

PROJETO DE GRADUAÇÃO

ANÁLISE DE FADIGA PELO MÉTODO DA INTENSIDADE DO CAMPO DE TENSÃO-DEFORMAÇÃO MODIFICADO

Por,
Ian de Medeiros Matos

Brasília, 21 de junho de 2017

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA

**FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA**

Ian de Medeiros Matos

ANÁLISE DE FADIGA PELO MÉTODO DA INTENSIDADE DO CAMPO DE TENSÃO-DEFORMAÇÃO MODIFICADO

Relatório submetido como requisito parcial
para obtenção do grau de Engenheiro Mecâ-
nico.

Universidade de Brasília - UnB

Faculdade de Tecnologia

Orientador: (Prof. Jorge Luiz de Almeida Ferreira)

Brasília, DF

21 de junho de 2017

Ian de Medeiros Matos

ANÁLISE DE FADIGA PELO MÉTODO DA INTENSIDADE DO CAMPO
DE TENSÃO-DEFORMAÇÃO MODIFICADO/ Ian de Medeiros Matos. – Bra-
sília, DF, 21 de junho de 2017-

97 p. : il. (algumas color.) ; 30 cm.

Orientador: (Prof. Jorge Luiz de Almeida Ferreira)

Projeto de Graduação 2 – Universidade de Brasília - UnB
Faculdade de Tecnologia , 21 de junho de 2017.

1. Al 7050-T7451. 2. SSFI modificado. I. (Prof. Jorge Luiz de Almeida
Ferreira). II. Universidade de Brasília. III. Faculdade de Tecnologia. IV. ANÁ-
LISE DE FADIGA PELO MÉTODO DA INTENSIDADE DO CAMPO DE
TENSÃO-DEFORMAÇÃO MODIFICADO

Ian de Medeiros Matos

ANÁLISE DE FADIGA PELO MÉTODO DA INTENSIDADE DO CAMPO DE TENSÃO-DEFORMAÇÃO MODIFICADO

Relatório submetido como requisito parcial
para obtenção do grau de Engenheiro Mecâ-
nico.

Trabalho aprovado. Brasília, DF, 21 de junho de 2017:

(Prof. Jorge Luiz de Almeida Ferreira)
Orientador

Prof. Thiago de Carvalho Rodrigues
Doca
Convidado 1

Prof. José Alexander Araújo
Convidado 2

Brasília, DF
21 de junho de 2017

Resumo

A fadiga é um problema bastante comum em componentes mecânicos e que pode levar a falhas de difícil previsão. Portanto, o estudo da vida a fadiga é importante principalmente para situações que oferecem riscos à vida humana, podendo-se destacar materiais utilizados na indústria aeronáutica, como é o caso da liga de Al 7050-T7451. Apesar de existirem vários estudos recentes tratando do comportamento dessa liga em carregamentos cíclicos, pouco se conhece sobre o efeito de entalhes agudos na vida a fadiga desse material. O presente trabalho investiga o comportamento de um corpo de prova feito da liga Al 7050-T7451, com um entalhe agudo, a partir de modelos de previsão de vida que incluem efeitos elasto-plásticos. Para estimativa de vida utilizou-se duas abordagens. A primeira focada na determinação de deformações na raiz do entalhe. A segunda considerou a estimativa das distribuições de tensões e de deformações nas proximidades da raiz do entalhe, conforme o método da intensidade do campo de tensão-deformação modificado (SSFI modificado). Tais abordagens geraram estimativas de vida, que foram comparadas a valores experimentais da literatura como forma de validar a metodologia aplicada. Verificou-se, para as estimativas geradas pela análise de deformações na raiz do entalhe, grande discrepância entre os resultados obtidos e os dados experimentais. Para o método SSFI modificado, todas estimativas de vida apresentaram maior correlação aos valores experimentais. Nesse segundo método, as estimativas para fadiga de alto ciclo ainda apresentaram certa discrepância aos dados experimentais, com erros da ordem de 60%, enquanto nas estimativas de baixo ciclo obteve-se melhor correlação, com erros da ordem de 6%. Concluiu-se que a metodologia elasto-plástica de previsão de vida utilizada, com base nas deformações na raiz do entalhe, não é adequada na previsão de vida a fadiga da liga Al 7050-T7451 com entalhe agudo, enquanto o método SSFI modificado apresenta melhores previsões de vida, sobretudo em fadigas de baixo ciclo.

Palavras-chaves: Previsão de vida, fadiga em regime elasto-plástico, SSFI modificado, Al 7050-T7451.

Abstract

Fatigue is a common problem in mechanical components and it could lead to failures of difficult prediction. So, the study of fatigue life is important mainly in harzadous situations, such as in materials used in the aerospace industry, like the alloy Al 7050-T7451. Even though there are many recent studies about the behavior of this alloy in cyclic loadings, little is known about the effect of sharp notches in fatigue life of this material. The present work investigates the behaviour of a specimen made of Al 7050-T7451 alloy, with a sharp notch, based on models of fatigue life prediction that include elasto-plastic effects. For life estimates, two approaches were used. The first one focused on determining strains on notch root. The second one considered the estimatives of stress and strain distribution in the proximites of notch root, according to modified Stress-Strain Field Intensity (modified SSFI) method. Such approaches brought life estimates, which were compared to experimental values from literature to validate the applied methods. It was verified, for estimates obtained by the analyse of strains on notch root, great discrepancy between obtained results and experimental data. For modified SSFI method, all life estimates presented higher correlation to experimental values. In this second method, the estimates for high cycle fatigue still presented certain discrepancy to experimental data, with errors of the order of 60%, while in low cycle fatigue better correlation was obtained, with errors of the order of 6%. It was concluded that the elasto-plastic methodologie of life prediction used, based on strain on notch root, was not suited for predicting fatigue life of Al 7050-T7451 alloy with sharp notch, while the modified SSFI method presented better life predictions, especially in low cycle fatigues.

Key-words: Life prediction, fatigue in elasto-plastic regime, modified SSFI, Al 7050-T7451.

Sumário

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Aspectos gerais	1
1.2	Estado da arte	1
1.3	Objetivo do projeto	5
1.4	Estrutura textual	5
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	6
2.1	Conceitos básicos de fadiga	6
2.2	Carregamentos em problemas de fadiga	8
2.3	Modelos de falha por fadiga	9
2.3.1	Método tensão-vida	9
2.3.2	Método deformação-vida pela relação de Coffin-Manson	11
2.3.3	Abordagem da MFLE	13
2.3.4	Método da intensidade do campo de tensão-deformação modificado	15
2.4	Efeito de entalhe em problemas de fadiga	17
2.5	Tensão e deformação em carregamentos cíclicos	19
2.5.1	Modelos de endurecimento plástico	19
2.5.2	Relaxação da tensão média	20
2.5.3	Endurecimento e amolecimento cíclicos	21
2.5.4	Relações analíticas para tensões e deformações cíclicas	22
2.6	Liga de alumínio 7050-T7451	24
3	METODOLOGIA	28
3.1	Descrição geral da metodologia utilizada	28
3.2	Geometria do Corpo de Prova e condições de carregamento	29
3.2.1	Geometria do CP	29
3.2.2	Condições de carregamento	29
3.3	Dados de vida a fadiga de referência	30
3.4	Representação da geometria e das condições de carregamento por elementos finitos	31
3.5	Previsão de vida a fadiga pela determinação de deformações na raiz do entalhe e utilização da relação de Coffin-Manson	35
3.5.1	Estimativa de K_t e de K_f	35
3.5.2	Método analítico aplicado ao CP de Al 7050-T7451 com correção da tensão por K_t e por K_f	36

3.5.3	Método numérico aplicado ao CP de Al 7050-T7451 utilizando estimativas pontuais de deformações	36
3.6	Previsão de vida a fadiga do CP de Al 7050-T7451 pelo método SSFI modificado utilizando MEF	37
4	RESULTADOS DA METODOLOGIA BASEADA NAS ESTIMATIVAS PONTUAIS DE DEFORMAÇÕES NA RAIZ DO ENTALHE	42
4.1	Descrição geral da apresentação dos resultados	42
4.2	Resultados analíticos e numéricos da análise de deformações na raiz do entalhe do CP de alumínio	42
4.2.1	Fatores K_t e K_f para o corpo de prova de alumínio	42
4.2.2	Vidas a fadiga obtidas pelo método analítico com a correção de K_t	43
4.2.3	Vidas a fadiga obtidas pelo método analítico com a correção de K_f	44
4.2.4	Vidas a fadiga obtidas numericamente pelo MEF	45
4.2.5	Comparação entre os resultados numérico, analítico e dados experimentais	45
5	RESULTADOS PARA A METODOLOGIA BASEADA NO MÉTODO SSFI MODIFICADO	47
5.1	Descrição geral da apresentação dos resultados	47
5.2	Estimativas de vida (N_f) e de distância efetiva (x_{eff})	47
5.3	Cálculo de erros percentuais relativos verdadeiros (E_t)	51
5.4	Comparação da vida estimada numericamente com a vida experimental	53
6	CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	57
	REFERÊNCIAS	60
	APÊNDICES	62
	APÊNDICE A – CÓDIGO APDL PARA DETERMINAÇÃO DO K_t DO CP DE ALUMÍNIO	63
	APÊNDICE B – CÓDIGO MATLAB PARA DETERMINAÇÃO ANALÍTICA DA VIDA DO CP DE AL 7050-T7451 UTILIZANDO K_t	67
	APÊNDICE C – CÓDIGO MATLAB PARA DETERMINAÇÃO ANALÍTICA DA VIDA DO CP DE AL 7050-T7451 UTILIZANDO K_f	70

APÊNDICE D – CÓDIGO APDL COM DADOS DE ENSAIO EXPERIMENTAL DO CP DE AL 7050-T7451	73
APÊNDICE E – CÓDIGO APDL PARA ESTIMATIVA NUMÉRICA DAS DEFORMAÇÕES MÁXIMA E MÍNIMA DO CP DE AL 7050-T7451	74
APÊNDICE F – CÓDIGO MATLAB PARA DETERMINAÇÃO DA VIDA A FADIGA DO CP DE AL 7050-T7451 A PARTIR DA METODOLOGIA NUMÉRICA	82
APÊNDICE G – CÓDIGO APDL PARA USO DO MÉTODO SSFI MODIFICADO	84
APÊNDICE H – CÓDIGO MATLAB PARA DETERMINAÇÃO DE VIDA DO CP DE AL 7050-T7451 A PARTIR DO MÉTODO SSFI MODIFICADO	92
APÊNDICE I – CÓDIGO MATLAB PARA CÁLCULO DA VIDA DO CP DE AL 7050-T7451 A PARTIR DA FUNÇÃO POTÊNCIA	94
ANEXOS	95
ANEXO A – DESENHO TÉCNICO DO CORPO DE PROVA ENTALHADO	96

Lista de ilustrações

Figura 1	– (a) Curvas com níveis distintos de tensão média, mostrando que a vida a fadiga é reduzida para maiores tensões médias. (b) Curvas $\sigma - N$ para um aço jateado (curva superior) e um normal (curva inferior), sendo a maior vida a fadiga do aço jateado. (c) Fotomicrografia da parte interna (inferior) e da externa carbonetada (superior) de um aço cementado, tendo a externa menor impressão de microdureza (losango escuro da figura). (CALLISTER, 2007).	7
Figura 2	– Tensão x tempo para tensões flutuantes com padrão senoidal. (a) Tensão alternada, (b) tensão repetida, (c) tensão pulsante. (BUDYNAS; NISBETT, 2011)	8
Figura 3	– Diagrama S-N para aço UNS G41 300, normalizado, submetido a fadiga axial. O comportamento da curva é típico de materiais que exibem limite de resistência à fadiga. (BUDYNAS; NISBETT, 2011).	10
Figura 4	– Diagrama S-N típico para materiais que não exibem limite de resistência à fadiga. (CALLISTER, 2007)	11
Figura 5	– Corpo de prova em um extensômetro, testado para ensaios de fadiga com controle de deformação. (DOWLING, 2006).	12
Figura 6	– Curvas deformação-vida do aço RQC-100 para amplitudes de deformação plástica, elástica e total. (DOWLING, 2006).	12
Figura 7	– Curva característica de trincas, dividida em três fases. I) Região em que abaixo de um valor ΔK_{th} não há propagação de trinca e acima esta cresce rapidamente. II) Região em que da/dN e ΔK se relacionam de maneira linear (conhecida como Regra de Paris). III) A trinca cresce até ΔK atingir o valor máximo em K_c a partir do qual ocorre a fratura. (BUDYNAS; NISBETT, 2011).	14
Figura 8	– Representação da linha utilizada para aplicação do método SSFI modificado em uma peça entalhada. A linha em vermelho parte da raiz do entalhe na direção x, até o ponto x_{eff} .	15
Figura 9	– Influência do raio do entalhe (ρ) nos fatores K_t e K_f para uma peça de aço submetida à flexão rotativa. Observa-se maior discrepância entre K_f e K_t para pequenos valores de ρ . (DOWLING, 2006).	18
Figura 10	– Comportamento das curvas tensão-deformação para os modelos de endurecimento cinemático e isotrópico. (DOWLING, 2006).	20

Figura 11 – Evolução temporal (a) da deformação e (b) da tensão, para um mesmo carregamento. Nota-se que, quando existe uma deformação média (ε_m) não nula, pode ocorrer uma relaxação da tensão média (σ_m). (STEPHENS et al., 2001)	20
Figura 12 – Curvas tensão-deformação obtidas por Morrow. Tem-se as curvas em a) para o cobre totalmente recozido, onde observa-se o comportamento de endurecimento cíclico, em b) para o cobre parcialmente recozido, apresentando o chamado comportamento misto e em c) do cobre laminado a frio, obtendo-se o comportamento de amolecimento cíclico. (STEPHENS et al., 2001)	22
Figura 13 – Carregamento cíclico aplicado ao CP de Al 7050-T7451 considerando o primeiro caso de carregamento. Cada passo incremental de tempo foi representado por círculos.	30
Figura 14 – Simplificação geométrica adotada computacionalmente para o CP de Al 7050-T7451. Em (a) é mostrada a geometria tridimensional, que foi representada em (b) por uma geometria plana até a simplificação final adotada em (c) de 1/4 da geometria plana.	31
Figura 15 – Comprimento total e de fixação para metade do CP de Al 7050-T7451. A altura H_E representa o comprimento entre a raiz do entalhe e o ponto de fixação do CP, separando a área de fixação da área útil. Dimensões em mm.	32
Figura 16 – Definição das linhas de contorno do modelo em MEF do CP de Al 7050-T7451. Em (a) mostra-se a geometria simulada com as linhas numeradas de L1 a L9. Em (b) são mostradas de forma ampliada as linhas construídas na região próxima à raiz do entalhe.	33
Figura 17 – Elemento plano de 8 nós utilizado para definição da malha	34
Figura 18 – Discretização do CP de Al 7050-T7451. A região próxima à raiz do entalhe é mostrada de forma ampliada, destacando às linhas auxiliares elaboradas e o maior refino da malha na região.	34
Figura 19 – Região do modelo numérico do CP de Al 7050-T7451 próxima ao entalhe. São destacados por dois quadrados os pontos inicial (na raiz do entalhe) e final (à 0,7 mm de distância da raiz do entalhe) da linha. . .	39
Figura 20 – Distribuição de tensões (σ_y) locais no CP. A escala é dada em MPa. . .	43
Figura 21 – Tensão nominal aplicada ao CP (S_G) x distância efetiva (x_{eff}) para a situação A, com $\varphi = 1$ e vida calculada a partir da relação de Coffin-Manson.	48
Figura 22 – Tensão nominal aplicada ao CP (S_G) x distância efetiva (x_{eff}) para a situação B, com $\varphi = 1$ e vida calculada a partir da relação de Morrow modificada.	49

Figura 23 – Tensão nominal aplicada ao CP (S_G) x distância efetiva (x_{eff}) para a situação C, com $\varphi = 1 - \chi r$ e vida calculada a partir da relação de Coffin-Manson.	49
Figura 24 – Tensão nominal aplicada ao CP (S_G) x distância efetiva (x_{eff}) para a situação D, com $\varphi = 1 - \chi r$ e vida calculada a partir da relação de Morrow modificada.	50
Figura 25 – Comparação entre os erros relativos para cada situação de estimativa de vida a fadiga e para cada caso de carregamento.	51
Figura 26 – Curva de ajuste, em escala log-log, entre as amplitudes de tensão nominais aplicadas ao CP ($S_{a,G}$) e as vidas obtidas a partir da função potência.	53
Figura 27 – Relação gráfica entre as vidas obtidas experimentalmente e (a) as vidas obtidas a partir da função potência e (b) as vidas obtidas pelo método SSFI modificado. As linhas pretas destacam a correlação perfeita e as fronteiras da região de previsão da vida, dadas por $3x$ e $1/3$ da correlação perfeita.	55

Lista de tabelas

Tabela 1 – Valores da constante material α para diferentes materiais.	19
Tabela 2 – Identificação de ligas de alumínio forjadas.	25
Tabela 3 – Designação das têmperas aplicadas a alumínios fundidos e forjados. . .	25
Tabela 4 – Propriedades da ASM para a liga Al 7050-T7451	26
Tabela 5 – Constantes materiais do Al 7050-T7451 utilizadas nos cálculos de va- riação de tensão e de deformação.	27
Tabela 6 – Casos de carregamento uniaxial cíclico para o CP de Al 7050-T7451 . .	29
Tabela 7 – Dados experimentais de vida a fadiga para o CP de Al 7050-T7451. . .	30
Tabela 8 – Situações utilizadas para estimativa de vida a fadiga pelo método SSFI modificado.	38
Tabela 9 – Resultados de vida a fadiga pela relação de Coffin-Manson e conside- rando a correção de $\Delta\sigma$ por K_t	44
Tabela 10 – Resultados de vida a fadiga pela relação de Coffin-Manson e conside- rando a correção de $\Delta\sigma$ por K_f	44
Tabela 11 – Resultados numéricos da vida a fadiga para cada um dos casos de carregamento.	45
Tabela 12 – Comparação entre vidas a fadiga obtidas experimentalmente e calcu- ladas pelos métodos numéricos e analíticos corrigindo a tensão por K_t e por K_f	46
Tabela 13 – Distâncias efetivas obtidas a partir do processo iterativo realizado pelo MEF.	47
Tabela 14 – Distâncias efetivas (x_{eff}) e vidas obtidas pelas equações polinomiais de 2º grau para as quatro situações de estimativa de vida utilizadas no método SSFI modificado.	51
Tabela 15 – Relação entre a amplitude de tensão nominal $S_{a,G}$ e as vidas obtidas pela função potência, considerando o número de reversões até a falha, no CP de Al 7050-T7451.	53

Lista de abreviaturas e siglas

APDL	<i>ANSYS Parametric Design Language</i>
CP	Corpo de prova
Eq.	Equação
Fig.	Figura
MEF	Método de Elementos Finitos
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
PRH	Envelope Prismático
SL	Susmel-Lazzarin
SSFI	Campo de intensidade de tensão-deformação
Tab.	Tabela
TDC	Teoria da Distância Crítica

Lista de símbolos

A, B	Constantes de ajuste da curva S-N por uma função potência
A_N	Área da seção transversal que contém o entalhe
a	Comprimento da trinca
a_i	Comprimento inicial da trinca
a_f	Comprimento final da trinca
b	Inclinação da linha de deformação elástica
C	Constante do material
d, e	Constantes de ajuste da curva S-N em escala mono-log
c	Inclinação da linha de deformação plástica
E	Módulo de elasticidade
E_t	Erro percentual relativo verdadeiro
F_G	Força aplicada no corpo de prova
F_{max}	Força máxima
F_{min}	Força mínima
F_N	Força na seção transversal onde ocorre o entalhe
H	Coefficiente de endurecimento do material
H_E	Altura de engaste
K_c	Intensidade de tensão crítica
K_t	Fator teórico de concentração de tensões
K_f	Fator de entalhe
m	Constante do material
N	Vida a fadiga
N_f	Número de reversões até a falha

n	Expoente de endurecimento do material
q	Fator de sensibilidade ao entalhe
R	Razão de tensão
R_ε	Razão de deformação
r, x	distância entre a raiz do entalhe e o ponto de análise no método SSFI modificado
S	Tensão nominal
S_a	Amplitude de tensão nominal
S_{ar}	Limite de resistência à fadiga para um componente entalhado
$S_{a,G}$	Amplitude de tensão nominal na seção transversal onde é aplicada a carga
S_e	Limite de resistência à fadiga
S_N	Tensão aplicada à seção transversal que contém o entalhe
x_{eff}	Distância efetiva
β	Constante adimensional associada à geometria da trinca
ΔK	Variação da intensidade de tensão
ΔK_{th}	Valor limiar de crescimento de trinca
$\Delta \varepsilon$	Variação de deformação
$\Delta \sigma$	Variação de tensão
ε	Deformação
ε_a	Amplitude de deformação total
$\varepsilon_{a,FI}$	Amplitude de deformação efetiva
ε_e	Deformação elástica
ε_p	Deformação plástica
ε_{ea}	Amplitude de deformação elástica
ε_{pa}	Amplitude de deformação plástica
ε_{max}	Deformação máxima

ε_{min}	Deformação mínima
ε_{nom}	Deformação nominal
ε_y	Deformação total na direção y
ε_{ey}	Deformação elástica na direção y
ε_{py}	Deformação plástica na direção y
ε'_f	Coefficiente de ductilidade de fadiga
θ	Ângulo do entalhe
λ	Razão de tensão biaxial
ν	Coefficiente de Poisson
ρ	Raio do entalhe
σ	Tensão
σ_a	Tensão alternada
σ_{ar}	Limite de resistência à fadiga para um componente não entalhado
σ_m	Tensão média
σ_{max}	Tensão máxima
σ_{min}	Tensão mínima
σ_{nom}	Tensão nominal
σ_N	Tensão máxima local na raiz do entalhe
σ_o	Tensão de escoamento monotônica
σ_{yy}	Tensão local na direção y
σ_{zz}	Tensão local na direção z
σ'	Máxima tensão antes da reversão de carga
σ'_f	Coefficiente de resistência à fadiga
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Tensões principais
σ_{1m}	Tensão principal média
$\sigma_{1m,FI}$	Tensão média efetiva

φ	Função peso
χ	Gradiente de tensão relativo

1 Introdução

1.1 Aspectos gerais

A fadiga é um processo de falha causado por cargas cíclicas, podendo levar à propagação de trincas. Tal falha pode ocorrer para tensões bem inferiores à tensão de escoamento do material e, daí surge a importância de se estudar tal fenômeno. A falha material devido à fadiga pode ocorrer de forma repentina, representando tanto riscos humanos quanto econômicos, o que reforçam a necessidade de estudos aprofundados a cerca da fadiga (DOWLING, 2006; NORTON, 2013).

Diversos fatores podem afetar a vida a fadiga, isto é, o número de ciclos ou de reversões necessários até que o material falhe por fadiga, sendo destaque para o presente trabalho o efeito causado pela presença de entalhes. Estes podem ser definidos de uma maneira geral como descontinuidades geométricas, como rasgos de chavetas por exemplo, que causam concentrações de tensões, reduzindo a vida a fadiga. O efeito do entalhe é ainda mais pronunciado para entalhes mais agudos, que muitas vezes não podem ser evitados em um projeto, o que mostra a necessidade de se estudar casos de fadiga em componentes entalhados (BANNANTINE; COMER; HANDROCK, 1990).

A importância de evitar as falhas por fadiga ocorre sobretudo em situações que apresentam riscos à vida humana. Nesse sentido, destaca-se a importância no estudo da fadiga para a liga de Al 7050-T7451, que é uma liga utilizada principalmente na indústria aeronáutica para estrutura de asas e revestimento da fuselagem (KAUFMAN, 2000).

O foco do presente trabalho foi então obter estimativas de vida a fadiga para um corpo de prova entalhado da liga de alumínio 7050-T7451. Para isso, buscou-se analisar o comportamento elasto-plástico da liga submetida a um carregamento axial de tração e compressão cíclicas. O objetivo de tais análises foi obter métodos numéricos e analíticos que permitissem estimar a vida a fadiga de tal liga de alumínio.

1.2 Estado da arte

Para tornar mais clara a importância do presente trabalho, será apresentado a seguir o cenário atual de conhecimentos sobre a liga de alumínio 7050-T7451 a partir de alguns estudos encontrados na literatura acerca do material.

A fadiga sob condição de *fretting* é um processo em que ocorre movimento relativo de baixa amplitude entre duas superfícies em contato, o que pode causar desgaste nessas superfícies e levar ao surgimento de micro-trincas na região de contato. Devido à ocorrência

de tal fenômeno em ligas aeronáuticas, Figueiredo (2010) investigou a fadiga sob condição de *fretting* na liga Al 7050-T7451, a partir de experimentos e comparação com os modelos teóricos de previsão de vida multiaxial de Susmel-Lazzarin (SL) e de Envelope Prismático (PRH). Um dos principais intuitos da pesquisa foi observar o efeito da tensão média na fadiga por *fretting* dessa liga. Os CPs foram ensaiados em uma máquina de *fretting*, onde o contato com sapatas gerava a condição de *fretting*. Observou-se que o aumento na tensão média reduz a vida da liga nos casos de fadiga por *fretting*. Mesmo em casos com tensão média negativa, as cargas causadas pelo *fretting* podem levar à iniciação de trincas e, consequente ruptura do material. No entanto, Figueiredo observou que em tensões médias suficientemente baixas, as trincas são formadas porém não ocorre propagação das mesmas. Comparando a resistência à fadiga da liga convencional e a obtida na fadiga por *fretting*, observou-se vidas até duas vezes superiores para os casos convencionais. Em relação aos dois modelos teóricos de previsão de vida a fadiga multiaxial, verificou-se que ambos previram corretamente a iniciação de trincas em todos testes realizados, sendo que o modelo SL apresentou resultados mais conservativos que o modelo PRH.

O processo de aumento na resistência à fadiga a partir de tratamentos superficiais é amplamente utilizado na indústria, sendo investigado por Gao (2011) a resistência a fadiga da liga de Al 7050-T7451 a partir de processos de jateamento. Em seu estudo, foram examinados três tipos corpos de prova: No primeiro tipo, os CPs passavam apenas por um processo de maquinação, no segundo os CPs passavam por jateamento a laser e no terceiro por jateamento a granalhas. Para realização dos ensaios, os CPs foram submetidos à fadiga por flexão rotativa, de forma a garantir uma vida de 1×10^7 ciclos. A análise foi realizada a partir de ensaios experimentais e observação das superfícies onde ocorre a fratura dos CPs com um Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV). Observou-se que o processo de jateamento a laser induz maiores tensões compressivas residuais em comparação ao jateamento a granalhas, além de gerar um bom acabamento superficial, levando a melhores condições de fadiga. Em comparação aos CPs apenas maquinados, Gao obteve aumento na resistência à fadiga de até 42% para os espécimes submetidas a jateamento a laser e de até 35% para aqueles submetidos a jateamento a granalhas.

Com o intuito de investigar o efeito da anodização na vida a fadiga da liga Al 7050-T7451, Chaussuier et al. (2013) realizaram ensaios de flexão em fadiga com essa liga. Foram estudados três grupos de ensaio: No primeiro, não foi aplicado nenhum tratamento, o segundo grupo passou por uma decapagem e o terceiro passou tanto por uma decapagem quanto por anodização. Ao compará-los, Chaussuier *et al* perceberam que a anodização leva a uma significativa redução na resistência à fadiga, mas que tal redução não é tão relevante para carregamentos com maiores amplitudes de tensão. Apesar dessa relevância, apenas 10% são causados, de fato, pela anodização, sendo os outros 90% devido à decapagem. Também observou-se que a camada de óxido é capaz de cobrir pequenos pites, mas o óxido leva ao aumento de grandes pites, sendo estes responsáveis pelo

crescimento de trincas. A partir dos resultados, foi desenvolvido um modelo de previsão da vida a fadiga com base na mecânica da fratura linear com correção da plasticidade, em que considera-se que a rugosidade superficial da peça gera concentrações de tensões. O modelo foi desenvolvido com auxílio do MEF e obteve boa concordância com resultados experimentais.

Um estudo sobre a liga de Al 7050-T7451 relacionado à mecânica da fratura foi realizado por Paiva (2015). Sua pesquisa teve como intuito observar a propagação de trincas na liga de alumínio a partir da velocidade de propagação da trinca (da/dN), que representa o crescimento do comprimento da trinca (a) em relação ao número de ciclos de carregamento aplicados (N). A partir de ensaios cíclicos realizados com CPs pilotos, Paiva obteve sucesso na elaboração de gráficos comparativos entre a velocidade de propagação da trinca (da/dN) e a variação do fator intensidade de tensão (ΔK) e na determinação do valor do limiar de propagação de trinca por fadiga (ΔK_{th}). Os resultados também permitiram a elaboração de um tutorial para determinação do valor de ΔK_{th} para a liga Al 7050-T7451.

Castro (2016) estudou casos em que o carregamento de uma peça não apresenta uma amplitude de tensão constante, mas sim períodos transientes com faixas relativamente bem estabelecidas, chamadas de blocos de carga. Seu trabalho observou a influência de diferentes sequências de carregamento na previsão da vida a fadiga. Dois CPs de Al 7050-T7451 foram submetidos a três blocos consecutivos de carregamento com amplitude de deformação constante. Para o primeiro CP foi utilizada uma sequência crescente dos blocos de carregamento, com amplitudes de deformação de 0,5%, 0,6% e 0,8%, enquanto o segundo CP foi submetido a uma sequência decrescente dos blocos de carregamento com as mesmas amplitudes de deformação do primeiro CP. As vidas obtidas experimentalmente para os dois carregamentos foram comparadas a estimativas realizadas a partir do método de acúmulo de dano linear (Palmgren-Miner) e do método de Mansur. Castro observou que tanto o método de Palmgren-Miner quanto o de Mansur forneceram estimativas condizentes aos resultados experimentais, sendo as estimativas realizadas pelo método de Mansur mais precisas. Além disso, ele também verificou que o caso de carregamento crescente se mostrou menos danoso na falha por fadiga.

Uma análise experimental da vida a fadiga da liga Al 7050-T7451 foi realizada por Hernández (2016), em que corpos de prova foram submetidos a ensaios de deformação uniaxial com amplitude constante. Os experimentos foram realizados para amplitudes de deformação (ε_a) de 0,3% a 1,5% e para razões de deformação (R_ε) de -1 e 0,01. Foi avaliada a amplitude de tensão ao longo dos ciclos de carregamento, verificando-se que, nos carregamentos com $R_\varepsilon = -1$ houve pequeno amolecimento cíclico para algumas amplitudes de deformação (1,5%, 1,1% e 0,85%), enquanto para outras a amplitude de tensão foi aproximadamente constante. Já nos carregamentos com $R_\varepsilon = 0,01$ houve, para todas am-

plitudes de deformação, um pequeno endurecimento cíclico. Nos ensaios com $R_\epsilon = 0,01$ também percebeu-se uma relaxação da tensão média, principalmente nos primeiros ciclos de carregamento. Por fim, verificou-se que o parâmetro SWT de Smith Watson e Topper descreveu de forma satisfatória a relação entre a tensão média e a vida a fadiga para os casos em estudo.

Devido às ligas de alumínio aeronáutico serem submetidas a uma grande variedade de carregamentos e de temperaturas, Liu et al. (2016) investigaram o comportamento da liga Al 7050-T7451 tanto sob condições de carregamento com amplitudes constantes quanto com espectros de carregamento aleatórios, utilizando temperaturas de 25 °C e de -70 °C. Nos carregamentos com amplitudes constantes, foram realizados ensaios com razões de tensão (R) de 0,06, 0,3 e 0,5. Também foi um intuito do trabalho propor um modelo de previsão de vida do tipo S-N-R. A partir de uma análise com MEV, verificou-se que as peças submetidas a amplitudes constantes de carregamento apresentaram um crescimento de trincas de fadiga suave e estável, enquanto as peças submetidas a um espectro de carregamento aleatório exibiram linhas de fadiga muito mais esparsas e com covas significativas entre elas, devido às grandes variações instantâneas de carregamento. Nos carregamentos com razão de tensão constante, também verificou-se que, para um mesmo valor de R , um decréscimo na temperatura gera maiores vidas em fadiga. A partir das análises com razões de tensão constantes e pelo modelo de previsão de vida proposto, foram traçados gráficos S-N-R para as condições de 25 °C e -70 °C, obtendo-se boa concordância com os dados experimentais.

No intuito de investigar o comportamento de componentes com entalhes agudos em carregamentos de fadiga multiaxial, Sá (2016) tem realizado análises experimentais e numéricas com a liga Al 7050-T7451. Em seus estudos, foram utilizados componentes com e sem entalhe em simulações de fadiga uniaxial e componentes entalhados submetidos a fadiga multiaxial. Nos ensaios uniaxiais, foram realizados carregamentos de tração e compressão ou de torção, enquanto nos ensaios multiaxiais, foram realizadas combinações de ambos tipos de carregamento. As estimativas de vida por ele realizadas tomaram como base a Teoria da Distância Crítica (TDC), a partir da aplicação do Método do Ponto. Para utilização da TDC foram realizadas simulações dos ensaios experimentais com auxílio do Método de Elementos Finitos (MEF), com o intuito de obter distâncias críticas e levantar curvas L_σ -N e L_τ -N, além da proposta de outro ajuste do tipo L_{eq} -N. A partir dos resultados experimentais de fadiga uniaxial, Sá obteve curvas S-N e τ -N, descrevendo o comportamento da liga para componentes com e sem entalhe. Já com base nos resultados de fadiga multiaxial e na análise com base na TDC, as curvas L_σ -N, L_τ -N e L_{eq} -N levantadas foram utilizadas para previsão de vida a fadiga. Apesar das previsões realizadas pelas curvas L_σ -N e L_τ -N não apresentaram boa correlação com os valores experimentais, o modelo proposto L_{eq} -N apresentou melhor correlação, com dados contidos em um intervalo de confiança de 200%.

Como apresentado, existem diversos estudos na literatura relacionados à fadiga da liga de alumínio 7050-T7451. Tais estudos se focam em diferentes aspectos do comportamento da liga a fadiga, como por exemplo, a análise de fadiga sob condições de corrosão por anodização, aplicações com amplitude de tensão variável, ou carregamentos em fadiga em condições de temperatura inferiores à ambiental, entre outros aspectos. No entanto, pouco se conhece sobre o comportamento dessa liga para peças com entalhes muito agudos, que causam elevadas concentrações de tensões. É de se esperar que, para carregamentos elevados, peças com entalhes agudos apresentem grandes deformações plásticas na região próxima ao entalhe. Nesse contexto se encontra o presente trabalho. Aqui é feita uma análise do comportamento de corpos de prova entalhados da liga Al 7050-T7451 a partir de métodos elasto-plásticos, com o intuito de realizar a previsão de vida a fadiga de tais corpos a partir de metodologias numéricas e analíticas.

1.3 Objetivo do projeto

O presente trabalho visa a aplicação de metodologias numéricas e analíticas com o intuito de prever a vida a fadiga de uma peça composta pela liga de alumínio 7050-T7451 com um entalhe agudo. Para previsão de vidas, o trabalho foi focado na aplicação de análises elasto-plásticas, em que as componentes elástica e plástica de deformação são utilizadas em conjunto para estimativas de vida.

1.4 Estrutura textual

O trabalho aqui realizado está apresentado da seguinte forma. No Cap. 2 é apresentada uma breve revisão teórica sobre alguns conceitos relacionados ao processo de fadiga, ao efeito de entalhes em componentes mecânicos, aos efeitos apresentados em carregamentos cíclicos de forma geral e a respeito da liga de alumínio aqui estudada. Já no Cap. 3 é apresentada a metodologia utilizada para as análises de fadiga aqui realizadas, sendo os resultados de tais metodologias indicados nos Cap. 4 e 5. Por fim, as principais conclusões e sugestões para trabalhos posteriores são apresentados no Cap. 6.

2 Revisão bibliográfica

2.1 Conceitos básicos de fadiga

A fadiga é um processo de dano e falha causado por cargas repetidas, envolvendo o surgimento e o crescimento de trincas. Os danos microscópicos do material se desenvolvem em trincas pela aplicação repetida de cargas, que podem ser bem inferiores ao limite de resistência do material (DOWLING, 2006).

Falhas por fadiga são fontes de elevados custos econômicos. Segundo Norton (2013), um levantamento realizado em 1982 constatou gastos de aproximadamente U\$ 100 bilhões para a economia dos EUA devido à fadiga de materiais. Somados aos custos econômicos estão as diversas perdas humanas causadas por falhas deste tipo, como no caso do primeiro avião comercial *Comet* em 1954, que despedaçou-se devido à fadiga de sua fuselagem.

Norton (2013) também traz um breve panorama das principais pesquisas relacionadas a falhas por fadiga. Pode-se destacar a pesquisa de Albert (1829), em que foi documentada pela primeira vez a associação de uma falha à aplicação de cargas repetidas, a pesquisa de Poncelet (1839), sendo o primeiro a utilizar o termo fadiga e a pesquisa de Wöhler (1871), que realizou a primeira investigação científica da fadiga.

A vida de um material pode ser definida como o número de ciclos que este pode suportar antes de ocorrer a falha (CALLISTER, 2007). Não existe uma única definição do significado de falha. Esta pode se referir à separação de uma peça em dois ou mais pedaços, à distorção permanente do material ou à perda de funcionalidade de uma peça por qualquer motivo (BUDYNAS; NISBETT, 2011). É essencial para um projetista, então, definir qual o critério de falha que será adotado em seu projeto.

Callister (2007) mostra que diversos fatores podem afetar a vida a fadiga de um material, sendo possível enumerar os principais fatores como:

- **Tensão média:** Elaborando diversas curvas $\sigma - N$ para diferentes tensões médias, observa-se que um aumento na tensão média causa uma redução da vida a fadiga, como observado na Fig. 1(a);
- **Efeitos de superfície:** Para muitos casos, as máximas tensões são verificadas na superfície de uma peça. Pode-se destacar alguns fatores superficiais que influenciam na vida a fadiga dos materiais, como:
 - Entalhes e descontinuidades geométricas, como sulcos, rasgos de chaveta e furos, que podem atuar como concentradores de tensão e levar à iniciação de uma

trinca de fadiga;

- Riscos e sulcos decorrentes do processo de usinagem, que podem levar à redução da vida a fadiga, sendo o polimento uma forma de diminuir o efeito causado por tais cavidades;
- O uso de tensões residuais de compressão em uma fina camada externa da peça, que podem reduzir o efeito de tensões de tração aplicadas na peça e diminuir as chances de ocorrência de trincas. Em metais dúcteis isso geralmente é obtido pela aplicação de deformações plásticas por processos como o jateamento, sendo o efeito deste processo na vida a fadiga mostrado na Fig. 1(b);
- O endurecimento da camada superficial, que pode ser aplicado a ligas de aço por processos como a carbonetação e a nitretação, aumentando a dureza superficial e a vida a fadiga, exemplificado pela fotomicrografia na Fig. 1(c).

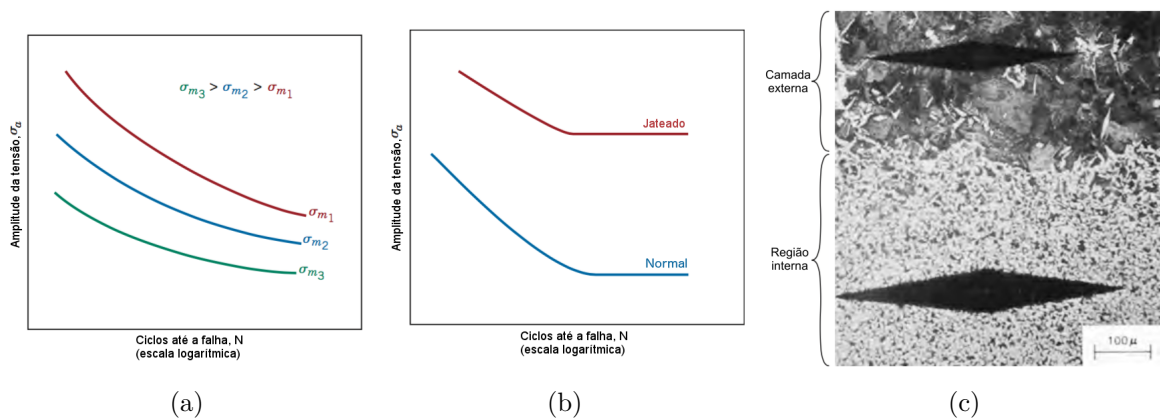


Figura 1 – (a) Curvas com níveis distintos de tensão média, mostrando que a vida a fadiga é reduzida para maiores tensões médias. (b) Curvas $\sigma - N$ para um aço jateado (curva superior) e um normal (curva inferior), sendo a maior vida a fadiga do aço jateado. (c) Fotomicrografia da parte interna (inferior) e da externa carbonetada (superior) de um aço cementado, tendo a externa menor impressão de microdureza (losango escuro da figura). (CALLISTER, 2007).

Fatores ambientais também podem afetar a vida a fadiga do material, podendo-se destacar dois tipos principais de fadiga causados por efeitos ambientais:

- **Fadiga térmica:** Ocorre em materiais geralmente submetidos a elevadas temperaturas e a tensões térmicas variáveis, devido a restrições à expansão ou à contração do material, causadas pelas variações térmicas. Tais restrições geram tensões adicionais ao material, o que leva a uma redução da vida a fadiga;
- **Fadiga associada à corrosão:** Um fator que pode levar à propagação de trincas é a corrosão. Uma peça que possui trincas e é submetida à tensão em um meio corrosivo

pode causar uma condição chamada de trincas por corrosão sob tensão. Caso a peça que está presente em meio corrosivo seja submetida a esforços cíclicos, pode ocorrer a fadiga de corrosão. O processo de corrosão aumenta a taxa de propagação de trincas e gera pequenos pites no material, que atuam como concentradores de tensão, reduzindo a vida a fadiga do material.

2.2 Carregamentos em problemas de fadiga

Em diversos problemas de engenharia, as cargas apresentam um comportamento tipicamente senoidal em função do tempo, devido ao funcionamento rotativo das máquinas. Em casos em que o carregamento é descrito por padrões periódicos, o formato de onda não é importante, a não ser em ambientes corrosivos, sendo necessário levar em conta apenas os picos de máxima e mínima força (BUDYNAS; NISBETT, 2011; NORTON, 2013).

Nos casos em que as cargas possuem um comportamento senoidal, o carregamento pode ser verificado conforme três casos típicos: tensão alternada, repetida e pulsante. Cada um destes comportamentos está representado na Fig. 2. A tensão alternada é caracterizada por possuir um valor médio de zero, no caso da tensão repetida, o valor mínimo de tensão é zero e o valor médio equivale à tensão alternada e no caso da tensão pulsante todas as componentes possuem valores diferentes de zero.

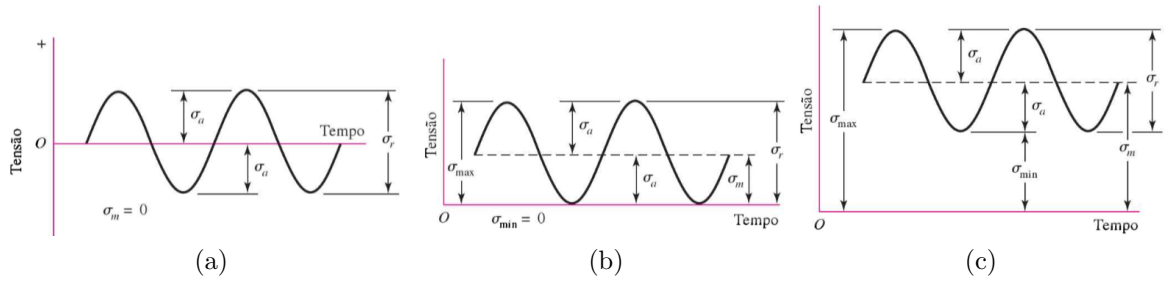


Figura 2 – Tensão x tempo para tensões flutuantes com padrão senoidal. (a) Tensão alternada, (b) tensão repetida, (c) tensão pulsante. (BUDYNAS; NISBETT, 2011)

A partir da tensão máxima (σ_{max}) e da tensão mínima (σ_{min}) mostradas nos gráficos da Fig. 2 é possível definir alguns outros parâmetros utilizados na análise de fadiga, podendo-se destacar:

- Tensão média (σ_m), dada por:

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

- Tensão alternada (σ_a), dada por:

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

- Razão de tensão (R), dada por:

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

2.3 Modelos de falha por fadiga

Como apresentado na Seção 2.1, diversos fatores podem influenciar no número de ciclos de carregamento que um determinado componente pode suportar antes de sua falha. Apesar de tais fatores, componentes mecânicos ainda precisam ser projetados para funcionarem sob carregamento cíclico e, daí surge a necessidade de se utilizarem métodos para considerar a possibilidade de falha por fadiga.

Os três principais métodos indicados por Budynas e Nisbett (2011), utilizados na previsão da falha por fadiga de um determinado material são:

- Método tensão-vida ($\sigma - N$)
- Método deformação-vida ($\varepsilon - N$) pela relação de Coffin-Manson
- Abordagem da Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE)

O método tensão-vida ($\sigma - N$) é usado principalmente para caracterizar a fadiga de alto-ciclo¹, sendo apresentado em maiores detalhes na Seção 2.3.1. Já o método deformação-vida ($\varepsilon - N$) costuma ser usado para caracterizar fadigas de baixo-ciclo, conforme descrição da Seção 2.3.2. Finalmente, o método da Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) é indicado principalmente para situações em que há uma trinca já existente antes do carregamento, da qual conhece-se o comprimento, como elaborado na Seção 2.3.3.

Além dos métodos mais tradicionais de previsão de vida a fadiga, aqui será destacado um quarto método, chamado de método da intensidade do campo de tensão-deformação modificado. Este leva em conta a distribuição de tensões e de deformações de forma local, sendo indicado para peças entalhadas. Uma melhor descrição de tal método está apresentada na Seção 2.3.4.

2.3.1 Método tensão-vida

O método tensão-número de ciclos ou tensão-vida ($\sigma - N$) é o mais utilizado atualmente para previsão da vida a fadiga de alto-ciclo devido a sua fácil aplicação. Busca-se com tal modelo determinar a resistência à fadiga do material, ou seja, quantos

¹ Apesar de não haver um consenso, costuma-se considerar que a fadiga de alto-ciclo é aquele que inicia-se com 10^3 ciclos.

ciclos podem ser aplicados àquele material até que ocorra a fadiga. Apesar da ampla utilização, o método é pouco preciso para aplicações envolvendo baixo número de ciclos.

Os resultados de uma análise $\sigma - N$ para um determinado material podem ser expressos de forma gráfica, em escala mono-log ou log-log, sendo observados geralmente dois tipos distintos de comportamento, ilustrados nas Fig. 3 e 4. Para alguns materiais, como ligas ferrosas e de titânio, a curva $\sigma - N$ fica horizontal para valores mais elevados de N . A tensão correspondente a essa linha horizontal é a chamada limite de resistência à fadiga ou limite de endureça (S_e). Qualquer tensão aplicada inferior a este valor não causa a falha do material, permitindo que o mesmo seja projetado para vida infinita. A Fig. 3 mostra o comportamento típico de materiais que apresentam esse comportamento.

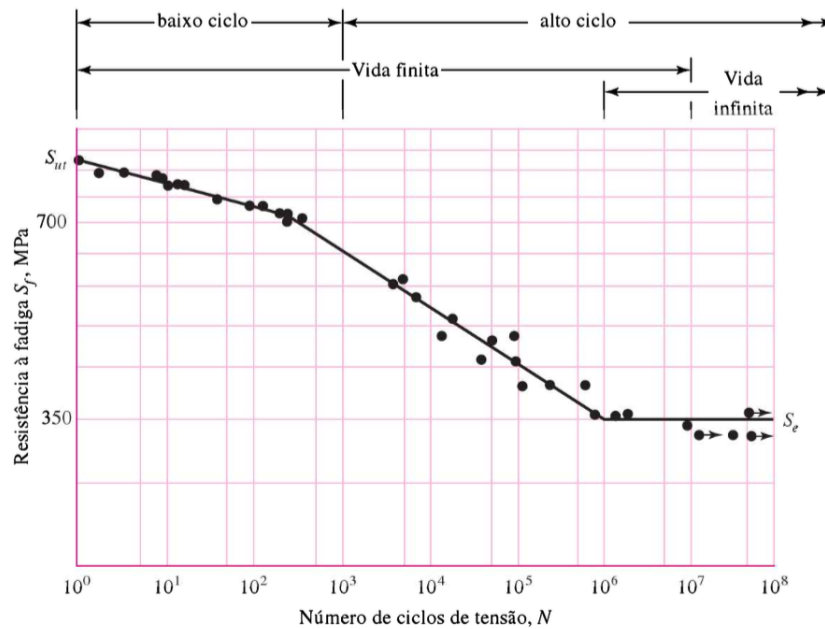


Figura 3 – Diagrama S-N para aço UNS G41 300, normalizado, submetido a fadiga axial. O comportamento da curva é típico de materiais que exibem limite de resistência à fadiga. (BUDYNAS; NISBETT, 2011).

No caso de metais não-ferrosos, tais como ligas de alumínio, cobre e magnésio, não existe um limite de resistência à fadiga e a curva $\sigma - N$ continua decrescendo para maiores valores de N . A tensão de referência para esses materiais é dada pela tensão em que o material falha para um certo número de ciclos. Esta é chamada de resistência à fadiga e é sempre representada junto com o número de ciclos correspondente à falha. Uma curva $\sigma - N$ típica para esse tipo de material está mostrada na Fig. 4.

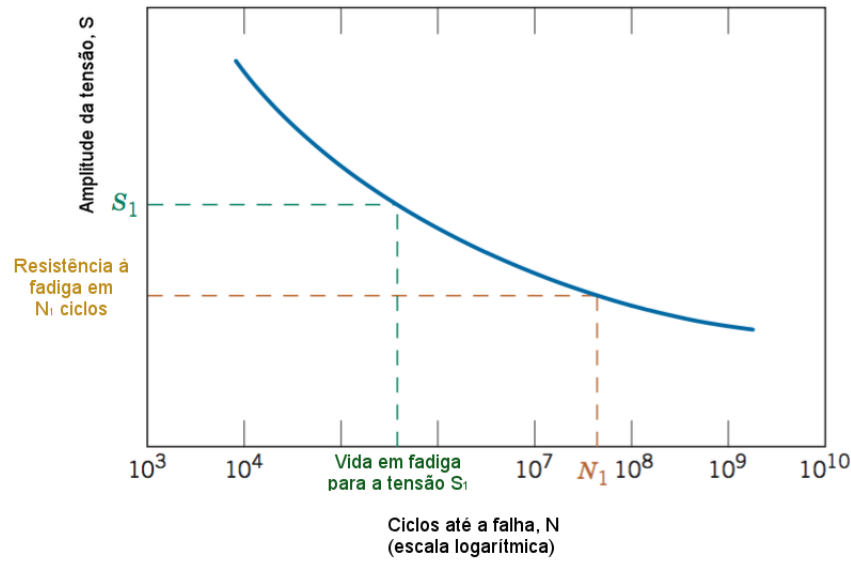


Figura 4 – Diagrama S-N típico para materiais que não exibem limite de resistência à fadiga. (CALLISTER, 2007)

Em muitos casos, a relação entre tensão e vida é dada pelo levantamento de gráficos comparando a amplitude de tensão nominal (S_a) com a vida (N_f). Dowling (2006) indica que os dados de S_a - N podem ser representados em uma escala mono-log, em que a amplitude de tensão é representada no eixo das ordenadas em escala linear e a vida é representada no eixo das abcissas em escala logarítmica. Caso tal representação resulte em um comportamento aproximadamente linear, a curva de ajuste dos dados pode ser dada pela equação:

$$S_a = d + e \cdot \log(N_f) \quad (2.4)$$

sendo d e e constantes do ajuste da curva.

Já no caso dos dados de S_a - N serem dados em escala log-log e apresentarem comportamento aproximadamente linear, é possível representar a curva de ajuste pela equação:

$$S_a = A \cdot N_f^B \quad (2.5)$$

em que A e B são as constantes de ajuste da curva de potência.

2.3.2 Método deformação-vida pela relação de Coffin-Manson

O método deformação-número de ciclos ou deformação-vida (ε - N) é mais aplicado a fadigas de baixo-ciclo e para problemas com vida finita. Casos em que ocorre escoamento local, como deformações plásticas sofridas com a iniciação de trincas, são descritos de maneira mais precisa por este modelo do que pelo método tensão-vida. Para elaboração

dos gráficos $\varepsilon - N$ são feitos ensaios em que são estabelecidos limites de deformação constantes, por equipamentos como o extensômetro mostrado na Fig. 5.



Figura 5 – Corpo de prova em um extensômetro, testado para ensaios de fadiga com controle de deformação. (DOWLING, 2006).

As curvas deformação-vida são comumente descritas por gráficos em escala log-log, sendo usual representar três curvas: uma para a amplitude de deformação elástica (ε_{ea}), uma para a amplitude de deformação plástica (ε_{pa}) e outra para a amplitude de deformação total (ε_a). Os pontos utilizados para descrição destas curvas são normalmente obtidos a partir de um laço de histerese correspondente à metade da vida a fadiga. A escolha de tal laço é considerada adequada para descrever o comportamento estável do material, ou seja, após o amolecimento ou endurecimento cíclico se completar. Um exemplo de tal tipo de gráfico pode ser visto na Fig. 6.

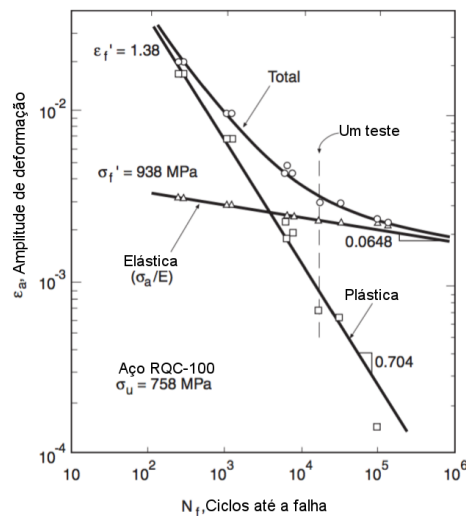


Figura 6 – Curvas deformação-vida do aço RQC-100 para amplitudes de deformação plástica, elástica e total. (DOWLING, 2006).

Para gráficos como o da Fig. 6, a componente elástica de deformação pode ser escrita como:

$$\varepsilon_{ea} = \frac{\sigma_a}{E} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b \quad (2.6)$$

sendo σ_a a amplitude de tensão, E o módulo de elasticidade, $2N_f$ o número de ciclos até a falha e σ'_f e b são, respectivamente, o coeficiente de resistência à fadiga e o coeficiente angular da reta obtida pela componente elástica de deformação em escala log-log.

De maneira semelhante, a componente plástica de deformação pode ser escrita como:

$$\varepsilon_{pa} = \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.7)$$

sendo ε'_f e c , respectivamente, o coeficiente de ductilidade de fadiga e o coeficiente angular da reta obtida pela componente plástica de deformação em escala log-log.

A amplitude de deformação total pode então ser obtida pela soma das componentes plástica e elástica:

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{ea} + \varepsilon_{pa} \quad (2.8)$$

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.9)$$

A Eq. (2.9) é conhecida como relação de Coffin-Manson. Todas as constantes σ'_f , ε'_f , b e c são consideradas propriedades do material e tabelados para diferentes tipos de materiais (DOWLING, 2006).

Durante um ciclo de carregamento, a amplitude de deformação (ε_a) também pode ser descrita relacionando os valores de máxima deformação (ε_{max}) e mínima deformação (ε_{min}) pela equação:

$$\varepsilon_a = \frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\varepsilon_{max} - \varepsilon_{min}}{2} \quad (2.10)$$

2.3.3 Abordagem da MFLE

A Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) é adequada para descrever problemas de propagação de trincas em regimes de baixo-ciclo e para vida finita. É um método indicado, sobretudo, para problemas em que se conhece o tamanho inicial da trinca. No caso de não ser possível medir o tamanho da trinca, o método pode ser usado estimando um tamanho inicial inferior ao valor mínimo que pode ser medido pelo instrumento utilizado, no entanto os resultados são mais precisos quando é possível medir o tamanho da trinca.

Uma das bases da MFLE é a análise do crescimento de trincas. Esta costuma ser realizada relacionando-se a variação da intensidade de tensão (ΔK) com a taxa de crescimento de uma trinca por ciclos de carregamento (da/dN), conforme o gráfico mostrado na Fig. 7.

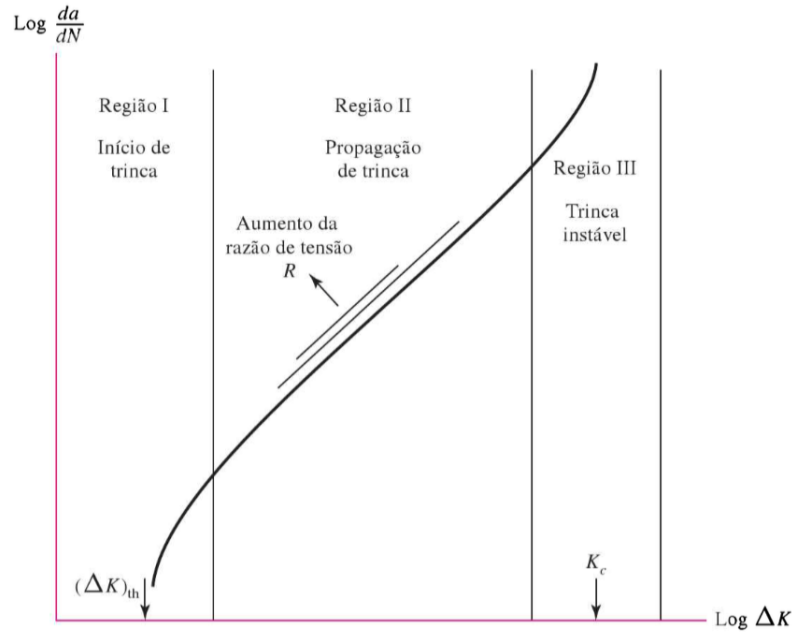


Figura 7 – Curva característica de trincas, dividida em três fases. I) Região em que abaixo de um valor ΔK_{th} não há propagação de trinca e acima esta cresce rapidamente. II) Região em que da/dN e ΔK se relacionam de maneira linear (conhecida como Regra de Paris). III) A trinca cresce até ΔK atingir o valor máximo em K_c a partir do qual ocorre a fratura. (BUDYNAS; NISBETT, 2011).

O uso desse método é baseado nas condições de crescimento de trinca, decorrente de cargas cíclicas em que haja alguma componente de tração. Nestes casos, é possível associar a variação de tensão ($\Delta\sigma$) à variação da intensidade de tensão (ΔK) a partir da Eq. (2.11), em que β é uma constante adimensional dependente da geometria da trinca e a é metade do maior comprimento da trinca.

$$\Delta K = \beta \Delta \sigma \sqrt{\pi a} \quad (2.11)$$

Uma estimativa do crescimento de uma trinca no estágio II de propagação pode ser feita para condições de deformação plana predominantes. Utiliza-se, para isso, da Eq. (2.12), conhecida como equação de Paris, sendo C e m constantes do material.

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (2.12)$$

Substituindo o valor de ΔK obtido pela Eq. (2.11) na Eq. (2.12) e integrando, obtém-se:

$$\int_0^{N_f} dN = N_f = \frac{1}{C} \int_{a_i}^{a_f} \frac{da}{(\beta \Delta \sigma \sqrt{\pi a})^m} \quad (2.13)$$

sendo a_i e a_f , respectivamente, os comprimentos inicial e final da trinca desde a verificação inicial até a falha e N_f é o número de ciclos até a falha.

2.3.4 Método da intensidade do campo de tensão-deformação modificado

Yao (1993) propôs um modelo de análise de fadiga denominado de Intensidade do Campo de Tensão (SFI). Tal modelo tem como objetivo levar em conta que a resistência à fadiga de componentes entalhados não depende apenas da tensão máxima na raiz do entalhe, mas sim da intensidade do campo de tensão na zona danificada durante o processo de fadiga. Já Qylafku *et al* (1999) propuseram uma modificação em tal modelo, inserindo a ideia de distância efetiva na determinação da intensidade do campo de tensão.

Com base em tais modelos, Costa et al. (2003) elaboraram outro método de previsão de vida a fadiga utilizado para peças entalhadas, denominado de método da intensidade do campo de tensão-deformação modificado (SSFI modificado). Este leva em conta a distribuição de tensões e de deformações na região próxima à raiz do entalhe para estimar valores efetivos de tensão e de deformação, sendo estes utilizados na previsão de vida do material. Tais distribuições de tensões e de deformações são calculadas ao longo de uma linha, perpendicular à raiz do entalhe e que parte dessa raiz até uma distância efetiva (x_{eff}). A Fig. 8 foi elaborada de forma a representar a construção dessa linha.

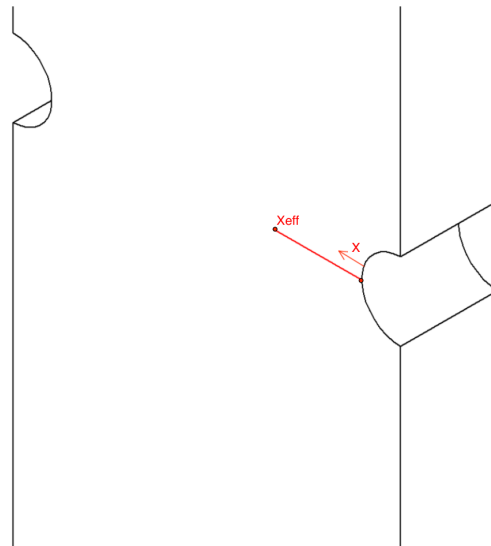


Figura 8 – Representação da linha utilizada para aplicação do método SSFI modificado em uma peça entalhada. A linha em vermelho parte da raiz do entalhe na direção x , até o ponto x_{eff} .

A tensão média efetiva ($\sigma_{1m,FI}$) e a amplitude de deformação efetiva ($\varepsilon_{a,FI}$) podem ser calculadas ao longo da linha representada na Fig. 8, utilizando-se respectivamente as relações:

$$\sigma_{1m,FI} = \frac{1}{x_{eff}} \int_0^{x_{eff}} \sigma_{1m} \cdot \varphi(x) dx \quad (2.14)$$

$$\varepsilon_{a,FI} = \frac{1}{x_{eff}} \int_0^{x_{eff}} \varepsilon_a \cdot \varphi(x) dx \quad (2.15)$$

sendo σ_{1m} a tensão principal média, ε_a a amplitude de deformação, φ uma função peso e x a distância entre a raiz do entalhe e o ponto de análise.

Costa *et al* não indicam um método exato para determinação da distância efetiva (x_{eff}), sendo no estudo por eles realizado utilizado um processo iterativo para estimar o valor de x_{eff} que forneceu valores de vida mais próximos aos dados experimentais.

De acordo com Altan, Ngaile e Shen (2005), a tensão principal média (σ_{1m}) pode ser calculada por:

$$\sigma_{1m} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad (2.16)$$

Para a função peso (φ), diferentes estimativas foram encontradas na literatura. Costa et al. (2003) sugerem a utilização de uma função peso unitária, ou seja:

$$\varphi = 1 \quad (2.17)$$

Já Ramezani e Jeong (2006) realizaram estudos semelhantes, sugerindo o uso de uma função peso dada por:

$$\varphi = 1 - |\chi|r \quad (2.18)$$

sendo χ o gradiente de tensão relativo e r a distância do ponto de medição em relação à raiz do entalhe, equivalente à distância x representada na Fig. 8. O valor de χ pode ser obtido a partir da relação:

$$\chi(x) = \frac{1}{\sigma_1(x)} \frac{\partial \sigma_1(x)}{\partial x} \quad (2.19)$$

em que σ_1 é a máxima tensão principal.

Os valores de tensão média efetiva ($\sigma_{1m,FI}$) e amplitude de deformação efetiva ($\varepsilon_{a,FI}$), calculados a partir das Eq. (2.14) e (2.15) podem então ser utilizados para cálculo da vida a fadiga. Costa et al. (2003) sugerem o uso de tais valores efetivos na relação modificada de Morrow, que poderia ser escrita como:

$$\varepsilon_{a,FI} = \frac{\frac{\sigma'_f}{\sqrt{1-\lambda+\lambda^2}} - \sigma_{1m,FI}}{\frac{E}{1-\nu\lambda}} (2N_f)^b + \varepsilon'_f \frac{1 - 0,5\lambda}{\sqrt{1-\lambda+\lambda^2}} (2N_f)^c \quad (2.20)$$

em que λ é a razão de tensão biaxial, ν é o coeficiente de Poisson, N_f é o número de reversões até a falha do material, E é o módulo de elasticidade e as constantes b , c , σ'_f e ε'_f são os coeficientes e expoentes da relação de Coffin-Manson.

O valor de λ pode ser obtido da relação:

$$\lambda = \frac{\sigma_{zz}}{\sigma_{yy}} \quad (2.21)$$

em que σ_{zz} e σ_{yy} são, respectivamente, as tensões locais na direção z e y .

Uma solução proposta no presente trabalho é a substituição, na relação de Coffin-Manson, apresentada na Eq. (2.9), da amplitude de deformação (ε_a) pela amplitude de deformação efetiva ($\varepsilon_{a,FI}$), o que levaria à relação:

$$\varepsilon_{a,FI} = \frac{\sigma'_f}{E}(2N_f)^b + \varepsilon'_f(2N_f)^c \quad (2.22)$$

2.4 Efeito de entalhe em problemas de fadiga

Diversas máquinas ou componentes estruturais contem alguma espécie de descontinuidade geométrica ou microestrutural, que é chamada de concentrador de tensões ou, de uma forma mais geral, de entalhe. Tal descontinuidade geralmente causa uma máxima tensão local (σ_{max}) que pode ser bem superior à tensão nominal (S) aplicada à peça. Para se caracterizar a severidade do entalhe no aumento da tensão, pode-se utilizar o chamado fator teórico de concentração de tensões (K_t). Esse fator correlaciona a tensão nominal (S) com a tensão máxima local (σ_{max}) a partir da Eq. (2.23) (BANNANTINE; COMER; HANDROCK, 1990; DOWLING, 2006).

$$K_t = \frac{\sigma_{max}}{S} \quad (2.23)$$

O esperado da teoria, a partir da Eq. (2.23), seria que a tensão na seção do entalhe em um componente entalhado fosse equivalente à tensão nominal do componente não entalhado corrigida pelo fator K_t . No entanto, o que se observa na prática é que a correção com base em K_t gera estimativas que superestimam o efeito da presença do entalhe na tensão local da peça. Assim, principalmente para fadigas com alto número de ciclos, pode ser utilizado o fator de entalhe (K_f), que descreve uma melhor correção à tensão nominal. O valor de K_f é dado por:

$$K_f = \frac{\sigma_{ar}}{S_{ar}} \quad (2.24)$$

sendo σ_{ar} o limite de resistência à fadiga para um componente não entalhado e S_{ar} para um componente entalhado.

Enquanto o fator teórico de concentração de tensões (K_t) é afetado apenas pela geometria da peça e pelo tipo de carregamento, o fator de entalhe (K_f) também leva em conta o tipo de material (BANNANTINE; COMER; HANDROCK, 1990). No geral, o valor de K_f é inferior ao valor de K_t , principalmente quando o raio do entalhe é pequeno, como exemplificado na Fig. 9.

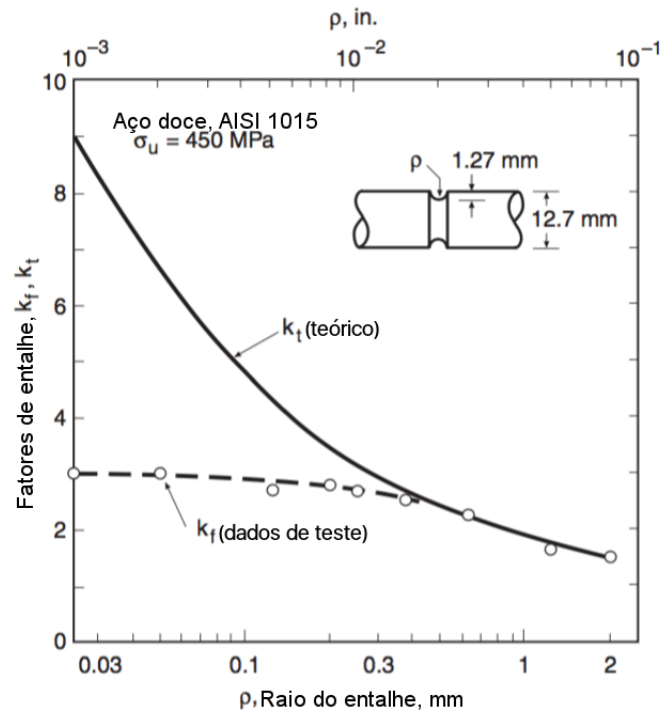


Figura 9 – Influência do raio do entalhe (ρ) nos fatores K_t e K_f para uma peça de aço submetida à flexão rotativa. Observa-se maior discrepância entre K_f e K_t para pequenos valores de ρ . (DOWLING, 2006).

Apesar de não ser clara a razão para $K_f < K_t$, uma possível explicação para esta relação é que a falha por fadiga não é gerada especificamente pela máxima tensão local na raiz do entalhe, mas sim por uma média de tensões entre a raiz do entalhe e uma determinada distância δ . Como as tensões locais diminuem a medida que se afasta da raiz do entalhe e o valor de K_f leva em conta essa média de tensões, este apresenta valor inferior a K_t (DOWLING, 2006).

Para levar em conta os efeitos adicionais de K_f em relação a K_t , um termo comumente usado é o fator de sensibilidade ao entalhe (q), que pode ser representado de acordo com a Eq. (2.25).

$$q = \frac{K_f - 1}{K_t - 1} \quad (2.25)$$

Como pode ser percebido da Eq. (2.25), a situação de máximo efeito ocorre quando $K_f = K_t$, resultando em $q = 1$ e o mínimo efeito ocorre quando $K_f = 1$, resultando em

$q = 0$. Portanto, a relação $0 \leq q \leq 1$ indica a severidade do efeito da presença do entalhe. O valor de q também pode ser descrito em termos da influência causada por uma constante material (α) e pelo raio do entalhe (ρ), a partir da Eq. (2.26).

$$q = \frac{1}{1 + \frac{\alpha}{\rho}} \quad (2.26)$$

Valores típicos de α para diferentes materiais estão apresentados na Tab. 1.

Tabela 1 – Valores da constante material α para diferentes materiais.

Material	α
Aço normal ou recozido de baixo carbono	0,25 mm
Aço temperado	0,064 mm
Aço altamente endurecido	0,0254 mm
Ligas de alumínio	0,51 mm

A determinação de K_f a partir de q pode ser obtida isolando-se o termo na Eq. (2.25), obtendo-se:

$$K_f = 1 + q(K_t - 1) \quad (2.27)$$

2.5 Tensão e deformação em carregamentos cíclicos

2.5.1 Modelos de endurecimento plástico

O comportamento de deformação plástica de um material costuma ser caracterizado a partir de carregamentos monocíclicos, isto é, realizados em uma única direção. No entanto, se após o escoamento, ocorre a reversão no sentido do carregamento, a curva tensão-deformação segue um caminho diferente daquele realizado no carregamento anterior. Observa-se que o escoamento do material após a reversão de tensão ocorre em um valor inferior à tensão de escoamento, fenômeno conhecido como efeito Bauschinger (DOWLING, 2006).

Para determinar em que ponto o escoamento ocorre após a reversão de carga, pode-se tomar como base dois modelos de endurecimento:

- O modelo de endurecimento cinemático: Afirma que, na reversão de carga, o escoamento ocorre quando a variação de tensão ($\Delta\sigma$) equivale a duas vezes a tensão de escoamento monotônica (σ_o), ou seja, quando $\Delta\sigma = 2\sigma_o$;
- O modelo de endurecimento isotrópico: Afirma que, na reversão de carga, o escoamento ocorre quando a variação de tensão ($\Delta\sigma$) equivale a duas vezes a máxima tensão ocorrida antes da reversão de carga (σ'), ou seja, quando $\Delta\sigma = 2\sigma'$;

A Fig. 10 esquematiza o comportamento de um material de acordo com os dois modelos de endurecimento.

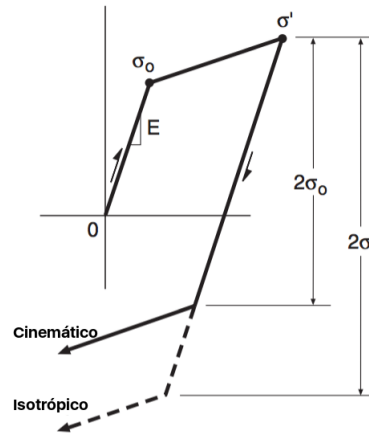


Figura 10 – Comportamento das curvas tensão-deformação para os modelos de endurecimento cinemático e isotrópico. (DOWLING, 2006).

Ambos os modelos de endurecimento podem ser usados para descrever o comportamento de deformação plástica para um determinado material. A escolha de qual modelo será adotado depende do tipo de material que está sendo estudado. Por exemplo, Hu, Wang e Barter (1999) utilizaram um modelo de endurecimento cinemático para obter boas correlações entre dados numéricos e experimentais de tensão-deformação cíclico em uma liga de alumínio 7050.

2.5.2 Relaxação da tensão média

Em muitos casos, os carregamentos cíclicos com controle de deformação são analisados para deformações completamente reversíveis, isto é, quando $R_\varepsilon = \varepsilon_{min}/\varepsilon_{max} = -1$. No entanto, para outros casos pode existir uma deformação média não nula, resultando em uma possível relaxação da tensão média ao longo dos ciclos de carregamento (STEPHENS et al., 2001). A Fig. 11 mostra o comportamento cíclico da tensão e da deformação para o caso de relaxação da tensão média.

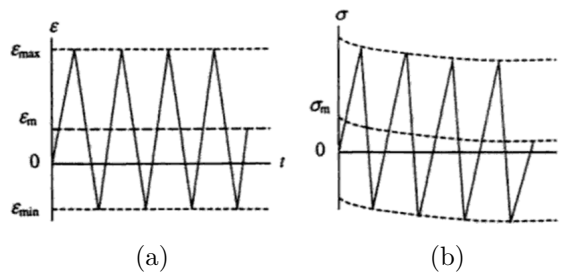


Figura 11 – Evolução temporal (a) da deformação e (b) da tensão, para um mesmo carregamento. Nota-se que, quando existe uma deformação média (ε_m) não nula, pode ocorrer uma relaxação da tensão média (σ_m). (STEPHENS et al., 2001)

Hu, Wang e Barter (1999) realizaram estudos da relaxação da tensão média no alumínio 7050. Eles verificaram que, para diferentes casos de deformação assimétrica, com $R_\epsilon = \epsilon_{min}/\epsilon_{max} \neq -1$, ocorreu a relaxação da tensão média, com esta tendendo a zero após um grande número de ciclos. Hernández (2016) realizou estudos semelhantes, para $R_\epsilon = 0,01$, com amplitudes de deformação de 0,3% a 1,5%, verificando uma relaxação da tensão média de tração mais acentuada nos primeiros ciclos.

2.5.3 Endurecimento e amolecimento cíclicos

Outros estudos de tensão-deformação cíclica foram realizados por Morrow, a partir da observação de peças de cobre, com três tipos de tratamento: totalmente recozido, parcialmente recozido e laminado a frio (STEPHENS et al., 2001). As curvas tensão-deformação para os três casos estão mostradas na Fig. 12. Essas curvas foram montadas por sucessivos carregamentos uniaxiais com deformações de amplitude constante. Para o cobre totalmente recozido, a cada ciclo havia um endurecimento do material, sendo necessário a elevação da tensão a cada carregamento para manter a amplitude de deformação, caracterizando o chamado endurecimento cíclico. No cobre laminado a frio observou-se o fenômeno inverso, em que a cada carregamento era necessário reduzir a tensão para manter a amplitude de deformação, caracterizando o chamado amolecimento cíclico. Por fim, o cobre parcialmente recozido apresenta comportamento misto, em que há endurecimento durante certo número de carregamentos e amolecimento em carregamentos posteriores.

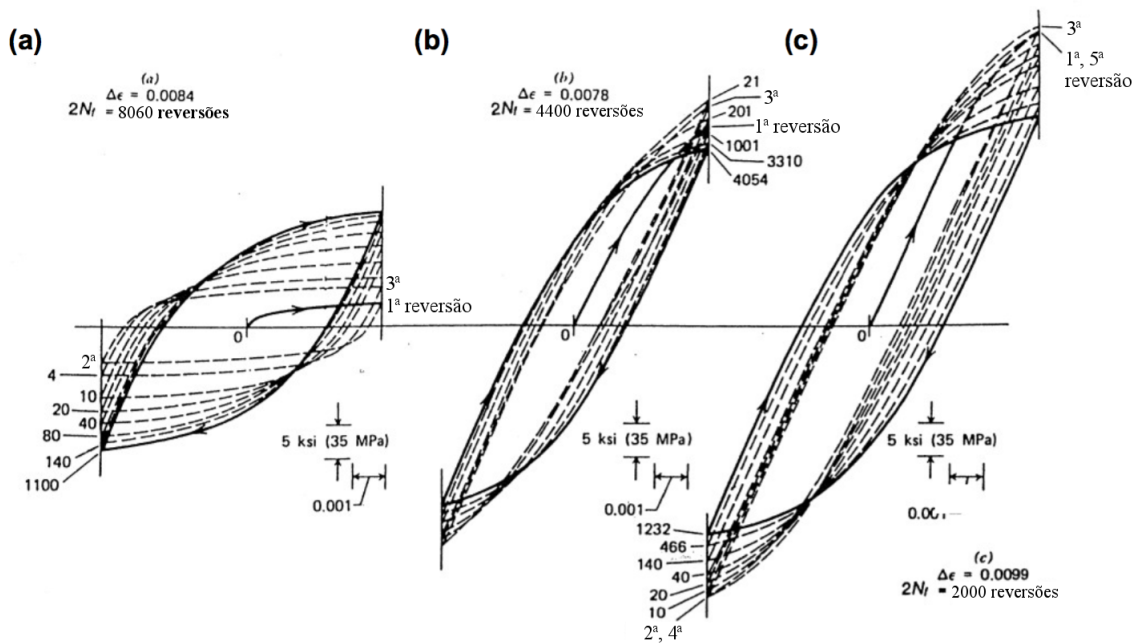


Figura 12 – Curvas tensão-deformação obtidas por Morrow. Tem-se as curvas em a) para o cobre totalmente recozido, onde observa-se o comportamento de endurecimento cíclico, em b) para o cobre parcialmente recozido, apresentando o chamado comportamento misto e em c) do cobre laminado a frio, obtendo-se o comportamento de amolecimento cíclico. (STEPHENS et al., 2001)

Em ciclos de tensão-deformação, é possível que, durante os carregamentos e reversões, o gráfico $\sigma - \epsilon$ forme curvas fechadas, sendo estas chamadas de laços de histerese. Na Fig. 12, percebe-se para os três casos que, após certo número de ciclos, formam-se laços de histerese estabilizados. Isso significa que, mesmo com o aumento no número de ciclos, as curvas de carregamento e reversão que compõem o ciclo de histerese devem continuar descrevendo o comportamento do componente.

2.5.4 Relações analíticas para tensões e deformações cíclicas

A descrição do comportamento tensão-deformação de um material para tensões inferiores à tensão de escoamento pode ser feita de forma precisa pela lei de Hooke, dada por:

$$\sigma = E\epsilon, \text{ para } \sigma \leq \sigma_o \quad (2.28)$$

sendo E o módulo de elasticidade e σ_o a tensão de escoamento.

Para tensões superiores à de escoamento, foram desenvolvidas diversas expressões matemáticas para descrever o comportamento tensão-deformação, podendo-se destacar a relação de Ramberg-Osgood. Esta considera a separação da deformação em uma componente elástica e outra plástica. Enquanto a deformação elástica pode ser descrita pela lei

de Hooke, a deformação plástica é relacionada com a tensão por uma função potência. As Equações (2.29) e (2.30) descrevem as componentes elástica e plástica de deformação para tensões superiores à de escoamento.

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E} \quad (2.29)$$

$$\varepsilon_p = \left(\frac{\sigma}{H} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (2.30)$$

H e n são, respectivamente, o coeficiente e o expoente de endurecimento do material. Logo a deformação total (ε) sofrida pelo material após a tensão de escoamento é dada por:

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p \quad (2.31)$$

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{H} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (2.32)$$

Em casos de carregamentos cíclicos, o comportamento do material costuma ser descrito em relação à variação de deformação ($\Delta\varepsilon$) e à variação de tensão ($\Delta\sigma$). A Eq. (2.32) pode ser modificada como:

$$\Delta\varepsilon = \frac{\Delta\sigma}{E} + 2 \left(\frac{\Delta\sigma}{2H} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (2.33)$$

A Eq. (2.33) descreve bem a curva tensão-deformação de metais com comportamento simétrico de deformação em tração e compressão.

Para uso das Equações (2.32) e (2.33) é necessário definir a tensão ou variação de tensão. Em componentes entalhados, uma forma de se determinar a tensão pode ser feita com base na fórmula de Neuber para comportamento de materiais não lineares (YOUNG; BUDYNAS, 2002). Essa equação relaciona a tensão e a deformação nominais, aplicadas no componente, com a tensão e deformação máximos, obtidos devido à presença do entalhe, e pode ser expressa pela equação:

$$K_t^2 = \frac{\sigma_{max} \cdot \varepsilon_{max}}{\sigma_{nom} \cdot \varepsilon_{nom}} \quad (2.34)$$

Sabendo que $\varepsilon_{nom} = \frac{\sigma_{nom}}{E}$ e substituindo o valor de ε_{max} pelo obtido na Eq. (2.32), chega-se finalmente a:

$$\frac{\sigma_{max}^2}{E} + \sigma_{max} \cdot \left(\frac{\sigma_{max}}{H} \right)^{\frac{1}{n}} - \frac{1}{E} (K_t \cdot \sigma_{nom})^2 = 0 \quad (2.35)$$

A fórmula de Neuber também pode ser usada para obter a variação de tensão. Para isso, considera-se que a fórmula é aplicada para as componentes alternadas de tensão, o que resulta em:

$$K_t^2 = \frac{\sigma_a \cdot \varepsilon_a}{\sigma_{nom,a} \cdot \varepsilon_{nom,a}} = \frac{\frac{\Delta\sigma}{2} \cdot \frac{\Delta\varepsilon}{2}}{\frac{\Delta\sigma_{nom}}{2} \cdot \frac{\Delta\varepsilon_{nom}}{2}} \quad (2.36)$$

Novamente, sabendo-se que $\Delta\varepsilon_{nom} = \frac{\Delta\sigma_{nom}}{E}$ e substituindo o valor de $\Delta\varepsilon$ pelo obtido na equação (2.33), tem-se:

$$\frac{\Delta\sigma^2}{4E} + \frac{\Delta\sigma}{2} \cdot \left(\frac{\Delta\sigma}{2H} \right)^{\frac{1}{n}} - \frac{1}{4E} (K_t \cdot \Delta\sigma_{nom})^2 = 0 \quad (2.37)$$

Como discutido na Seção 2.4, para alguns carregamentos cíclicos, o fator de entalhe (K_f) descreve de maneira mais adequada o efeito do entalhe do que o fator teórico de concentração de tensões (K_t). Por isso, pode-se fazer uma modificação em (2.37), substituindo o valor de K_t por K_f , o que resulta em:

$$\frac{\Delta\sigma^2}{4E} + \frac{\Delta\sigma}{2} \cdot \left(\frac{\Delta\sigma}{2H} \right)^{\frac{1}{n}} - \frac{1}{4E} (K_f \cdot \Delta\sigma_{nom})^2 = 0 \quad (2.38)$$

2.6 Liga de alumínio 7050-T7451

O alumínio e suas ligas são bastante utilizados em diversas aplicações devido a sua aparência, leveza, fabricabilidade, propriedades físicas e mecânicas e resistência à corrosão. É um material com propriedades de reflexão elevada, o que levam a seu uso tanto funcional quanto decorativo. Este material também possui boas propriedades de condutividade térmica e elétrica. Por ser um produto não ferromagnético, o alumínio é bastante usado na indústria eletrônica. Como ele é não-inflamável, também é usado para conduzir materiais explosivos e, por não ser tóxico, pode ser usado em contêineres de comidas.

Ligas de alumínio são comumente divididas em duas principais categorias: ligas fundidas e ligas forjadas. Para este segundo grupo, é possível separá-las em famílias, identificadas por um sistema de quatro dígitos (ASM, 1990). As designações de tais ligas são dadas conforme mostrado na Tab. 2.

Tabela 2 – Identificação de ligas de alumínio forjadas.

Número de série	Significado
1XXX	Ligas “puras”, com 99% ou mais de alumínio em sua composição
2XXX	O principal elemento de liga é o cobre
3XXX	O principal elemento de liga é o manganês
4XXX	O principal elemento de liga é o silício
5XXX	O principal elemento de liga é o magnésio
6XXX	Os principais elementos de liga são o magnésio e o silício
7XXX	O principal elemento de liga é o zinco
8XXX	Ligas de composição mista contendo lítio e estanho
9XXX	Nomenclatura reservada para uso futuro

Em alumínios da série 1XXX, podem ser usados no segundo algarismo o número 0, em casos de alumínios que não formam uma liga e possuem limites de impureza naturais, ou números de 1 a 9, quando há controle de uma ou mais destas impurezas. Já os últimos dois dígitos referem-se à parte decimal da menor porcentagem de alumínio que deve estar presente na liga.

Para alumínios das séries 2XXX a 9XXX, o segundo algarismo indica modificações na liga, sendo usado 0 quando não houver alterações na liga. Os últimos dois dígitos não possuem significado, servindo apenas para identificar diferentes ligas em um mesmo grupo.

A identificação da têmpera é usada para indicar os tratamentos mecânicos e/ou térmicos que levaram àquela têmpera e é feita da mesma forma tanto para ligas fundidas quanto forjadas. Para indicar o processo de têmpera básico é usada uma letra maiúscula, separada por um hífen da indicação da série do alumínio. A Tab. 3 indica as principais identificações utilizadas para a têmpera do alumínio.

Tabela 3 – Designação das têmperas aplicadas a alumínios fundidos e forjados.

Designação da têmpera	Significado	Descrição
F	Como fabricado	Produtos fabricados por conformação mecânica
O	Recozido	Pode ser aplicado a ligas inicialmente trabalhadas e depois recozidas, para obter menor resistência mecânica, e a ligas fundidas que são recozidas para aumento de ductilidade e estabilidade dimensional
H	Encruado	Produtos reforçados por encruamento, com ou sem tratamento térmico, para aumento da resistência
W	Solubilizado	Aplicado apenas a ligas que passam por envelhecimento natural em temperatura ambiente. A designação W é usada junto com o tempo de envelhecimento (ex.: W $\frac{1}{2}$ h).
T	Solução termicamente tratada	Produtos termicamente tratados, produzindo têmperas estáveis
P	Não registrado	Usado para variações das têmperas O, H e T feitas na negociação entre o fabricante e o consumidor

Para algumas das designações apresentadas na Tab. 3, a letra que indica a têmpera

pode ser acompanhada de um ou mais números. No caso das têmperas de designação T e W, a letra pode ser seguida por um número de 1 a 10, que indica uma sequência específica de tratamentos. Na liga aqui estudada, a caracterização T7 é usada para ligas tratadas termicamente e depois superenvelhecidas ou estabilizadas. Quando se quer identificar variações nas têmperas descritas pela letra e número principais, podem ser adicionados números posteriores, sendo o primeiro destes necessariamente diferente de zero.

A liga de estudo no presente trabalho faz parte da série 7XXX, destacando-se pela alta resistência mecânica e à fadiga, elevada tenacidade e ductilidade e baixa densidade (CAVALCANTE, 2016). A composição química de 1 a 8% de zinco das ligas desta série, combinadas a uma pequena porcentagem de magnésio, permite que tais ligas sejam tratáveis termicamente e apresentem de moderada a elevada resistência. Estas propriedades garantem à liga grande aplicabilidade na indústria aeronáutica, onde é empregada na estrutura de asas e no revestimento da fuselagem (KAUFMAN, 2000). As principais características químicas e mecânicas dessa liga de alumínio são levantadas pela ASM (1990), sendo mostradas na Tab. 4.

Tabela 4 – Propriedades da ASM para a liga Al 7050-T7451

Composição química (%)			
Al: 87,3-90,3	Cr: Max 0,04	Cu: 2 - 2,6	Fe: Max 0,15
Mg: 1,9 - 2,6	Mn: Max 0,1	Outros, cada: Max 0,05	Outros, todos: Max 0,15
Si: Max 0,12	Ti: Max 0,06	Zn: 5,7 - 6,7	Zr: 0,08 - 0,15
Propriedades mecânicas			
Limite de resistência à tração:		524 MPa	
Tensão de escoamento		469 MPa	
Módulo de elasticidade:		71,7 GPa	
Coeficiente de Poisson:		0,33	

Hernández (2016) também realizou o levantamento das constantes materiais da liga Al 7050-T7451 para cálculo da deformação plástica e da relação de Coffin-Manson, que são utilizadas nas Eq. (2.9), (2.37) e (2.38). Os valores de cada uma das constantes estão apresentados na Tab. 5.

Tabela 5 – Constantes materiais do Al 7050-T7451 utilizadas nos cálculos de variação de tensão e de deformação.

Constantes materiais para cálculo da deformação plástica	
H	654 MPa
n	0,079
Constantes materiais para aplicação da relação de Coffin-Manson	
σ'_f	603 MPa
ϵ'_f	0,05
b	-0,06
c	-0,47

3 Metodologia

3.1 Descrição geral da metodologia utilizada

A metodologia elaborada teve como intuito a determinação da vida a fadiga de um corpo de prova (CP) da liga de alumínio 7050-T7451, caracterizado pela presença de um entalhe agudo. Para previsão da vida foram propostos modelos analíticos e numéricos, baseados em modelos de falha por fadiga que incluem efeitos elasto-plásticos. As previsões foram realizadas tanto pela aplicação da relação de Coffin-Manson, apresentada na Seção 2.3.2, com a determinação dos valores das deformações na raiz do entalhe, quanto pela aplicação do método SSFI modificado, apresentado na Seção 2.3.4, com o uso da distribuição das tensões e das deformações na proximidade da raiz do entalhe. Todos os resultados de cálculo de vida aqui apresentados foram dados em termos de número de reversões necessárias até a falha do material por fadiga.

Pode-se resumir a metodologia adotada em cinco principais etapas, sendo estas:

1. Descrição das condições geométricas e de carregamento do CP de Al 7050-T7451, conforme apresentado na Seção 3.2;
2. Obtenção na literatura dos dados de vida a fadiga, utilizados como referência para validar os modelos propostos neste trabalho, como mostrado na Seção 3.3;
3. Representação da geometria e das condições de carregamento do CP de Al 7050-T7451 a partir do Método de Elementos Finitos (MEF), conforme apresentado na Seção 3.4;
4. Previsão de vida a fadiga a partir de métodos analíticos e numéricos baseados nos valores pontuais de deformações, na raiz do entalhe, como detalhado na Seção 3.5. Esta etapa pode ainda ser dividida em:
 - Estimativa do fator teórico de concentração de tensões (K_t) pelo MEF e cálculo do fator de entalhe (K_f) exposto na Seção 3.5.1. Tal estimativa foi necessária para permitir a realização das metodologias analíticas;
 - Explicação da metodologia analítica adotada para estimativa da vida a fadiga, apresentada na Seção 3.5.2;
 - Exposição da metodologia numérica baseada nos valores de deformações na raiz do entalhe, descrita na Seção 3.5.3;

5. Detalhamento da metodologia aplicada ao CP de Al 7050-T7451 a partir do MEF para determinação da vida a fadiga com base no método SSFI modificado, mostrada na Seção 3.6.

Nas metodologias realizadas para estimativa de vida do CP de Al 7050-T7451, realizou-se comparações entre os valores estimados de vida com os valores experimentais de vida obtidos por Sá (2016), indicados na Seção 3.3. Para isso, foi utilizado, em módulo, o erro percentual relativo verdadeiro (E_t), que segundo Chapra e Canale (2016), pode ser calculado por:

$$|E_t| = \left| \frac{\text{Valor verdadeiro} - \text{Aproximação}}{\text{Valor verdadeiro}} \right| \cdot 100\% \quad (3.1)$$

3.2 Geometria do Corpo de Prova e condições de carregamento

3.2.1 Geometria do CP

A geometria do CP de alumínio tomada como base e simulada computacionalmente foi obtida a partir de um modelo real de um CP da liga de alumínio 7050-T7451. Este CP possui uma geometria cilíndrica e um entalhe bem agudo (ou seja, com pequeno raio). Sá (2016) elaborou um desenho técnico do CP, apresentado no Anexo A.

3.2.2 Condições de carregamento

Para o Al 7050-T7451 foi considerada uma condição de carregamento cíclico de tração e compressão entre uma força máxima (F_{max}) e uma força mínima (F_{min}), tendo ambas mesma magnitude. A metodologia foi aplicada a seis casos distintos de carregamento, cada qual com valores diferentes de F_{max} e F_{min} . Tais valores de força foram baseados nos ensaios experimentais realizados por Sá (2016). A Tab. 6 mostra quais os valores das forças utilizadas para cada caso de carregamento e a Fig. 13 exemplifica a variação cíclica da força para o caso 1 de carregamento.

Tabela 6 – Casos de carregamento uniaxial cíclico para o CP de Al 7050-T7451

Caso de carregamento	Caso 1	Caso 2	Caso 3	Caso 4	Caso 5	Caso 6
Força máxima (F_{max}) [kN]	13,40	10,76	8,13	6,31	4,50	4,25
Força mínima (F_{min}) [kN]	-13,40	-10,76	-8,13	-6,31	-4,50	-4,25

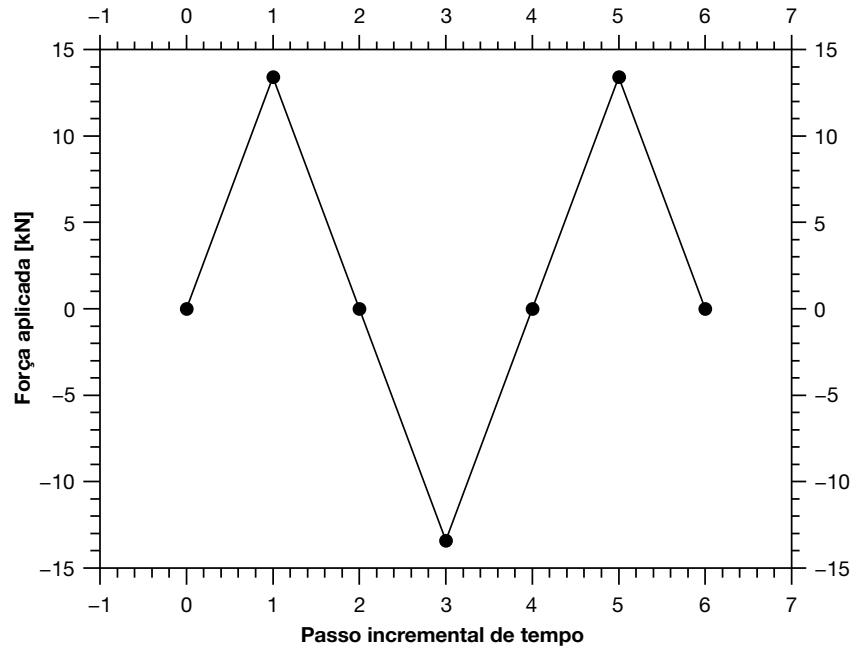


Figura 13 – Carregamento cíclico aplicado ao CP de Al 7050-T7451 considerando o primeiro caso de carregamento. Cada passo incremental de tempo foi representado por círculos.

3.3 Dados de vida a fadiga de referência

Para o CP de Al 7050-T7451, os dados de vida a fadiga de todos os seis casos de carregamento mostrados na Tab. 6 foram obtidos experimentalmente por Sá (2016), a partir da medição do número de reversões até a falha do material (N_f). Tais resultados de vida estão ilustrados na Tab. 7, para cada caso de carregamento, em conjunto às tensões nominais máximas aplicadas ao CP (S_G). Tais valores de vida foram utilizados como comparação para os resultados obtidos no presente trabalho pelos métodos de estimativas pontuais de deformação, baseados na relação de Coffin-Manson, e pelo método SSFI modificado, conforme detalhado nas Seções 3.5 e 3.6.

Tabela 7 – Dados experimentais de vida a fadiga para o CP de Al 7050-T7451.

Casos de carregamento	Tensão nominal máxima aplicada ao CP (S_G) [MPa]	Número de reversões até a falha (N_f)
Caso 1	75,83	5.770
Caso 2	60,89	5.710
Caso 3	46,00	32.600
Caso 4	35,71	1.640.000
Caso 5	25,46	246.000
Caso 6	24,05	9.220.000

3.4 Representação da geometria e das condições de carregamento por elementos finitos

A definição computacional da geometria e das condições de carregamento para o CP de Al 7050-T7451 pode ser resumida nas seguintes etapas:

1. Simplificação da geometria a ser simulada computacionalmente;
2. Definição das condições de carregamento e de contorno;
3. Discretização do CP;
4. Determinação das propriedades materiais.

Para simulação da geometria do CP foi utilizado o *software Ansys Mechanical APDL R 17.0*®. Devido às condições de simetria geométrica e de carregamento na peça, adotou-se uma simplificação para a geometria simulada. Considerou-se que, ao invés de simular o CP completo, de forma tridimensional, uma análise com base apenas na figura plana do CP seria suficiente para a análise proposta. Também adotou-se a simplificação de considerar apenas 1/4 da geometria plana, ao invés da geometria completa. A Fig. 14 ilustra as simplificações realizadas e mostra a geometria final adotada no *software* para análise.

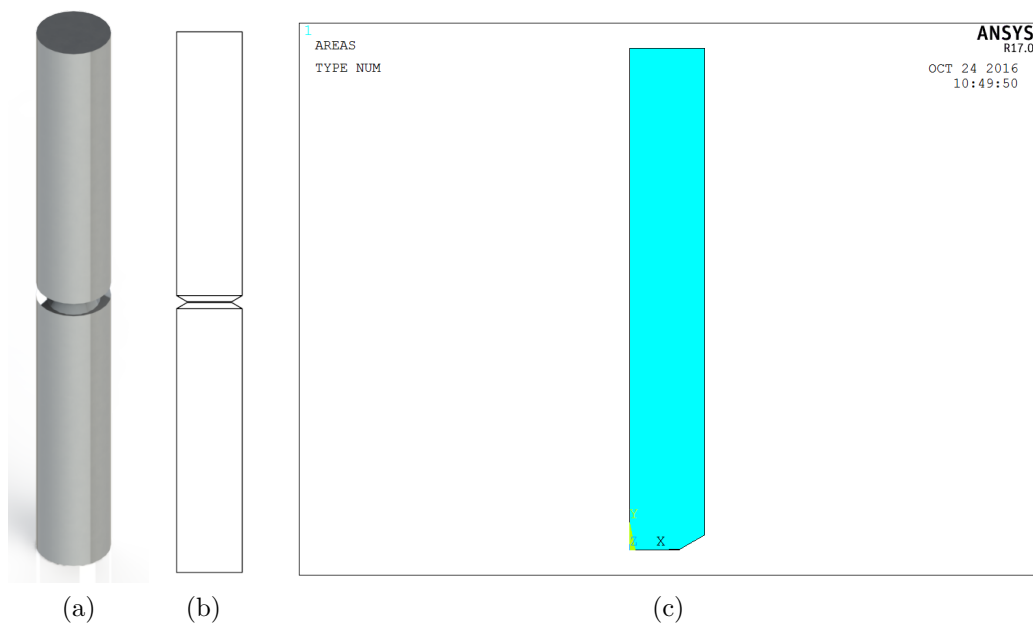


Figura 14 – Simplificação geométrica adotada computacionalmente para o CP de Al 7050-T7451. Em (a) é mostrada a geometria tridimensional, que foi representada em (b) por uma geometria plana até a simplificação final adotada em (c) de 1/4 da geometria plana.

O comprimento utilizado na análise computacional foi inferior à metade do comprimento real do CP, para considerar o ponto de fixação do CP em uma máquina de ensaios. A altura de engaste (H_E) foi assumida como sendo $H_E = 50$ mm, sendo representada na Fig. 15.

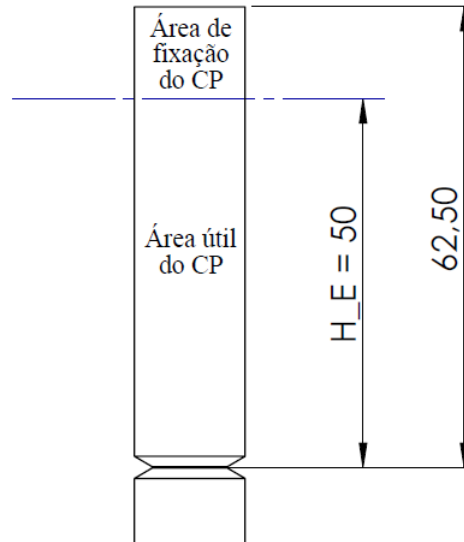


Figura 15 – Comprimento total e de fixação para metade do CP de Al 7050-T7451. A altura H_E representa o comprimento entre a raiz do entalhe e o ponto de fixação do CP, separando a área de fixação da área útil. Dimensões em mm.

A Fig. 16 ilustra a determinação das condições de carregamento no CP. O carregamento foi aplicado na forma de tensão na superfície indicada pela linha L6. Nas linhas L1 e L2, considerou-se uma condição de simetria de carregamento em relação à linha L6, ou seja, restrição de movimento na direção do eixo y. Já para a linha L7, adotou-se uma condição de axissimetria para a mesma, em que o próprio *software* interpreta que a geometria tridimensional do CP é gerada a partir da rotação da figura plana em torno da linha de axissimetria.

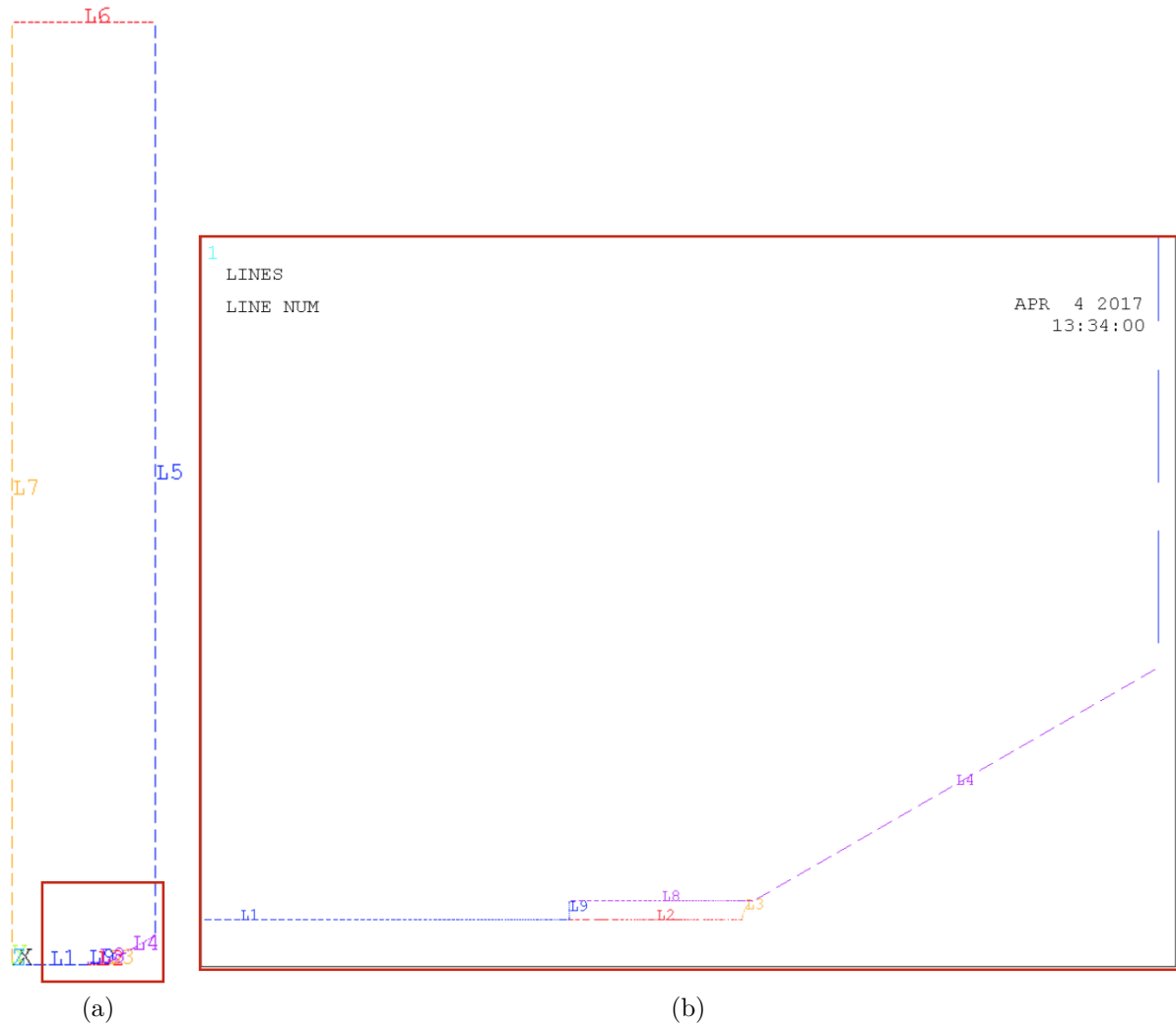


Figura 16 – Definição das linhas de contorno do modelo em MEF do CP de Al 7050-T7451. Em (a) mostra-se a geometria simulada com as linhas numeradas de L1 a L9. Em (b) são mostradas de forma ampliada as linhas construídas na região próxima à raiz do entalhe.

Para discretização do CP, foi utilizado um elemento plano de 8 nós, recomendado para uso em modelagens com malhas irregulares. No *Ansys Mechanical APDL R17.0®*, a definição desse elemento foi realizada a partir da nomenclatura *PLANE183*, que permite a criação de elementos de seis ou oito nós, sendo escolhido o último para a modelagem aqui realizada. Uma representação de tal elemento está apresentada na Fig. 17.

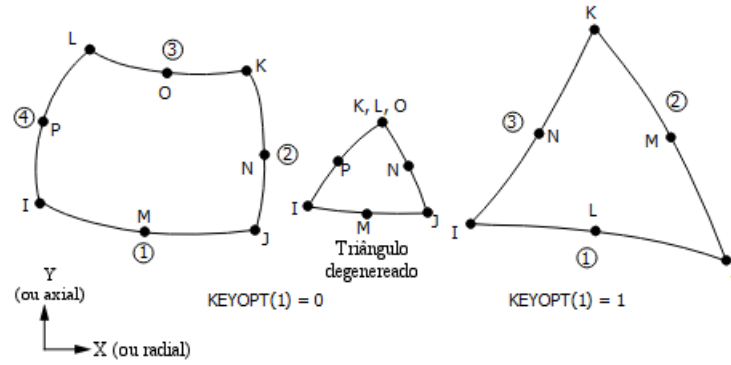


Figura 17 – Elemento plano de 8 nós utilizado para definição da malha

Como o entalhe para este CP de Al 7050-T7451 é bem agudo, para garantir uma correta análise das tensões e deformações locais, a malha foi bastante refinada na região próxima à raiz do entalhe. Esta característica foi garantida tanto pelo uso de uma maior subdivisão nas linhas próximas à raiz do entalhe, como pela definição de linhas auxiliares na região, como mostrada na Fig. 16. O resultado da geometria simulada já com a malha refinada é mostrado na Fig. 18 destacando a região próxima à raiz do entalhe.

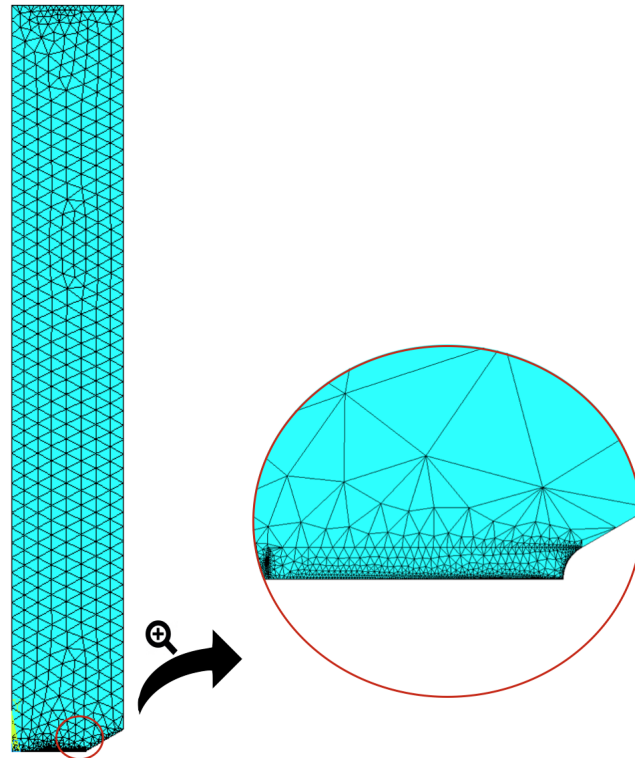


Figura 18 – Discretização do CP de Al 7050-T7451. A região próxima à raiz do entalhe é mostrada de forma ampliada, destacando às linhas auxiliares elaboradas e o maior refino da malha na região.

Por fim, as propriedades materiais de módulo de elasticidade (E) e do coeficiente de Poisson (μ) foram obtidas a partir da Tab. 4 e inseridas no programa.

3.5 Previsão de vida a fadiga pela determinação de deformações na raiz do entalhe e utilização da relação de Coffin-Manson

3.5.1 Estimativa de K_t e de K_f

A obtenção do fator teórico de concentração de tensões (K_t) foi realizada a partir do *Ansys Mechanical APDL R 17.0*®. A geometria tomada como base foi aquela descrita na Seção 3.2.1 e simulada computacionalmente, como descrito na Seção 3.4. Foi aplicado um carregamento estático axial e considerou-se que o material se comporta de acordo com um modelo linear elástico. A consideração utilizada para obtenção de K_t foi que a tensão nominal da menor seção transversal do corpo de prova, aonde está o entalhe é unitária, ou seja $S_N = 1$. Logo, para determinar a tensão que deveria ser aplicada ao corpo de prova (S_G), utilizou-se o par ação e reação entre a força aplicada (F_G) e a força na seção do entalhe (F_N), levando às relações:

$$F_G = F_N \quad (3.2)$$

$$S_G \cdot \frac{\pi D^2}{4} = S_N \cdot \frac{\pi d^2}{4} \quad (3.3)$$

$$S_G = \left(\frac{d}{D}\right)^2 = \left(\frac{r_i}{r_e}\right)^2 \quad (3.4)$$

sendo S_G a tensão nominal aplicada ao CP, d e r_i , respectivamente, o diâmetro e o raio da menor seção transversal do CP e D e r_e , respectivamente, o diâmetro e o raio da seção transversal mais espessa do CP.

Pela relação de K_t apresentada na Eq. (2.23), como $S_N = 1$, tem-se que a tensão máxima local na raiz do entalhe (σ_N) é dada por:

$$K_t = \sigma_N \quad (3.5)$$

O código em APDL apresentado no Apêndice A foi utilizado para realizar tal análise de forma computacional e obter o valor de K_t .

Para a determinação do fator de entalhe (K_f), inicialmente foi calculado o fator de sensibilidade ao entalhe (q), a partir da Eq. (2.26). Utilizou-se o raio do entalhe $\rho = 0,13$ mm, conforme destacado no desenho técnico apresentado no Anexo A (considerando uma dimensão média de acordo com as tolerâncias apresentadas), e uma constante material $\alpha = 0,51$ mm, de acordo com os dados da Tab. 1. O valor de K_f foi então calculado a partir da Eq. (2.27).

3.5.2 Método analítico aplicado ao CP de Al 7050-T7451 com correção da tensão por K_t e por K_f

A abordagem analítica para determinação da vida a fadiga foi realizada pela obtenção da variação de tensão ($\Delta\sigma$) de duas maneiras distintas: Considerando a correção da tensão tanto a partir do fator teórico de concentração de tensões (K_t) quanto a partir do fator de entalhe (K_f). Para ambos os casos, o procedimento adotado foi basicamente o mesmo. Em cada caso de carregamento mostrado na Tab. 6, calculou-se a variação de tensão local na seção transversal que contém o entalhe (S_N), dividindo o valor da força máxima aplicada (F_{max}) pela área da seção transversal que contém o entalhe (A_N) e então calculando a variação de tensão local ($\Delta\sigma$) a partir da Eq. (2.37), para a correção com K_t ou pela Eq. (2.38), para a correção com K_f .

Os resultados de variação de tensão foram então utilizados para determinação da variação de deformação ($\Delta\epsilon$) a partir da Eq. (2.33). Para as constantes materiais H e n utilizadas neste cálculo, adotou-se os dados apresentados na Tab. 5.

Calculou-se então a amplitude de deformação (ϵ_a) pela Eq. (2.10) e, a partir desta, foi possível definir a vida a fadiga para cada caso de carregamento, utilizando a relação de Coffin-Manson dada pela Eq. (2.9). As constantes materiais utilizadas para tal análise também estão apresentadas na Tab. 5.

Todos os cálculos foram realizados com o *software MATLAB*. A rotina apresentada no Apêndice B foi utilizada para determinação da vida a fadiga considerando a correção da tensão pelo fator teórico de concentração de tensões (K_t) e a rotina apresentada no Apêndice C para a correção pelo fator de entalhe (K_f).

As vidas obtidas a partir da correção da tensão, tanto pelo fator teórico de concentração de tensões (K_t) quanto pelo fator de entalhe (K_f) foram comparadas aos valores experimentais apresentados na Seção 3.3. Para isso, foram calculados os erros percentuais relativos verdadeiros (E_t) a partir da Eq. (3.1).

3.5.3 Método numérico aplicado ao CP de Al 7050-T7451 utilizando estimativas pontuais de deformações

Para uso do método numérico na previsão de vida a fadiga do CP de Al 7050-T7451, inicialmente foi realizada a simulação computacional da geometria e do carregamento do CP, conforme mostrado na Seção 3.4, sendo realizado o mesmo procedimento de simulação do carregamento seis vezes, variando-se apenas a força máxima aplicada, para avaliar cada caso de carregamento mostrado na Tab. 6. Em cada simulação, um dos valores de força máxima (F_{max}) foi inserido no código APDL e calculou-se os valores de tração e de compressão aplicados ciclicamente à peça em seis passos de tempo, como já discutido na

Seção 3.2.2.

Para realizar a simulação de fadiga, foi necessário inserir dados de tensão-deformação que representassem o comportamento de endurecimento do material. Conforme abordado na Seção 2.5.1, tal comportamento para a liga Al 7050-T7451 é de endurecimento cinemático. Tais dados foram obtidos a partir de levantamentos experimentais realizados por Hernández (2016) e inseridos no programa a partir de um código APDL secundário, apresentado no Apêndice D.

As soluções geradas no *Ansys Mechanical APDL R 17.0*® foram utilizadas para determinar, no nó localizado na raiz do entalhe, os valores de deformação máxima (ε_{max}) e mínima (ε_{min}), sendo utilizado o código APDL apresentado no Apêndice E. Estes valores foram então aplicados à Eq. (2.10) para cálculo da amplitude de deformação e, por fim, esta foi utilizada na Eq. (2.9) para estimativa da vida a fadiga. O código em *MATLAB* utilizado para solução da relação de Coffin-Manson está apresentado no Apêndice F. Novamente, foi realizado, para cada caso de carregamento, o cálculo do erro porcentual relativo verdadeiro (E_t), conforme indicado pela Eq. (3.1).

3.6 Previsão de vida a fadiga do CP de Al 7050-T7451 pelo método SSFI modificado utilizando MEF

Outra estimativa de vida foi realizada pelo MEF para o CP de Al 7050-T7451, com base no método SSFI modificado, apresentado na Seção 2.3.4. Para esta análise, realizou-se modificações ao código APDL baseado na metodologia de estimativas pontuais das deformações na raiz do entalhe, aproveitando-se a geometria, a malha e o carregamento já definidos nas Seções 3.4 e 3.5.3. A principal diferença na aplicação numérica do método SSFI modificado foi que, ao invés de serem utilizados valores de deformação máxima (ε_{max}) e mínima (ε_{min}) obtidos a partir da evolução temporal da deformação na raiz do entalhe, a análise foi realizada para um tempo fixo do carregamento e considerando a distribuição de tensões e de deformações nas proximidades da raiz do entalhe.

A aplicação do método SSFI modificado é baseada na determinação da tensão média efetiva ($\sigma_{1m,FI}$) e da amplitude de deformação efetiva ($\varepsilon_{a,FI}$), dadas pelas Eq. (2.14) e (2.15). Com o intuito de utilizar tais equações, é importante definir qual a função peso (φ) será utilizada, sendo consideradas, para o presente trabalho, duas possibilidades:

$$\varphi = 1 \quad (3.6)$$

$$\text{ou } \varphi = 1 - |\chi|r \quad (3.7)$$

Também foram consideradas, para a presente análise, duas formas de cálculo da

vida a fadiga: A partir da relação de Coffin-Manson aplicada ao método SSFI modificado, como mostrada na Eq. (2.22) e utilizando a relação modificada de Morrow, dada pela Eq.(2.20). Levando em consideração as funções peso e as diferentes formas de cálculo da vida a fadiga utilizadas, decidiu-se realizar o método SSFI modificado considerando quatro situações distintas de cálculo, conforme indicado na Tab. 8.

Tabela 8 – Situações utilizadas para estimativa de vida a fadiga pelo método SSFI modificado.

Situações	Função peso (φ)	Cálculo de vida
Situação A	1	Coffin-Manson modificada
Situação B	1	Morrow modificado
Situação C	$1 - \chi r$	Coffin-Manson modificada
Situação D	$1 - \chi r$	Morrow modificado

Pode-se perceber que os cálculos da tensão média efetiva ($\sigma_{1m,FI}$) e da amplitude de deformação efetiva ($\varepsilon_{a,FI}$) dependem da determinação de uma distância efetiva (x_{eff}). Para a presente análise, a determinação dos valores de x_{eff} foi realizada de forma iterativa, com base nos valores experimentais de vida a fadiga, dados na Tab. 7. Uma atenção especial deve ser dada ao caso 5 de carregamento, em que o resultado experimental de vida apresentou grande discrepância em relação aos demais casos de carregamento, sendo um valor de vida inferior ao obtido para o caso 4 de carregamento, em que o carregamento aplicado ao CP é superior ao do caso 5. Por esse motivo, a análise aqui realizada desconsiderou o caso 5 de carregamento para construção das equações de previsão de vida.

Tratando especificamente das modificações realizadas no código utilizado no MEF, o primeiro passo foi a especificação de que toda análise seria realizada para o primeiro passo de tempo incremental, mostrado na Fig. 13, ou seja, no tempo em que a força aplicada atingiu pela primeira vez o valor máximo (F_{max}). O próximo passo foi a elaboração de uma linha horizontal, partindo da raiz do entalhe em direção à parte interna da peça, como destacada na Fig. 19. Tal linha foi definida no *software* utilizando um comando denominado *PATH*. Este permite definir um caminho, a partir de pelo menos dois pontos e definir um determinado número de subdivisões ao longo desse caminho. É possível então obter valores de tensão e de deformação locais para cada ponto dessa linha, além de ser possível realizar operações matemáticas com as variáveis analisadas ao longo da linha. No estudo aqui realizado, tal linha foi definida a partir de dois pontos, sendo um deles a raiz do entalhe e o outro um ponto a uma distância de 0,7 mm dessa raiz, além de serem utilizadas 2000 subdivisões entre estes dois pontos.

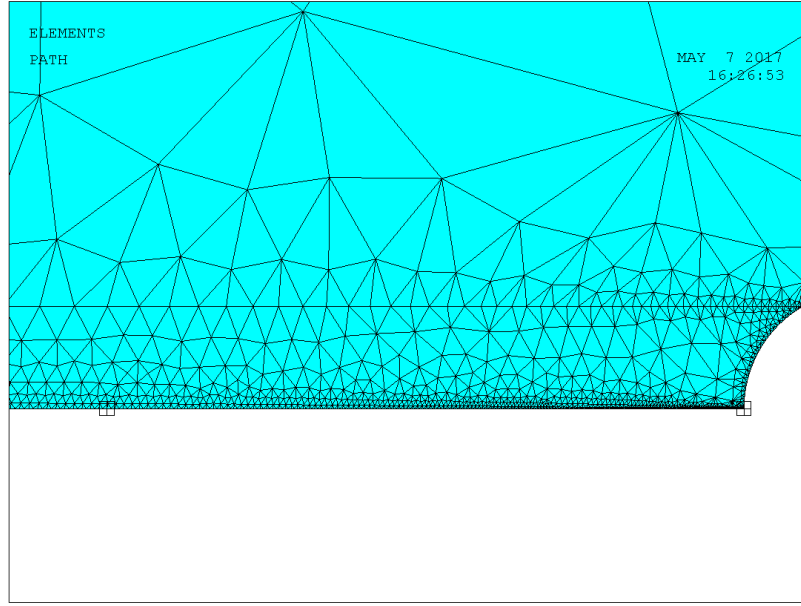


Figura 19 – Região do modelo numérico do CP de Al 7050-T7451 próxima ao entalhe. São destacados por dois quadrados os pontos inicial (na raiz do entalhe) e final (à 0,7 mm de distância da raiz do entalhe) da linha.

Em seguida, os dados das três tensões principais (σ_1 , σ_2 e σ_3), da amplitude de deformação (ε_a) e das tensões nas direções y e z (σ_y e σ_z) foram levantados para cada ponto da linha. Determinou-se o valor do gradiente de tensão relativo (χ), dado pela Eq. (2.19), utilizando-se a própria ferramenta de derivada do *software* para derivar σ_1 e, em seguida, a ferramenta de divisão para obter o valor de χ .

Para obter a função peso $\varphi = 1$, dividiu-se uma variável qualquer por ela mesma, garantindo assim uma variável com valor unitário em qualquer ponto da linha. Já para a função peso $\varphi = 1 - |\chi|r$, o valor absoluto foi obtido a partir da seção de exponenciação do *software*, que já permite a aplicação direta do módulo em qualquer variável. Então a seção de multiplicação foi usada para definir o produto $|\chi|r$ e usou-se a seção de adição para definir a função peso a partir da subtração da função peso unitária por $|\chi|r$.

Ocorreu em seguida a definição da tensão principal média (σ_{1m}), de acordo com a Eq. (2.16), sendo necessário então apenas somar as tensões principais e dividi-las por uma variável criada com valor 3 para qualquer ponto da linha.

Foi possível então definir os valores de tensão média efetiva ($\sigma_{1m,FI}$) e de amplitude de deformação efetiva ($\varepsilon_{a,FI}$), a partir das Eq. (2.14) e (2.15), utilizando a função de integração presente no *software*. Ambas as variáveis foram definidas tanto para o caso em que $\varphi = 1$ quanto para o caso em que $\varphi = 1 - |\chi|r$.

O valor da distância efetiva (x_{eff}) foi obtido de forma iterativa para cada caso de carregamento apresentado na Tab. 6 e para cada situação de estimativa de vida a fadiga, dada na Tab. 8. Tal iteração foi realizada da seguinte forma:

1. Para um determinado caso de carregamento (por exemplo, o caso 1, com $F_{max} = 13,40$ kN), estimava-se um valor de distância efetiva (x_{eff}) dentro dos limites da linha definida no *software*, ou seja, entre 0 e 0,7 mm. Considerou-se variações na distância efetiva da ordem de milésimo de milímetro para valores entre 0 e 0,7 mm;
2. A partir da distância efetiva estimada, a rotina elaborada pelo MEF era realizada, obtendo-se estimativas para as tensões nas direções y e z (σ_y e σ_z). Além disso, os valores da tensão média efetiva ($\sigma_{1m,FI}$) e da amplitude de deformação efetiva ($\varepsilon_{a,FI}$) também eram levantados tanto para $\varphi = 1$ quanto para $\varphi = 1 - |\chi|r$;
3. A partir da seção de lista dos itens fornecida pelo próprio comando de *PATH* do *software*, eram anotados os valores de todas as variáveis mencionadas no item 2 no ponto mais próximo da distância efetiva assumida no item 1;
4. Elaborou-se uma rotina em *MATLAB*, apresentada no Apêndice H, que era utilizada para estimar a vida a fadiga para cada situação apresentada na Tab. 8;
5. As vidas obtidas a partir da análise numérica eram então comparadas aos valores experimentais. Caso a vida obtida fosse inferior ao valor experimental, realizava-se uma nova estimativa utilizando um valor de x_{eff} maior que o assumido anteriormente. Caso a vida fosse superior ao valor experimental, a nova estimativa era feita utilizando um valor de x_{eff} menor que o assumido anteriormente;
6. O processo iterativo ocorria a partir do acréscimo ou decréscimo do valor de distância efetiva estimado anteriormente em 0,001 mm. A finalização de tal processo ocorria então quando dois valores de distância efetiva consecutivos (por exemplo, 0,123 e 0,124 mm) geravam uma estimativa de vida inferior e outra superior ao valor experimental. Dentre as duas distâncias, a que gerava uma estimativa mais próxima ao valor de vida experimental era considerada como distância efetiva. Então os mesmos procedimentos eram realizados para outro caso de carregamento.

Ao fim do processo iterativo, valores de distância efetiva (x_{eff}) foram obtidos para todos os casos de carregamento apresentados na Tab. 6, com exceção do caso 5, e para todas situações de estimativa de vida a fadiga, apresentadas na Tab. 8. Em seguida, foram elaborados gráficos relacionando a distância efetiva (x_{eff}) com a tensão nominal aplicada ao CP (S_G) para cada situação da Tab. 8. Foram realizados ajustes de curvas que melhor descrevessem a distribuição dos pontos de cada gráfico.

Com a construção das curvas de ajuste dos pontos obtidos numericamente, foi possível realizar a verificação da validade das curvas levantadas. Para isso, a equação da curva de cada gráfico foi utilizada para se obter os valores de distância efetiva (x_{eff}). Estas eram então inseridas no código elaborado pelo MEF, obtendo-se os valores de tensões nas

direções y e z (σ_y e σ_z), da tensão média efetiva ($\sigma_{1m,FI}$) e da amplitude de deformação efetiva ($\varepsilon_{a,FI}$) no ponto da peça equivalente à distância efetiva. Tais valores eram utilizados na rotina do *MATLAB* dada no Apêndice H para estimar a vida a fadiga.

Ao final da análise, os resultados de vida a fadiga obtidos a partir das curvas de tensão nominal aplicada (S_g) x distância efetiva (x_{eff}) eram comparados aos valores experimentais, calculando-se o erro porcentual relativo verdadeiro (E_t) associado a cada estimativa de vida a fadiga, de acordo com a Eq. (3.1), permitindo comparar cada uma das situações de estimativa de vida e verificar qual delas forneceu resultados mais condizentes aos dados experimentais.

Como forma de validação da metodologia utilizada, também foi realizado um procedimento de estimativa da vida a fadiga do material a partir de um ajuste de potência entre a amplitude de tensão nominal aplicada ao CP ($S_{a,G}$) e a vida a fadiga (N_f), como mostrada na Eq. (2.5). Já que o carregamento aplicado ao CP possui mesmos valores, em módulo, entre as tensões nominais máxima e mínima aplicadas ao CP em todos casos de carregamento, o valor de $S_{a,G}$ em todos os casos é sempre igual ao valor da tensão nominal máxima aplicada (S_G). Logo, para utilizar a relação potência, os valores de vidas experimentais e da tensão nominal máxima aplicada foram obtidos diretamente da Tab. 7.

Os valores de tensão e de vida obtidos experimentalmente foram relacionados de forma gráfica, em escala log-log, e utilizou-se uma função potência para gerar uma curva de ajuste dos dados. A partir da equação dessa curva, utilizou-se os valores de $S_{a,G}$ para calcular a vida a fadiga do material em cada caso de carregamento, a partir de uma rotina em *MATLAB* apresentada no Apêndice I. Por fim, foi elaborado um gráfico relacionando as vidas obtidas a partir da função potência com os valores experimentais das vidas.

Um gráfico semelhante foi elaborado, porém relacionando as vidas obtidas a partir do método SSFI modificado, para as quatro situações de análise dadas na Tab. 8, com os valores experimentais das vidas. A expectativa era obter um comportamento relativamente semelhante ao verificado para o gráfico elaborado utilizando a função potência.

4 Resultados da metodologia baseada nas estimativas pontuais de deformações na raiz do entalhe

4.1 Descrição geral da apresentação dos resultados

A metodologia baseada na aplicação da relação de Coffin-Manson a partir das deformações na raiz do entalhe foi realizada para um CP de Al 7050-T7451, conforme explicado na Seção 3.5. Na apresentação dos resultados, inicialmente serão exibidas as estimativas do fator teórico de concentração de tensões (K_t) e do fator de entalhe (K_f) na Seção 4.2.1. Em seguida são apresentados os resultados de estimativa de vida obtidos a partir dos métodos analíticos com correção da tensão por K_t e por K_f e a partir do método numérico dado pelo MEF, dados respectivamente pelas Seções 4.2.2, 4.2.3 e 4.2.4. Tais resultados também foram comparados entre si e aos resultados experimentais, conforme mostrado na Seção 4.2.5.

4.2 Resultados analíticos e numéricos da análise de deformações na raiz do entalhe do CP de alumínio

4.2.1 Fatores K_t e K_f para o corpo de prova de alumínio

O fator teórico de concentração de tensões (K_t) também foi determinado a partir do MEF, conforme procedimento abordado na Seção 3.5.1. Para definir o valor da tensão local na raiz do entalhe (σ_N), foi utilizada a rotina mostrada no Apêndice A dentro do *software Ansys Mechanical APDL R17.0*®. Observou-se no *software* a distribuição de tensões locais na direção y para o corpo de prova a partir de um gráfico de cores, conforme mostrado na Fig. 20.

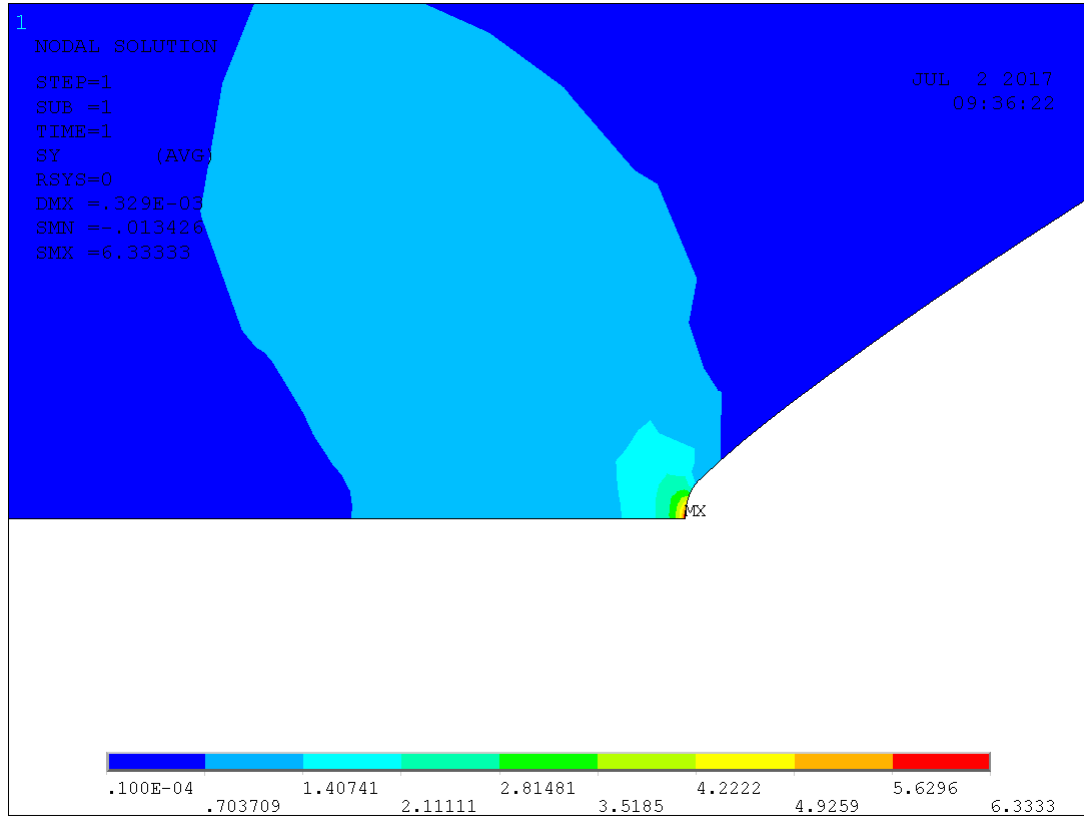


Figura 20 – Distribuição de tensões (σ_y) locais no CP. A escala é dada em MPa.

De acordo com os dados observados na Fig. 20, a tensão local na raiz do entalhe (σ_N) equivale à tensão mais crítica verificada no CP para a condição de carregamento admitida. Assim, tem-se que:

$$K_t = 6,33 \quad (4.1)$$

Com base no valor de K_t dado na Eq. (4.1), os valores do fator de sensibilidade ao entalhe (q) e do fator de entalhe (K_f), foram calculados a partir das Eq. (2.26) e (2.27). Os resultados para ambos os fatores estão expressos nas Eq. (4.2) e (4.3).

$$q = 0,203 \quad (4.2)$$

$$K_f = 2,08 \quad (4.3)$$

Percebe-se uma diferença considerável entre os valores de K_t e K_f , já esperada devido ao baixo valor do raio de entalhe (ρ), de acordo com o discutido na Seção 2.4.

4.2.2 Vidas a fadiga obtidas pelo método analítico com a correção de K_t

Obteve-se, para cada caso de carregamento, estimativas de vida a fadiga analiticamente, corrigindo-se a tensão pelo fator teórico de concentração de tensões (K_t), de

acordo com o procedimento indicado na Seção 3.5.1. Também calculou-se um erro porcentual relativo verdadeiro (E_t) a partir da Eq. (3.1), tomando os valores experimentais de vida dados na Tab. 7. Os resultados das vidas calculadas e dos valores de E_t referentes a cada caso de carregamento estão indicados na Tab. 9.

Tabela 9 – Resultados de vida a fadiga pela relação de Coffin-Manson e considerando a correção de $\Delta\sigma$ por K_t .

Casos de carregamento	Variação de tensão ($\Delta\sigma$) [MPa]	Amplitude de deformação (ε_a)	Reversões até a falha (N_f)	Erro relativo porcentual verdadeiro (E_t)
Caso 1	982	0,0332	2	99,96%
Caso 2	942	0,0223	7	99,88%
Caso 3	887	0,0135	37	99,89%
Caso 4	826	0,0088	235	99,99%
Caso 5	700	0,0053	8.150	96,69%
Caso 6	670	0,0049	16.500	99,82%

Observa-se em todos casos de carregamento estimativas exageradamente conservativas de vida a fadiga em comparação aos resultados experimentais dados na Tab. 7. Por consequência, obteve-se elevados valores de erro relativo porcentual verdadeiro (E_t) em todos casos de carregamento, podendo-se notar que os valores de E_t foram próximos entre si para todos casos analisados.

4.2.3 Vidas a fadiga obtidas pelo método analítico com a correção de K_f

A vida a fadiga, também calculada a partir da relação de Coffin-Manson e utilizando uma correção da tensão a partir do fator de entalhe (K_f), está representada na Tab. 10 para todos casos de carregamento.

Tabela 10 – Resultados de vida a fadiga pela relação de Coffin-Manson e considerando a correção de $\Delta\sigma$ por K_f .

Casos de carregamento	Variação de tensão ($\Delta\sigma$) [MPa]	Amplitude de deformação (ε_a)	Reversões até a falha (N_f)	Erro relativo porcentual verdadeiro (E_t)
Caso 1	689	0,0051	10.900	88,91%
Caso 2	568	0,0040	210.000	3,578%
Caso 3	431	0,0030	15.600.000	47,753%
Caso 4	334	0,0024	980.000.000	59,656%
Caso 5	239	0,0017	261.500.000.000	106.300.000%
Caso 6	225	0,0016	695.000.000.000	7.537.900%

Ao contrário do observado para as estimativas com correção da tensão por K_t , nesse caso as vidas calculadas apresentaram sempre valores exageradamente não-conservativos, se comparados às vidas experimentais da Tab. 7. Os valores de E_t foram extremamente

elevados para todos os casos de carregamento, com exceção do caso 1, mostrando a invalidade do modelo adotado na previsão de vida da liga Al 7050-T7451 aqui estudada.

4.2.4 Vidas a fadiga obtidas numericamente pelo MEF

Os resultados da deformação máxima (ε_{max}) e da deformação mínima (ε_{min}), foram obtidos pelo código APDL apresentado no Apêndice E e a vida a fadiga (N_f) foi calculada a partir dos valores de ε_a , utilizados na relação de Coffin-Manson, conforme código em *MATLAB* apresentado no Apêndice F. Para cada caso de carregamento, os valores de ε_a , N_f e E_t estão apresentados na Tab. 11.

Tabela 11 – Resultados numéricos da vida a fadiga para cada um dos casos de carregamento.

Casos de carregamento	Amplitude de deformação (ε_a)	Reversões até a falha (N_f)	Erro relativo porcentual verdadeiro (E_t)
Caso 1	0,0193	11	99,81%
Caso 2	0,0143	30	99,47%
Caso 3	0,0099	135	99,58%
Caso 4	0,0072	735	99,95%
Caso 5	0,0049	17.800	92,76%
Caso 6	0,0046	35.250	99,62%

Os resultados obtidos pelo MEF mostraram-se exageradamente conservativos se comparados às vidas experimentais dadas na Tab. 7. Obteve-se valores de E_t semelhantes aos calculados a partir do método analítico com correção da tensão por K_t , novamente encontrando-se valores de E_t semelhantes para todos casos de carregamento.

4.2.5 Comparação entre os resultados numérico, analítico e dados experimentais

Os resultados de vida a fadiga obtidos numérica e analiticamente nas Seções 4.2.2, 4.2.3 e 4.2.4 foram comparados aos resultados de vida dados experimentalmente por Sá (2016), sendo representados na Tab. 12.

Tabela 12 – Comparação entre vidas a fadiga obtidas experimentalmente e calculadas pelos métodos numéricos e analíticos corrigindo a tensão por K_t e por K_f

	Reversões até a falha (N_f)			
	Método numérico	Método analítico ($K_t = 6,33$)	Método analítico ($K_f = 2,08$)	Método experimental
Caso 1	11	2	10.900	5.770
Caso 2	30	7	210.000	5.710
Caso 3	135	37	15.600.000	32.600
Caso 4	735	235	980.000.000	1.640.000
Caso 5	17.800	8.150	261.500.000.000	246.000
Caso 6	32.250	16.500	695.000.000.000	9.220.000

Como pode ser observado na Tab. 12, as estimativas de vida a fadiga da liga de alumínio, obtidas pelas três metodologias propostas, apresentaram grande divergência em relação aos resultados experimentais. Para as vidas a fadiga obtidas numericamente e pela metodologia analítica com correção da tensão por K_t , as vidas observadas foram semelhantes entre si. No entanto, ambas metodologias apresentaram resultados bem inferiores ao esperado, indicando que estas superestimaram o efeito do entalhe no aumento da tensão nominal. Já pela metodologia analítica com correção da tensão por K_f , as vidas a fadiga obtidas para todos casos de carregamento se apresentaram bem superiores aos dados auferidos experimentalmente, verificando-se neste caso que a metodologia subestimou o efeito do entalhe no aumento da tensão nominal.

Os resultados obtidos numericamente e analiticamente permitem concluir que, para a liga de Al 7050-T7451 estudada, a determinação da vida a fadiga pelo método $\varepsilon - N$ com base na estimativa pontual de deformações na raiz do entalhe e aplicação da relação de Coffin-Manson não gera resultados consistentes. Possivelmente, a metodologia $\varepsilon - N$ utilizada não se mostrou adequada à previsão da vida a fadiga para este caso devido ao fato do entalhe da peça ser muito agudo, ou seja, o entalhe possui um raio muito pequeno.

5 Resultados para a metodologia baseada no método SSFI modificado

5.1 Descrição geral da apresentação dos resultados

Os resultados descritos nesse capítulo referem-se à metodologia indicada na Seção 3.6, em que é aplicado o método SSFI modificado para determinar as distribuições de tensões e de deformações na proximidade da raiz do entalhe do CP de Al 7050-T7451 e, a partir destas, estimar valores de vida a fadiga. Inicialmente, serão exibidos na Seção 5.2 os resultados obtidos a partir do processo iterativo e os gráficos construídos para estimativas de vida (N_f) e de distância efetiva (x_{eff}). Em seguida, na Seção 5.3, as estimativas de vida são utilizadas para calcular valores de erros percentuais relativos verdadeiros (E_t) associados a cada caso de carregamento analisado. Por fim, na Seção 5.4, são mostrados os resultados do procedimento inicial de estimativa de vidas a partir de uma função potência e a comparação, de forma gráfica, aos resultados obtidos a partir do método SSFI modificado, aqui aplicado.

Vale ressaltar que, conforme discutido na Seção 3.6, o caso 5 de carregamento, mostrado na Tab. 7, foi desprezado para as análises realizadas com o método SSFI modificado. Tal consideração deveu-se à grande discrepância no valor de vida experimental obtido para tal caso de carregamento em relação aos valores de vida obtidos para os demais casos.

5.2 Estimativas de vida (N_f) e de distância efetiva (x_{eff})

A partir do processo iterativo indicado na Seção 3.6, estimou-se as distâncias efetivas (x_{eff}) em cada caso de carregamento dado na Tab. 6, com exceção do caso 5, e para cada situação de estimativa de vida, dada na Tab. 8. Os resultados estão apresentados na Tab. 13.

Tabela 13 – Distâncias efetivas obtidas a partir do processo iterativo realizado pelo MEF.

Estimativas de distância efetiva (x_{eff}) [mm]				
Casos de carregamento	Situação A	Situação B	Situação C	Situação D
Caso 1	0,350	0,660	0,202	0,292
Caso 2	0,199	0,385	0,119	0,173
Caso 3	0,126	0,244	0,072	0,106
Caso 4	0,118	0,209	0,059	0,086
Caso 6	0,051	0,091	0,026	0,041

Como pode ser visto pela Tab. 13, em todas as situações, quanto maior a tensão nominal aplicada (S_G), maior a distância efetiva (x_{eff}) necessária para se obter estimativas de vida a fadiga próximas aos valores experimentais. Partindo destes resultados, também foram elaborados gráficos relacionando a tensão nominal aplicada ao CP (S_G) com a distância efetiva obtida (x_{eff}), para todas as quatro situações de estimativa de vida a fadiga, apresentadas na Tab. 8. Para todos os gráficos, foram elaboradas curvas de ajuste dos dados a partir de equações polinomiais de 2º grau. Estes gráficos estão representados nas Fig. 21 a 24, sendo a equação de ajuste da curva indicada em cada gráfico.

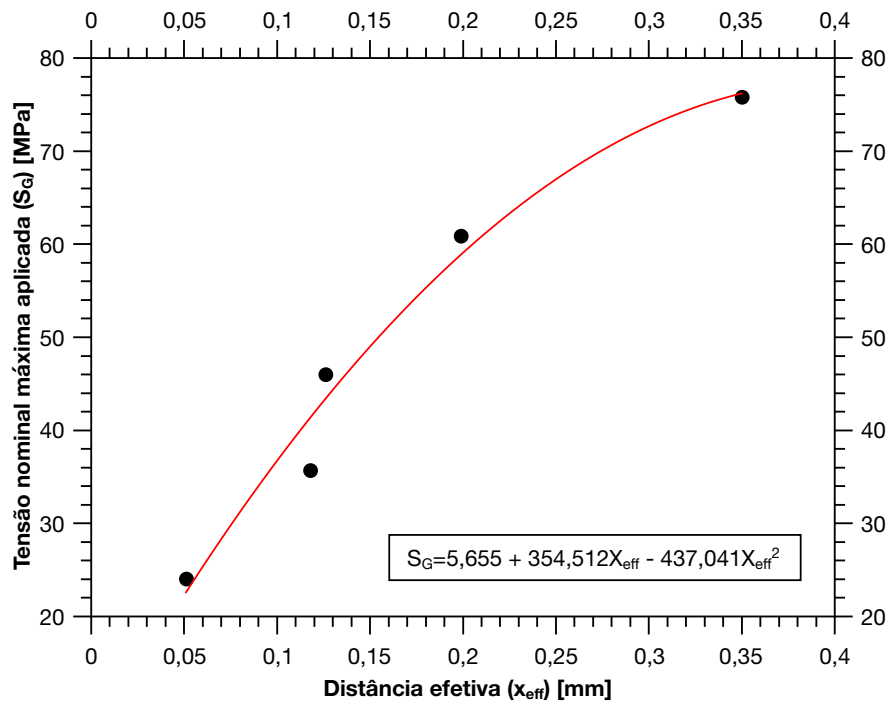


Figura 21 – Tensão nominal aplicada ao CP (S_G) x distância efetiva (x_{eff}) para a situação A, com $\varphi = 1$ e vida calculada a partir da relação de Coffin-Manson.

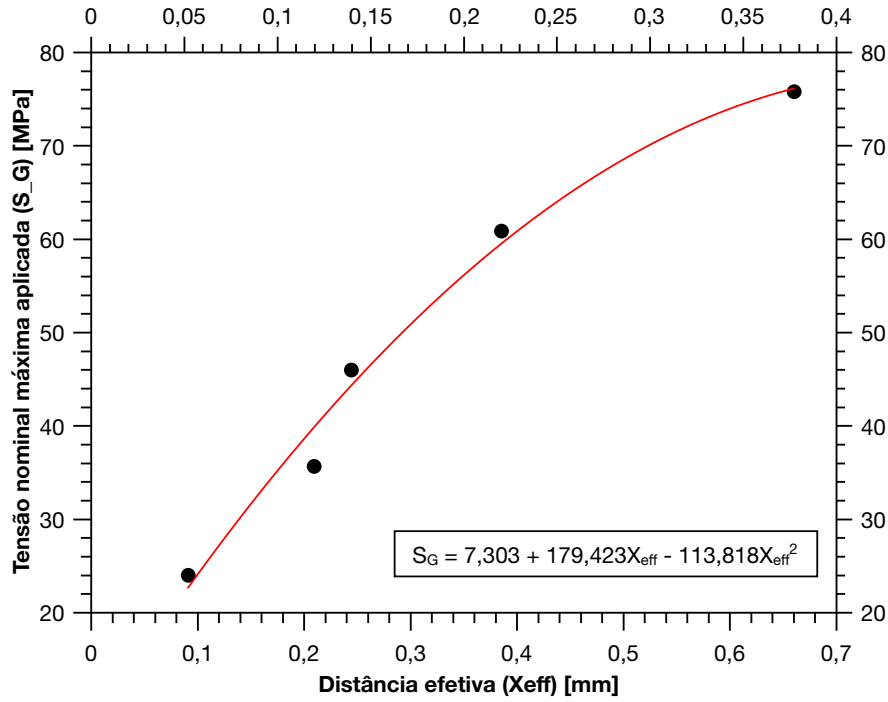


Figura 22 – Tensão nominal aplicada ao CP (S_G) x distância efetiva (x_{eff}) para a situação B, com $\varphi = 1$ e vida calculada a partir da relação de Morrow modificada.

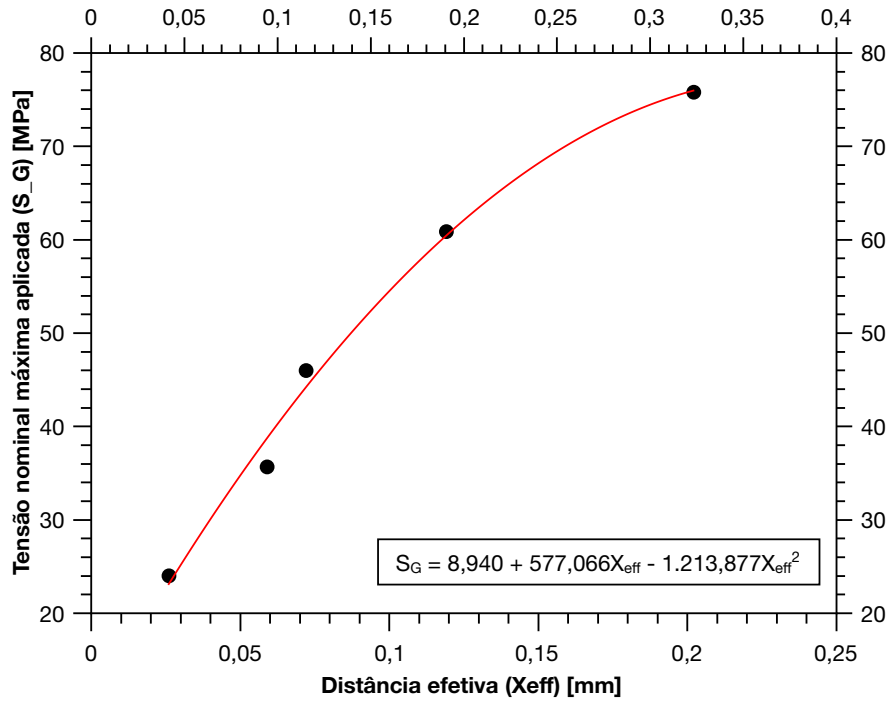


Figura 23 – Tensão nominal aplicada ao CP (S_G) x distância efetiva (x_{eff}) para a situação C, com $\varphi = 1 - |\chi|r$ e vida calculada a partir da relação de Coffin-Manson.

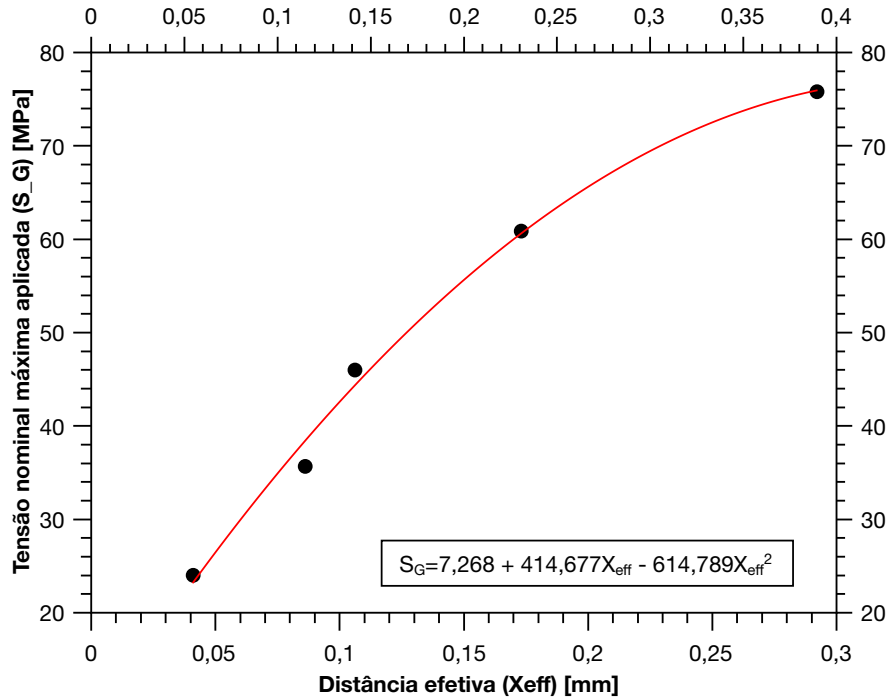


Figura 24 – Tensão nominal aplicada ao CP (S_G) x distância efetiva (x_{eff}) para a situação D, com $\varphi = 1 - |\chi|r$ e vida calculada a partir da relação de Morrow modificada.

Para verificar a validade das equações levantadas nas Fig. 21 a 24, estas foram utilizadas para calcular as distâncias efetivas (x_{eff}) de cada caso de carregamento a partir da tensão nominal aplicada (S_G). Os valores de x_{eff} foram implementados no MEF, a partir da rotina APDL apresentada no Apêndice G, com o objetivo de estimar valores de tensões nas direções y e z (σ_y e σ_z), da tensão média efetiva ($\sigma_{1m,FI}$) e da amplitude de deformação efetiva ($\varepsilon_{a,FI}$) obtidos, sendo assim possível obter estimativas de vida a fadiga (N_f) pela rotina em *MATLAB* dada no Apêndice H. Os resultados de distância efetiva e de vida a fadiga para cada caso de carregamento analisado e para as quatro situações de estimativa de vida estão apresentados na Tab. 14.

Tabela 14 – Distâncias efetivas (x_{eff}) e vidas obtidas pelas equações polinomiais de 2º grau para as quatro situações de estimativa de vida utilizadas no método SSFI modificado.

		Caso 1	Caso 2	Caso 3	Caso 4	Caso 6
Situação A	Distância efetiva (x_{eff}) [mm]	0,343	0,210	0,137	0,096	0,056
	Reversões até a falha (N_f)	5.132	7.795	52.722	445.130	15.647.000
Situação B	Distância efetiva (x_{eff}) [mm]	0,650	0,400	0,258	0,178	0,100
	Reversões até a falha (N_f)	5.163	7.402	50.192	450.850	17.286.000
Situação C	Distância efetiva (x_{eff}) [mm]	0,200	0,121	0,077	0,052	0,028
	Reversões até a falha (N_f)	5.286	6.646	57.314	600.300	14.723.000
Situação D	Distância efetiva (x_{eff}) [mm]	0,290	0,174	0,112	0,077	0,043
	Reversões até a falha (N_f)	5.398	6.077	53.291	592.550	15.196.000

5.3 Cálculo de erros percentuais relativos verdadeiros (E_t)

Após o levantamento das vidas mostradas na Tab. 14, realizou-se um procedimento para verificar a concordância dos dados obtidos em relação aos valores experimentais de vida. Verificou-se, em módulo, os erros relativos percentuais verdadeiros (E_t) dos valores de vida calculados em relação aos experimentais, de acordo com a Eq. (3.1), utilizando os valores de vida experimentais como valores verdadeiros e as vidas obtidas pelo método SSFI modificado como aproximações. Os resultados de E_t foram representados graficamente para cada caso de carregamento, como mostrado na Fig. 25.

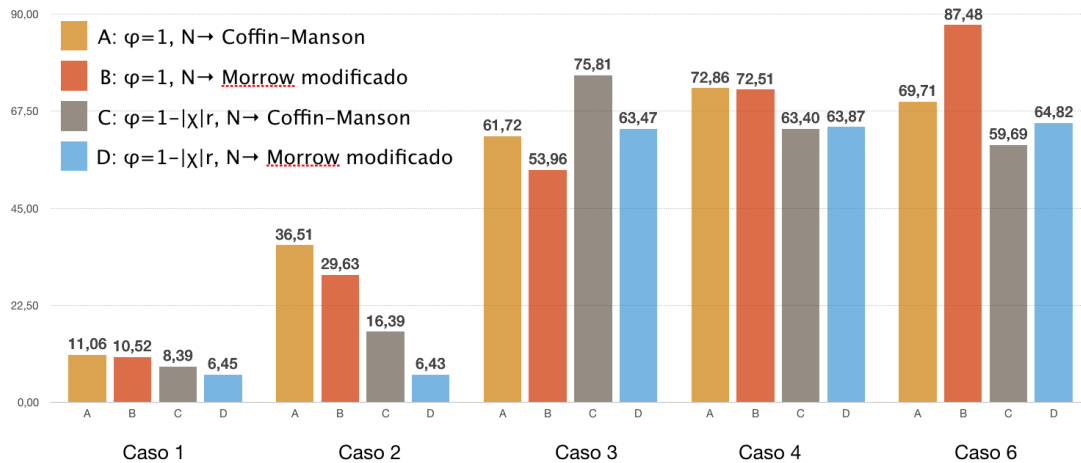


Figura 25 – Comparação entre os erros relativos para cada situação de estimativa de vida a fadiga e para cada caso de carregamento.

Algumas considerações podem ser feitas a respeito dos erros relativos percentuais verdadeiros (E_t) observados na Fig. 25:

- Para todos os casos de carregamento, os valores de E_t das quatro situações de cálculo de vida foram relativamente próximos entre si;
- Nenhum dos modelos apresentou, para todos casos de carregamento analisados, menores valores de E_t que os demais modelos. Apesar disso, pode-se dizer que, de forma geral, as estimativas de vida geradas a partir da situação D apresentaram menor discrepância em relação aos resultados experimentais de vida, obtendo-se um erro percentual máximo de 64,82% para o caso 6 de carregamento a partir da situação D;
- Pode ser interessante implementar a situação A de estimativa de vida, uma vez que esta apresentou uma metodologia mais simples que a dos demais modelos, porém forneceu resultados próximos aos verificados para as demais simulações;
- Em todos os modelos, os valores de E_t foram menores para os casos 1 e 2 de carregamento, o que indica que tais modelos possuem maior concordância com fadigas de baixo ciclo (até uma ordem de 1.000 ciclos), em que se verifica maiores valores da componente plástica de deformação. Possivelmente, a maior concordância dos modelos utilizados para carregamentos mais elevados se deve ao fato das constantes da relação de Coffin-Manson utilizadas terem sido levantadas por Hernández (2016) a partir de ensaios experimentais com vidas de até 10.000 ciclos, aproximadamente. Já as vidas experimentais obtidos para a liga de Al 7050-T7451 aqui estudada apresentam valores da ordem de até 1.000.000 ciclos. Logo, caso as mesmas constantes materiais fossem obtidas a partir de ensaios considerando um maior intervalo de ciclos de carregamento, é possível que as estimativas de vida realizadas apresentassem maior proximidade aos valores experimentais;
- Fica evidente que a metodologia aqui utilizada com base no método SSFI modificado deveria ser aperfeiçoada, de forma a reduzir os valores de E_t para os casos com menores solicitações de carga. Mesmo assim, o método se mostrou mais confiável para estimativa de vida do que os métodos utilizados com base na determinação das deformações locais na raiz do entalhe. Percebe-se que, em todos casos de carregamento analisados, os erros relativos calculados a partir do método SSFI modificado foram inferiores aos obtidos pelas análises de deformações locais na raiz do entalhe, exibidos na Seção 4.2.

5.4 Comparação da vida estimada numericamente com a vida experimental

Para verificar a validade das vidas calculadas, utilizou-se um ajuste entre a amplitude de tensão nominal aplicada ($S_{a,G}$) e as vidas experimentais, a partir de uma função potência dada pela Eq. (2.5). A Fig. 26 mostra o ajuste e a equação dessa da curva.

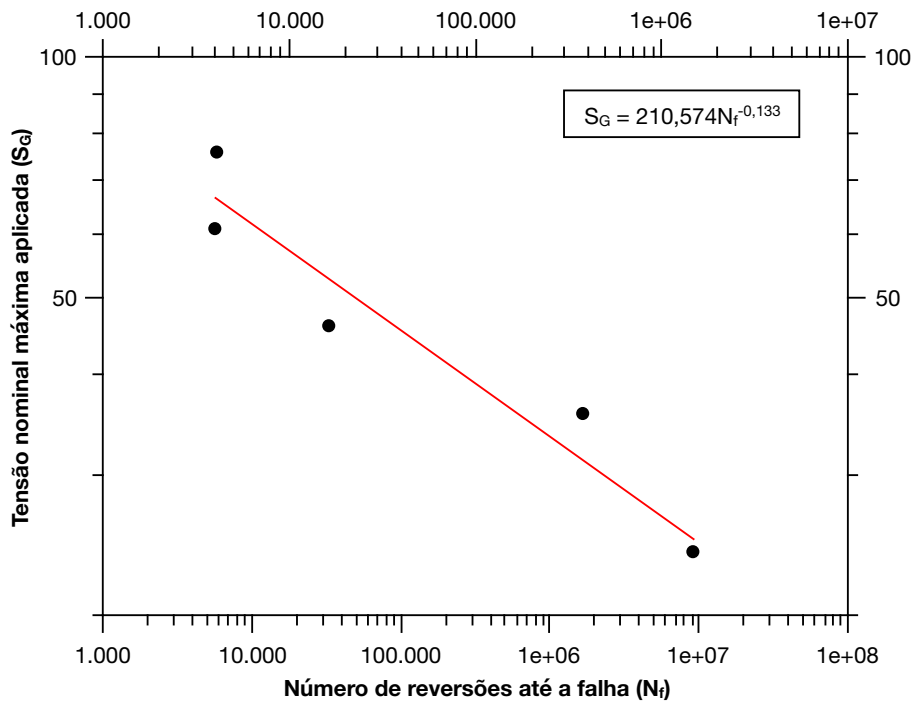


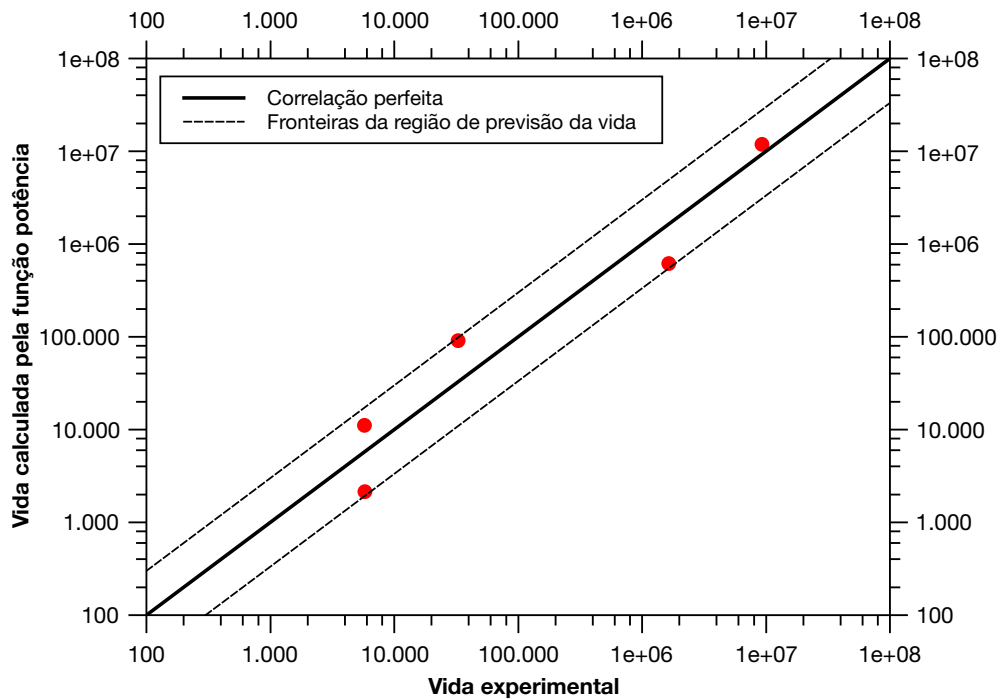
Figura 26 – Curva de ajuste, em escala log-log, entre as amplitudes de tensão nominais aplicadas ao CP ($S_{a,G}$) e as vidas obtidas a partir da função potência.

Pela equação de ajuste da função potência mostrada na Fig. 26, elaborou-se a rotina em *MATLAB* apresentada no Apêndice I para cálculo da vida a partir da amplitude de tensão nominal aplicada ao CP ($S_{a,G}$), sendo os resultados exibidos na Tab. 15.

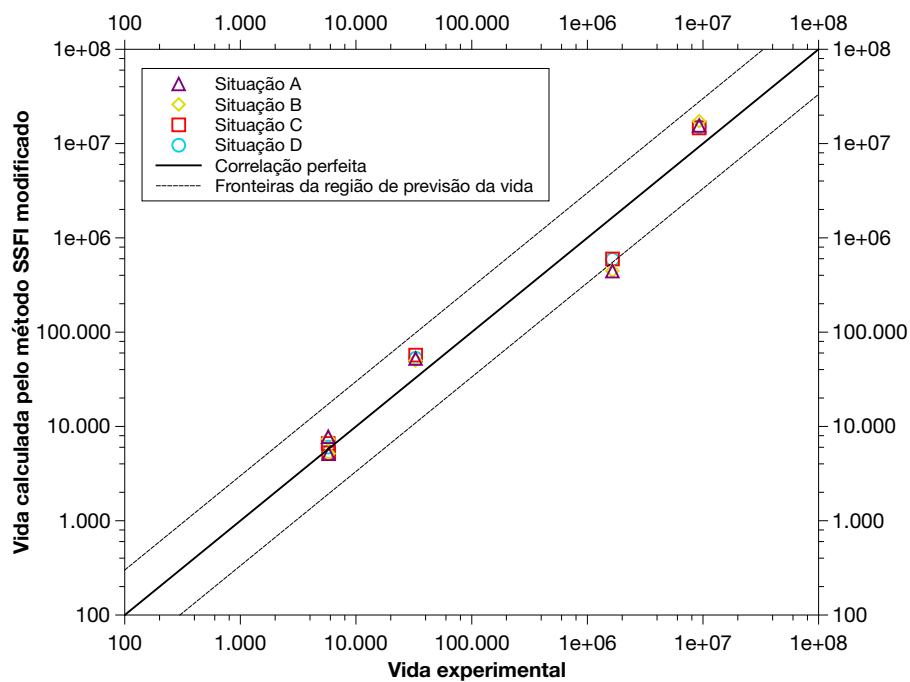
Tabela 15 – Relação entre a amplitude de tensão nominal $S_{a,G}$ e as vidas obtidas pela função potência, considerando o número de reversões até a falha, no CP de Al 7050-T7451.

	Amplitude de tensão nominal ($S_{a,G}$) [MPa]	Vidas obtidas pela função potência
Caso 1	75,83	2.163
Caso 2	60,88	11.275
Caso 3	46,00	92.741
Caso 4	35,70	623.750
Caso 6	24,05	12.159.000

Por fim relacionou-se as vidas experimentais tanto com as vidas obtidas pela função potência quanto com as vidas dadas pelo método SSFI modificado, conforme os gráficos apresentados na Fig. 27. Em ambos foi traçada uma linha de correlação perfeita, em que as vidas calculadas são iguais aos valores experimentais. Também traçou-se fronteiras da região de previsão de vida, que correspondem a três vezes e a um terço da correlação perfeita, sendo os resultados observados acima da linha de correlação perfeita estimativas não conservativas de vida enquanto os resultados abaixo da linha representam estimativas conservativas.



(a)



(b)

Figura 27 – Relação gráfica entre as vidas obtidas experimentalmente e (a) as vidas obtidas a partir da função potência e (b) as vidas obtidas pelo método SSFI modificado. As linhas pretas destacam a correlação perfeita e as fronteiras da região de previsão da vida, dadas por $3x$ e $1/3$ da correlação perfeita.

Comparando os gráficos da Fig. 27, pode-se fazer as seguintes observações:

- A distribuição dos dados de vidas calculadas pelo método SSFI modificado, para todas as quatro situações de estimativa de vida a fadiga, foi bem semelhante ao verificado para o gráfico de vidas calculadas pela função potência, em todos casos de carregamento analisados. Verificou-se que, tanto pela função potência quanto para as quatro situações de estimativa de vida pelo método SSFI modificado, as previsões de vida para os casos 1 e 4 de carregamento forneceram resultados conservativos, enquanto as estimativas para os casos 2, 3 e 6 forneceram resultados não-conservativos;
- Para quase todos os casos de carregamento, as previsões de vida realizadas pelo método SSFI modificado forneceram resultados dentro das fronteiras da região de previsão de vida estabelecida. Uma exceção ocorreu para o caso 5 de carregamento, em que as situações A e B de previsão de vida forneceram resultados levemente afastados da fronteira inferior, enquanto as situações C e D forneceram resultados dentro das fronteiras. Como as previsões de vida para os demais casos de carregamento foram bastante semelhantes entre as quatro situações de estimativa de vida, pode-se dizer que, de forma geral, as situações em que o cálculo da função peso foi dada por $\varphi = 1 - |\chi|r$ (situações C e D) descreveram a vida do material de maneira mais próxima ao observado experimentalmente;
- Para as vidas calculadas pelo método SSFI modificado, não foi observado qualquer tipo de tendência dos modelos de previsão de vida em relação ao carregamento aplicado. Isso quer dizer que as estimativas de vida não tendem a se tornar mais conservativas ou menos conservativas com o aumento da carga aplicada, mas se distribuem de forma aparentemente aleatória ao longo da linha de correlação perfeita. Esse é um comportamento esperado para um modelo de previsão de vida, sendo também verificado no caso do gráfico elaborado a partir das vidas calculadas pela função potência;
- Assim como verificado pelos resultados observados a partir dos erros relativos percentuais verdadeiros (E_t), pela análise dos gráficos da Fig. 27 também percebe-se que as estimativas geradas a partir do método SSFI modificado forneceram resultados mais precisos para menores valores de vida, principalmente para os casos 1 e 2 de carregamento. Nestes, percebe-se uma grande proximidade dos resultados com a correlação perfeita entre os dados de vida, sendo tal proximidade maior do que a verificada pelas vidas calculadas a partir da função potência. Isso reforça a qualidade dos modelos de previsão de vida a fadiga aqui elaborados com base no método SSFI modificado para situações em que há maiores valores da componente plástica de deformação.

6 Conclusões e sugestões para trabalhos futuros

O presente trabalho investigou diferentes formas de previsão da vida a fadiga de um corpo de prova da liga de alumínio 7050-T7451 submetido a um carregamento de tração e compressão cíclico, a partir de análises elasto-plásticas. O intuito foi verificar a proximidade dos valores de vida previstos em comparação a dados experimentais obtidos a partir da literatura. Tais análises foram realizadas utilizando-se duas metodologias principais. A primeira foi baseada na determinação de deformações de forma pontual, na raiz do entalhe, e cálculo da vida a partir da relação de Coffin-Manson. Já a segunda análise envolveu o uso do método SSFI modificado, em que é feita a determinação da distribuição de tensões e de deformações na proximidade da raiz do entalhe e cálculo da vida utilizando a relação de Morrow modificada e a relação de Coffin-Manson.

A análise realizada no trabalho possibilitou as conclusões resumidas a seguir:

1. Verificou-se que o raio de entalhe apresenta grande influência na proximidade entre os valores do fator teórico de concentração de tensões (K_t) e do fator de entalhe (K_f), o que está de acordo com a teoria apresentada por Dowling (2006). Para o CP da liga de alumínio, em que o entalhe possuía um raio bem pequeno, houve uma discrepância muito grande entre os valores $K_t = 6,33$ e $K_f = 2,08$;
2. Para a liga de alumínio 7050-T7451, as abordagens baseadas tanto no MEF quanto nas relações analíticas, utilizando as deformações na raiz do entalhe, apresentaram resultados que não correspondem ao verificado experimentalmente. No caso da abordagem por MEF e da abordagem analítica com correção da tensão por K_t , as previsões de vida para todos os casos de carregamento estudados foram semelhantes entre os dois modelos e forneceram valores inferiores aos verificados experimentalmente. Já para a abordagem analítica com correção da tensão por K_f , as estimativas de vida foram sempre superiores aos valores experimentais. Como os erros percentuais relativos verdadeiros (E_t) calculados para as três abordagens foram bem elevados, concluiu-se que a estimativa de vida a fadiga pelo método $\varepsilon - N$ de forma pontual, a partir das deformações na raiz do entalhe e aplicação da relação de Coffin-Manson, não se mostrou adequada para descrever o comportamento da liga de alumínio submetida a carregamento cíclico de tração e compressão;
3. Já pela método SSFI modificado, implementado para o CP de Al 7050-T7451 a partir do MEF, foram utilizadas quatro situações distintas para estimar a vida a fadiga.

A partir das vidas calculadas por cada situação e pelo cálculo do erro percentual relativo verdadeiro (E_t), verificou-se que todas estimativas de vida realizadas a partir desse método forneceram resultados mais próximos aos dados de vidas experimentais, em comparação aos resultados obtidos pela análise pontual de deformações na raiz do entalhe;

4. Dentre as quatro situações de estimativa de vida adotadas a partir do método SSFI modificado, não foi verificada uma situação que fornecesse menores erros percentuais relativos verdadeiros (E_t) para todos casos de carregamento analisados. Apesar disso, pode-se dizer que, de forma geral, a situação que forneceu menores valores de E_t foi aquela em que utiliza-se uma função peso $\varphi = 1 - |\chi|r$ e as vidas a fadiga foram calculadas a partir da relação de Morrow Modificada;
5. Com base nos valores de E_t obtidos para as quatro situações de estimativa de vida a fadiga, pode-se dizer que a aplicação do método SSFI modificado apresentou melhor correlação com os valores experimentais para as fadigas de baixo ciclo (até uma ordem de 1.000 ciclos). Para a simulação com função peso $\varphi = 1 - |\chi|r$ e uso da relação de Morrow Modificada, obteve-se erros em torno de 6% para esses casos, enquanto os erros para as fadigas de alto ciclo (de ordem de 10.000 ciclos ou mais) foram em torno de 60%. Tal característica reforça a qualidade dos modelos para previsão de vida em situações com maiores deformações plásticas;
6. Foi elaborado um gráfico relacionando as vidas calculadas a partir da relação S-N descrita por uma função potência com as vidas obtidas experimentalmente e outro relacionando as vidas calculadas pelo método SSFI modificado com as vidas obtidas experimentalmente. Verificou-se que, nas quatro situações de estimativa de vida pelo método SSFI modificado, a relação entre as vidas calculadas e os valores experimentais apresentou um aspecto bem semelhante ao verificado para a relação entre as vidas calculadas pela função potência e os valores experimentais;
7. Não foi observado algum tipo de tendência dos dados de vida calculados pelo método SSFI modificado para os carregamentos analisados. Tal comportamento é esperado de modelos de previsão de vida, como mostrado pelos cálculos de vida realizados a partir da relação de potência entre a tensão aplicada e a vida a fadiga.

A partir dos resultados e conclusões obtidos no presente trabalho, ficou claro que a aplicação do método SSFI modificado apresentou estimativas de vida a fadiga mais condizentes aos valores experimentais do que as metodologias baseadas na estimativa de deformações de forma pontual, na raiz do entalhe. Apesar disso, ao observar o cálculo do erro percentual relativo verdadeiro (E_t) em cada caso de carregamento analisado, percebeu-se que os modelos utilizados apresentaram melhores resultados para os casos de carregamento mais elevados, isto é, com maiores valores de força aplicada e, conseqüentemente,

maiores níveis de deformação plástica. Serão propostas a seguir algumas metodologias que poderiam ser utilizadas em trabalhos futuros, como forma de aperfeiçoar os modelos aqui descritos e, possivelmente, reduzir os valores de E_t para carregamentos com forças aplicadas menores.

Primeiramente, propõe-se que seja aplicada uma metodologia experimental com essa liga de alumínio, de forma semelhante à realizada por Hernández (2016). Poderiam ser feitos ensaios de fadiga de tração e compressão cíclicos com controle de deformação e elaborados gráficos de deformação-vida, com o intuito de obter valores para as constantes utilizadas na relação de Coffin-Manson. No entanto, ao invés de limitar as análises até vidas de, aproximadamente, 10.000 ciclos, o ideal seria realizar análises até aproximadamente 10.000.000 ciclos. Dessa forma, as constantes obtidas a partir dessa análise trariam maior confiabilidade na aplicação do método SSFI modificado, aqui descrito, para carregamentos que gerem vidas superiores a 10.000 ciclos e, possivelmente, os métodos aqui aplicados permitiriam melhor correlação entre valores experimentais e predições de vida a fadiga.

Outra proposição seria de realizar um maior número de ensaios de vida a fadiga para o mesmo CP aqui descrito, porém utilizando valores de forças máximas e mínimas diferentes dos apresentados no presente trabalho. Isso permitiria traçar novos gráficos relacionando a tensão nominal aplicada ao CP (S_G) aos valores de distância efetiva (x_{eff}) obtidos a partir do MEF. Por ser utilizado um maior conjunto de dados, o ajuste das curvas poderia representar de forma mais exata o comportamento do material e, possivelmente, gerar estimativas de vida a fadiga mais próximas dos resultados experimentais.

Por fim, sugere-se que sejam realizados outros ensaios experimentais para o CP aqui descrito, utilizando os mesmos casos de carregamento indicados no presente trabalho, porém realizando um maior número de estimativas de vida em cada caso. Seria possível então utilizar valores médios de vida, em cada caso de carregamento. Espera-se que as estimativas de vida para um mesmo carregamento se distribuam em torno de um conjunto de valores com maior probabilidade de ocorrência, logo os valores médios de vida poderiam se aproximar mais do comportamento esperado, isto é, com maior probabilidade de ocorrer. Tais valores médios de vida poderiam então ser usados como base no método SSFI modificado para obtenção de novas estimativas de distância efetiva (x_{eff}), permitindo novas estimativas de vida a partir do método SSFI modificado, que poderiam ser comparadas às estimativas aqui apresentadas.

Referências

- ALTAN, T.; NGAILE, G.; SHEN, G. *Cold and hot forging: Fundamentals and applications*. [S.l.]: ASM Internacional, 2005. Citado na página 16.
- ASM. Properties and selection: Nonferrous alloys and special-purpose materials. In: *Metals Handbook*. 10. ed. [S.l.: s.n.], 1990. v. 2. Citado 2 vezes nas páginas 24 e 26.
- BANNANTINE, J. A.; COMER, J. J.; HANDROCK, J. L. *Fundamentals of metal fatigue analysis*. New Jersey: Prentice Hall, 1990. Citado 3 vezes nas páginas 1, 17 e 18.
- BUDYNAS, R. G.; NISBETT, J. K. *Elementos de Máquinas de Shigley: Projeto de engenharia mecânica*. 8. ed. [S.l.]: McGraw-Hill, 2011. Citado 5 vezes nas páginas 9, 6, 8, 10 e 14.
- CALLISTER, J. W. D. *Ciência e engenharia de materiais: Uma introdução*. 7. ed. [S.l.]: LTC, 2007. Citado 4 vezes nas páginas 9, 6, 7 e 11.
- CASTRO, L. J. B. de. *Análise da sequência de carregamento na vida em fadiga da liga de alumínio Al 7050-T7451*. Projeto de graduação, 2016. Citado na página 3.
- CAVALCANTE, F. F. *Comportamento mecânico e tenacidade à fratura de ligas de alumínio 2024 e 7075 submetidas a diferentes tempos de envelhecimento*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal do Rio Grande do Norte, 2016. Citado na página 26.
- CHAPRA, S. C.; CANALE, R. P. *Métodos Numéricos para Engenharia*. 7. ed. [S.l.]: McGraw Hill, 2016. Citado na página 29.
- CHAUSSUMIER, M. et al. A predictive fatigue life model for anodized 7050 aluminium alloy. 2013. Citado na página 2.
- COSTA, J. D. M. et al. Comparative analysis of fatigue life predictions in central notched specimens of al–mg–si alloys. 2003. Citado 2 vezes nas páginas 15 e 16.
- DOWLING, N. E. *Mechanical Behavior of Materials*. [S.l.]: Prentice Hall, 2006. Citado 11 vezes nas páginas 9, 1, 6, 11, 12, 13, 17, 18, 19, 20 e 57.
- FIGUEIREDO, A. R. *Análise do efeito da tensão média na resistência à fadiga por fretting da liga Al 7050-T7451*. Dissertação de mestrado em ciências mecânicas, 2010. Citado na página 2.
- GAO, Y. K. Improvement of fatigue property in 7050–t7451 aluminum alloy by laser peening and shot peening. 2011. Citado na página 2.
- HERNÁNDEZ, K. V. F. *Fadiga e comportamento tensão-deformação cíclico da liga de alumínio 7050-T7451*. Dissertação de mestrado, 2016. Citado 6 vezes nas páginas 3, 21, 26, 37, 52 e 59.
- HU, W.; WANG, C.; BARTER, S. Analysis of cyclic mean stress relaxation and strain ratchetting behaviour of aluminium 7050. DFTO, 1999. Citado 2 vezes nas páginas 20 e 21.

- KAUFMAN, J. G. *Introduction to Aluminum Alloys and Tempers*. [S.l.]: ASM International, 2000. Citado 2 vezes nas páginas 1 e 26.
- LIU, M. D. et al. Modified model for evaluating fatigue behaviors and lifetimes of notched aluminum-alloys at temperatures of 25°C and -70°C. 2016. Citado na página 4.
- NORTON, R. L. *Projeto de Máquinas: Uma abordagem integrada*. 4. ed. [S.l.]: Bookman, 2013. Citado 3 vezes nas páginas 1, 6 e 8.
- PAIVA, M. J. S. de Mendonça Fonseca de. *Desenvolvimento de metodologia e realização de testes para ensaios de mecânica da fratura em liga Al 7050-T7451*. Projeto de graduação, 2015. Citado na página 3.
- RAMEZANI, H. A.; JEONG, J. Advanced volumetric method for fatigue life prediction using stress gradient effects at notch roots. 2006. Citado na página 16.
- SÁ, M. V. C. *Previsão de vida a fadiga de componentes entalhados em condições multiaxiais utilizando TDC na liga Al 7050-T7451*. Exame de qualificação, 2016. Citado 4 vezes nas páginas 4, 29, 30 e 45.
- STEPHENS, R. I. et al. *Metal fatigue in engineering*. [S.l.]: John Wiley Sons, 2001. Citado 4 vezes nas páginas 10, 20, 21 e 22.
- YOUNG, W. C.; BUDYNAS, R. G. *Roark's Formulas for Stress and Strain*. New York: McGraw Hill, 2002. Citado na página 23.

Apêndices

APÊNDICE A – Código APDL para determinação do K_t do CP de alumínio

```

1 /CLEAR,START
2
3 *SET,PI ,  acos(-1)
4 *AFUN,DEG
5 *SET,CONVERTE , 1000**0.5
6
7 !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
8
9 !*DEFINIÇÃO DA PROPRIEDADES MECÂNICAS DO MATERIAL!
10
11 !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
12
13 !LIMITE DE RESISTENCIA A TRAÇÃO
14 *SET,Srt ,  524  !MPa
15
16 !LIMITE DE RESISTENCIA AO ESCOAMENTO
17 *SET,Sy ,  469  !MPa
18
19 !LIMITE DE RESISTENCIA A FADIGA PARA R = -1
20 *SET,Sar ,  173  ! MPa N = 2E6
21
22 !*DEFINIÇÃO DO TIPO DE ELEMENTO FINITO
23
24 /PREP7
25
26 /RGB,INDEX,100,100,100, 0
27 /RGB,INDEX, 80, 80, 80,13
28 /RGB,INDEX, 60, 60, 60,14
29 /RGB,INDEX, 0, 0, 0,15
30 /REPLOT
31
32 ET,1 ,PLANE182
33

```



```

34  !*
35
36  KEYOPT,1,1,1
37  KEYOPT,1,3,1
38  KEYOPT,1,6,0
39  !*
40
41  !RAIO DA SEÇÃO NET
42  *SET,R_I , 5
43
44  !RAIO DA SEÇÃO GROSS
45  *SET,R_E , 7.5
46
47  !RAIO DO ENTALHE
48  *SET,R , 0.13
49
50  *SET,H_E , 50
51  *SET,TETA , 30
52  *SET,FATOR , 8
53  *SET,SETORES , 45
54  *SET,AUX , R*FATOR
55
56  !*
57
58  MPTEMP,,,,,,,,
59  MPTEMP,1,0
60  MPDATA,EX,1,,71700
61  MPDATA,PRXY,1,,0.33
62
63  !*
64
65  CSYS,5 ,
66  K,1,0,0,0 ,
67  K,2,R_I-AUX,0
68  K,3,R_I,0 ,
69  K,4,R_I+R*(1-SIN(TETA)) , R*COS(TETA)
70  K,5,R_E , R*COS(TETA)+((R_E-R_I)-R*(1-SIN(TETA))) *TAN(TETA)
71  K,6,R_E , H_E
72  K,7,0 , ,H_E

```



```

73 K,100 ,R_I+R, ,
74 K,1000 ,R_I-AUX, ,R*COS(TETA)
75 CSYS,0 ,
76
77 !* DEFINICAO DAS LINHAS
78
79 L,1 ,2
80 L,2 ,3
81 LARC,3 ,4 ,100 ,R
82 L,4 ,5
83 L,5 ,6
84 L,6 ,7
85 L,7 ,1
86 L,4 ,1000 ,
87 L,2 ,1000 ,
88
89 AL,1 ,9 ,8 ,4 ,5 ,6 ,7
90 AL,2 ,3 ,8 ,9
91 AGLUE, all
92
93 SMRT,2
94 MSHAPE,1 ,2D
95 MSHKEY,0
96 LESIZE,1 , , ,40 ,.1 , !50
97 LESIZE,2 , , ,50 , , !700
98 LESIZE,3 , ,2 , , , ! 1
99 LESIZE,4 , , ,20 , ,
100 LESIZE,8 , , ,30 , ,
101 LESIZE,9 , , ,30 , ,
102 LESIZE,5 , , ,50 , ,
103 LESIZE,6 , , ,20 , ,
104 LESIZE,7 , , ,50 , ,
105
106 *SET, esize , R/10
107
108 ALLSEL,ALL
109 AMESH, all ,
110
111 *SET ,SIGMA_GROSS, ( R_I/R_E) *(R_I/R_E)

```



```
112 LSEL ,R,LOC,Y,H_E*0.9,H_E*1.1
113 *SET ,COMPRES , SIGMA_GROSS
114 *SET,TRACAO , - SIGMA_GROSS
115 SFL , all ,PRES,TRACAO,
116 ALLSEL,ALL
117 LSEL ,S,LOC,Y,0
118 DL,ALL, ,SYMM
119 ALLSEL,ALL
120
121 FINISH
122
123 /SOL
124
125 /STATUS,SOLU
126
127 ANTYPE,0
128 !NLGEOM,1
129 EQSLV,PCG,1E-8
130 /STATUS,SOLU
131 SOLVE
```


APÊNDICE B – Código MATLAB para determinação analítica da vida do CP de Al 7050-T7451 utilizando K_t

```

1 clear all
2 close all
3 clc
4
5 % Estimativa de vida para F = 13400 N
6
7 D_i = 10; %mm
8 S_1 = 13400/(pi*D_i^2/4); %MPa
9
10 deltaS_1 = 2*S_1;
11 delta_sigma = sym('delta_sigma');
12 delta_sigma1 = solve('delta_sigma^2/(4*71700) + delta_sigma/2*(
    delta_sigma/(2*654.253))^(1/0.079) - (6.33*341.23)
    ^2/(4*71700) = 0');
13 delta_epsilon = delta_sigma1/71700 + 2*(delta_sigma1/(2*654.253)
    )^(1/0.079)
14 N_1=sym('N_1');
15 Vida1=solve('(602.559/(71.7*10^3))*N_1^(-0.06)+0.053*N_1^(-0.47)
    = (0.0663)/2', N_1)
16
17 % Estimativa de vida para F = 10760 N
18
19 S_2 = 10760/(pi*D_i^2/4);
20 deltaS_2 = 2*S_2;
21 delta_sigma = sym('delta_sigma');
22 delta_sigma2 = solve('delta_sigma^2/(4*71700) + delta_sigma/2*(
    delta_sigma/(2*654.253))^(1/0.079) - (6.33*274)^2/(4*71700) =
    0')
23 delta_epsilon2 = delta_sigma2/71700 + 2*(delta_sigma2
    /(2*654.253))^(1/0.079)
24 N_2=sym('N_2');

```



```

25 Vida2=solve( '(602.559/(71.7*10^3))*N_2^(-0.06)+0.053*N_2^(-0.47)
    = (0.0445)/2', N_2)
26
27 % Estimativa de vida para F = 8128,87 N
28
29 S_3 = 8128.87/(pi*D_i^2/4);
30 deltaS_3 = 2*S_3;
31 delta_sigma = sym('delta_sigma');
32 delta_sigma3 = solve('delta_sigma^2/(4*71700) + delta_sigma/2*(
    delta_sigma/(2*654.253))^(1/0.079) - (6.33*207)^2/(4*71700) =
    0')
33 delta_epsilon3 = delta_sigma3/71700 + 2*(delta_sigma3
    /(2*654.253))^(1/0.079)
34 N_3=sym('N_3');
35 Vida3=solve( '(602.559/(71.7*10^3))*N_3^(-0.06)+0.053*N_3^(-0.47)
    = (0.0270)/2', N_3)
36
37 % Estimativa de vida para F = 6310 N
38
39 S_4 = 6310/(pi*D_i^2/4);
40 deltaS_4 = 2*S_4;
41 delta_sigma = sym('delta_sigma');
42 delta_sigma4 = solve('delta_sigma^2/(4*71700) + delta_sigma/2*(
    delta_sigma/(2*654.253))^(1/0.079) - (6.33*160.6828)
    ^2/(4*71700) = 0')
43 delta_epsilon4 = delta_sigma4/71700 + 2*(delta_sigma4
    /(2*654.253))^(1/0.079)
44 N_4=sym('N_4');
45 Vida4=solve( '(602.559/(71.7*10^3))*N_4^(-0.06)+0.053*N_4^(-0.47)
    = (0.0175)/2', N_4)
46
47 % Estimativa de vida para F = 4506.22 N
48
49 S_5 = 4506.22/(pi*D_i^2/4);
50 deltaS_5 = 2*S_5;
51 delta_sigma = sym('delta_sigma');
52 delta_sigma5 = solve('delta_sigma^2/(4*71700) + delta_sigma/2*(
    delta_sigma/(2*654.253))^(1/0.079) - (6.33*114.75)
    ^2/(4*71700) = 0')

```



```
53 delta_epsilon5 = delta_sigma5/71700 + 2*(delta_sigma5
    /(2*654.253))^(1/0.079)
54 N_5=sym('N_5');
55 Vida5=solve('(602.559/(71.7*10^3))*N_5^(-0.06)+0.053*N_5^(-0.47)
    = (0.0105)/2', N_5)
56
57 % Estimativa de vida para F = 4250 N
58
59 S_6= 4250/(pi*D_i^2/4);
60 deltaS_6 = 2*S_6;
61 delta_sigma = sym('delta_sigma');
62 delta_sigma6 = solve('delta_sigma^2/(4*71700) + delta_sigma/2*(
    delta_sigma/(2*654.253))^(1/0.079) - (6.33*108.2254)
    ^2/(4*71700) = 0')
63 delta_epsilon6 = delta_sigma6/71700 + 2*(delta_sigma6
    /(2*654.253))^(1/0.079)
64 N_6=sym('N_6');
65 Vida6=solve('(602.559/(71.7*10^3))*N_6^(-0.06)+0.053*N_6^(-0.47)
    = (0.0098)/2', N_6)
```


APÊNDICE C – Código MATLAB para determinação analítica da vida do CP de Al 7050-T7451 utilizando K_f

```

1 clear all
2 close all
3 clc
4
5 % Estimativa de vida para F = 13400 N
6
7 D_i = 10; %mm
8 S_1 = 13400/(pi*D_i^2/4); %MPa
9
10 deltaS_1 = 2*S_1;
11 delta_sigma = sym('delta_sigma');
12 delta_sigma1 = solve('delta_sigma^2/(4*71700) + delta_sigma/2*(
    delta_sigma/(2*654.253))^(1/0.079) - (2.08*341.23)
    ^2/(4*71700) = 0');
13 delta_epsilon = delta_sigma1/71700 + 2*(delta_sigma1/(2*654.253)
    )^(1/0.079)
14 N_1=sym('N_1');
15 Vida1=solve('(602.559/(71.7*10^3))*N_1^(-0.06)+0.053*N_1^(-0.47)
    = (0.0102)/2', N_1)
16
17 % Estimativa de vida para F = 10760 N
18
19 S_2 = 10760/(pi*D_i^2/4);
20 deltaS_2 = 2*S_2;
21 delta_sigma = sym('delta_sigma');
22 delta_sigma2 = solve('delta_sigma^2/(4*71700) + delta_sigma/2*(
    delta_sigma/(2*654.253))^(1/0.079) - (2.08*274)^2/(4*71700) =
    0')
23 delta_epsilon2 = delta_sigma2/71700 + 2*(delta_sigma2
    /(2*654.253))^(1/0.079)
24 N_2=sym('N_2');

```



```

25 Vida2=solve( '(602.559/(71.7*10^3))*N_2^(-0.06)+0.053*N_2^(-0.47)
    = (0.00797)/2', N_2)
26
27 % Estimativa de vida para F = 8128,87 N
28
29 S_3 = 8128.87/(pi*D_i^2/4);
30 deltaS_3 = 2*S_3;
31 delta_sigma = sym('delta_sigma');
32 delta_sigma3 = solve('delta_sigma^2/(4*71700) + delta_sigma/2*(
    delta_sigma/(2*654.253))^(1/0.079) - (2.08*207)^2/(4*71700) =
    0')
33 delta_epsilon3 = delta_sigma3/71700 + 2*(delta_sigma3
    /(2*654.253))^(1/0.079)
34 N_3=sym('N_3');
35 Vida3=solve( '(602.559/(71.7*10^3))*N_3^(-0.06)+0.053*N_3^(-0.47)
    = (0.006)/2', N_3)
36
37 % Estimativa de vida para F = 6310 N
38
39 S_4 = 6310/(pi*D_i^2/4);
40 deltaS_4 = 2*S_4;
41 delta_sigma = sym('delta_sigma');
42 delta_sigma4 = solve('delta_sigma^2/(4*71700) + delta_sigma/2*(
    delta_sigma/(2*654.253))^(1/0.079) - (2.08*160.6828)
    ^2/(4*71700) = 0')
43 delta_epsilon4 = delta_sigma4/71700 + 2*(delta_sigma4
    /(2*654.253))^(1/0.079)
44 N_4=sym('N_4');
45 Vida4=solve( '(602.559/(71.7*10^3))*N_4^(-0.06)+0.053*N_4^(-0.47)
    = (0.00466)/2', N_4)
46
47 % Estimativa de vida para F = 4506.22 N
48
49 S_5 = 4506.22/(pi*D_i^2/4);
50 deltaS_5 = 2*S_5;
51 delta_sigma = sym('delta_sigma');
52 delta_sigma5 = solve('delta_sigma^2/(4*71700) + delta_sigma/2*(
    delta_sigma/(2*654.253))^(1/0.079) - (2.08*114.75)
    ^2/(4*71700) = 0')

```



```
53 delta_epsilon5 = delta_sigma5/71700 + 2*(delta_sigma5
    /(2*654.253))^(1/0.079)
54 N_5=sym('N_5');
55 Vida5=solve('(602.559/(71.7*10^3))*N_5^(-0.06)+0.053*N_5^(-0.47)
    = (0.00333)/2', N_5)
56
57 % Estimativa de vida para F = 4250 N
58
59 S_6= 4250/(pi*D_i^2/4);
60 deltaS_6 = 2*S_6;
61 delta_sigma = sym('delta_sigma');
62 delta_sigma6 = solve('delta_sigma^2/(4*71700) + delta_sigma/2*(
    delta_sigma/(2*654.253))^(1/0.079) - (2.08*108.2254)
    ^2/(4*71700) = 0')
63 delta_epsilon6 = delta_sigma6/71700 + 2*(delta_sigma6
    /(2*654.253))^(1/0.079)
64 N_6=sym('N_6');
65 Vida6=solve('((602.559)/(71.7*10^3))*N_6^(-0.06)+0.053*N_6
    ^(-0.47) = (0.00314)/2', N_6)
```


APÊNDICE D – Código APDL com dados de ensaio experimental do CP de Al 7050-T7451

```

1 MPTEMP,,,,,,,,
2 MPTEMP,1,0
3 MPDATA,EX,1,,70000
4 MPDATA,PRXY,1,,.3
5 TB,PLAS,1,1,20,KINH
6 TBTEMP,0
7 TBPT,,1.415049E-16,50.00
8 TBPT,,4.582256E-11,120.00
9 TBPT,,5.530011E-10,142.50
10 TBPT,,4.628777E-09,165.00
11 TBPT,,2.951652E-08,187.50
12 TBPT,,1.525351E-07,210.00
13 TBPT,,6.668109E-07,232.50
14 TBPT,,2.543383E-06,255.00
15 TBPT,,8.662162E-06,277.50
16 TBPT,,2.681179E-05,300.00
17 TBPT,,7.647526E-05,322.50
18 TBPT,,2.032379E-04,345.00
19 TBPT,,5.077623E-04,367.50
20 TBPT,,1.201375E-03,390.00
21 TBPT,,2.708400E-03,412.50
22 TBPT,,5.847800E-03,435.00
23 TBPT,,1.214536E-02,457.50
24 TBPT,,2.435491E-02,480.00
25 TBPT,,4.730612E-02,502.50
26 TBPT,,8.925168E-02,525.00

```


APÊNDICE E – Código APDL para estimativa numérica das deformações máxima e mínima do CP de Al 7050-T7451

```

1  FINISH
2  /CLEAR,START
3
4  !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
5
6  !DEFINIÇÃO DAS CONDIÇÕES DE TENSÃO SOBRE O ESPÉCIME
7
8  !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
9
10 FORCA_A = 13400 !NEWTON
11 PI = acos(-1)
12 *AFUN,DEG
13 CONVERTE = 1000**.5
14
15 !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
16
17 !*DEFINIÇÃO DA PROPRIEDADES MECÂNICAS DO MATERIAL!
18
19 !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
20
21 !LIMITE DE RESISTENCIA A TRAÇÃO
22 Srt = 510 !MPa
23
24 !LIMITE DE RESISTENCIA AO ESCOAMENTO
25 Sy = 455 !MPa
26
27 !LIMITE DE RESISTENCIA A FADIGA PARA R = -1
28 Sar = 173 ! MPa N = 2E6
29
30 !*DEFINIÇÃO DO TIPO DE ELEMENTO FINITO
31

```



```

32 /PREP7
33 /RGB,INDEX,100,100,100, 0
34 /RGB,INDEX, 80, 80, 80,13
35 /RGB,INDEX, 60, 60, 60,14
36 /RGB,INDEX, 0, 0, 0,15
37 /REPLOT
38
39 ET,1,PLANE182
40
41 !COMPORTAMENTO AXISSIMÉTRICO
42
43 !*
44
45 KEYOPT,1,1,1
46 KEYOPT,1,3,1
47 KEYOPT,1,6,0
48
49 !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
50
51 !* DEFINIÇÃO DAS COTAS QUE DEFINEM OS KEYPOINTS!
52
53 !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
54
55 !RAIO DA SEÇÃO NET
56 R_I = 5
57
58 !RAIO DA SEÇÃO GROSS
59 R_E = 7.5
60
61 !RAIO DO ENTALHE
62 R = 0.13
63
64 H_E = 50
65 TETA = 30
66
67 FATOR = 8
68 SETORES = 45
69 AUX = R*FATOR
70

```



```

71  !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
72
73  !*DEFINIÇÃO DA PROPRIEDADES MECÂNICAS DO MATERIAL!
74
75  !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
76
77  !MPTMP, , , , , ,
78  !MPTMP,1 ,0
79  !MPDATA,EX,1 , ,70 e3
80  !MPDATA,PRXY,1 , ,.3
81
82  /INPUT, 'Material', 'txt', 'I:\Dropbox\Projetos de Graduação\Ian\ '
      , , 0
83
84  !* DEFINIÇÃO DOS KEYPOINTS
85
86  CSYS,5 ,
87  K,1 ,0 ,0 ,0 ,
88  K,2 ,R_I-AUX,0
89  K,3 ,R_I,0 ,
90  K,4 ,R_I+R*(1-SIN (TETA) ) , ,R*COS(TETA)
91  K,5 ,R_E, ,R*COS(TETA) + ((R_E-R_I)-R*(1-SIN (TETA) ) ) *TAN(TETA)
92  K,6 ,R_E, ,H_E
93  K,7 ,0 , ,H_E
94  K,100 ,R_I+R, ,
95  K,1000 ,R_I-AUX, ,R*COS(TETA)
96
97  CSYS,0 ,
98
99  !* DEFINIÇÃO DAS LINHAS
100
101  L,1 ,2
102  L,2 ,3
103  LARC,3 ,4 ,100 ,R
104  L,4 ,5
105  L,5 ,6
106  L,6 ,7
107  L,7 ,1
108  L,4 ,1000 ,

```



```

109 L,2,1000,
110
111 AL,1,9,8,4,5,6,7
112 AL,2,3,8,9
113 AGLUE,all
114
115 !* DEFINIÇÃO DA DISCRETIZAÇÃO DA MALHA
116
117 SMRT,2
118 MSHAPE,1,2D
119 MSHKEY,0
120 LESIZE,1,,,40,.1,!50
121 LESIZE,2,,,700,,!250!50
122 LESIZE,3,,1,,,,
123 LESIZE,4,,,20,,
124 LESIZE,8,,,30,,
125 LESIZE,9,,,30,,
126 LESIZE,5,,,50,,
127 LESIZE,6,,,20,,
128 LESIZE,7,,,50,,
129 esize = R/10
130 ALLSEL,ALL
131 AMESH,all,
132
133
134 !***** DEFINIÇÃO DAS CARGAS APLICADAS NO CP *****
135
136 AREA =(PI*R_E**2)
137 SIGMA_GROSS = FORCA_A/AREA !NEWTON
138
139
140 !***** APLICAÇÃO DAS CARGAS *****
141
142 !*****FORÇA AXIAL*****
143
144 LSEL,R,LOC,Y,H_E*0.9,H_E*1.1
145 COMPRES = SIGMA_GROSS
146 TRACAO = - SIGMA_GROSS
147 SFL,all,PRES,TRACAO,

```



```

148 ALLSEL, ALL
149
150 !*****
151
152 LSEL, S, LOC, Y, 0
153 DL, ALL, , SYMM
154 ALLSEL, ALL
155 FINISH
156 /SOL
157 /STATUS, SOLU
158 ANTYPE, 0
159 NLGEOM, 1
160 EQSLV, PCG, 1E-8
161
162 PASSOS = 20
163 NSUBST, PASSOS, PASSOS+1, PASSOS-1
164 OUTRES, ERASE
165 OUTRES, ALL, ALL
166
167 TIME, 1
168
169 SOLVE
170
171 TIME, 2
172
173 !*****FORÇA AXIAL*****
174
175 LSEL, R, LOC, Y, H_E*0.9, H_E*1.1
176 SFL, all, PRES, 0,
177 ALLSEL, ALL
178 SOLVE
179
180 TIME, 3
181
182 !*****FORÇA AXIAL*****
183
184 LSEL, R, LOC, Y, H_E*0.9, H_E*1.1
185 SFL, all, PRES, COMPRES,
186 ALLSEL, ALL

```



```

187 SOLVE
188
189 TIME,4
190
191 !*****FORÇA  AXIAL*****
192
193 LSEL,R,LOC,Y,H_E*0.9,H_E*1.1
194 SFL,all,PRES,0,
195 ALLSEL,ALL
196 SOLVE
197
198 TIME,5
199
200 !*****FORÇA  AXIAL*****
201
202 LSEL,R,LOC,Y,H_E*0.9,H_E*1.1
203 SFL,all,PRES,TRACAO,
204 ALLSEL,ALL
205 SOLVE
206
207 TIME,6
208
209 !*****FORÇA  AXIAL*****
210
211 LSEL,R,LOC,Y,H_E*0.9,H_E*1.1
212 SFL,all,PRES,0,
213 ALLSEL,ALL
214 SOLVE
215
216 FINISH
217
218 /POST26
219 FILE,'file','rst','.'
220 /UI,COLL,1
221 NUMVAR,200
222 SOLU,191,NCMIT
223 STORE,MERGE
224 FILLDATA,191,,,1,1
225 REALVAR,191,191

```



```

226 FORCE,TOTAL
227
228 !*
229
230 ANSOL,2,820,S,Y,SY_6
231 STORE,MERGE
232 FORCE,TOTAL
233
234 !*
235
236 ANSOL,3,820,EPEL,Y,EPELY_3
237 STORE,MERGE
238 FORCE,TOTAL
239
240 !*
241
242 ANSOL,4,820,EPPL,Y,EPPLY_4
243 STORE,MERGE
244 FILLDATA,192,,,,0,0
245 FILLDATA,193,,,,1,0
246 FILLDATA,194,,,,-1,0
247 FILLDATA,195,,,,1,1
248 VARNAME,195,NSET
249
250 !
251
252 ! Name: etotal
253 ! ID: 5
254 ! Function: {EPELY_3}+{EPPLY_4}
255 ADD,5,3,4,,etotal
256
257 !
258
259 STORE,MERGE
260 FILLDATA,192,,,,0,0
261 FILLDATA,193,,,,1,0
262 FILLDATA,194,,,,-1,0
263 FILLDATA,195,,,,1,1
264 VARNAME,195,NSET

```



```
265
266 !
267
268 ! Name: calc_6
269 ! ID: 6
270 ! Function: {EPELY_3}+{EPPLY_4}
271 ADD,6,3,4,,calc_6
272
273 !
274
275 STORE,MERGE
276 VARDEL,6
277 XVAR,1
278 PLVAR,5,
```


APÊNDICE F – Código MATLAB para determinação da vida a fadiga do CP de Al 7050-T7451 a partir da metodologia numérica

```

1 clear all
2 close all
3 clc
4
5 % Sf_linha = 602.559 (MPa)
6 % E = 71.7*10^3 (MPa)
7 % b = -0.06
8 % Ef_linha = 0.053
9 % c = -0.47
10
11
12 % Para F_1 = 13400 N
13 N_1=sym('N_1')
14 Vida1=solve('(602.559/(71.7*10^3))*N_1^(-0.06)+0.053*N_1^(-0.47)
    = (0.0192-(-0.0193))/2', N_1)
15
16 % Para F_2 = 10760 N
17
18 N_2=sym('N_2')
19 Vida2=solve('(602.559/(71.7*10^3))*N_2^(-0.06)+0.053*N_2^(-0.47)
    = (0.0143-(-0.0142))/2', N_2)
20
21 % Para F_3 = 8128.87 N
22
23 N_3=sym('N_3')
24 Vida3=solve('(602.559/(71.7*10^3))*N_3^(-0.06)+0.053*N_3^(-0.47)
    = (0.00978-(-0.00985))/2', N_3)
25
26 % Para F_4 = 6310 N
27
28 N_4=sym('N_4')

```



```
29 Vida4=solve( '(602.559/(71.7*10^3))*N_4^(-0.06)+0.053*N_4^(-0.47)  
    = (0.00712-(-0.00717))/2 ', N_4)  
30  
31 % Para F_5 = 4506.22 N  
32  
33 N_5=sym( 'N_5' )  
34 Vida5=solve( '(602.559/(71.7*10^3))*N_5^(-0.06)+0.053*N_5^(-0.47)  
    = (0.00485-(-0.00488))/2 ', N_5)  
35  
36 % Para F_6 = 4250 N  
37  
38 N_6=sym( 'N_6' )  
39 Vida6=solve( '(602.559/(71.7*10^3))*N_6^(-0.06)+0.053*N_6^(-0.47)  
    = (0.00457-(-0.00459))/2 ', N_6)
```


APÊNDICE G – Código APDL para uso do método SSFI modificado

```

1 /CLEAR,START
2
3 !DEFINIÇÃO DAS CONDIÇÕES DE TENSÃO SOBRE O ESPÉCIME
4
5 !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
6
7 *SET,FORCA_A , 13400 !NEWTON
8 Xeff = 0.341
9 invXeff = 1/Xeff
10
11 *SET,PI , acos(-1)
12 *AFUN,DEG
13 *SET,CONVERTE , 1000**0.5
14
15 !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
16
17 !*DEFINIÇÃO DA PROPRIEDADES MECÂNICAS DO MATERIAL!
18
19 !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
20
21 !LIMITE DE RESISTENCIA A TRAÇÃO
22 *SET,Srt , 524 !MPa
23
24 !LIMITE DE RESISTENCIA AO ESCOAMENTO
25 *SET,Sy , 469 !MPa
26
27 !LIMITE DE RESISTENCIA A FADIGA PARA R = -1
28 *SET,Sar , 173 ! MPa N = 2E6
29
30 !*DEFINIÇÃO DO TIPO DE ELEMENTO FINITO
31 /PREP7
32 /RGB,INDEX,100,100,100, 0
33 /RGB,INDEX, 80, 80, 80,13

```



```

34 /RGB,INDEX, 60, 60, 60,14
35 /RGB,INDEX, 0, 0, 0,15
36 /REPLOT
37 ET,1,PLANE183
38
39 !COMPORTAMENTO AXISSIMÉTRICO
40
41 !*
42
43 KEYOPT,1,1,0 !KEYOPT,1,1,1 (integracao reduzida) KEYOPT,1,1,0 (
    integracao completa)
44 KEYOPT,1,3,1
45 KEYOPT,1,6,0
46
47 !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
48
49 !* DEFINIÇÃO DAS COTAS QUE DEFINEM OS KEYPOINTS!
50
51 !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
52
53 !RAIO DA SEÇÃO NET
54 *SET,R_I , 5
55
56 !RAIO DA SEÇÃO GROSS
57 *SET,R_E , 7.5
58
59 !RAIO DO ENTALHE
60 *SET,R , 0.13
61
62 *SET,H_E , 50
63 *SET,TETA , 30
64 *SET,FATOR , 8
65 *SET,SETORES , 45
66 *SET,AUX , R*FATOR
67
68 !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
69
70 !* DEFINIÇÃO DA PROPRIEDADES MECÂNICAS DO MATERIAL!
71

```



```

72  !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
73
74  !MPTEMP, , , , , , ,
75  !MPTEMP,1,0
76  !MPDATA,EX,1, , ,71.7e3
77  !MPDATA,PRXY,1, , ,.33
78  /INPUT, 'Material', 'txt', 'C:\Users\User\Documents\UnB\PG2\ ', , 0
79
80  !* DEFINIÇÃO DOS KEYPOINTS
81  CSYS,5,
82  K,1,0,0,0,
83  K,2,R_I-AUX,0
84  K,3,R_I,0,
85  K,4,R_I+R*(1-SIN(TETA)),R*COS(TETA)
86  K,5,R_E,R*COS(TETA)+((R_E-R_I)-R*(1-SIN(TETA)))*TAN(TETA)
87  K,6,R_E,H_E
88  K,7,0, ,H_E
89  K,100,R_I+R, ,
90  K,1000,R_I-AUX, ,R*COS(TETA)
91  CSYS,0,
92
93  !* DEFINIÇÃO DAS LINHAS
94
95  L,1,2
96  L,2,3
97  LARC,3,4,100,R
98  L,4,5
99  L,5,6
100 L,6,7
101 L,7,1
102 L,4,1000,
103 L,2,1000,
104
105 AL,1,9,8,4,5,6,7
106 AL,2,3,8,9
107 AGLUE, all
108
109 !* DEFINIÇÃO DA DISCRETIZAÇÃO DA MALHA
110

```



```

111 SMRT,2
112 MSHAPE,1,2D
113 MSHKEY,0
114 !LESIZE, NL1, SIZE, ANGSIZ, NDIV, SPACE, KFORC, LAYER1, LAYER2,
    KYNDIV
115 LESIZE,1,,,100,.1, !50
116 LESIZE,2,,,500,1/20, !250 !50
117 LESIZE,3,,,1,,,,
118 LESIZE,4,,,20,,
119 LESIZE,8,,,70,20,
120 LESIZE,9,,,30,,
121 LESIZE,5,,,50,,
122 LESIZE,6,,,20,,
123 LESIZE,7,,,50,,
124 *SET,esize , R/10
125 ALLSEL,ALL
126 AMESH,all ,
127
128 !***** DEFINIÇÃO DAS CARGAS APLICADAS NO CP *****
129
130 *SET,AREA ,(PI*R_E**2)
131 *SET,SIGMA_GROSS , FORCA_A/AREA !NEWTON
132
133
134 !***** APLICAÇÃO DAS CARGAS *****
135
136
137 !*****FORÇA AXIAL*****
138
139 LSEL,R,LOC,Y,H_E*0.9,H_E*1.1
140 *SET,COMPRES , SIGMA_GROSS
141 *SET,TRACAO , - SIGMA_GROSS
142 SFL,all ,PRES,TRACAO,
143 ALLSEL,ALL
144
145 !*****
146
147 LSEL,S,LOC,Y,0
148 DL,ALL, ,SYMM

```



```
149 ALLSEL, ALL
150
151 FINISH
152
153 /SOL
154
155 /STATUS, SOLU
156 ANTYPE, 0
157 NLGEOM, 1
158 EQSLV, PCG, 1E-15
159 *SET, PASSOS, 40
160 NSUBST, PASSOS, PASSOS+1, PASSOS-1
161 OUTRES, ERASE
162 OUTRES, ALL, ALL
163
164 TIME, 1
165
166 SOLVE
167
168 TIME, 2
169
170 !*****FORÇA AXIAL*****
171
172 LSEL, R, LOC, Y, H_E*0.9, H_E*1.1
173 SFL, all, PRES, 0,
174 ALLSEL, ALL
175
176 SOLVE
177
178 TIME, 3
179
180 !*****FORÇA AXIAL*****
181
182 LSEL, R, LOC, Y, H_E*0.9, H_E*1.1
183 SFL, all, PRES, COMPRES,
184 ALLSEL, ALL
185
186 SOLVE
187
```



```

188 TIME,4
189
190 !*****FORÇA  AXIAL*****
191
192 LSEL,R,LOC,Y,H_E*0.9,H_E*1.1
193 SFL,all,PRES,0,
194 ALLSEL,ALL
195
196 SOLVE
197
198 TIME,5
199
200 !*****FORÇA  AXIAL*****
201
202 LSEL,R,LOC,Y,H_E*0.9,H_E*1.1
203 SFL,all,PRES,TRACAO,
204 ALLSEL,ALL
205
206 SOLVE
207
208 TIME,6
209
210 !*****FORÇA  AXIAL*****
211
212 LSEL,R,LOC,Y,H_E*0.9,H_E*1.1
213 SFL,all,PRES,0,
214 ALLSEL,ALL
215
216 SOLVE
217
218 FINISH
219
220 /POST1
221
222 SET,,1,,1,,
223 PATH,PATH,2,30,2000,
224 PPATH,1,0,R_I,,0,
225 PPATH,2,0,R_I-0.7,,0,
226 AVPRIN,0,,

```



```
227
228 !*
229
230 PDEF, ,S,1,AVG
231 /PBC,PATH, ,0
232
233 !*
234
235 AVPRIN,0 , ,
236
237 !*
238
239 PDEF, ,S,2,AVG
240 /PBC,PATH, ,0
241
242 !*
243
244 AVPRIN,0 , ,
245
246 !*
247
248 PDEF, ,S,3,AVG
249 /PBC,PATH, ,0
250
251 !*
252
253 AVPRIN,0 , ,
254
255 !*
256
257 PDEF, ,EPTO,Y,AVG
258 /PBC,PATH, ,0
259
260 !*
261
262 AVPRIN,0 , ,
263
264 !*
265
```



```

266 PDEF, ,S,Y,AVG
267 /PBC,PATH, ,0
268
269 !*
270
271 AVPRIN,0 , ,
272
273 !*
274
275 PDEF, ,S,Z,AVG
276 /PBC,PATH, ,0
277
278 !*
279
280 PCALC,ADD,SOMA1,S1,S2,1,1, ,
281 PCALC,ADD,SOMA2,SOMA1,S3,1,1, ,
282 PCALC,DIV,FI1,SOMA2,SOMA2,1,
283 PCALC,MULT,TRES,FI1,FI1,3,
284 PCALC,DIV,S1M,SOMA2,TRES,1,
285 PCALC,DERI,dS1,S1,S,1,
286 PCALC,DIV,QUI,DS1,S1,1,
287 PCALC,EXP,ABSQUI,QUI, ,1,0,
288 PCALC,MULT,ABSQUIR,ABSQUI,S, ,
289 PCALC,ADD,FI2,FI1,ABSQUIR,1,-1, ,
290 PCALC,MULT,S1MFI2,S1M,FI2,1,
291 PCALC,MULT,EFI2,EPTOY,FI2,1,
292 PCALC,INTG,SIGMAFI1,S1M,S,invXeff,
293 PCALC,INTG,SIGMAFI2,S1MFI2,S,invXeff,
294 PCALC,INTG,EAFI1,EPTOY,S,invXeff,
295 PCALC,INTG,EAFI2,EFI2,S,invXeff,

```


APÊNDICE H – Código MATLAB para determinação de vida do CP de Al 7050-T7451 a partir do método SSFI modificado

```

1  clear all
2  close all
3  clc
4
5
6  % Propriedades do Al7050-T7451
7      E = 71.7*10^3; % Módulo de elasticidade [MPa]
8      mi = 0.33;
9
10 % Constantes para relação de Coffin-Manson
11     Sf_linha = 603; % [MPa]
12     Ef_linha = 0.05;
13     b = -0.06;
14     c = -0.5;
15
16 % Dados obtidos para x = Xeff
17
18 Epsilon_a_FI = 0.0026183; % Amplitude de deformação efetiva
19 S1m_FI = 103.02; % Tensão média efetiva [MPa]
20 Sy = 210.64; % Tensão na direção y [MPa]
21 Sz = 81.342; % Tensão na direção z [MPa]
22
23 % Cálculo da vida a partir da relação de Coffin-Manson
24
25 f = @(ciclos) Sf_linha/E * ciclos^b + Ef_linha*ciclos^c -
      Epsilon_a_FI;
26 ciclos_manson = fzero(f,150000000);
27 vida_manson = ciclos_manson/2
28
29 % Cálculo da vida a partir da relação modificada de Morrow
30

```



```
31 lambda = Sz/Sy;  
32  
33 A = ( Sf_linha/sqrt(1-lambda+lambda^2)) - S1m_FI;  
34 B = E/(1-mi*lambda);  
35 C = Ef_linha*((1-0.5*lambda)/sqrt(1-lambda+lambda^2));  
36  
37 f = @(ciclos) (A/B)*ciclos^b + C*ciclos^c - Epsilon_a_FI;  
38 ciclos_morrow = fzero(f,15000000);  
39 vida_morrow = ciclos_morrow/2
```


APÊNDICE I – Código MATLAB para cálculo da vida do CP de AI 7050-T7451 a partir da função potência

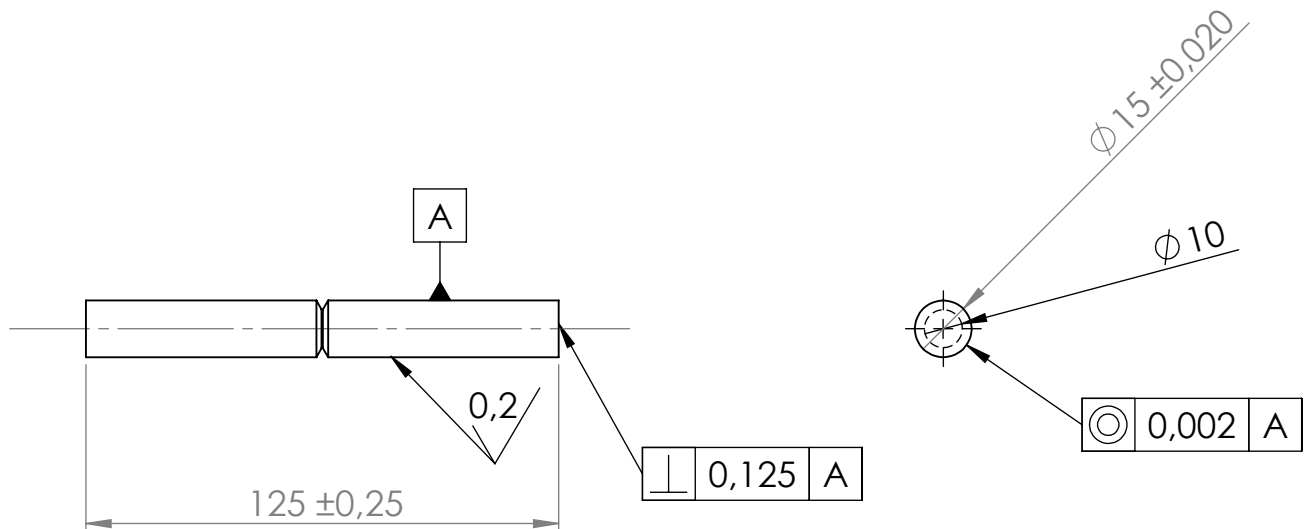
```

1  clear all
2  close all
3  clc
4
5  % Amplitudes de tensão nominais aplicadas
6  Sa1 = 75.83;
7  Sa2 = 60.88;
8  Sa3 = 46;
9  Sa4 = 35.7;
10 Sa6 = 24.05;
11
12 % Constantes do ajuste da curva Sa-N por uma função potência
13 A = 210.574;
14 b = -0.133;
15
16 % Cálculos de vida a partir da função potência
17
18 f = @(N1) A*N1^b - Sa1;
19 N1 = fzero(f,15000)
20
21 f = @(N2) A*N2^b - Sa2;
22 N2 = fzero(f,8000)
23
24 f = @(N3) A*N3^b - Sa3;
25 N3 = fzero(f,150000)
26
27 f = @(N4) A*N4^b - Sa4;
28 N4 = fzero(f,1500000)
29
30 f = @(N6) A*N6^b - Sa6;
31 N6 = fzero(f,15000000)

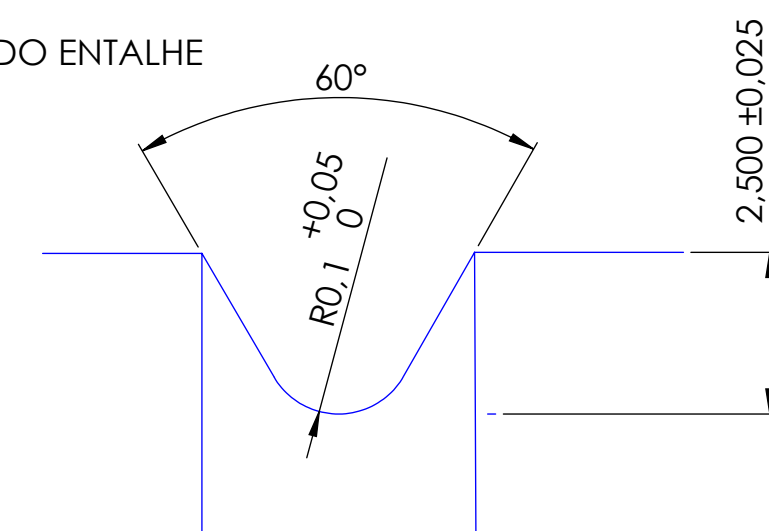
```


Anexos

ANEXO A – Desenho técnico do corpo de prova entalhado



DETALHE DO ENTALHE



SE NÃO ESPECIFICADO:
DIMENSÕES EM MILÍMETROS
ACABAM. SUPERFÍCIE:
TOLERÂNCIAS:
LINEAR:
ANGULAR:

ACABAMENTO:

RETIFICADO

DEBUR AND
BREAK SHARP
EDGES

NÃO MUDAR A ESCALA DO DESENHO

REVISÃO

6

DESENHO PARA EXECUÇÃO

TÍTULO:

CORPO DE PROVA COM ENTALHE
TIPO "V" E RAIOS DE 0,1 mm

DES. Nº

CP_03_2015

A4

ESCALA: 1:2

FOLHA 1 DE 1

DES.	NOME	ASSINATURA	DATA		
ENG	MARCUS SÁ				
VERIF.	PROF JORGE/ALEX				
APROV.					
MANUF.					
QUALID.					
				MATERIAL:	
				AL 7050 T7451	
				PESO:	