova sem defeito.

Foram realizados 13 ensaios de fadiga em corpos de prova com defeito por indentação com carga de 62,5 kgf. Foram aplicadas amplitudes de tensão entre 190 MPa e 450 MPa. A amplitude de tensão e força aplicadas em cada ensaio, bem como a frequência empregada e a vida obtida estão listados no Apêndice B. A Figura 4.2 apresenta a curva S-N do material na presença desse defeito. Observa-se que a linha de tendência foi produzida considerando-se apenas os ensaios com amplitude de tensão menores que 320 MPa, uma vez que, para amplitudes maiores, o material se mostrou insensível à presença desse defeito. Para amplitudes de tensão acima de 320 MPa, as vidas dos corpos de prova com e sem defeito apresentaram diferenças menores que 2 vezes entre si. Observa-se que quanto menor a amplitude de tensão, maior é a redução da vida do material. Considerando-se as duas linhas de tendência, para amplitude de tensão de 225 MPa, observa-se uma redução na vida de cerca de 67 vezes em relação ao corpo de prova sem defeito. Para 250 MPa, 12 vezes e para 275 MPa, 6 vezes.

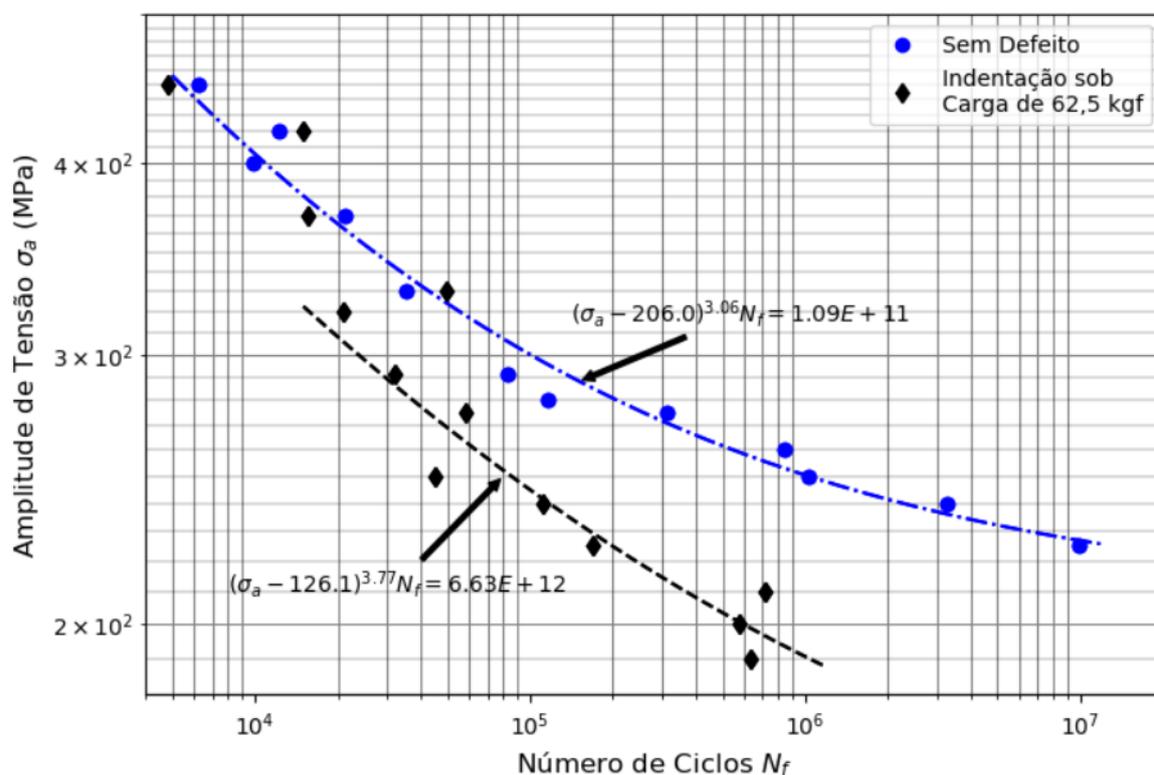


Figura 4.2: Curva S-N para o corpo de prova liso e na presença do defeito com carga de 62,5 kgf.

Foram realizados 7 ensaios de fadiga em corpos de prova com o defeito por indentação com carga de 31,3 kgf. Os dados dos ensaios, bem como seus respectivos resultados estão listados no Apêndice B. Na Figura 4.3, observa-se uma comparação entre as curvas S-N do material liso e com esse defeito. Analisando a redução das vidas, nota-se que esse defeito provoca um efeito semelhante ao anterior, uma vez que quanto menor a amplitude de tensão aplicada no ensaio, maior é a redução na vida do material. Considerando-se a amplitude de tensão de 225 MPa, o material apresentou uma redução na vida de 84 vezes. Para 250 MPa, 14 vezes e para 275 MPa, 5 vezes. Observa-se que o efeito produzido pelo defeito por indentação com carga de 31,3 kgf é semelhante àquele com carga de 62,5 kgf, apresentando reduções de vida que diferem menos de

16% entre si e, para amplitude de tensão acima de 320 MPa, o material se mostra insensível à presença do defeito. Eventuais diferenças nas tendências desses dois defeitos talvez esteja relacionada ao menor número de ensaios realizados para o caso da menor carga de indentação.

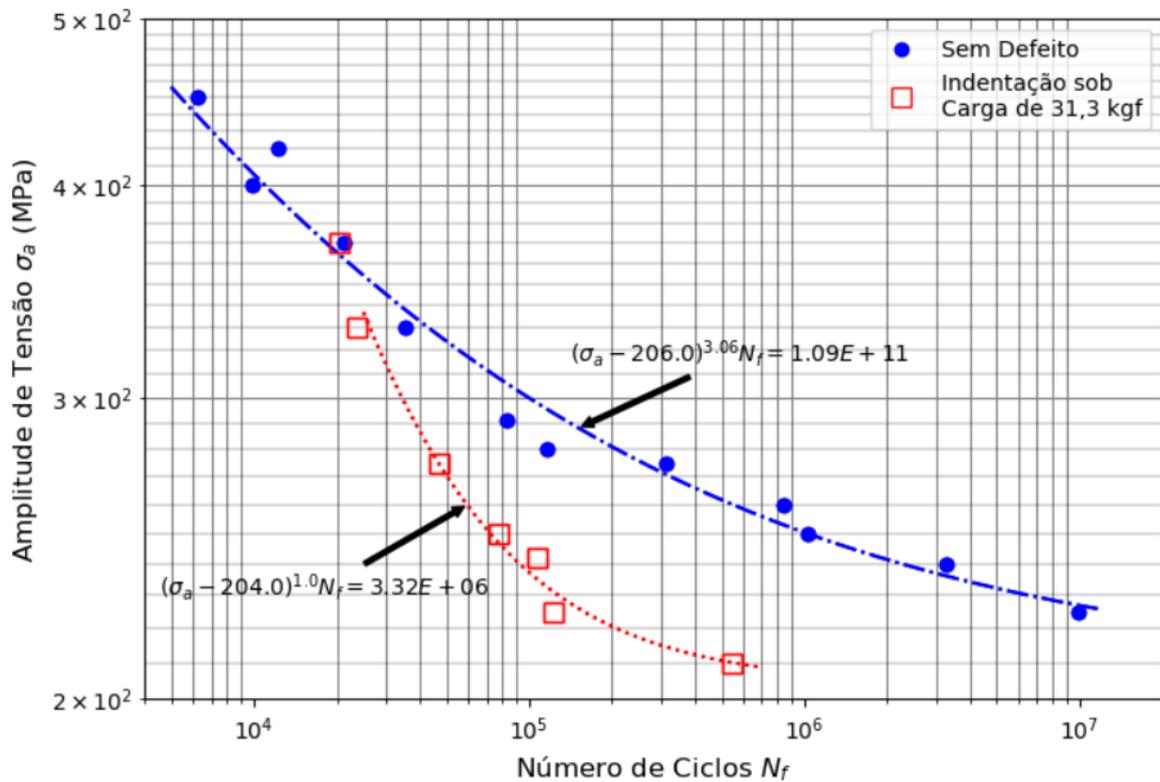


Figura 4.3: Curva S-N para o corpo de prova liso e na presença do defeito com carga de 31,3 kgf.

Foram realizados 6 ensaios de fadiga em corpos de prova com defeito por indenta o com carga de 15,6 kgf. Os dados dos ensaios e as vidas obtidas estão apresentadas no Apêndice B. Observa-se na Figura 4.4 que esse defeito não produziu redu oes significativas na vida, em rela o ao material sem defeito, exceto para a amplitude de tensão de 250 MPa, onde o corpo de prova falhou prematuramente. Não foi produzida curva de tendência para o corpo de prova com defeito por indenta o com carga de 15,6 kgf em fun o do baixo número de pontos.

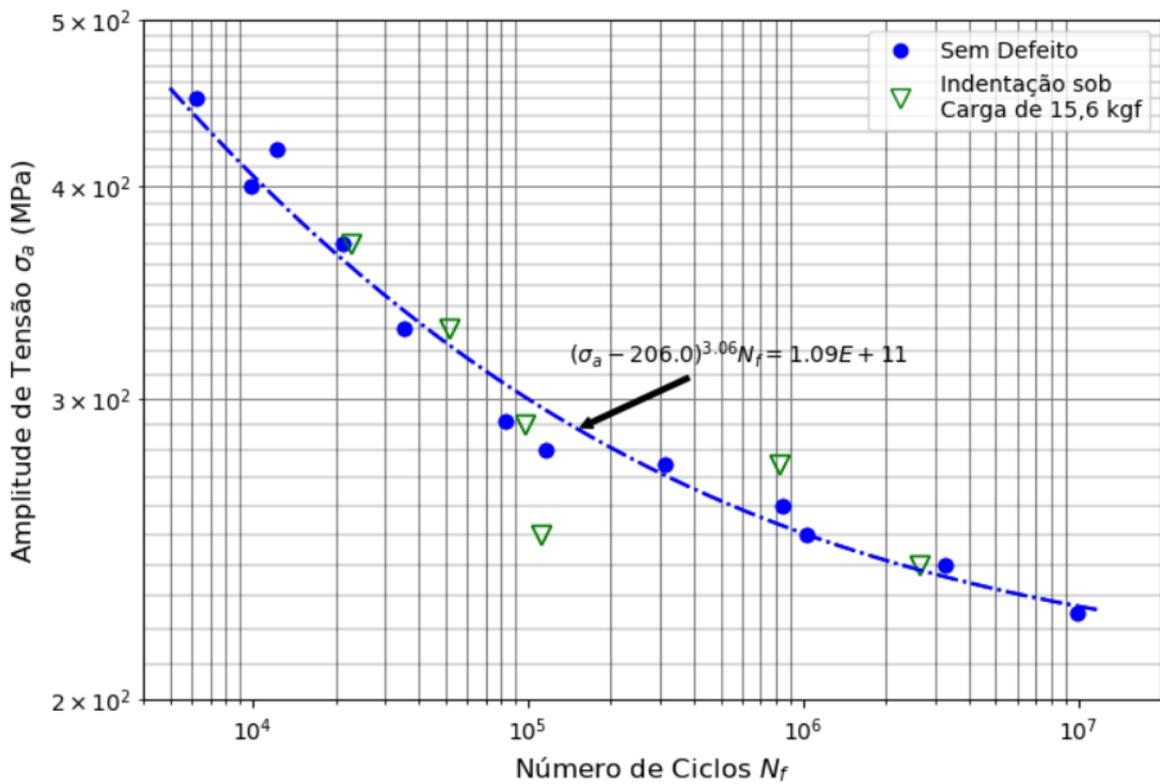


Figura 4.4: Curva S-N para o corpo de prova liso e na presença do defeito com carga de 15,6 kgf.

A Figura 4.5 mostra todas as curvas S-N. Observa-se como a redução das vidas, em relação ao material liso, provocadas pelos defeitos por indentação com carga de 31,3 kgf e 62,5 kgf são próximas.

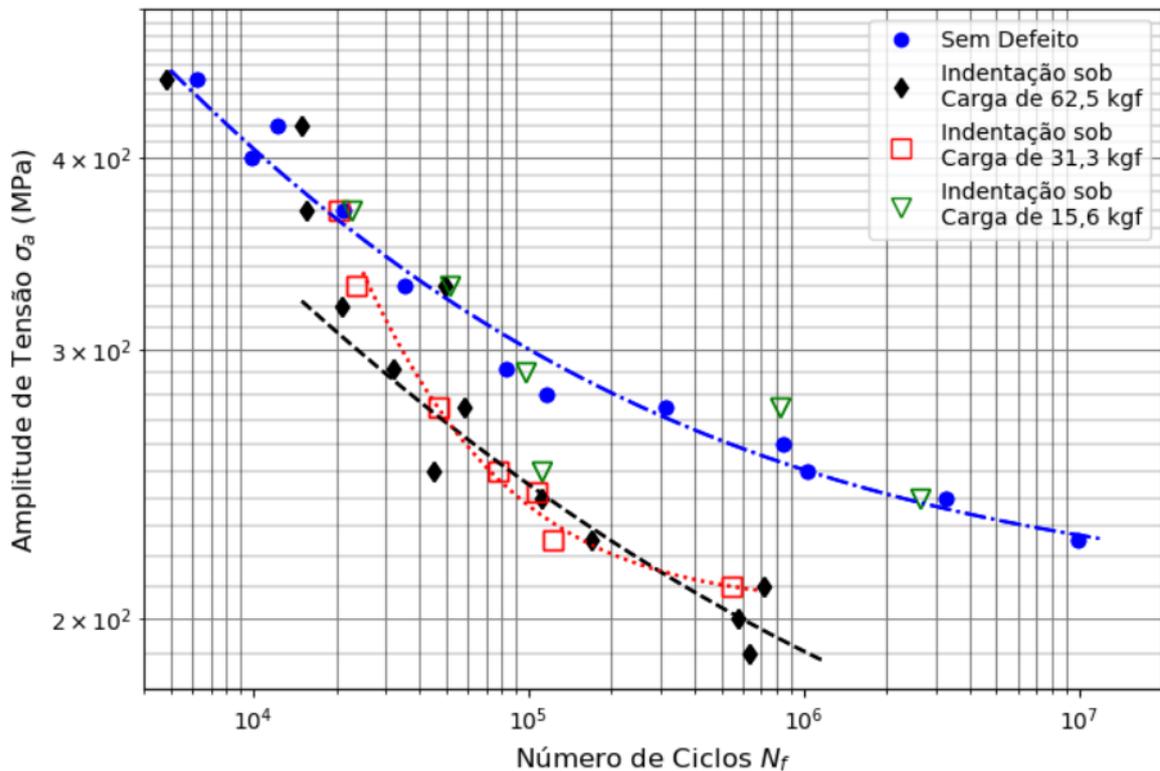


Figura 4.5: Curva S-N para o corpo de prova liso e na presença dos três defeitos.

Em seguida, avalia-se como a extrapolação da linha de tendência para vidas iguais a 10^7 ciclos (σ_{a10^7}), como mostrado na Figura 4.6, podem ser consideradas para estimar o limite de resistência à fadiga. Para tanto, comparam-se as amplitudes de tensão correspondentes a uma vida de 10^7 ciclos com os limites de resistência à fadiga produzidos pelo modelo de Murakami e Endo [3]. Este utiliza os valores de dureza *Vickers* do material e da raiz da área da seção transversal de cada defeito (\sqrt{area}) para estimar o limite de resistência à fadiga, como mostra a Eq.(2.6), reproduzida a seguir:

$$\sigma_w = \frac{1,43 (H_V + 120)}{(\sqrt{area})^{1/6}}. \quad (2.6)$$

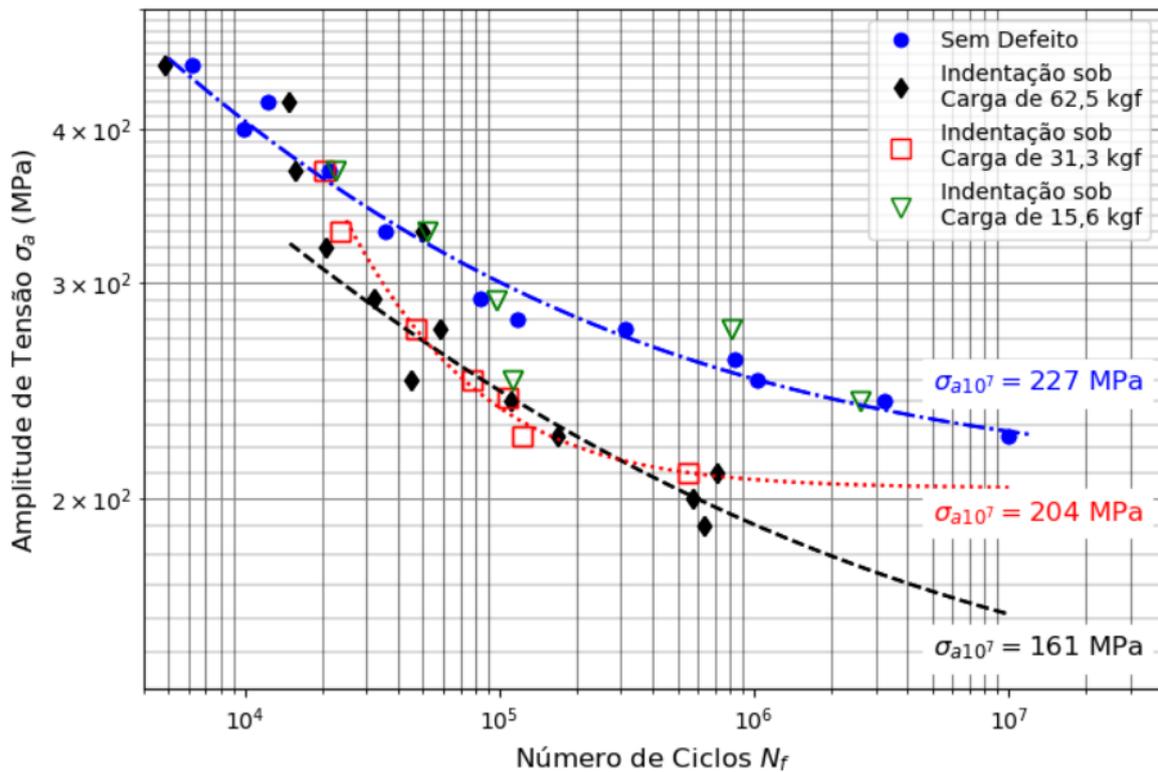


Figura 4.6: Extrapolação das linhas de tendência até 10^7 ciclos.

De acordo com a Eq.(2.7), o parâmetro \sqrt{area} é dado por $\sqrt{10}c$ quando a razão L/c é maior que 10.

Para o material sem defeito, segundo Murakami [7], o limite de resistência à fadiga, σ_{w0} , pode ser determinado por meio da Eq.(2.8), reproduzida a seguir:

$$\sigma_{w0} = 1,6 H_V. \quad (2.8)$$

A Tabela 4.1 mostra os limites de resistência à fadiga estimados pelo modelo de Murakami e Endo e a estimativa da amplitude de tensão correspondente a uma vida de 10^7 ciclos, σ_{a10^7} , a partir de uma extrapolação da linha de tendência, bem como a diferença entre os dois resultados, para os casos estudados.

Tabela 4.1: Amplitude de tensão correspondente a 10^7 ciclos segundo a linha de tendência (σ_{a10^7}) e o limite de resistência à fadiga segundo o modelo de Murakami e Endo [3], σ_w , para os defeitos analisados.

Carga de indentação (kgf)	Dureza (H_V)	L/c ($\mu\text{m}/\mu\text{m}$)	\sqrt{area} (μm)	σ_w (MPa)	σ_{a10^7} (MPa)	$\frac{\sigma_{a10^7}-\sigma_w}{\sigma_w}100$ (%)
62,5	178	650/35	111	194	161	-17,0
31,3		460/17	54	219	204	-6,8
15,6		340/8	25	249	-	-
Sem Defeito		-	-	285	227	-20,4

Segundo Murakami [7], o modelo da Eq.(2.6) funciona dentro de determinados valores de \sqrt{area} . Em geral, o limite superior é cerca de 1000 μm . Já o limite inferior depende do material analisado, e pode ser estimado substituindo-se o valor do limite de resistência à fadiga do material sem defeito, σ_{w0} , na Eq.(2.6). Desta forma, considerando $\sigma_{w0} = 285$ MPa, de acordo com a Eq.(2.8), o parâmetro \sqrt{area} deve ser maior que 11 μm , de modo que todos os defeitos considerados nesse trabalho poderiam ter seus limites de resistência à fadiga estimados pelo modelo de Murakami e Endo. Considerando $\sigma_{w0} = 227$ MPa (amplitude de tensão correspondente a uma vida de 10^7 ciclos, segundo a linha de tendência), o limite inferior para o parâmetro \sqrt{area} seria cerca de 44 μm , segundo a Eq.(2.6). Assim, o defeito por indentação com carga de 15,6 kgf não poderia ser analisado por meio do modelo de Murakami e Endo para o limite de resistência à fadiga, porque, a partir desse valor de \sqrt{area} , o material se torna insensível ao defeito. Os dados preliminares de vida à fadiga obtidos no presente estudo indicam que defeitos dessa ordem de grandeza não afetariam a vida desse material.

O limite de resistência à fadiga, segundo o modelo de Murakami e Endo [3], calculado pela Eq.(2.6) é igual a 194 MPa para a liga de alumínio 7075-T6511 na presença do defeito por indentação com carga de 62,5 kgf. Já a amplitude de tensão correspondente a uma vida igual a 10^7 ciclos é cerca de 161 MPa, segundo a linha de tendência. Assim, a estimativa da amplitude de tensão para um vida de 10^7 ciclos é conservadora em relação ao limite de resistência à fadiga calculado pelo modelo de Murakami e Endo [3], uma vez que foi estimado um valor 17% menor que aquele obtido por meio do modelo de Murakami e Endo [3] para o material com defeito por indentação com carga de 62,5 kgf.

Considerando-se a linha de tendência produzida com corpos de prova contendo defeitos por indentação com carga de 31,3 kgf, a amplitude de tensão para 10^7 ciclos é de 204 MPa e a estimativa do limite de resistência à fadiga é de 219 MPa, segundo o modelo de Murakami e Endo [3]. Isso representa uma diferença de aproximadamente -6,8%.

Para o defeito por indentação com carga de 15,6 kgf, não foi possível obter uma estimativa da amplitude de tensão para 10^7 ciclos, uma vez que não foi produzida a linha de tendência. Para esse defeito, o modelo de Murakami e Endo [3] prevê um limite de resistência à fadiga igual a 249 MPa.

Para o material sem defeito, foi estimada que a amplitude de tensão para 10^7 ciclos é de 227 MPa, segundo a linha de tendência e, de acordo com Murakami [7], a estimativa do limite de resistência à fadiga é de 285 MPa, o que representa uma diferença de cerca de $-20,4\%$. Assim como nos casos dos defeitos por indentação com carga de 62,5 kgf e 31,3 kgf, para o material sem defeito, a estimativa do limite de resistência à fadiga a partir da linha de tendência se mostrou conservadora em relação ao modelo de Murakami e Endo [3]. Observa-se que as diferenças entre as estimativas a partir das curvas S-N e aquelas pelo modelo de Murakami e Endo [3] são relativamente pequenas, quando se considera que as primeiras foram obtidas a partir de dados associados à vidas menores que 10^6 ciclos, ou seja, cerca de 10 vezes menor do que o número de ciclos considerado para estimar a resistência à fadiga.

É interessante observar que a mesma tendência de superestimar o limite de resistência à fadiga foi observado por Murakami [51], no estudo da liga de alumínio 2017-T4. Naquele trabalho, foram obtidos os limites de resistência à fadiga pelo modelo de Murakami e Endo [3] e experimentalmente na presença de defeitos com \sqrt{area} entre $74 \mu\text{m}$ e $140 \mu\text{m}$. Foi obtido um erro entre $+7,1\%$ e $+14,1\%$, onde o sinal positivo indica que o limite de resistência à fadiga calculado pelo modelo de Murakami e Endo [3] é maior que a estimativa da amplitude de tensão para 10^7 ciclos. Portanto, para ambas as ligas de alumínio, o modelo de Murakami e Endo [3] previu valores de limite de resistência à fadiga acima daqueles obtidos experimentalmente por ele e estimados a partir das linhas de tendência nesse estudo.

4.2 Fractografia

Analisando a superfície de fratura do material, observa-se a presença de três regiões distintas: a de iniciação da trinca, de propagação e a fratura final, como mostra a Figura 4.7, indicadas pelas letras A, B e C, respectivamente.

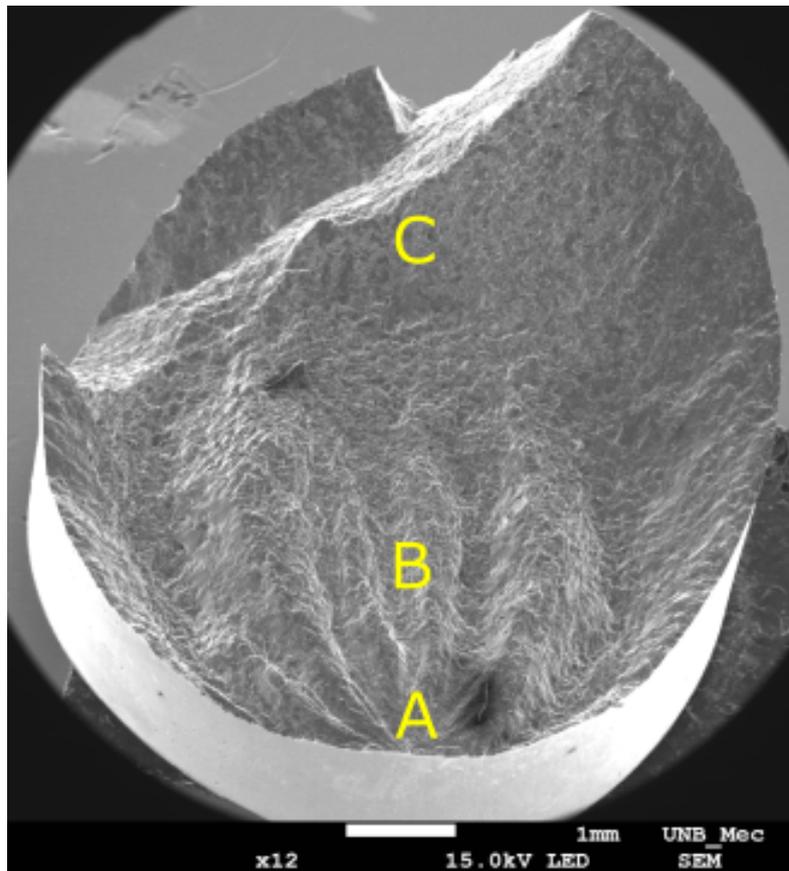


Figura 4.7: Diferentes regiões da superfície de fratura do material: A - iniciação da trinca; B - propagação da trinca e; C - fratura final.

Observando a superfície de fratura macroscopicamente, as falhas por fadiga apresentam algumas características semelhantes às falhas frágeis, como a ausência do pescoço e o fato de ocorrerem perpendicularmente à direção de carregamento. Porém, em geral, as superfícies de falha por fadiga apresentam marcas de rio ou de praia [52]. A Figura 4.8 mostra a região de iniciação e propagação da trinca de um corpo de prova sem defeito, no qual uma amplitude de tensão de 240 MPa foi aplicada, com uma frequência de 20 Hz, falhando após cerca de $3,3 \times 10^6$ ciclos. Observa-se os dois estágios iniciais da trinca: a região de iniciação, representada pelo retângulo e a de propagação, caracterizada pelas marcas de rio, indicadas pelas setas. Nota-se que as marcas de rio divergem da região de iniciação da trinca.

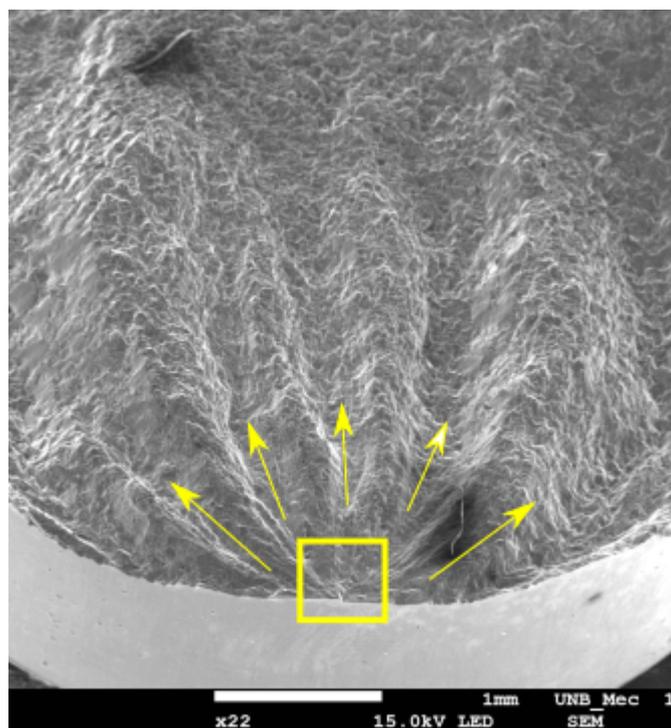


Figura 4.8: Vista inclinada da superfície de fratura do corpo de prova sem defeito, no qual foi aplicada 240 MPa de amplitude de tensão.

Na Figura 4.9, observa-se a superfície de fratura de um corpo de prova com defeito por indentação com carga de 62,5 kgf. Nessa ensaio foi aplicada uma amplitude de tensão de 420 MPa, com uma frequência de 5 Hz, apresentando uma vida de $1,5 \times 10^4$ ciclos. Nota-se que, devido à presença do defeito, há duas regiões de iniciação da trinca. Estas estão localizadas na borda do defeito, como mostra os retângulos. Assim como no caso do corpo de prova sem defeito, a região de propagação é caracterizada pelas marcas de rio, indicadas pelas setas, que divergem da região de iniciação da trinca.

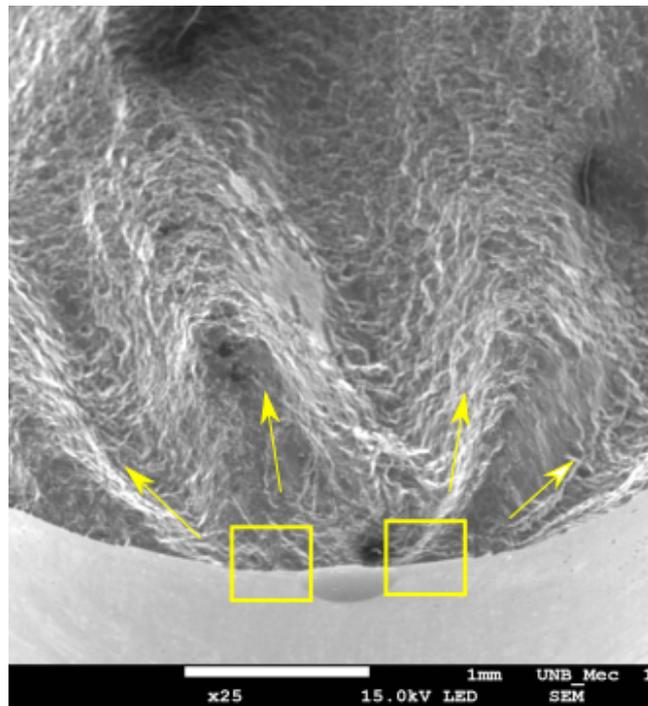


Figura 4.9: Vista inclinada da superfície de fratura do corpo de prova com defeito por indentação com uma carga de 62,5 kgf, no qual foi aplicada uma amplitude de tensão de 420 MPa.

Assim como no caso do defeito por indentação com carga de 62,5 kgf, a superfície de fratura do corpo de prova com defeito com carga de 31,3 kgf é caracterizada por duas regiões de iniciação da trinca, localizadas na borda do defeito, como mostra a Figura 4.10. Nesse ensaio foi aplicada uma amplitude de tensão de 250 MPa, com uma frequência de 10 Hz e o corpo de prova apresentou uma vida de $7,7 \times 10^4$ ciclos.

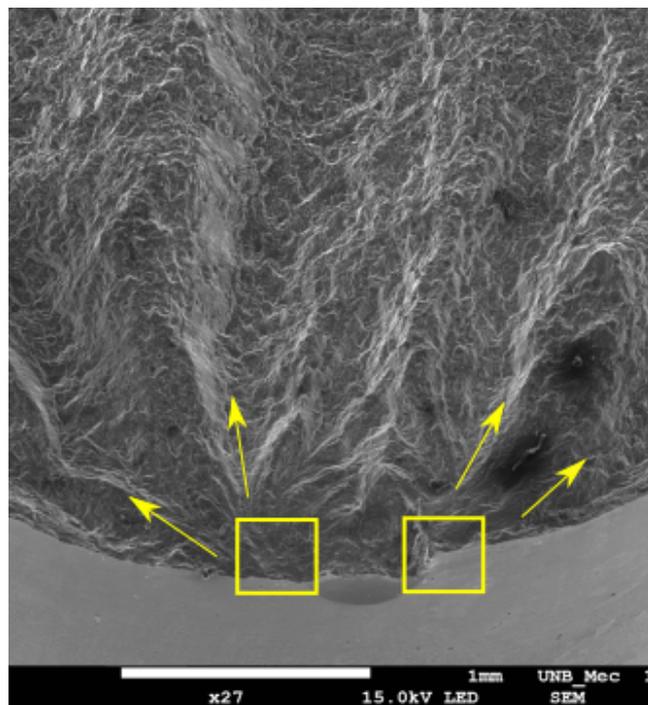


Figura 4.10: Vista inclinada da superfície de fratura do corpo de prova com defeito produzido com uma carga de 31,3 kgf, no qual foi aplicada uma amplitude de tensão de 250 MPa.

A superfície do corpo de prova com defeito por indentação com carga de 15,6 kgf é semelhante à do liso, como mostra a Figura 4.11, pois a trinca não se inicia no defeito, como nos dois casos anteriores. Nesse corpo de prova foi aplicada uma amplitude de tensão de 240 MPa, com uma frequência de 15 Hz, resultando em uma vida de $2,6 \times 10^6$ ciclos. Observa-se que a região de iniciação da trinca está localizada na superfície do corpo de prova, indicada pelas marcas de rio. Analisando a superfície de fratura, nota-se que o material não percebe a presença do defeito e a falha ocorre em outra região do corpo de prova, indicando que o material é insensível à presença desse defeito.

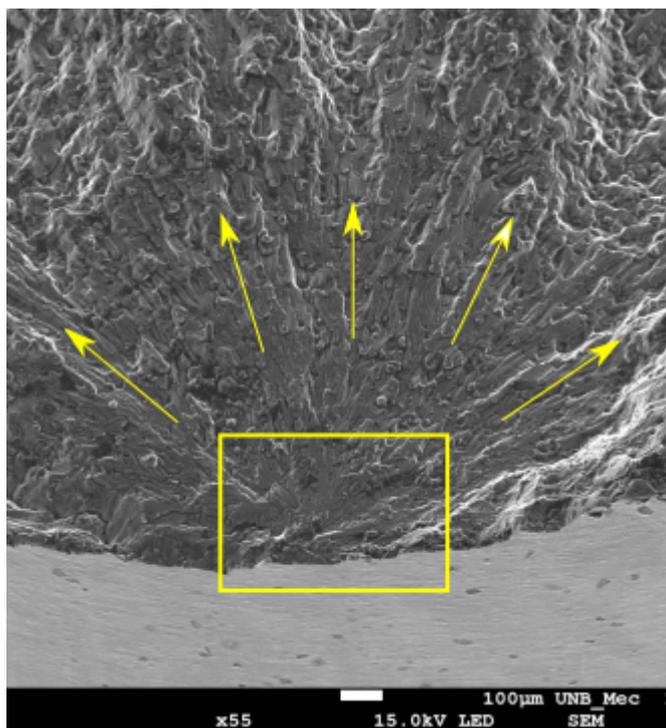


Figura 4.11: Vista inclinada da superfície de fratura do corpo de prova com defeito produzido com uma carga de 15,6 kgf, no qual foi aplicada uma amplitude de tensão de 240 MPa.

4.3 Simulação Numérica

Apresenta-se, nessa seção, uma simulação numérica de dez ciclos do ensaio de fadiga tração-compressão — com amplitude de tensão igual a 225 MPa — aplicado a um corpo de prova submetido à indentação sob carga de 62,5 kgf. Utilizou-se o *software Abaqus*, versão 14.1, para a simulação via método dos elementos finitos. Simulou-se apenas a parte central do corpo de prova, como mostra a Figura 4.12. O indentador foi definido como um componente rígido, uma vez que ele não sofre deformações significativas. Foi modelada a região central do corpo de prova, com 10 mm de comprimento e o indentador como metade de uma esfera com 2,5 mm de diâmetro. Assumiu-se que as tensões residuais no corpo de prova, antes da indentação, são nulas. Essa hipótese simplificadora é questionável, mas sua determinação foge ao escopo do presente trabalho.

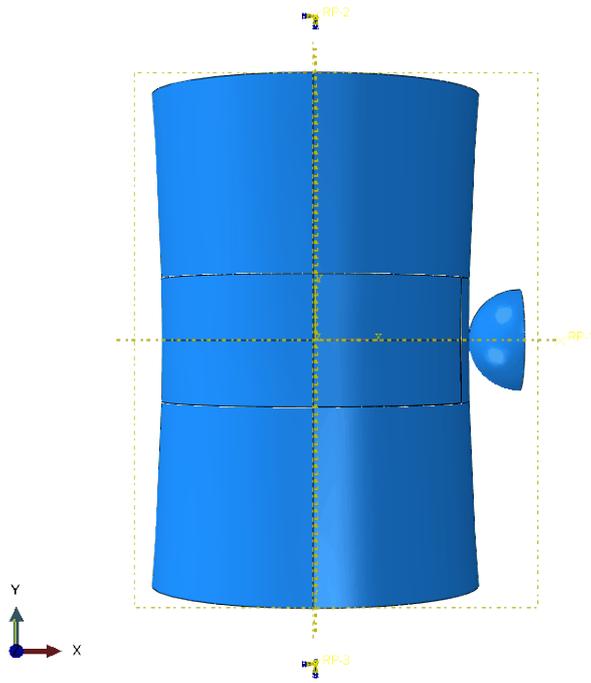


Figura 4.12: Geometria analisada numericamente.

Para a definição das propriedades do material (módulo de elasticidade de 71,7 GPa, tensão de escoamento de 595 MPa e limite de resistência à tração de 696 MPa), utilizou-se os pontos da curva verdadeira obtida no ensaio de tração monotônico até a tensão máxima, onde foi prolongada até 20% de deformação, como mostra a Figura 4.13. Considerou-se que o material apresenta endurecimento isotrópico.

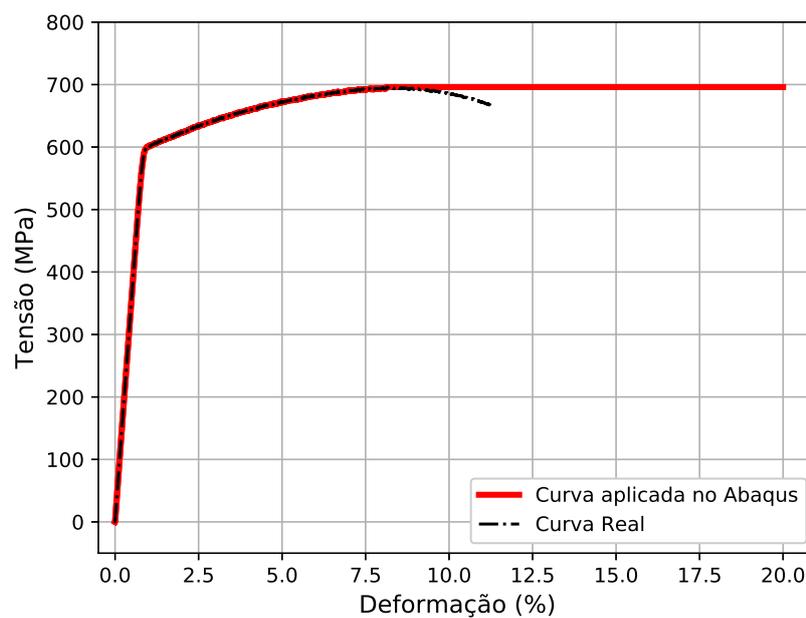


Figura 4.13: Curva de encruamento utilizada na simulação numérica.

Em geral, os materiais exibem curvas distintas para encruamentos monotônico e cíclico. Porém, a curva cíclica não estava disponível e, portanto, a simulação computacional foi realizada com base na curva monotônica. Embora se reconheça que este não é o procedimento ideal, esta análise serve como um estudo preliminar do comportamento do material.

Utilizou-se uma malha estruturada, com elementos hexagonais de 8 nós e integração reduzida. A região de aplicação do indentador foi mais refinada, pois é a área de interesse da análise, como mostra a Figura 4.14. Nessa região, definiu-se os elementos com cerca de 0,04 mm de lado. Esse valor foi obtido aumentando-se a discretização da malha, até um valor onde não foram observadas alterações significativas nos resultados, comparados com os anteriores. Nas outras partes da região central do CP, aplicou-se um elemento com 0,5 mm e nas partes extremas, 1 mm. Desta forma, obteve-se um total de 428521 elementos e 477853 nós. Essa diferença de discretização é obtida modelando as partes separadamente, de modo que cada uma possa ter a sua própria malha, independente da parte vizinha. Para isso ser válido, foi definido que os deslocamentos dos nós das faces de uma parte serão iguais aos deslocamentos da face do elemento que o nó está em contato, através da função *tie*, no *software Abaqus*.

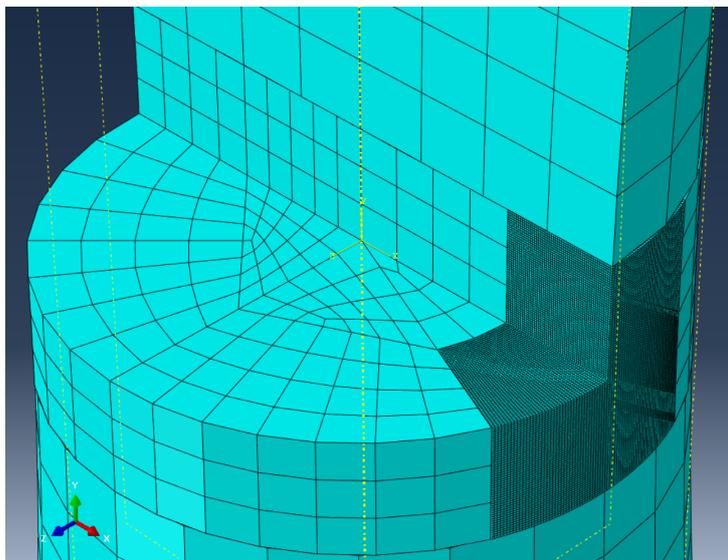


Figura 4.14: Malha aplicada ao corpo de prova.

Foi definida uma condição de contato sem atrito entre o indentador e o corpo de prova.

A definição das condições de contorno e carregamento foi dividida em duas etapas: indentação e aplicação do carregamento cíclico. Na primeira etapa, a superfície inferior foi engastada e a superior, apoiada na direção de entrada do indentador, como mostra a Figura 4.15a. Prescreveu-se um deslocamento de $55 \mu\text{m}$ para o indentador na direção normal ao corpo de prova, que correspondeu à indentação com carga de 62,5 kgf.

O estudo considera a simulação do carregamento axial cíclico com amplitude de tensão nominal de 225 MPa. Para tanto, restringiu-se o movimento da superfície inferior na direção de aplicação da carga e foi aplicada uma força distribuída que varia senoidalmente com o tempo, com uma amplitude de 9,99 kN na região superior, como mostra a Figura 4.15b.

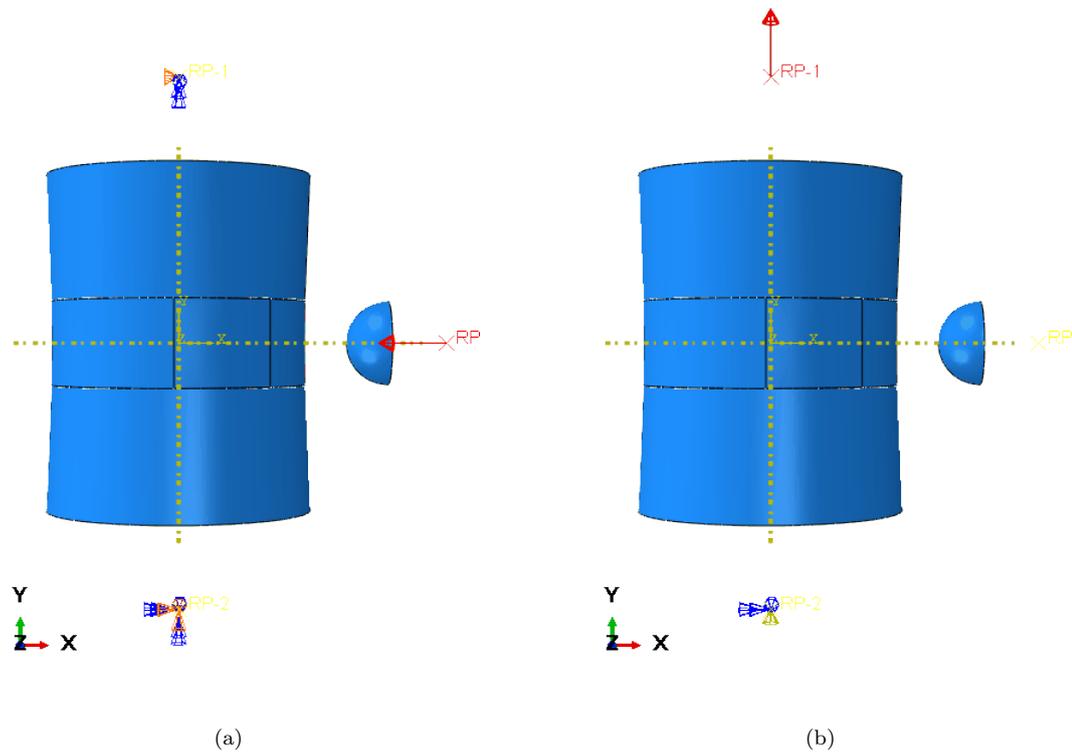


Figura 4.15: Condições de contorno para: a) indentação e b) aplicação do carregamento

Obteve-se numericamente um defeito com medidas muito próximas daquelas obtidas nos corpos de prova, como pode-se observar na Figura 4.16. De fato, o perfil do corpo de prova obtido na simulação numérica, em verde, acompanha a linha que delimita o perfil do defeito obtido no microscópio confocal, em azul. O passo a passo para a criação da Figura 4.16 está descrito no Apêndice A.2. Na simulação numérica, foi obtido um defeito com $c = 35 \mu\text{m}$ e $L = 616 \mu\text{m}$. Já nos corpos de prova, foram obtidos defeitos com profundidade média $c = 35,2 \mu\text{m}$, com desvio padrão de $0,3 \mu\text{m}$ e largura média $L = 641,2 \mu\text{m}$, com desvio padrão de $3,5 \mu\text{m}$, como mostra a Tabela 4.2.

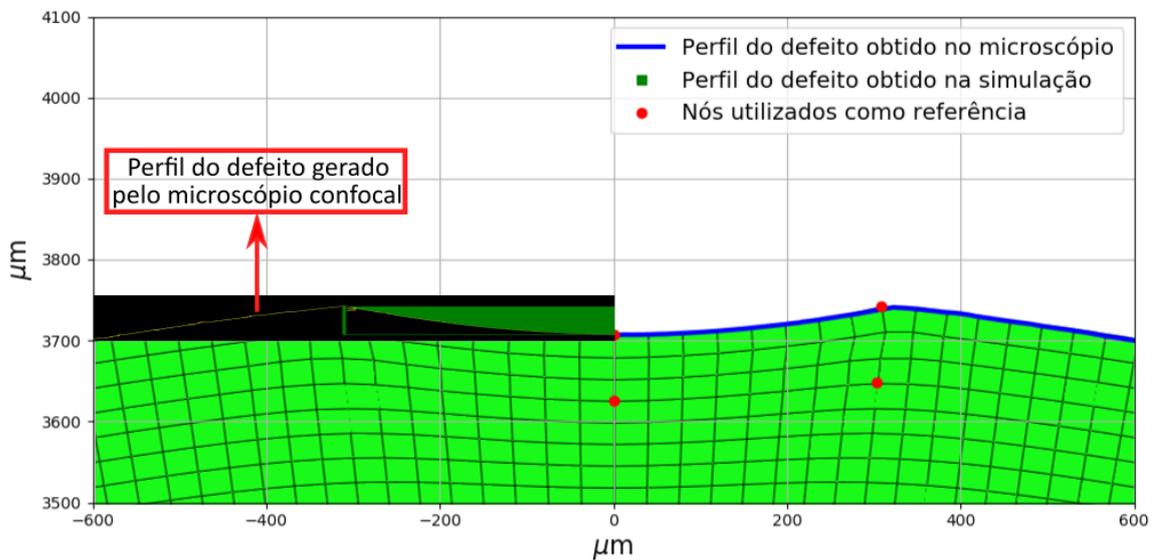


Figura 4.16: Perfil do defeito obtido na simulação e no microscópio confocal.

Tabela 4.2: Dimensões dos defeitos dos corpos de prova.

	c (μm)	L (μm)		c (μm)	L (μm)
1	35,8	649	9	35,3	641
2	35,6	648	10	35,5	644
3	35,2	642	11	35,1	639
4	35,0	635	12	35,0	637
5	35,6	645	13	35,2	641
6	34,8	635	Média (μm)	35,2	641,2
7	34,9	638	Desvio Padrão	0,2	3,5
8	35,2	642	(μm)		

Foram comparadas a força de reação do indentedor obtida na simulação e a aplicada no corpo de prova. Para fabricar o defeito no corpo de prova, foi aplicada uma força de 62,5 kgf. Na simulação, foi necessária a aplicação de uma força de 644,6 N, como mostra a Figura 4.17, para obter um defeito com profundidade igual àquela produzida pela indentação. Esse valor corresponde a cerca de 65,7 kgf, aproximadamente 5% acima da força aplicada no ensaio de dureza. Uma hipótese que pode explicar essa diferença é que, na simulação numérica, as propriedades do material foram definidas a partir do encruamento monotônico à tração. Porém, na indentação, as tensões são predominantemente compressivas, podendo provocar essa diferença nos resultados.

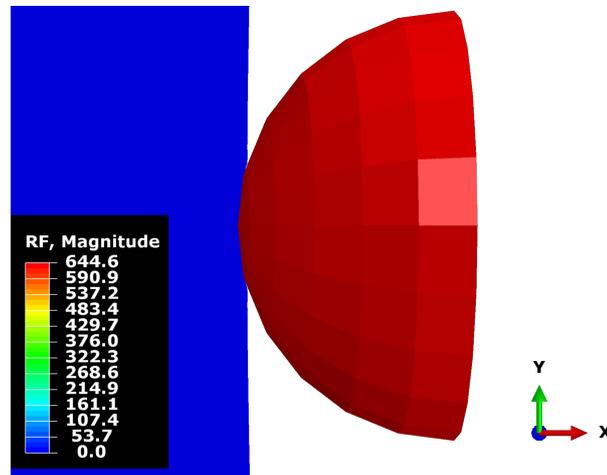


Figura 4.17: Força de reação no indentedor.

A Figura 4.18 mostra a norma da deformação total no momento de aplicação da carga máxima de indentação. Observam-se valores de até 51,6% na região interna do corpo de prova próximo à borda do defeito, representado pela linha tracejada. Nesses elementos, predomina a distorção γ_{xz} , de até 34,9%, pois estão localizados na transição entre uma região submetida à compressão do indentedor e outra livre de esforços compressivos. Vale ressaltar que, no ensaio de tração monotônico, o material apresentou uma deformação total de cerca de 12% na

ruptura. Observa-se que as deformações fornecidas pela simulação numérica atingiram valores compressivos muito maiores do que aqueles fornecidos pelo ensaio de tração, como mostrado na Figura 4.13. Portanto, diferenças entre o resultado numérico e o experimental podem estar relacionadas com as hipóteses simplificadoras adotadas para o comportamento mecânico do material.

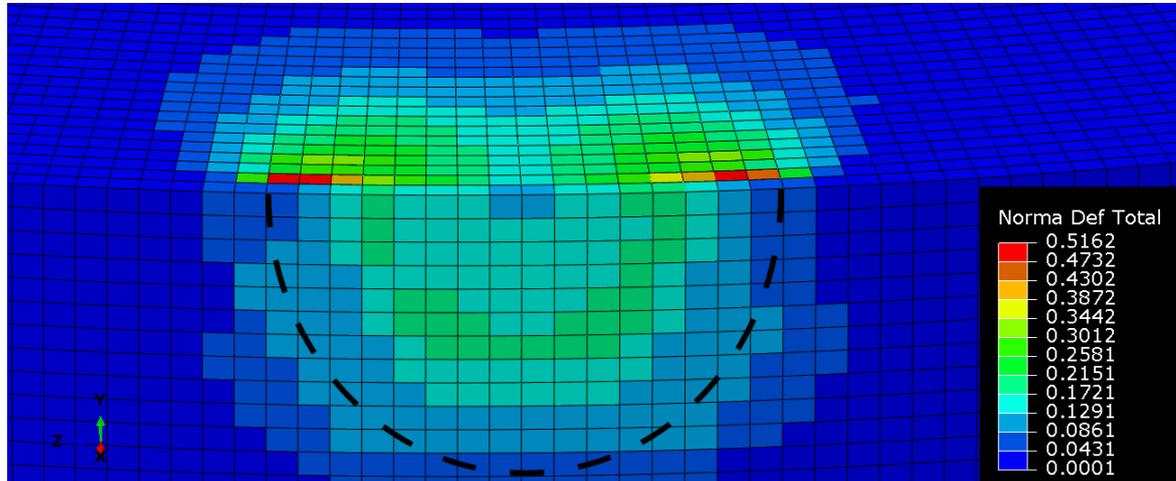


Figura 4.18: Norma da deformação total no momento de aplicação da carga máxima de indentação.

A Figura 4.19 mostra o campo de tensão hidrostática no momento de aplicação da carga máxima no indentedor, com os resultados extrapolados para os nós. Observa-se um gradiente de tensão elevado na região próxima à borda do defeito (delimitado pela linha tracejada): a tensão hidrostática varia de -258 MPa a -1376 MPa ao longo de $116 \mu\text{m}$. Assim, a regularização dos resultados dos pontos de Gauss dos elementos para os nós pode produzir atenuações dos picos e gradientes de tensão. Neste cenário, decidiu-se pela análise das tensões descritas nos pontos de Gauss dos elementos.

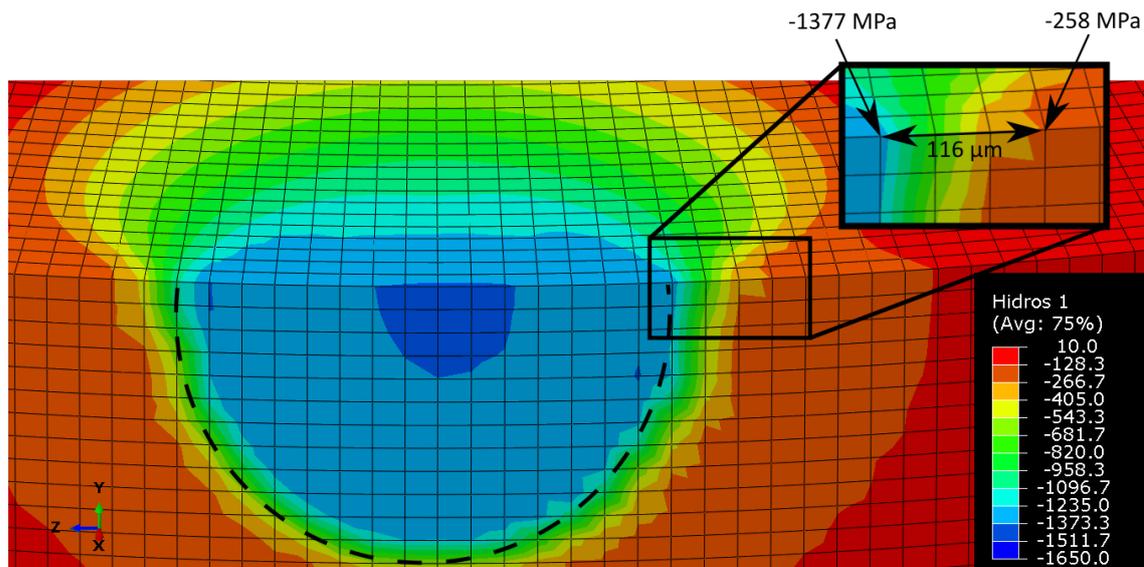


Figura 4.19: Campo de tensão hidrostática no momento de aplicação da carga máxima de indentação, descrito por meio do campo regularizado.

A Figura 4.20 mostra a norma do tensor desviador no momento de aplicação da carga máxima de indentação. Observa-se um gradiente menor do que no campo das tensões hidrostáticas, variando de 0 MPa fora do defeito até um valor máximo próximo de 570 MPa na região do defeito. Observa-se que esse valor é maior que a tensão de escoamento inicial do material, segundo Mises ($\sqrt{\frac{2}{3}}\sigma_0 = 486$ MPa), indicando que há plastificação na região.

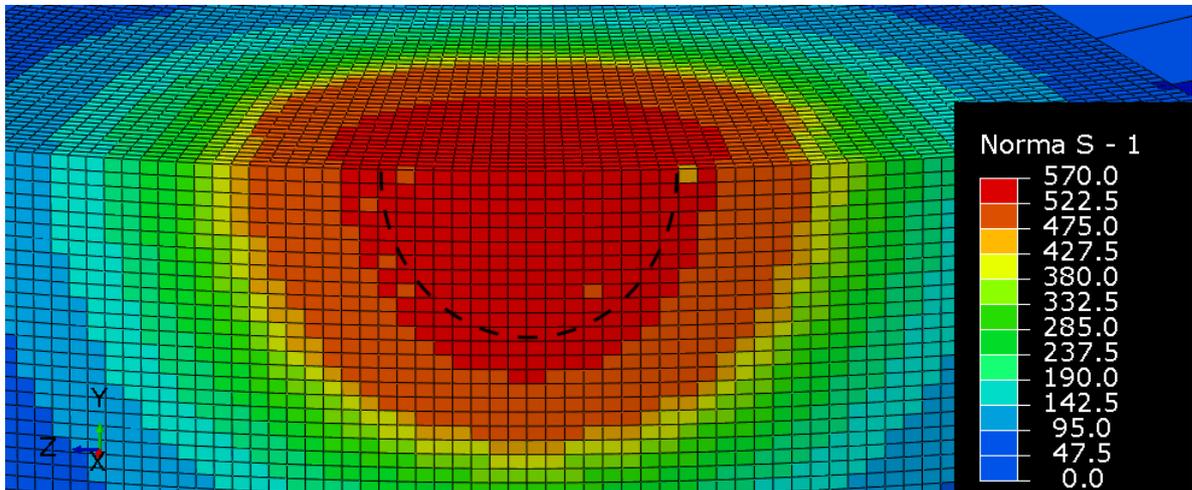


Figura 4.20: Norma do tensor desviador nos pontos de Gauss de cada elemento no momento de aplicação da carga máxima de indentação.

Após a saída do indentador, observa-se que a norma do tensor desviador diminui significativamente na região central do defeito, de 570 MPa para cerca de 100 MPa, como mostra a Figura 4.21. Observa-se também que as tensões residuais desviadoras mais significativas estão localizadas na borda do defeito, onde a norma do tensor desviador vale aproximadamente 570 MPa.

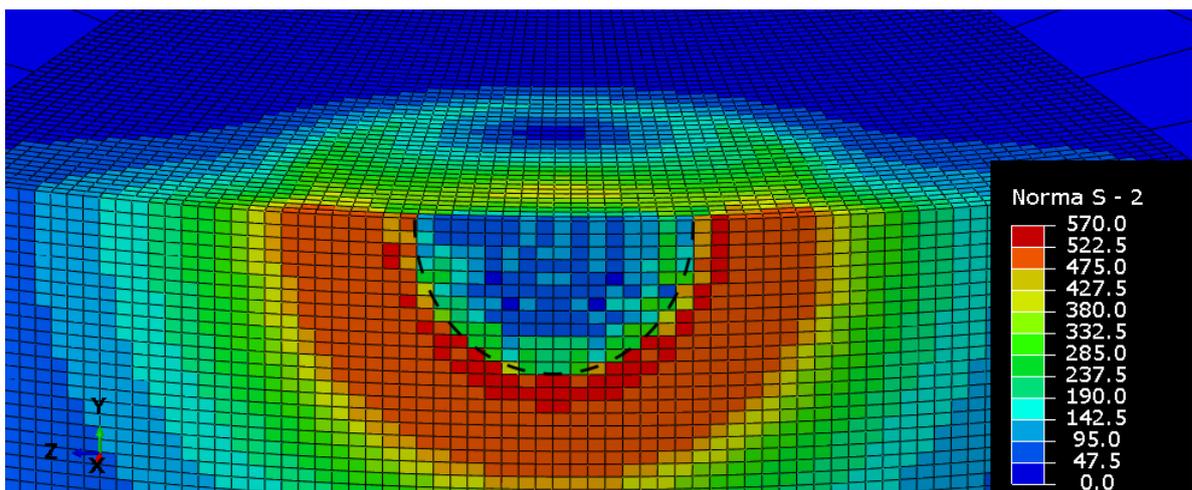


Figura 4.21: Norma do tensor desviador das tensões residuais nos pontos de Gauss de cada elemento após a saída do indentador.

Para caracterizar o carregamento à fadiga, considerou-se o parâmetro de Smith, Watson e Topper [53], SWT, modificado por Socie [54], o qual expandiu o modelo para o contexto

multiaxial:

$$SWT = \begin{cases} \max_{\theta, \phi} \sqrt{\sigma_{max} \sigma_a}, & \text{se } \sigma_{max} \geq 0, \\ 0, & \text{se } \sigma_{max} < 0, \end{cases} \quad (4.2)$$

onde σ_{max} e σ_a representam, respectivamente, a amplitude e o valor máximo da tensão normal no plano material determinado pelo vetor \vec{n} , caracterizado por:

$$\vec{n} = \begin{pmatrix} \text{sen}(\phi) \cos(\theta) \\ \text{sen}(\phi) \text{sen}(\theta) \\ \cos(\phi) \end{pmatrix}, \quad (4.3)$$

em que os ângulos θ e ϕ são ilustrados na Figura 4.22.

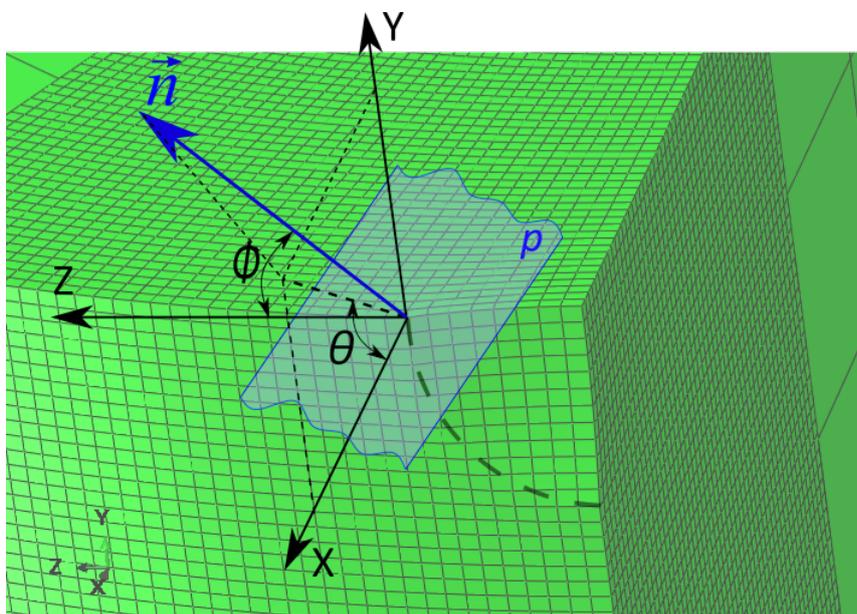


Figura 4.22: Representação gráfica dos ângulos ϕ e θ que caracterizam o vetor normal ao plano de análise, \vec{n} .

Esse parâmetro SWT é utilizado para estimar a vida do material na presença de defeitos por meio da curva S-N do material sem defeito. O parâmetro SWT do material com defeito pode ser entendido como uma amplitude de tensão equivalente ao material sem defeito. Esse parâmetro foi escolhido por apresentar bons resultados para ligas de alumínio aeronáuticas e materiais com características frágeis [55, 56].

Uma característica interessante do *software Abaqus* é a capacidade de extrair os resultados da simulação, tratá-los externamente e inserí-los no programa, a fim de obter a sua representação gráfica. Assim, nesse trabalho foram extraídos os campos de tensão na região próxima ao defeito, foi calculado o parâmetro SWT, a tensão normal máxima e mínima, a amplitude de tensão e os ângulos θ e ϕ em cada elemento e esses valores foram inseridos na simulação para a obtenção das representações gráficas de cada resultado. O Apêndice C mostra as rotinas empregadas nesse estudo.

Assim, após o primeiro ciclo de carregamento, foi obtido o parâmetro SWT para cada

elemento da região próxima ao defeito, como observa-se na Figura 4.23. Nota-se que a região onde o defeito não tem influência, o parâmetro vale cerca de 225 MPa, igual à tensão nominal aplicada. Na região interna ao corpo de prova, no fundo do defeito, o parâmetro vale 0 MPa, uma vez que predominam as tensões compressivas e a tensão máxima é negativa. O valor máximo do parâmetro SWT foi de 345 MPa, obtido em um elemento localizado na borda do defeito.

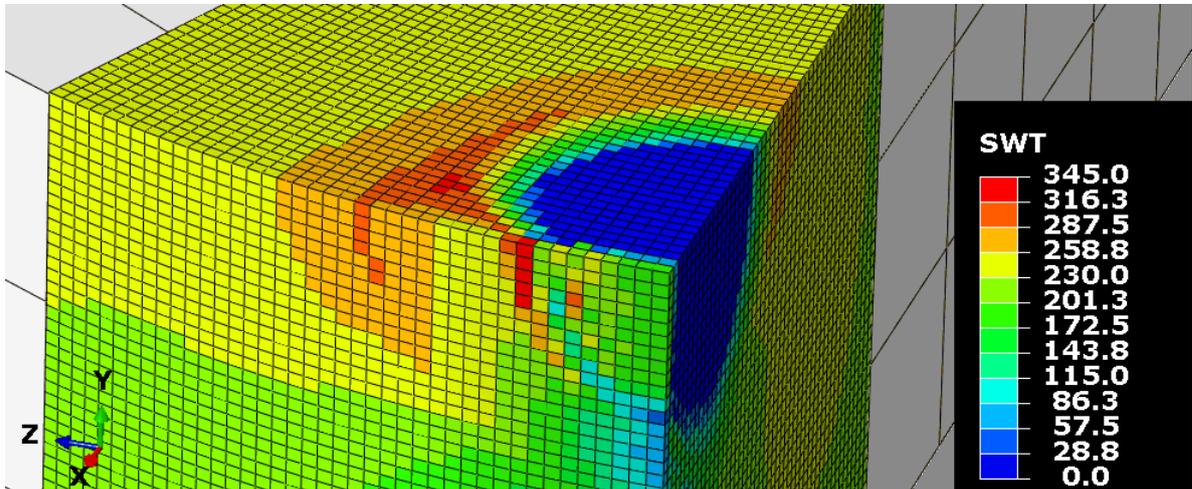


Figura 4.23: Parâmetro SWT nos elementos próximos ao defeito após o primeiro ciclo.

Observou-se que após o quinto ciclo de carregamento há uma estabilização das tensões próximas ao defeito. Assim, a distribuição do parâmetro SWT não sofre alteração em diante, como mostram as Figuras 4.24 e 4.25. Observou-se que o pico do parâmetro diminuiu, passando a valer 313 MPa, próximo à borda do defeito.

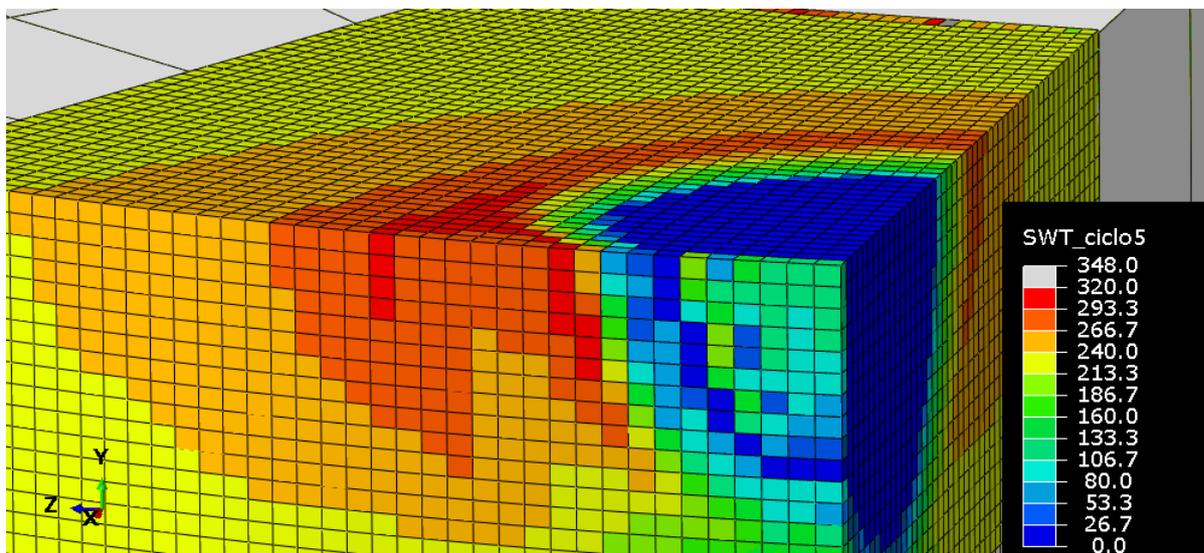


Figura 4.24: Parâmetro SWT nos elementos próximos ao defeito, após o quinto ciclo.

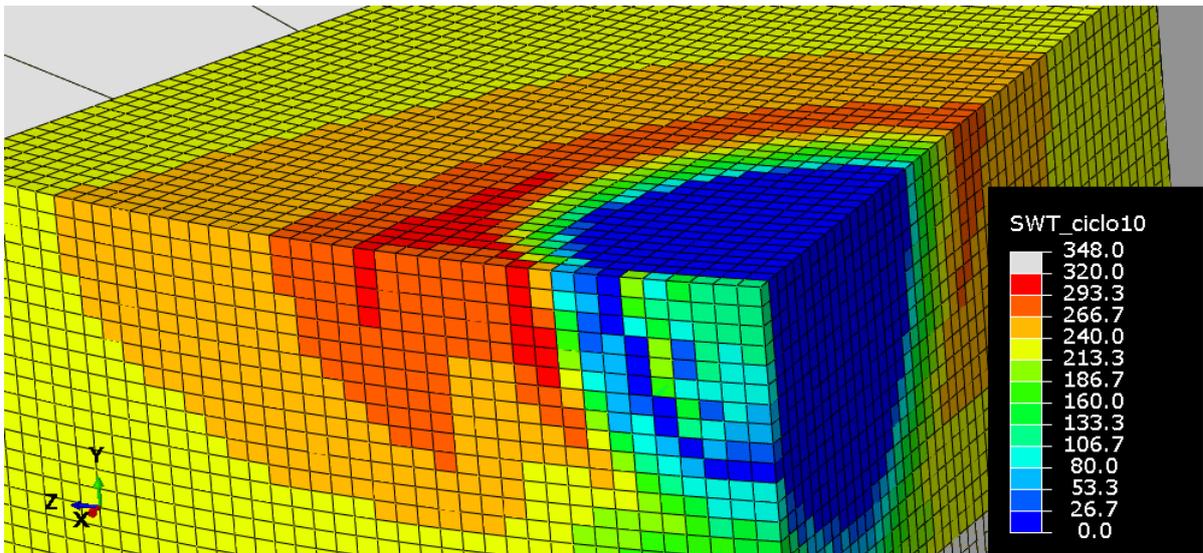


Figura 4.25: Parâmetro SWT nos elementos próximos ao defeito, após o décimo ciclo.

O parâmetro SWT é máximo no plano $\theta \approx \phi \approx 90^\circ$ (direção longitudinal, de aplicação do carregamento) para a maioria dos elementos do corpo de prova, como mostra a Figura 4.26. Observa-se que esses resultados não alteram ao longo dos ciclos. Esses valores foram obtidos variando os ângulos em $2,5^\circ$, obtendo o valor do parâmetro SWT e identificando qual o plano crítico.

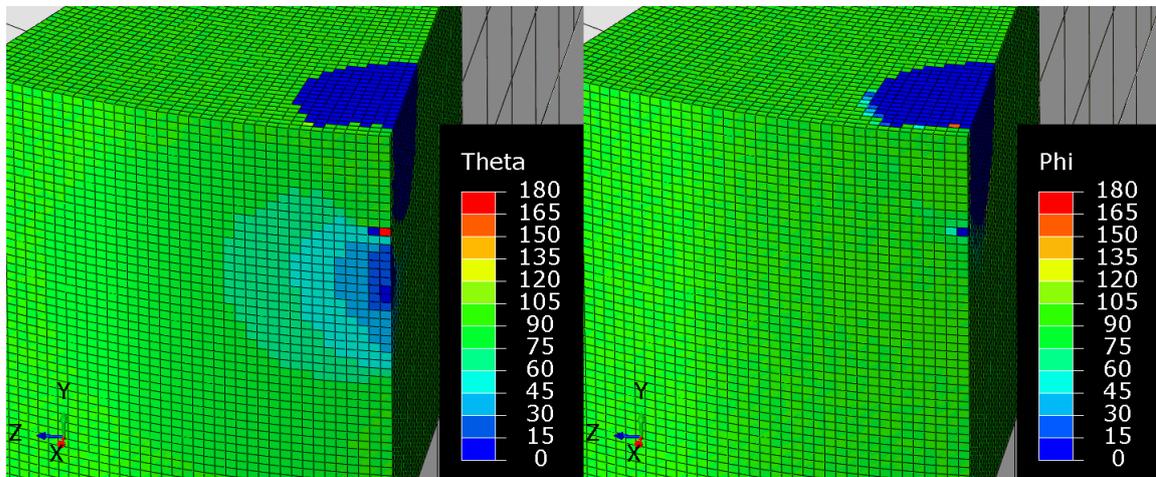


Figura 4.26: Ângulos θ e ϕ na normal aos planos onde o parâmetro SWT é máximo em cada elemento na região do defeito.

A Figura 4.27 mostra a variação do parâmetro SWT ao longo da circunferência do corpo de prova, nas vizinhanças da borda do defeito, após o primeiro ciclo de carregamento. Observa-se dois picos no parâmetro SWT: um igual a 345 MPa, localizado na borda do defeito e outro, igual a 297 MPa, a uma distância de $376 \mu\text{m}$ da borda do defeito. Nota-se uma oscilação no valor do parâmetro na região da indentação. Possivelmente, isso ocorre devido à integração reduzida adotada na simulação, visando evitar o travamento do elemento sob deformações plásticas elevadas.

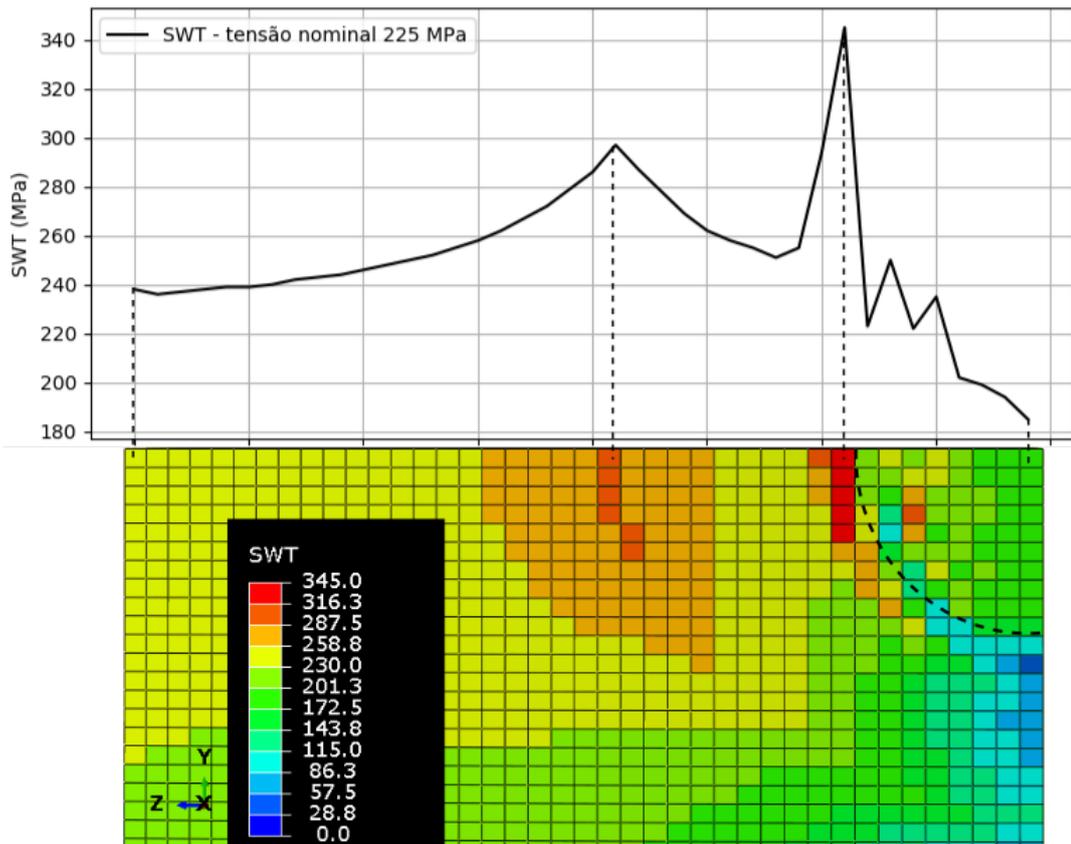


Figura 4.27: Variação do parâmetro SWT ao longo da circunferência do corpo de prova, após o primeiro ciclo de carregamento.

Após o quinto ciclo de carregamento, observamos alterações na curva que representa a variação do parâmetro SWT ao longo da circunferência do corpo de prova, como mostrado na Figura 4.28. Nota-se que o pico mais elevado, igual a 313 MPa não está mais localizado na borda do defeito, mas sim à cerca de $75 \mu\text{m}$ de distância, enquanto o segundo pico se mantém a $376 \mu\text{m}$ da borda.

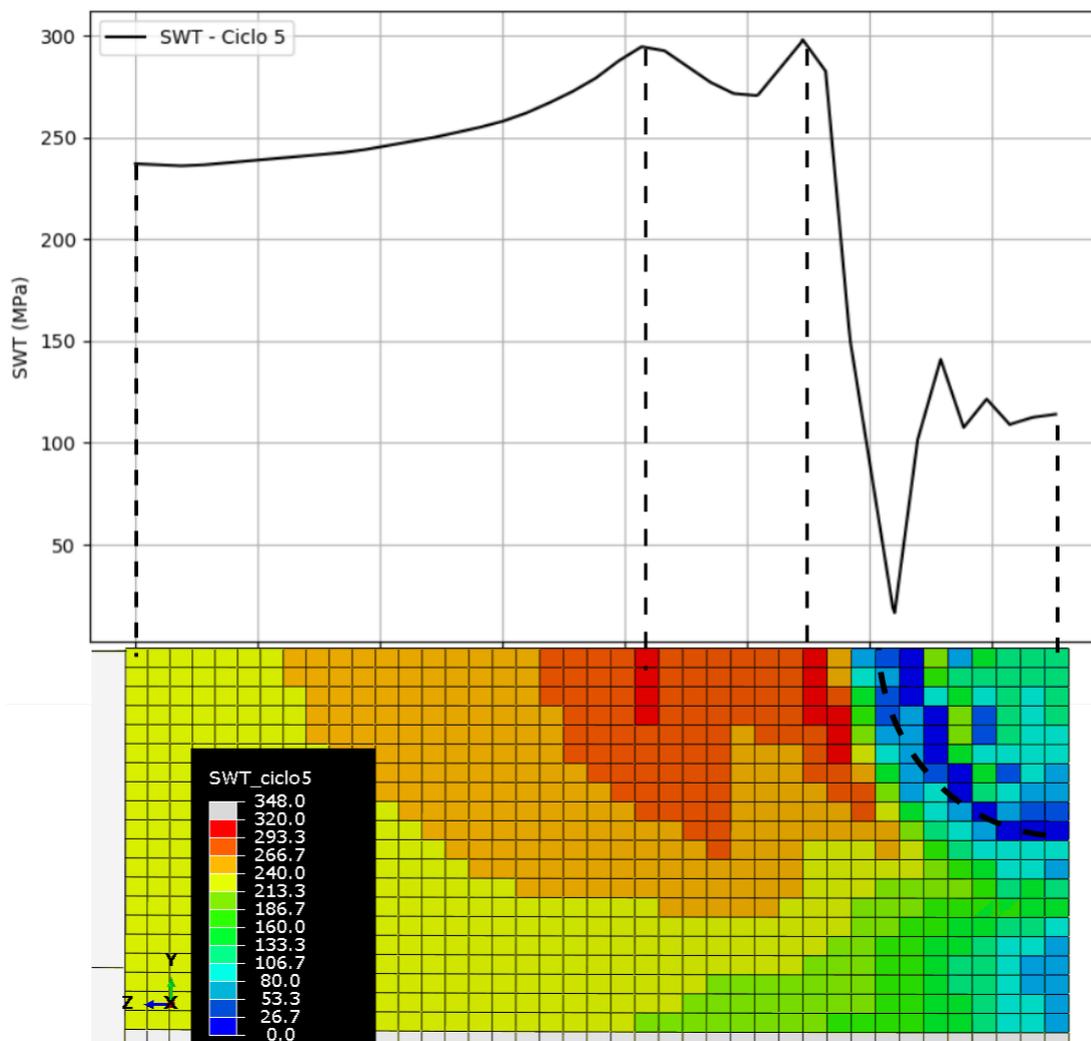


Figura 4.28: Variação do parâmetro SWT ao longo da circunferência do corpo de prova, após o quinto ciclo de carregamento.

No caso do ensaio uniaxial sem defeito, o parâmetro SWT é igual à amplitude de tensão. Isso ocorre porque o plano crítico e a seção transversal do corpo de prova são coincidentes, de modo que, considerando que não há tensões residuais decorrentes da indentação, a tensão máxima é igual à amplitude de tensão. Porém, no caso com defeito, as tensões residuais agem como tensões médias, distanciando o valor do parâmetro SWT da amplitude de tensão, como mostra a Figura 4.29. Observa-se que, na região mais distante do defeito, onde as tensões residuais se aproximam de zero, os valores da amplitude de tensão, da tensão normal máxima durante o ciclo e do parâmetro SWT assumem valores próximos a 225 MPa. À medida que se aproxima da borda do defeito, há um aumento no valor da tensão normal residual trativa, de modo que a tensão normal máxima ao longo do ciclo também aumenta. Assim, observa-se um valor maior para o parâmetro SWT, uma vez que a amplitude de tensão permanece praticamente constante.

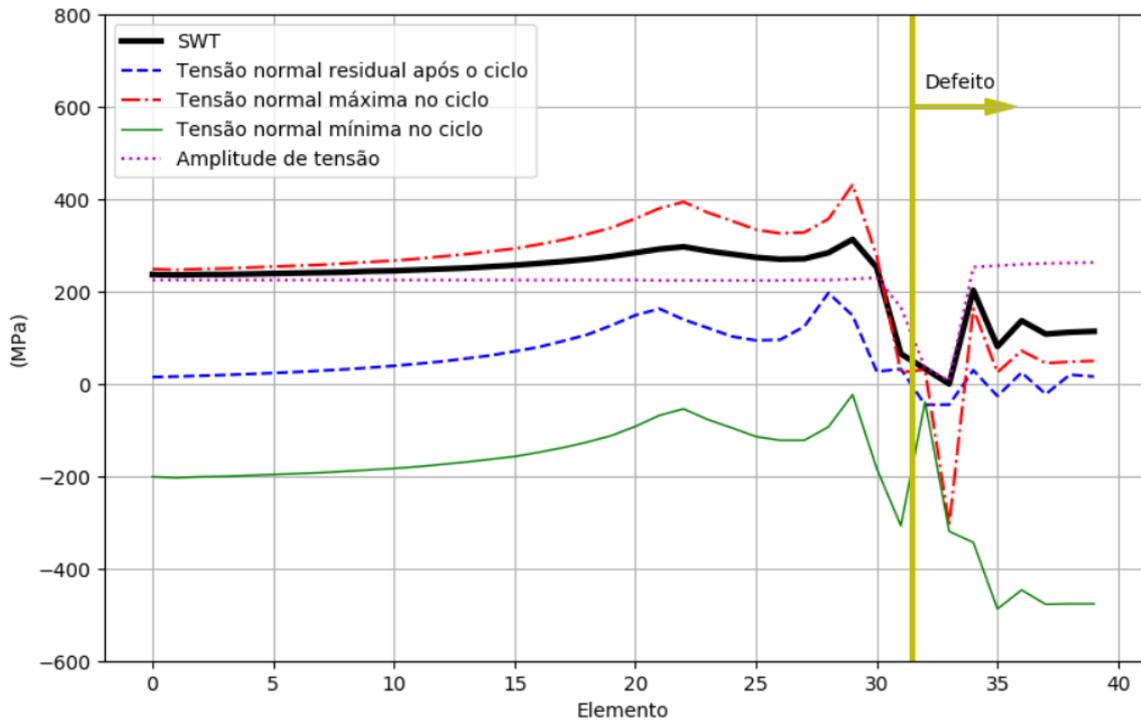


Figura 4.29: Variação do parâmetro SWT, da tensão normal residual após o décimo ciclo, das tensões normais máximas e mínimas da amplitude de tensão durante o décimo ciclo ao longo da circunferência do corpo de prova.

A Figura 4.30 mostra a distribuição do parâmetro SWT na seção transversal após o quinto ciclo de carregamento, comparando-a com a superfície de fratura do corpo de prova. Observa-se que o pico do parâmetro SWT ocorre na região de iniciação da trinca, de acordo com a análise fractográfica. Nota-se que as marcas de rio divergem de uma região próxima ao elemento onde o parâmetro SWT é máximo, como mostrado pelas setas. A elipse delimita uma região onde não há marcas de rio evidentes. Segundo os resultados numéricos, nessa região há um predomínio de tensões compressivas e o parâmetro SWT vale zero.

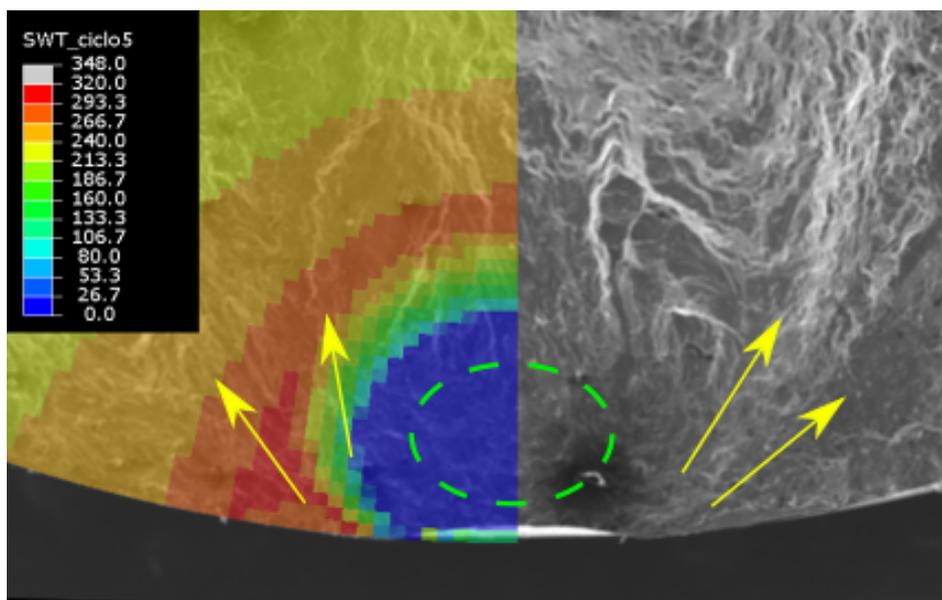


Figura 4.30: Parâmetro SWT na seção transversal, comparando-o com a superfície de fratura do corpo de prova.

A linha de tendência, apresentada na Figura 4.1, indica que, sob uma amplitude de 225 MPa, a liga de alumínio Al7075-T6511 sem defeito apresenta uma vida de cerca de $1,3 \times 10^7$ ciclos. A indentação com carga de 62,5 kgf provoca o surgimento de tensões residuais de até 267 MPa, modificando localmente a razão de carregamento. Assim, em decorrência do defeito, o material apresenta uma vida de cerca de 200 mil ciclos. O valor crítico do parâmetro SWT, é igual a 313 MPa, produz uma estimativa de vida igual a 67 mil ciclos ao se considerar a curva S-N do material sem defeito. Assim, o parâmetro SWT estima uma vida cerca de 3 vezes menor que aquela observada experimentalmente, como mostra a Figura 4.31. Apesar da estimativa de vida produzida pelo parâmetro SWT ser significativamente diferente da vida observada, observa-se que a desconsideração do defeito com um diâmetro de $640 \mu\text{m}$ e profundidade de $35 \mu\text{m}$ provoca um erro na vida de 67 vezes. Além disso, vale ressaltar que a estimativa da vida a partir do parâmetro SWT atua a favor da segurança.

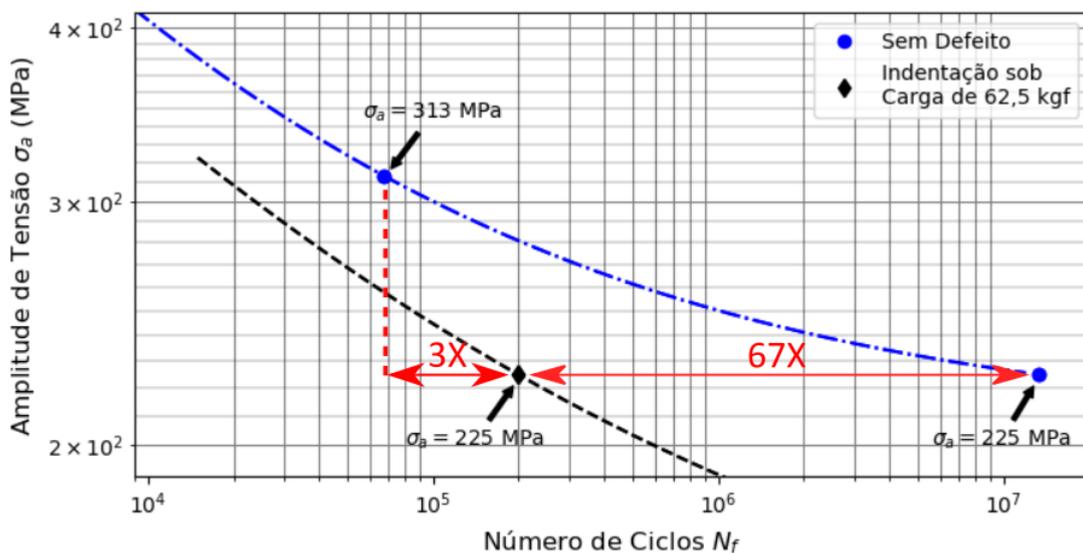


Figura 4.31: Vida à fadiga estimada segundo as linhas de tendência sob amplitudes de tensão de 225 MPa e 345 MPa.

A simulação numérica descrita nesse capítulo adota um conjunto de hipóteses simplificadoras que podem explicar a diferença na vida estimada pelo modelo SWT e a observada experimentalmente. Entre outros aspectos, destacam-se: (i) a descrição do comportamento elastoplástico cíclico, que no presente estudo foi aproximado pela curva monotônica à tração e (ii) a necessidade de uma discretização maior da malha, devido ao gradiente de tensões elevado na região de transição entre a parte indentada e aquela não exposta ao indentador. Uma malha mais refinada também permitiria um controle melhor dos efeitos nocivos devidos à integração reduzida dos elementos.

5 Conclusões e Trabalhos Futuros

Conclusões

Foram analisadas as vidas à fadiga da liga de alumínio 7075-T6511 com defeitos com \sqrt{area} iguais a 111 μm , 54 μm e 25 μm , produzidos por indentação com cargas de 62,5 kgf, 31,3 kgf e 15,6 kgf, respectivamente. A partir das análises realizadas no presente estudo, concluiu-se que:

1. O material se mostrou insensível a defeitos por indentação com carga de 62,5 kgf e 31,3 kgf para amplitude de tensão acima de 320 MPa. Em ambos os casos, sob amplitudes de tensão menores que 320 MPa, quanto menor a amplitude de tensão, maior a redução na vida do material. Para o material com defeito com carga de 62,5 kgf, observou-se reduções na vida de 6 a 67 vezes para amplitudes de tensão variando entre 275 e 225 MPa, respectivamente. Já na presença do defeito com carga de 31,3 kgf, o material apresentou reduções nas vidas de 5 a 84 vezes para o mesmo intervalo de amplitudes de tensão. Os poucos resultados experimentais obtidos para o material com defeito por indentação sob carga de 15,6 kgf não indicam influência desse defeito na vida à fadiga.
2. A estimativa de limite de resistência à fadiga produzida estendendo-se a curva S-N até 10^7 ciclos foi 17% menor do que aquele obtido pelo modelo de Murakami e Endo [3] no caso da indentação com carga de 62,5 kgf. Já para o defeito produzido aplicando-se uma carga de 31,3 kgf, essa diferença foi de 6,8%. Observou-se que as estimativas de limite de resistência à fadiga obtidas extrapolando-se as curvas S-N até 10^7 ciclos produziram resultados conservadores em relação àquelas calculadas pelo modelo de Murakami e Endo [3]. Estas diferenças são relativamente pequenas, quando se considera que foram obtidas a partir de dados associados à vidas menores que 10^6 ciclos, ou seja, cerca de 10 vezes menor do que o número de ciclos considerado para estimar a resistência à fadiga.
3. As marcas de rio presentes nas superfícies de fratura dos corpos de prova com defeito por indentação com carga de 62,5 kgf e 31,3 kgf indicam que as trincas iniciaram em uma região próxima à borda do defeito. Já no caso dos defeitos por indentação com carga 15,3 kgf, a trinca iniciou na superfície do corpo de prova, ignorando a presença do defeito, falhando de modo semelhante aos corpos de prova sem defeito.
4. Na simulação numérica correspondente a indentação por carga de 62,5 kgf, obteve-se

um defeito por indentação com profundidade $c = 35 \mu\text{m}$ e largura $L = 616 \mu\text{m}$, o que representa uma diferença de 0,6% e 4,1%, respectivamente, em relação à profundidade média e a largura média dos defeitos produzidos nos corpos de prova. A simulação numérica produziu tensões residuais normais de até 267 MPa.

5. Após o primeiro ciclo de carregamento com amplitude de tensão nominal de 225 MPa, o parâmetro SWT vale 225 MPa na região onde não há influência do defeito, 0 MPa na região interna do corpo de prova, no fundo do defeito, onde predominam tensões compressivas e um pico de 345 MPa na borda do defeito. Este pico está localizado na região onde a tensões residuais normais são máximas.
6. O pico simulado do parâmetro SWT é coincidente com a região de iniciação da trinca, indicado pelas marcas de rio presentes na superfície de fratura.
7. A vida do corpo de prova com defeito por indentação com carga de 62,5 kgf no qual foi aplicada uma amplitude de tensão de 225 MPa é cerca de 200 mil ciclos. Para o parâmetro SWT igual a 345 MPa, estimou-se uma vida igual a 30 mil ciclos, segundo a linha de tendência. Isso representa uma redução de 6,7 vezes na vida observada experimentalmente e a estimada pelo parâmetro SWT. Observa-se que, para uma amplitude de tensão de 225 MPa, o material sem defeito apresentou uma vida de cerca de $1,3 \times 10^7$ ciclos. Assim, o defeito provocou uma redução na vida de 67 vezes. Vale ressaltar que o parâmetro SWT faz uma estimativa de vida cerca de 6,7 vezes menor que o observado experimentalmente, ou seja, atua a favor da segurança. Já a estimativa da vida desprezando esses defeitos provoca um erro de 67 vezes contra a segurança.

Trabalhos Futuros

Ao final deste trabalho, foram identificados os seguintes tópicos para a evolução da pesquisa:

1. Delimitar as dimensões do defeito por indentação abaixo das quais não se observa influência na vida à fadiga do material.
2. Realizar mais ensaios de fadiga em corpos de prova com defeitos por indentação com carga de 31,3 kgf, a fim de se obter uma melhor avaliação da influência desse defeito na vida à fadiga do material.
3. Obter uma caracterização mais precisa do comportamento mecânico do material, com destaque no comportamento monotônico à compressão e no comportamento elastoplástico cíclico.
4. Considerar a teoria das distâncias críticas na análise da vida à fadiga.
5. Analisar o efeito da tensão média na vida à fadiga do material.

Referências Bibliográficas

- [1] T. BILLAUDEAU, Y. NADOT e G. BEZINE. “Multiaxial fatigue limit for defective materials: mechanisms and experiments”. Em: *Acta Materialia* 52.13 (ago. de 2004), pp. 3911–3920.
- [2] Y. NADOT, J. MENDEZ, N. RANGANATHAN e A. S. BERANGER. “Fatigue Life Assessment of Nodular Cast Iron Containing Casting Defects”. Em: *Fatigue Fracture Engeneering Material Structure* 22 (ago. de 1999), pp. 289–300.
- [3] Y. MURAKAMI e T. ENDO. “Effects of small defects on fatigue strength of metals”. Em: *International Journal of Fatigue* 2.1 (1980), pp. 23 –30.
- [4] Y. MURAKAMI e M. ENDO. “Quantitative evaluation of fatigue strength of metals containing various small defects or cracks”. Em: *Engineering Fracture Mechanics* 17.1 (1983). Special Issue: International Conference on Advanced Materials Mechanical Properties '90 (ICAMP '90), pp. 1 –15.
- [5] M. MURAKAMI Y. Endo. “The Behavior of Short Fatigue Cracks; Miller, K. J. and de los Rios, E. R.” Em: Mechanical Engineering Publications, 1986. Cap. 5.
- [6] Y. MURAKAMI e M. ENDO. “The area Parameter Model for Small Defects and Non-metallic Inclusions in Fatigue Strength: Experimental Evidences and Applications”. Em: EMAS, 1992. Cap. Theoretical Concepts and Numerical Analysis of Fatigue.
- [7] Y. MURAKAMI. *Metal Fatigue*. Oxford: Elsevier Science Ltd, 2002.
- [8] M. ENDO e Y. MURAKAMI. “Effects of an Artificial Small Defect on Torsional Fatigue Strength of Steels”. Em: *Journal of Engineering Materials and Technology* 109.2 (abr. de 1987), pp. 124–129.
- [9] M. ENDO. “Fatigue Strength of Annealed 0.37 Carbon Steel Containing Small Defect under Combined Axial and Torsional Loading”. Em: vol. I. EMAS, 1998. Cap. Fracture from Defect.
- [10] MURAKAMI e TAKAHASHI. “Torsional Fatigue of a Medium Carbon Steel Containing an Initial Small Surface Crack Introduced by Tension-Compression Fatigue: Crack Branching, Non-propagation and Fatigue Limit”. Em: *Fatigue Fracture of Engineering Materials and Structures* 21.12 (dez. de 1998), pp. 1473–1484.
- [11] Y. NADOT, D. BERTHEAU, V. DENIER e J. MENDEZ. “Integrity of Cast Components Containing Inhomogeneities”. Em: Elsevier, 2000. Cap. Fracture Mechanics: Applications and Challenges.

- [12] M. ENDO. “The multiaxial fatigue strength of specimens containing small defects”. Em: *Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture*. Ed. por A. CARPINTERI, M. de FREITAS e A. SPAGNOLI. Vol. 31. European Structural Integrity Society. Elsevier, 2003, pp. 243–264.
- [13] B. SCHÖNBAUER, H. MAYER, K. YANASE e M. ENDO. “Influence of small defects on the uniaxial and torsional fatigue strength of 17-4PH stainless steel”. Em: *Procedia Structural Integrity* 7 (2017). 3rd International Symposium on Fatigue Design and Material Defects, FDMD 2017, pp. 492–496.
- [14] B. M. SCHONBAUER e H. MAYER. “Effect of small defects on the fatigue strength of martensitic stainless steels”. Em: *International Journal of Fatigue* 127 (out. de 2019), pp. 362–375.
- [15] M. ÅMAN, S. OKAZAKI, H. MATSUNAGA, G. B. MARQUIS e H. REMES. “The effect of interacting small defects on the fatigue limit of a medium carbon steel”. Em: *Procedia Structural Integrity* 2 (2016). 21st European Conference on Fracture, ECF21, 20-24 June 2016, Catania, Italy, pp. 3322–3329.
- [16] M. ÅMAN, Y. TANAKA, Y. MURAKAMI, H. REMES e G. MARQUIS. “Fatigue strength evaluation of small defect at stress concentration”. Em: *Procedia Structural Integrity* 7 (2017). 3rd International Symposium on Fatigue Design and Material Defects, FDMD 2017, pp. 351–358.
- [17] K. SANKARAN, R. PEREZ e K. JATA. “Effects of pitting corrosion on the fatigue behavior of aluminum alloy 7075-T6: modeling and experimental studies”. Em: *Materials Science and Engineering: A* 297.1 (2001), pp. 223–229.
- [18] J. CHEN, B. DIAO, J. HE, S. PANG e X. GUAN. “Equivalent surface defect model for fatigue life prediction of steel reinforcing bars with pitting corrosion”. Em: *International Journal of Fatigue* 110 (2018), pp. 153–161.
- [19] C. GU, J. LIAN, Y. BAO, Q. XIE e S. MÜNSTERMANN. “Microstructure-based fatigue modelling with residual stresses: Prediction of the fatigue life for various inclusion sizes”. Em: *International Journal of Fatigue* 129 (2019), p. 105158.
- [20] J. ZHANG, H. LI, B. YANG, B. WU e S. ZHU. “Fatigue properties and fatigue strength evaluation of railway axle steel: Effect of micro-shot peening and artificial defect”. Em: *International Journal of Fatigue* 132 (2020), p. 105379.
- [21] T. NICHOLAS. “Critical issues in high cycle fatigue”. Em: *International Journal of Fatigue* 21 (set. de 1999), pp. 221–231.
- [22] J. J. RUSCHAU, T. NICHOLAS e S. R. THOMPSON. “Influence of foreign object damage (FOD) on the fatigue life of simulated Ti-6Al-4V airfoils”. Em: *International Journal of Impact Engineering* 25.3 (mar. de 2001), pp. 233–250.
- [23] S. BARAGETTI, R. GEROSA, B. RIVOLTA, G. SILVA e F. TORDINI. “Fatigue behavior of foreign object damaged 7075 heat treated aluminum alloy coated with PVD WC/C”. Em: *Procedia Engineering* 10 (2011), pp. 3375–3380.

- [24] A. L. DIAS. “INFLUENCE OF SMALL DEFECTS ON THE FATIGUE LIMIT OF 304L STAINLESS STEEL: AXIAL-TORSIONAL EXPERIMENTS AND MODELING”. Diss. de mestr. UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA, 2020.
- [25] E. S. P. NETO. “AVALIAÇÃO DE MODELOS MULTIAXIAIS PARA ESTIMATIVA DA RESISTÊNCIA À FADIGA DE AÇOS NATURALMENTE DEFEITUOSOS”. Diss. de mestr. UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA, 2018.
- [26] N. G. TORRES. “ESTUDO EXPERIMENTAL DA INFLUÊNCIA DE PEQUENOS DEFEITOS NA VIDA À FADIGA EM AÇO DE BAIXO CARBONO”. Diss. de mestr. UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA – UNB, 2019.
- [27] ASM-INTERNATIONAL. *Metals Handbook Desk Edition*. second. ASM International Handbook Committee, 1998.
- [28] I. ČERNÝ, J. SÍS e D. MIKULOVÁ. “Short fatigue crack growth in an aircraft Al-alloy of a 7075 type after shot peening”. Em: *Surface and Coatings Technology* 243 (mar. de 2014), pp. 20–27.
- [29] C. B. LANDERS e H. F. HARDRATH. “Results of Axial-Load Fatigue Tests on Electropolished 2024-T3 and 7075-T6 Aluminum-Alloy-Sheet Specimens With Central Holes”. Em: *National Advisory Committee for Aeronautics* (1956).
- [30] E. C. NAUMANN, D. E. GUTHRIE e H. F. HARDRATH. *Axial-load fatigue tests of 2024-T3 and 7075-T6 aluminum-alloy sheet specimens under constant- and variable-amplitude loads*. National Aeronautics e Space Administration, 1959.
- [31] J. SHEWCHUK, S. Y. ZAMRIK e J. MARIN. “Low-cycle fatigue of 7075-T651 aluminum alloy in biaxial bending”. Em: *Experimental Mechanics* 8.11 (nov. de 1968), pp. 504–512.
- [32] C. HUDSON e J. T. SCARDINA. “Effect of stress ratio on fatigue-crack growth in 7075-T6 aluminum-alloy sheet”. Em: *Engineering Fracture Mechanics* 1.3 (abr. de 1969), pp. 429–446.
- [33] L. FU, H. DUAN, H. LI, L. LIN, Q. WANG, J. YAO e Y. LUO. “Low-cycle fatigue behavior of 7075-T6 aluminum alloy at different strain amplitudes”. Em: *Materials Express* 10.6 (jun. de 2020), pp. 942–947.
- [34] X. CHENG, J. ZHANG, X. SHENG e Q. XIA. “Effects of Shot Peening on Fatigue Life of Ground Component of 7075-T6 Aluminum Alloy”. Em: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 746 (mar. de 2020), p. 012028.
- [35] J BIAN, K T e T OGAWA. “Notch Sensitivity of Aluminum-Lithium Alloys in Fatigue”. Em: 18.1 (1995), pp. 119–127.
- [36] A. J. MCEVILY. *Metals Failure: Mechanisms, Analysis, Prevention*. second. Hoboken, New Jersey: John Wiley & Sons, Inc., 2002.
- [37] S. ichi NISHIDA. *Failure Analysis in Engineering Applications*. London: Butterworth Heinemann, 1992.
- [38] R. SMITH e K. MILLER. “Fatigue cracks at notches”. Em: *International Journal of Mechanical Sciences* 19.1 (jan. de 1977), pp. 11–22.

- [39] Y. A. K. TANAKA. “Notch-Geometry Effect on Propagation Threshold of Short Fatigue Cracks in Notched Components”. Em: *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers* (1987), pp. 1474–1481.
- [40] Y. MURAKAMI. “Material defects as the basis of fatigue design”. Em: *International Journal of Fatigue* 41 (2012). Fatigue Design & Material Defects, pp. 2–10.
- [41] Y. NAKAI, K. TANAKA e R. KAWASHIMA. “Stress-Ratio Effect on Fatigue Crack Growth Threshold in Steels”. Em: *Journal of the Society of Materials Science, Japan* 33.371 (1984), pp. 1045–1051.
- [42] K. TANAKA. “Fatigue Crack Growth Property of Steel with particular Reference to Threshold Stress Intensity Range”. Em: *Tetsu To Hagane* 67.2 (1981), pp. 245–261.
- [43] C. VARGEL. “The Metallurgy of Aluminium”. Em: *Corrosion of Aluminium*. Elsevier, 2004, pp. 23–57.
- [44] A. DAHLE. “Aluminum Alloys, Heat Treatment of”. Em: *Encyclopedia of Materials: Science and Technology*. Ed. por K. J. BUSCHOW, R. W. CAHN, M. C. FLEMINGS, B. ILSCHNER, E. J. KRAMER, S. MAHAJAN e P. VEYSSIERE. Oxford: Elsevier, 2001, pp. 111–113.
- [45] A. ARCARI, R. D. VITA e N. E. DOWLING. “Mean stress relaxation during cyclic straining of high strength aluminum alloys”. Em: *International Journal of Fatigue* 31.11 (2009). Fatigue Damage of Structural Materials VII, pp. 1742–1750.
- [46] *NBR ISO 6892-1 Materiais metálicos — Ensaio de Tração - Parte 1: Método de ensaio à temperatura ambiente*. ABNT/CB-004 Máquinas e Equipamentos Mecânicos, 2013.
- [47] A. ARCARI e N. E. DOWLING. “Modeling mean stress relaxation in variable amplitude loading for 7075-T6511 and 7249-T76511 high strength aluminum alloys”. Em: *International Journal of Fatigue* 42 (2012), pp. 238–247.
- [48] D. L. DUQUESNAY e P. R. UNDERHILL. “Fatigue life scatter in 7xxx series aluminum alloys”. Em: *International Journal of Fatigue* 32.2 (2010), pp. 398–402.
- [49] *ASTM International. E466-15 Standard Practice for Conducting Force Controlled Constant Amplitude Axial Fatigue Tests of Metallic Materials*. West Conshohocken, PA: ASTM International, 2015.
- [50] *ASTM International. E606/E606M-19 Standard Test Method for Strain-Controlled Fatigue Testing*. West Conshohocken, PA: ASTM International, 2019.
- [51] T. Y. MURAKAMI Y. e E. T. “Existence of coxing effect and effect of small artificial holes of 40um-200um diameter on fatigue strength in 2075-T4 AI alloy and 7:3 brass”. Em: *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers* 44 (1981), pp. 1293–1300.
- [52] *Fractography*. ASM International, 1987.
- [53] K. SMITH, P. WATSON e T. TOPPER. “A stress-strain function for fatigue of metals”. Em: *Journal of materials* 5 (1970), pp. 767–778.
- [54] D. SOCIE. “Multiaxial Fatigue Damage Models”. Em: *Journal of Engineering Materials and Technology* 109.4 (out. de 1987), pp. 293–298.
- [55] N. DOWLING e S THANGJITHAM. “An Overview and Discussion of Basic Methodology for Fatigue”. Em: (), pp. 3–3–34.

- [56] T ZHAO e Y JIANG. “Fatigue of 7075-T651 aluminum alloy”. Em: *International Journal of Fatigue* 30.5 (mai. de 2008), pp. 834–849.

Apêndice

A Produção dos Defeitos

A.1 Indentação

Após o polimento dos corpos de prova, foram produzidos os defeitos por meio de indentações utilizando uma esfera de tungstênio com 2,5 mm de diâmetro e três diferentes cargas: 62,5 kgf, 31,3 kgf e 15,6 kgf, escolhidas de acordo com o defeito desejado.

Para a realização da indentação, os corpos de prova foram apoiados em um suporte com rasgo em “V”, para evitar o movimento lateral do corpo de prova, como mostra a Figura A.1.

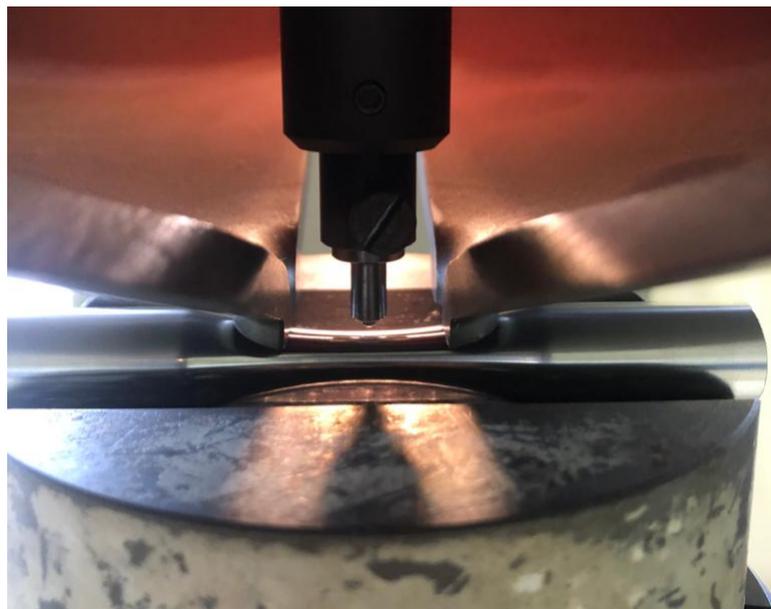


Figura A.1: Indentação de um corpo de prova utilizando o suporte com rasgo em “V”.

Uma vez que o corpo de prova não é apoiado na região central, onde ocorre a indentação, é necessário determinar se ocorre flexão com deformações plásticas que gere o empenamento do corpo de prova devido à carga de indentação. Considerando a carga de indentação como uma força pontual e que não há movimentação do corpo de prova, o problema pode ser definido como mostra a Figura A.2.

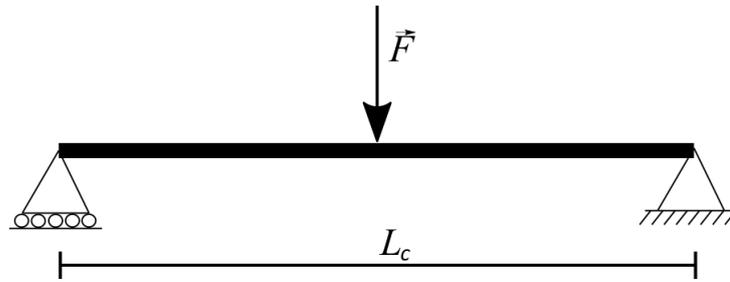


Figura A.2: Definição do problema de flexão do corpo de prova.

Assim, na região central do corpo de prova, onde é aplicada a carga de indentação, a tensão devido à flexão pode ser calculada como:

$$\sigma = \frac{M d_0}{I_z 2} \quad (\text{A.1})$$

onde M é o momento atuante na seção transversal, d_0 é o diâmetro do centro do corpo de prova e I_z é o momento de inércia da seção, o qual é calculado como:

$$I_z = \frac{\pi d_0^4}{4} \quad (\text{A.2})$$

Para a força máxima aplicada, $\vec{F} = 62,5 \text{ kgf} = 613,1 \text{ N}$, na região central, com $\frac{L_c}{2} = 23,43 \text{ mm}$, obtém-se um momento $M = 7182,7 \text{ N}\times\text{mm}$.

Assim, na região crítica, obtém-se uma tensão máxima devido à flexão $\sigma = 173 \text{ MPa}$. Como a tensão de escoamento do material, segundo Mises é igual a 486 MPa , há deformações plásticas apenas na região do defeito.

A.2 Perfil do Defeito

Após a produção dos defeitos, foram medidas a profundidade, a largura e o perfil de cada defeito (Figura A.3) utilizando o microscópio confocal de medição a laser Olympus OLS 4100. Foi utilizada uma lente com capacidade de magnificação de 200X.

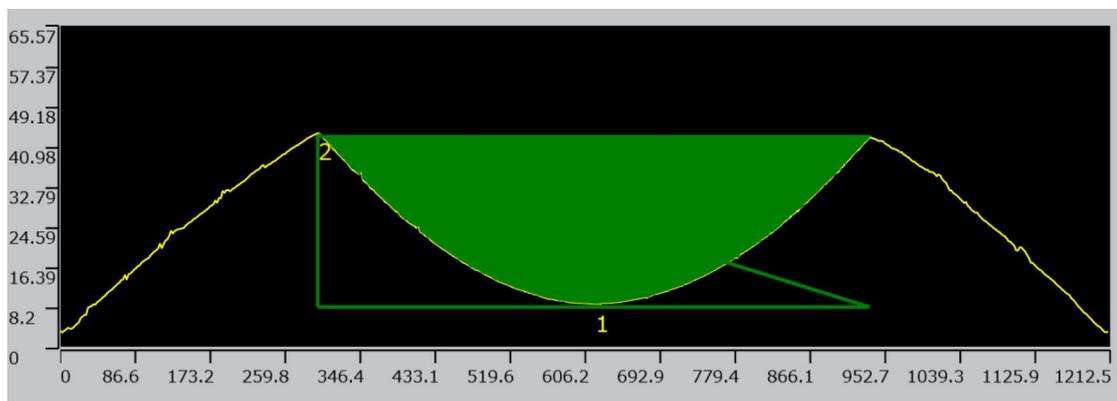


Figura A.3: Perfil do defeito obtido no microscópio confocal.

A fim de comparar o defeito produzido por indentação e aquele obtido na simulação numérica, foram obtidas as coordenadas dos pontos que compõem o perfil do defeito. Foi feita uma transformação de coordenadas, de modo que a origem do gráfico passou a ser o centro do corpo de prova, semelhante ao resultado numérico. Assim, foi obtido o gráfico mostrado na Figura A.4

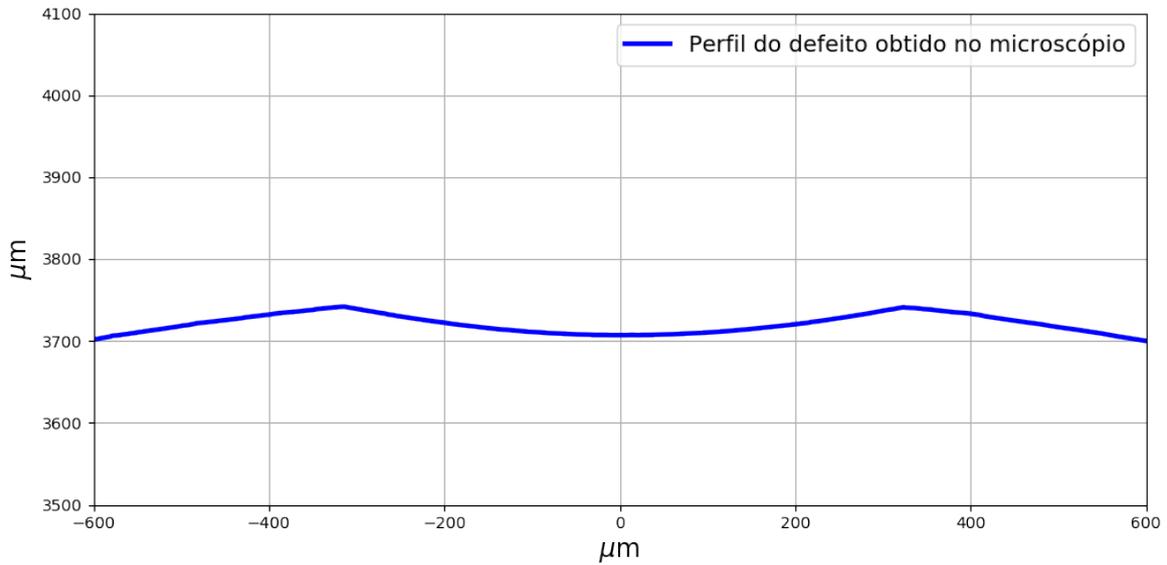


Figura A.4: Perfil do defeito após a transformada de coordenada.

Selecionou-se 4 nós do resultado numérico para serem utilizados como referência, como mostra a Figura A.5.

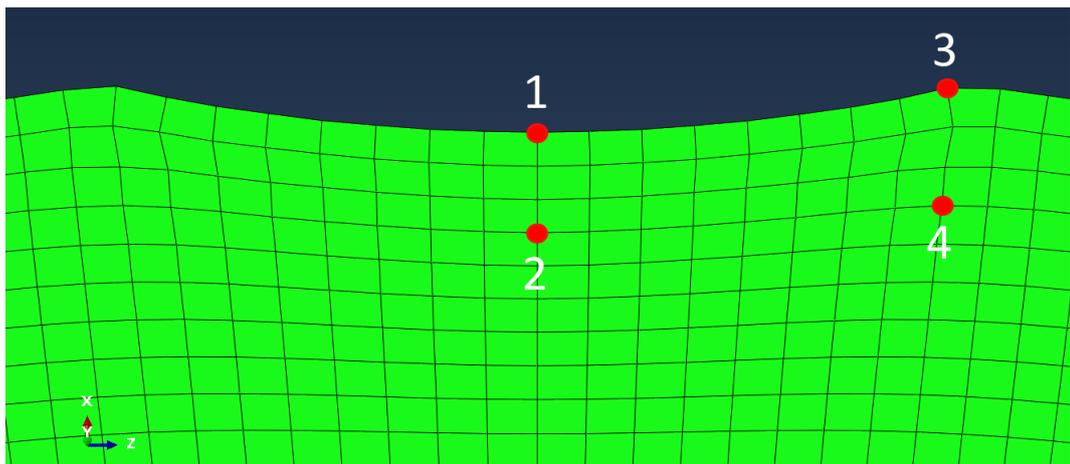


Figura A.5: Nós escolhidos como referência.

Foram obtidas as coordenadas desses 4 nós, como mostra a Tabela A.1. Em seguida, obteve-se um gráfico com o perfil do defeito e os nós utilizados como referência, como mostra a Figura A.6.

Tabela A.1: Coordenada dos nós utilizados como referência

Nó	Coord. X (μm)	Coord. Y (μm)	Coord. Z (μm)
1	3707,03	0,00	0,00
2	3623,44	0,00	0,00
3	3742,64	0,00	308,01
4	3648,19	0,00	303,77

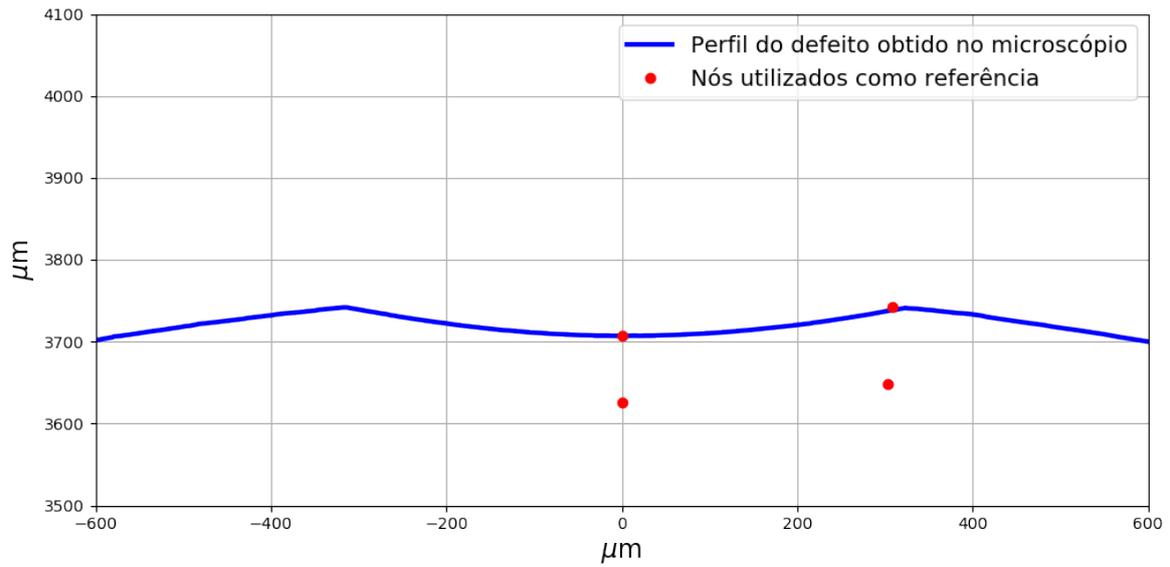


Figura A.6: Perfil do defeito e nós utilizados como referência.

Foram gerados alguns gráficos, com diferentes tamanhos e escalas e comparados com a imagem da simulação, até que foi obtido um no qual os nós utilizados como referência coincidiram com aqueles do perfil obtido na simulação, como mostra a Figura A.7.

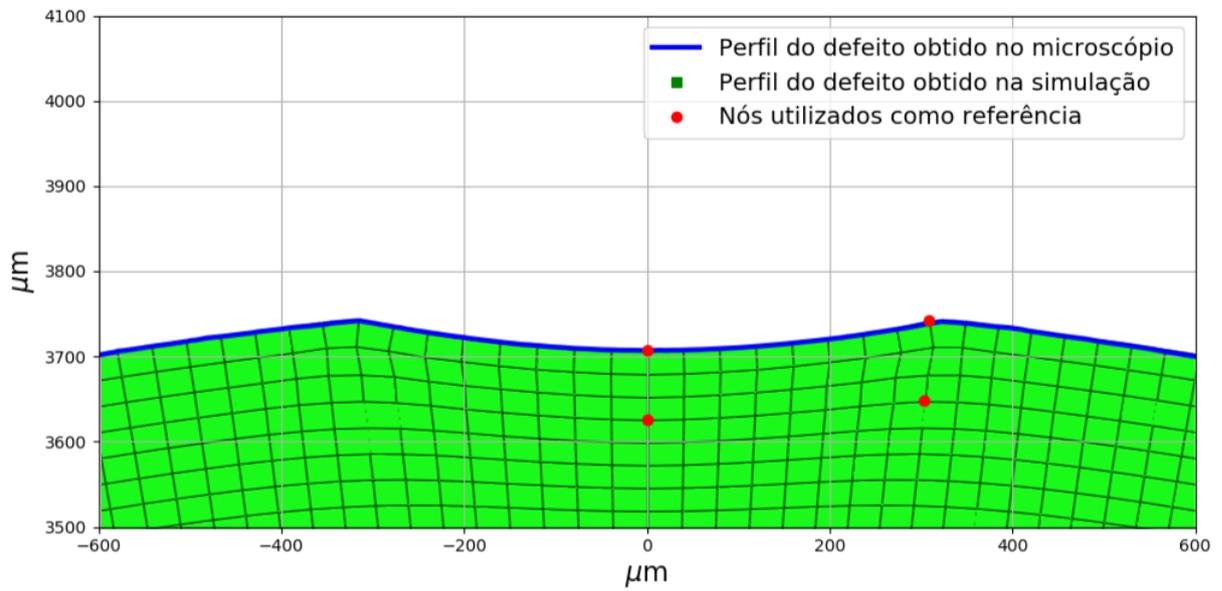


Figura A.7: Perfil do defeito obtido na simulação e no microscópio confocal.

Por fim, foi inserido o perfil gerado pelo microscópio e foi obtida a Figura A.8.

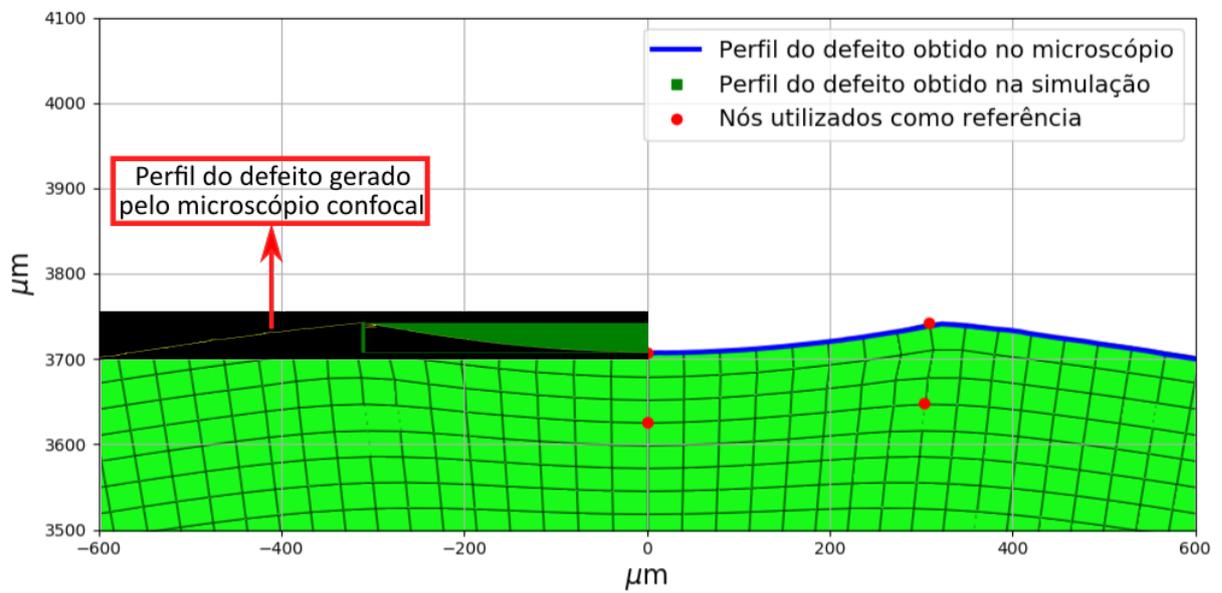


Figura A.8: Comparação entre o defeito obtido na simulação e no microscópio confocal.

B Ensaio de Fadiga

Tabela B.1: Dados e resultados dos ensaios de fadiga.

Tipo de Corpo de Prova	Amplitude de Força (kN)	Amplitude de Tensão (MPa)	Frequência (Hz)	Vida (ciclos)	Local de falha
Liso	20,4	450	5	6.217	Superfície livre
	18,9	420	5	12.218	
	17,6	400	5	9.920	
	16,5	370	8	21.204	
	14,9	330	8	35.647	
	13,0	290	8	83.344	
	12,6	280	10	116.749	
	12,1	275	10	312.370	
	11,7	260	10	840.404	
	11,2	250	15	1.022.198	
	10,6	240	20	3.268.658	
	10,1	225	25	9.919.450	
Defeito - carga 62,5 kgf	20,5	450	5	4.840	Defeito
	18,4	420	5	14.919	
	16,4	370	8	15.676	
	14,6	330	8	49.468	
	14,4	320	8	20.842	
	13,2	290	8	32.196	
	12,1	275	10	58.408	
	11,5	250	10	45.154	
	10,6	240	10	110.828	
	10,0	225	10	169.042	
	9,5	210	15	712.138	
	9,0	200	20	575.628	
8,6	190	20	632.994		

Tipo de Corpo de Prova	Amplitude de Força (kN)	Amplitude de Tensão (MPa)	Frequência (Hz)	Vida (ciclos)	Local de falha
Defeito - carga 31,3 kgf	17,0	370	7	20.534	Defeito
	15,1	330	10	23.602	
	12,5	276	10	46.754	
	11,3	250	10	77.496	
	11,0	242	10	107.215	
	10,1	225	15	122.850	
	9,4	210	15	546.842	
Defeito - carga 15,6 kgf	16,8	370	7	22.578	Superfície livre
	14,9	330	8	51.548	
	13,1	290	10	97.352	
	12,4	275	10	815.672	
	11,2	250	10	111.948	
	10,8	240	15	2.627.962	

C Rotinas em *Python* para o *Abaqus*

C.1 Rotina para a extração do campo de tensão

```
1 # -*- coding: utf-8 -*-
2
3 """Codigo para extracao do campo de tensoes dos elementos de uma
4 simulacao no Abaqus
5 (c) 2020 - Vinicius Rodrigues M. Silva
6 Versao de 21/04/2020
7 """
8
9 from abaqus import *
10 from odbAccess import *
11 from abaqusConstants import *
12 import numpy as np
13
14 # Abertura do arquivo ODB de resultados
15 myodb = session.openOdb(name='SNom-225.odb')
16
17 # Visualizacao do arquivo
18 session.viewports['Viewport: 1'].setValues(displayedObject=myodb)
19
20 # Identificacao das partes do modelo a serem analisadas
21 myInstance1 = myodb.rootAssembly.instances['PART-1-1']
22 myInstance2 = myodb.rootAssembly.instances['PART-2-1']
23 myInstance5 = myodb.rootAssembly.instances['PART-5-1']
24
25 # Steps analisados - Colocar os Steps que se deseja analisar
26 Steps = ['Step-7']
27
28 # Criacao de arquivo texto para escrita dos dados
29 CT = open("CampoTensoes-Ciclico.txt", "w+")
30
31 # Variar entre os elementos que se deseja analisar
32 for Elem in range(345000,395001):
33     print(Elem)
34     # Variar entre os Steps que se deseja analisar
35     for i in range(0,len(Steps)):
36         # Criacao de lista para armazenamento dos dados
```

```

37     StressField = []
38     # Leitura de cada Steps
39     Step = myodb.steps[str(Steps[i])]
40     # Leitura dos Frames de cada Steps
41     frame = Step.frames
42     # Numero de Frames de cada Step
43     numFrames = len(frame)
44
45     # Variar entre os Frames que se deseja analisar
46     for j in range(0, numFrames):
47         # Leitura/armazenamento das tensoes S_x, S_y, S_z, T_xy,
48         # T_xz, T_yz em cada frame
49         StressField.append(frame[j].fieldOutputs['S'].getSubset
50                             (region=myInstance5.elements[Elem-1],
51                              position=INTEGRATION_POINT).values[0])
52         # Escrita das tensoes no arquivo texto
53         CT.write(""+str(StressField[j].data[0])+ " "
54                 +str(StressField[j].data[1])+ " "
55                 +str(StressField[j].data[2])+ " "
56                 +str(StressField[j].data[3])+ " "
57                 +str(StressField[j].data[4])+ " "
58                 +str(StressField[j].data[5])+ "\n")
59
60 CT.close() # Fechamento do arquivo texto

```

Obs.: Essa rotina deve ser lida pelo próprio *Abaqus*.

C.2 Rotina para a definição da função que calcula o parâmetro SWT

```

1 # -*- coding: utf-8 -*-
2
3 """Modelo SWT
4     (c) 2020 - Vinicius Rodrigues M. Silva
5     Versao de 21/04/2020
6 """
7
8 import numpy as np
9 import matplotlib.pyplot as plt
10
11 def SWT_func (S, Nelem, inte):
12     # Entradas: S (array (inte*Nelem,6) com as tensoes Sigx, Sigy,
13     # Sigz, Tauxy, Tauxz, Tauyz em cada instante inte de analise),
14     # Nelem (o numero de elementos analisados) e inte (numero
15     # de instantes analisados / numero de interacoes)
16
17     # Listas para armazenamento dos resultados
18     SWT_geral = []

```

```

19 S_a_geral = []
20 S_m_geral = []
21 Phi_geral = []
22 Theta_geral = []
23 Elementos = []
24
25 for Elem in range (0,int(Nelem)):
26     print(Elem)
27     # Numero de interacoes no angulo
28     C = 24
29
30     ## -----
31     ## Processamento
32
33     # Craicao de lista para armazenamento de valores
34     SWT          = []
35     Sigma_a      = []
36     Sigma_max    = []
37     phi          = []
38     theta        = []
39
40     for l in range (0,C):          # Laco para variar phi
41         for m in range (0,C):      # Laco para variar theta
42
43             Theta = m*np.pi / C
44             Phi   = l*np.pi / C
45
46             # Vetor que indica a direcao do plano em analise
47             n = np.array([[np.sin(Phi) * np.cos(Theta)],
48                           [np.sin(Phi) * np.sin(Theta)],
49                           [np.cos(Phi)]]])
50
51             # Criacao de matriz para armazenar os valores das
52             # tensoes principais no plano
53             Sig_normal = np.zeros([inte,1])
54
55             # Tensores tensao de Cauchy em cada momento
56             for i in range (0,inte):
57                 SIGMA = np.array([[S[i+Elem*inte,0],
58                                   S[i+Elem*inte,3],
59                                   S[i+Elem*inte,4]],
60                                   [S[i+Elem*inte,3],
61                                   S[i+Elem*inte,1],
62                                   S[i+Elem*inte,5]],
63                                   [S[i+Elem*inte,4],
64                                   S[i+Elem*inte,5],
65                                   S[i+Elem*inte,2]]])
66
67             # Tensor tensao de Cauchy aplicado no plano

```

```

68         Stress_T1 = np.transpose(SIGMA.dot(n))
69         sig_normal = Stress_T1.dot(n)
70
71         # Armazenamento da tensao normal no plano
72         Sig_normal[i,:] = sig_normal
73
74         # Obtencao da tensao normal maxima e minima ao
75         # longo do ciclo no plano em analise
76         Sig_max = np.max(Sig_normal)
77         Sig_min = np.min(Sig_normal)
78
79         # Obtencao da amplitude de tensao ao longo do
80         # ciclo no plano em analise
81         Sig_a = (Sig_max - Sig_min) * 0.5
82
83         # Calculo do parametro SWT
84         if Sig_max < 0:
85             swt = 0
86         else:
87             swt = np.sqrt(Sig_max * Sig_a)
88
89         # Armazenamento dos resultados em cada plano
90         Sigma_max.append(Sig_max)
91         Sigma_a.append(Sig_a)
92         SWT.append(swt)
93         phi.append(Phi*180 / np.pi)
94         theta.append(Theta*180 / np.pi)
95
96         # Criacao de matriz para armazenamento de todos os resultados
97         Tab = np.zeros([np.size(phi),5])
98         for i in range (0,np.size(phi)):
99             Tab[i,0] = phi[i]
100            Tab[i,1] = theta[i]
101            Tab[i,2] = Sigma_a[i]
102            Tab[i,3] = Sigma_max[i]
103            Tab[i,4] = SWT[i]
104
105         # Calculo do maximo parametro do modelo SWT
106         SWT_max = np.max(SWT)
107
108         # Obtencao dos resultados para o valor maximo do parametro
109         k = []
110         for i in range(0,np.size(phi)):
111             if Tab[i,4] >= (SWT_max - 1e-10):
112                 k.append(i)
113         pc1 = np.zeros([np.size(k),5])
114         for i in range(0,np.size(k)):
115             pc1[i,:] = Tab[k[i],:]
116         for i in range(2,5):

```

```

117         for k in range(0,np.size(k)):
118             pc1[k,i] = round(pc1[k,i])
119
120     if Nelem < 41:
121         # Impressao dos resultados
122         print("\n Elemento " +str(Elem)+ " ")
123         print(' [[ \u03C6      \u03F4      \u03C3_a \u03C3_max SWT]] = \n',
124             pc1)
125
126     SWT_geral.append(pc1[0,4])
127     S_a_geral.append(pc1[0,3])
128     S_m_geral.append(pc1[0,2])
129     Theta_geral.append(pc1[0,1])
130     Phi_geral.append(pc1[0,0])
131     Elementos.append(Elem)
132
133     return SWT_geral, S_a_geral, S_m_geral, Phi_geral, Theta_geral,
Elementos

```

Obs.: Essa rotina deve ser lida por algum compilador *Python*.

C.3 Rotina para a criação de arquivo texto com os resultados obtidos

```

1  # -*- coding: utf-8 -*-
2
3  """Criacao de arquivo texto com os resultados obtidos
4      (c) 2020 - Vinicius Rodrigues M. Silva
5      Versao de 28/04/2020
6  """
7  import numpy as np
8  from FuncaoSWT import *
9
10 """Leitura do arquivo de texto:
11 """
12 CampoTensao = open('CampoTensoes-Ciclico2.txt')
13 data = (CampoTensao.readlines())
14 CampoTensao.close()
15
16 # Numero de elementos analisados
17 Nelem = 5e4
18
19 # Numero de interacoes total na simulacao (numero total frames)
20 inte = 25
21
22 # Criacao de arrays para armazenagem dos valores de tensao e deformacao
23 S = np.zeros([int(inte*Nelem),6])
24

```

```

25 # Leitura das tensoes e deformacoes de cada elemento e montagem do
26 # Tensor das Tensoes de Cauchy
27 for i in range(0,int(Nelem*inte)):
28     L = data[i].split()
29     for k in range(0,6):
30         # Tensoes Sigx, Sigy, Sigz, Tauxy, Tauxz, Tauyz
31         S[i,k] = float(L[k])
32
33 # Chamada da funcao SWT
34 SWT,S_a,S_max,Phi,Theta,Elementos = SWT_func(S, Nelem, inte)
35
36 # Criacao de arquivo para armazenamento dos resultados
37 Result = open('Resultados-Ciclico2.txt', 'w+')
38
39 for i in range (0,len(SWT)):
40     Result.write(""+str(Elementos[i])+" "+str(SWT[i])+" "
41                 +str(S_a[i])+" "+str(S_max[i])+" "
42                 +str(Theta[i])+" "+str(Phi[i])+"\n")
43
44 Result.close()

```

Obs.: Essa rotina deve ser lida por algum compilador *Python*.

C.4 Rotina para a inserção dos resultados no *Abaqus*

```

1 #-*- coding: utf-8 -*-
2
3 """Criacao de campo de tensao no Abaqus
4 (c) 2020 - Vinicius Rodrigues M. Silva
5 Versao de 28/04/2020
6 """
7
8 from abaqus import *
9 from odbAccess import *
10 from abaqusConstants import *
11 import numpy as np
12
13 # Abertura do arquivo ODB de resultados
14 myodb = session.openOdb(name='SNom-225.odb',readOnly=False)
15
16 # Visualizacao do arquivo
17 session.viewports['Viewport: 1'].setValues(displayedObject=myodb)
18
19 # Identificacao das partes do modelo a serem analisadas
20 myInstance1 = myodb.rootAssembly.instances['PART-1-1']
21 myInstance2 = myodb.rootAssembly.instances['PART-2-1']
22 myInstance5 = myodb.rootAssembly.instances['PART-5-1']
23
24 """Leitura do arquivo de texto:

```

```

25 """
26 Result = open('Resultados-Ciclico2.txt')
27 data = (Result.readlines())
28 Result.close()
29
30 # Criacao de Tuples para leitura do Abaqus
31 Elemento = ()
32 Sig_max = ()
33 Sig_a = ()
34 Phi = ()
35 Theta = ()
36 swt = ()
37
38 for i in range(0,np.size(data)):
39     L = data[i].split()
40     print(i)
41     Elemento = Elemento + ((float(L[0]),),)
42     swt = swt + ((float(L[1]),),)
43     Sig_a = Sig_a + ((float(L[2]),),)
44     Sig_max = Sig_max + ((float(L[3]),),)
45     Phi = Phi + ((float(L[4]),),)
46     Theta = Theta + ((float(L[5]),),)
47
48 # Numero de Elementos
49 nel = len(swt)
50
51 # Criacao de um novo Step e um novo Frame
52 newStep = myodb.Step(name='Step-X',
53                     description='uresults', domain=TIME, timePeriod=0)
54 newFrame = newStep.Frame(incrementNumber=0, frameValue=0.0)
55
56 # Criacao da numeracao dos elementos
57 elLabels = range(345001,345001+nel)
58
59 # Criacao dos campos
60 SWT_ciclico = newFrame.FieldOutput(name='swt', description=
61                                   'Fatigue Index', type=SCALAR)
62 SWT_ciclico.addData(position=INTEGRATION_POINT, instance=myInstance5,
63                    labels=elLabels, data=swt)
64 #SWT_ciclico = myodb.steps['Step-X'].frames[0].FieldOutput(name='
65   swt_ciclico2', description='Fatigue Index', type=SCALAR)
66 #SWT_ciclico.addData(position=INTEGRATION_POINT, instance=myInstance5,
67                    labels=elLabels, data=swt)
68
69 sig_a = newFrame.FieldOutput(name='Sig_a', description=
70                               'Amplitude de Tensao', type=SCALAR)
71 sig_a.addData(position=INTEGRATION_POINT, instance=myInstance5,
72              labels=elLabels, data=Sig_a)

```

```

72
73 sig_max = newFrame.FieldOutput(name='Sig_max', description=
74                                     'Tensao Maxima', type=SCALAR)
75 sig_max.addData(position=INTEGRATION_POINT, instance=myInstance5,
76                 labels=e1Labels, data=Sig_max)
77
78 phi = newFrame.FieldOutput(name='Phi', description=
79                                 'Angulo Phi', type=SCALAR)
80 phi.addData(position=INTEGRATION_POINT, instance=myInstance5,
81             labels=e1Labels, data=Phi)
82
83 theta = newFrame.FieldOutput(name='Theta', description=
84                                 'Angulo Theta', type=SCALAR)
85 theta.addData(position=INTEGRATION_POINT, instance=myInstance5,
86               labels=e1Labels, data=Theta)

```

Obs.: Essa rotina deve ser lida pelo próprio *Abaqus*.