

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

**IMPLEMENTAÇÃO E AVALIAÇÃO DA METODOLOGIA
DEFORMAÇÃO-VIDA EM COMPONENTES ENTALHADOS**

Por,
Gabriel Queiroz Negrão

Brasília, 08 de Dezembro de 2014

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA

FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA

Faculdade de Tecnologia
Departamento de Engenharia Mecânica

IMPLEMENTAÇÃO E AVALIAÇÃO DA METODOLOGIA DEFORMAÇÃO-VIDA EM COMPONENTES ENTALHADOS

Gabriel Queiroz Negrão

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

APROVADA POR:

Prof. Fábio Comes de Castro, D.Sc. (ENM/UnB)
(Orientador)

Prof. Jorge Luiz de Almeida Ferreira, D.Sc. (ENM/UnB)
(Examinador Interno)

Prof. Francisco Evangelista Junior, D.Sc. (ENC/UnB)
(Examinador Externo)

Brasília/DF, 08 de Dezembro de 2014.

FICHA CATALOGRÁFICA

NEGRÃO, GABRIEL QUEIROZ

Implementação e avaliação da metodologia deformação-vida em componentes entalhados.

[Distrito Federal] 2014.

xii, 45 p., 210 x 297 mm (ENM/FT/UnB, Mestre, Ciências Mecânicas, 2014)

Dissertação de mestrado – Universidade de Brasília.

Faculdade de Tecnologia.

Departamento de Engenharia Mecânica.

1. Fadiga em entalhes

2. Metodologia deformação-vida

I. ENM/FT/UnB

II. ENM.DM-224/2014

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

NEGRÃO, G. Q., (2014) Implementação e avaliação da metodologia deformação-vida em componentes entalhados. Dissertação de mestrado. Publicação ENM.DM-224/2014, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, DF, 45p.

CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: Gabriel Queiroz Negrão.

TÍTULO: Implementação e avaliação da metodologia deformação-vida em componentes entalhados.

GRAU: Mestre

ANO: 2014

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

Gabriel Queiroz Negrão

Rua 36 Norte 3350 Bl. G Apto. 308

71919-180 Brasília - DF - Brasil

Dedicatória

Dedico o presente trabalho aos meus pais. Neste momento faço uma pequena retribuição por toda minha vida. Além deles, dedico a “todos os meus amigos e camaradinhos que me respeitam”. Obrigado a todos.

Gabriel Queiroz Negrão

Agradecimentos

Agradeço aos meus pais pela vida privilegiada, por sua dedicação incondicional, por sempre me apoiarem, pelos irmãos preciosos. Agradeço aos meus tios José Luis e Patrícia, que possibilitaram minha vinda à Brasília. Agradeço aos amigos verdadeiros que conquistei durante a vida. Agradeço finalmente a todos os professores e funcionários desta grande instituição – a Universidade de Brasília que me proporcionou mais uma grande realização na vida. Dedico um agradecimento especial ao meu orientador professor Dr. Fábio Comes de Castro, por sua paciência, dedicação e sua excelente orientação.

Gabriel Queiroz Negrão.

O objetivo deste trabalho é avaliar a metodologia deformação-vida no contexto de componentes entalhados submetidos a carregamentos de amplitude constante e variável. Esta metodologia baseia-se no método *rainflow* para identificação de ciclos de carregamento, nos métodos de Neuber ou de Molski-Glinka para estimativa das tensões e deformações na raiz do entalhe, nas relações de Morrow ou Smith-Watson-Topper para estimativa do dano à fadiga e na regra de acúmulo de dano de Palmgren-Miner para o cálculo do dano total produzido pelo carregamento. Um total de 101 ensaios de fadiga em componentes entalhados disponíveis na literatura, dos quais 53 realizados sob carregamento de amplitude constante e 48 sob carregamento de amplitude variável, foram utilizados para avaliar a metodologia. As melhores estimativas de vida foram obtidas combinando-se o método de Molski-Glinka com a relação de Morrow. Dentre as vidas estimadas para os ensaios sob carregamento de amplitude constante e variável, respectivamente 75% e 92% ficaram numa faixa de fator 3 no diagrama vida estimada vs. vida observada.

ABSTRACT

The aim of this work is to assess a strain-based fatigue life methodology, with particular attention to notched components subjected to constant and variable amplitude loadings. The methodology employs the rainflow method to count loading cycles, Neuber or Moslki-Glinka methods to estimate notch root stresses and strains, Morrow and Smith-Watson-Topper relations to estimate fatigue damage and the Palmgren-Miner rule to calculate the total damage caused by the loading history. In order to assess the methodology, 101 available fatigue tests on notched components (53 and 48 tests conducted on constant and variable amplitude loadings, respectively) were considered. The Molski-Glinka method combined with Morrow's relation produced the best life estimates. For the constant and variable amplitude loading datasets, 75% and 92% of the estimates were within a factor of 3 in fatigue life, respectively.

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	1
1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO	1
1.2 OBJETIVOS	3
1.3 LIMITAÇÕES DO TRABALHO	3
1.4 ESTRUTURA DO TRABALHO	3
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
2.1 COMPORTAMENTO TENSÃO-DEFORMAÇÃO CÍCLICO	5
2.2 CURVA DEFORMAÇÃO-VIDA	8
2.3 EFEITO DA TENSÃO MÉDIA	10
2.3.1 RELAÇÕES DE MORROW E SMITH-WATSON-TOPPER	11
2.4 ESTIMATIVA DE VIDA SOB CARREGAMENTO DE AMPLITUDE VARIÁVEL	11
2.5 MÉTODOS APROXIMADOS PARA CÁLCULO DE TENSÕES E DEFORMAÇÕES EM ENTALHES	16
2.5.1 MÉTODO DE NEUBER	16
2.5.2 MÉTODO DE MOLSKI E GLINKA	18
3 VALIDAÇÃO DA IMPLEMENTAÇÃO DA METODOLOGIA DEFORMAÇÃO-VIDA	21
3.1 CASO 1	21
3.2 CASO 2	23
3.3 CASO 3	24
4 AVALIAÇÃO DA METODOLOGIA DEFORMAÇÃO-VIDA	26
4.1 ENTALHES SOB CARREGAMENTO DE AMPLITUDE CONSTANTE	26
4.2 ENTALHES SOB CARREGAMENTO DE AMPLITUDE VARIÁVEL	29
5 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	32
5.1 CONCLUSÕES	32
5.2 RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	33
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	34
APÊNDICE A	36
DADOS DE FADIGA EM CORPOS ENTALHADOS SOB CARREGAMENTO DE AMPLITUDE CONSTANTE	36
A.1) CORPO DE PROVA 1 (CP1)	36
A.2) CORPO DE PROVA 2 (CP2)	37
A.3) CORPO DE PROVA 3 (CP3)	38
A.4) CORPO DE PROVA 4 (CP4)	39

A.5) CORPO DE PROVA 5 (CP5)	40
A.6) CORPO DE PROVA 6 (CP6)	41
APÊNDICE B	42
DADOS DE FADIGA EM CORPOS ENTALHADOS SOB CARREGAMENTO DE AMPLITUDE VARIÁVEL.....	42
B.1) AÇO MAN-TEN	42
B.2) AÇO RQC-100	44

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 - Exemplos de catástrofes devido à falha por fadiga: (a) aeronave Comet e (b) trem de alta velocidade ICE-884.	2
Figura 2.1 - (a) Corpo de prova submetido à deformação controlada. Curvas tensão-deformação de (b) cobre totalmente recozido, (c) parcialmente recozido e (d) laminado a frio, obtidas por Morrow (1965).....	6
Figura 2.2 - Representação esquemática de um laço de histerese estabilizado.	7
Figura 2.3 - Curva tensão-deformação cíclica.	8
Figura 2.4 - Curvas deformação-vida do aço SAE 1045. Dados experimentais obtidos por Leese e Morrow (1985). 10	
Figura 2.5 - (a) Deformação controlada com média não nula e (b) variação da tensão média ao longo do tempo. 10	
Figura 2.6 - Carregamento de amplitude variável complexo.....	12
Figura 2.7 - Carregamento de amplitude variável formado por trechos de amplitude constante.....	12
Figura 2.8 - Definição de um ciclo de carregamento pelo método de contagem de ciclos <i>rainflow</i>	13
Figura 2.9 - (a) História de deformação, (b) e (c) contagem de ciclos <i>rainflow</i> e (d) laços de histerese correspondentes aos ciclos identificados.....	14
Figura 2.10 - Exemplo de contagem de ciclos <i>rainflow</i> simplificada.	15
Figura 2.11 - (a) Componente entalhado sob carregamento monotônico e (b) variação dos fatores de concentração de tensão e deformação.....	17
Figura 2.12 - Interpretação gráfica do método de Molski-Glinka.	20
Figura 3.1 - Placa com furo sob força axial (a) e história de tensão nominal aplicada (b).....	21
Figura 3.2 - Estudo de caso 1: laços de histerese simulados.	22
Figura 3.3 - Placa com furo sob força axial (a) e história de tensão nominal aplicada (b).....	23
Figura 3.4 - Estudo de caso 2: laços de histerese simulados.	24
Figura 3.5 - Eixo entalhado sob flexão (a) e história de tensão nominal aplicada (b).....	25
Figura 3.6 - Estudo de caso 3: laços de histerese simulados.	25
Figura 4.1 - Vidas observadas e estimadas em entalhes sob carregamento de amplitude constante. Os quadrados em vermelho indicam os ensaios com carga média.	27
Figura 4.2 - Vidas observadas e estimadas em entalhes sob carregamento de amplitude 29	
Figura 4.3 - Vidas observadas e estimadas em entalhe “buraco de fechadura” sob carregamento de amplitude variável. 31	

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 - Estudo de caso 1: tensões e deformações na raiz do entalhe.	22
Tabela 3.2 - Estudo de caso 1: danos à fadiga por ciclo de carregamento.	23
Tabela 3.3 - Estudo de caso 2: tensões e deformações na raiz do entalhe.	24
Tabela 3.4 - Estudo de caso 3: tensões e deformações na raiz do entalhe.	25
Tabela 4.1 - Metodologias deformação-vida avaliadas neste trabalho.	26
Tabela 4.2 -Valores de K_t e K_f (segundo Peterson) dos corpos de prova 1 a 6.	28

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolos Latinos

b	Expoente de resistência à fadiga
c	Expoente de ductilidade à fadiga
D_b	Dano produzido pelo bloco
e	Deformação nominal
E	Módulo de Young
F	Força
H	Coefficiente de encruamento monotônico
H'	Coefficiente de encruamento cíclico
K_f	Fator de concentração à fadiga
K_t	Fator de concentração de tensão elástico
n	Expoente de encruamento monotônico
n'	Expoente de encruamento cíclico
N	Vida à fadiga
N_{bf}	Número de blocos para falha
N_i	Número de ciclos para iniciação de trinca
N_f	Número de ciclos para falha
R	Razão de carregamento
S	Tensão Nominal
W	Energia de deformação por unidade de volume

Símbolos Gregos

ε	Deformação
ε'_f	Coefficiente de ductilidade à fadiga
K_ε	Fator de concentração de deformação
K_σ	Fator de concentração de tensão
σ	Tensão
σ'_f	Coefficiente de resistência à fadiga
σ_0	Tensão de escoamento
σ_u	Limite de resistência à tração
Δ	Gama de uma quantidade

Subscritos

e	elástica
p	plástica
a	amplitude
m	média
max	máximo
min	mínimo

Siglas

ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
SAE	<i>Society of Automotive Engineers</i>
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>

1 INTRODUÇÃO

1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO

De acordo com a norma ASTM E206-72 (1979), o termo *fadiga* é definido como “um processo de degradação progressiva, localizada e permanente de um material submetido a flutuação de tensões e deformações que pode culminar no surgimento de trincas ou na fratura completa do componente ou estrutura”.

A prevenção de falhas por fadiga é parte fundamental no projeto de componentes e estruturas utilizados em diversas indústrias, pois ela pode causar grandes custos econômicos e perdas humanas. Por exemplo, um estudo realizado nos Estados Unidos estimou um custo de 119 bilhões de dólares (em torno de 4% do produto interno bruto) relacionado a falhas por fadiga em 1978 (Reed et al., 1983). Em relação a perdas humanas, pode-se mencionar os acidentes ocorridos após a Segunda Guerra Mundial nas aeronaves Comet (Fig. 1.1a) que resultaram na morte de muitas pessoas. Estes acidentes ocorreram devido a falhas por fadiga na fuselagem associados a ciclos de pressurização e despressurização da cabine (Withey, 1997). Pode mencionar ainda o acidente ocorrido em 1998 com o trem de alta velocidade ICE-884 que descarrilou na Alemanha em decorrência da fratura de uma das rodas, causando a morte de mais de cem pessoas (Fig. 1.1b). Concluiu-se que a fratura na roda ocorreu devido à propagação de uma trinca por fadiga (Esslinger, 2004).

O primeiro estudo sistemático de falhas por fadiga foi realizado por August Wöhler nas décadas de 1850 e 1860, motivado pela ocorrência de inúmeras falhas em eixos ferroviários. A partir deste estudo, Wöhler introduziu conceitos ainda hoje utilizados, tais como *curva S-N* e *limite de fadiga*, e concluiu que a carga média influencia a vida à fadiga. A abordagem introduzida por Wöhler é hoje conhecida como *metodologia tensão-vida*. Ela é geralmente aplicada para estimar a vida à fadiga de componentes e estruturas submetidos a um alto número de ciclos de carregamento (tipicamente maior que 10^3 ciclos) ou ainda para estimar o limite à fadiga. Ela baseia-se no uso de curvas *S-N*, em relações para correção do efeito da tensão média (e.g. a relação de Goodman), em fatores que quantificam o efeito de concentradores de tensão (e.g. fórmula de Peterson) e fatores empíricos para correções relacionadas ao acabamento superficial, tipo de carregamento, etc. Uma descrição bastante completa desta metodologia é apresentada por Dowling (2007).



Figura 1.1 - Exemplos de catástrofes devido à falha por fadiga: (a) aeronave Comet e (b) trem de alta velocidade ICE-884.

No final da década de 1950, surgiu uma metodologia mais sofisticada denominada *metodologia deformação-vida*, em resposta à necessidade de se analisar falhas por fadiga iniciadas em regiões com níveis de deformação plástica significativos e ocorridas após um pequeno número de ciclos de carregamento. A metodologia deformação-vida é hoje um conjunto de procedimentos e práticas bem consolidado (Wetzel, 1977) e bastante utilizado na indústria para estimar o número de ciclos de carregamento para iniciação de uma trinca. Esta metodologia baseia-se em (i) um método para estimar as tensões e deformações nos pontos críticos, (ii) um método de identificação de ciclos de carregamento, (iii) um modelo de estimativa do dano à fadiga produzido por cada ciclo de carregamento e (iv) uma regra de acúmulo de dano por fadiga.

1.2 OBJETIVOS

O objetivo geral deste trabalho é o estudo da metodologia deformação-vida como ferramenta para estimar a vida de componentes entalhados submetidos a carregamentos uniaxiais de amplitude constante e variável. Este estudo concentra-se na implementação e avaliação da metodologia deformação-vida por meio da comparação com dados experimentais.

Os objetivos específicos deste trabalho são:

- Implementar um código em linguagem MATLAB para análise de fadiga de componentes entalhados sob carregamento de amplitude variável de acordo com a metodologia deformação-vida. Este código é composto por: (i) método *rainflow* simplificado para identificar ciclos de carregamento, (ii) regras de Neuber e Molski-Glinka para estimar as tensões e deformações na raiz do entalhe, (iii) relações de Morrow e Smith-Watson-Topper para estimar o dano à fadiga e (iv) regra de acúmulo de dano de Palmgren-Miner para estimar o dano total produzido pelo carregamento
- Avaliar as estimativas de vida da metodologia deformação-vida por meio de comparações com dados experimentais disponíveis na literatura, obtidos em componentes entalhados sob carregamento de amplitude constante e variável.

1.3 LIMITAÇÕES DO TRABALHO

A avaliação da metodologia deformação-vida realizada neste trabalho limita-se, devido ao conjunto de dados experimentais coletados na literatura, a (i) entalhes com fator de concentração de tensão elástico não muito alto (entre 2 e 3) e (ii) componentes entalhados fabricados em aço. A implementação da metodologia deformação-vida limita-se a (i) carregamentos de amplitude variável formados por blocos de carregamento que se repetem ao longo tempo e a (ii) componentes submetidos a um único carregamento.

1.4 ESTRUTURA DO TRABALHO

A presente dissertação está organizada da seguinte forma: o Capítulo 2 apresenta uma revisão bibliográfica dos conceitos e procedimentos que compõem a metodologia deformação-vida. O Capítulo 3 apresenta a validação da metodologia deformação-vida implementada neste trabalho. No Capítulo 4 a metodologia deformação-vida é avaliada

considerando-se ensaios em componentes entalhados sob carregamentos de amplitude constante e variável. Por fim, o Capítulo 5 apresenta as conclusões e recomendações para trabalhos futuros.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

O objetivo deste capítulo é apresentar os principais conceitos, definições e procedimentos utilizados na metodologia de deformação-vida. As seções 2.1 e 2.2 tratam, respectivamente, do comportamento tensão-deformação e do comportamento à fadiga de materiais sob carregamento totalmente alternado. A seção 2.3 descreve o efeito da tensão média no comportamento à fadiga. O procedimento para estimativa de vida à fadiga sob carregamento de amplitude variável é apresentado na seção 2.4. Por fim, alguns métodos aproximados para o cálculo das tensões e deformações em componentes entalhados são descritos na seção 2.5. Uma apresentação mais detalhada da metodologia de deformação-vida pode ser encontrada em (Wetzel, 1977) e (Dowling, 2007).

2.1 COMPORTAMENTO TENSÃO-DEFORMAÇÃO CÍCLICO

O comportamento de um material submetido a um carregamento cíclico pode ser observado a partir da evolução das tensões e deformações que nele agem ao longo do tempo. Para estudar esse comportamento, Morrow (1965) realizou uma série de ensaios em corpos de prova de cobre com diferentes tratamentos térmicos (totalmente recozido, parcialmente recozido e laminado a frio) e submetidos à deformação uniaxial cíclica de amplitude constante (Fig. 2.1a).

As curvas tensão-deformação observadas por Morrow encontram-se reproduzidas nas Figs. 2.1b-d. Para o cobre totalmente recozido observou-se o comportamento denominado *endurecimento cíclico* (Fig. 2.1b) no qual, para manter o nível de deformação prescrito, a amplitude de tensão aumenta a cada reversão de carregamento até atingir um valor máximo após 1100 reversões do carregamento. A partir de então, o material para de endurecer e a amplitude de tensão se mantém constante nos ciclos subsequentes. Para o cobre laminado a frio observou-se um comportamento denominado *amolecimento cíclico* (Fig. 2.1d). A cada reversão de carregamento os níveis de tensão diminuíram até que, após 1232 reversões, as tensões estabilizaram com uma amplitude de tensão menor do que a inicial. O comportamento do cobre parcialmente recozido (Fig. 2.1c) possui características dos dois fenômenos descritos anteriormente e, por isso, é denominado *comportamento misto*. Até a 21ª reversão de carregamento a amplitude de tensão aumenta (endurecimento), então diminui (amolecimento) e, por fim, estabiliza com uma amplitude de tensão inferior à do primeiro ciclo.

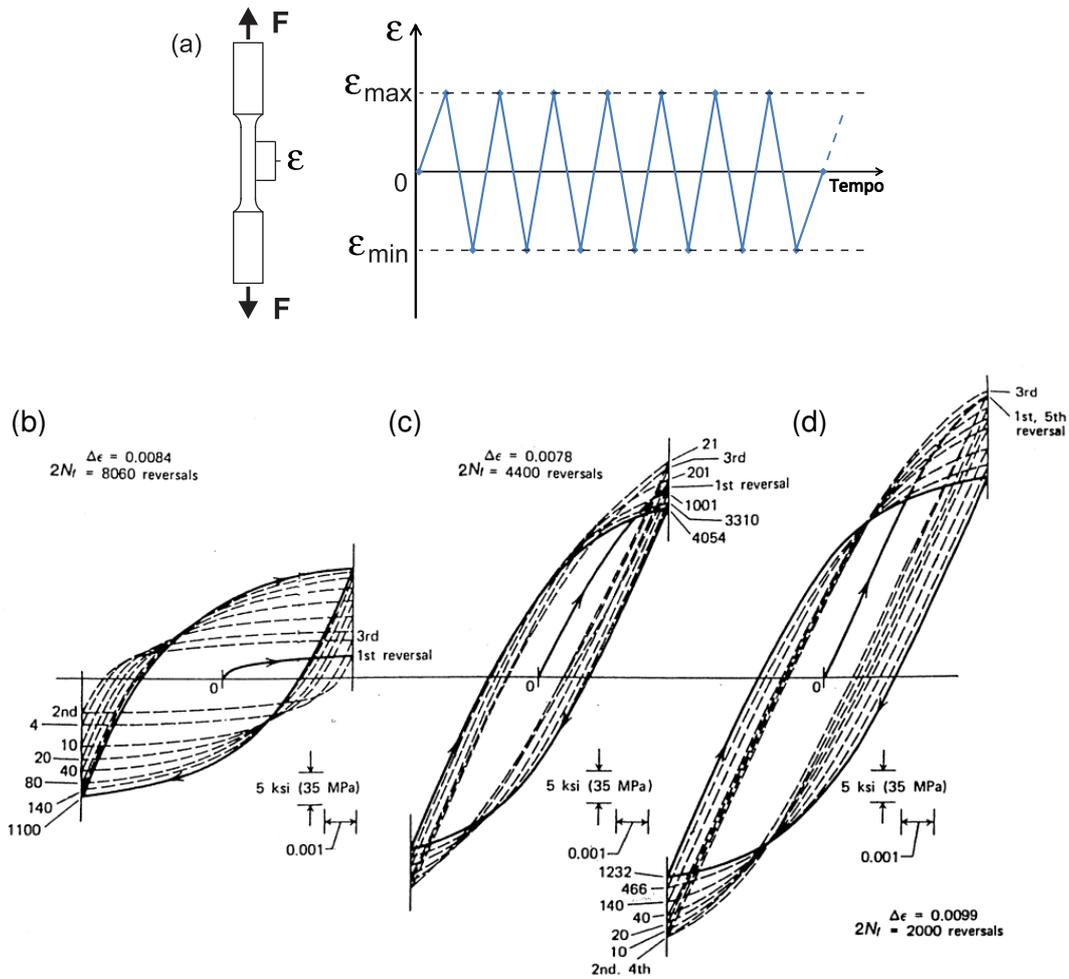


Figura 2.1 - (a) Corpo de prova submetido à deformação controlada. Curvas tensão-deformação de (b) cobre totalmente recozido, (c) parcialmente recozido e (d) laminado a frio, obtidas por Morrow (1965).

Como pode ser observado na Fig. 2.1, a resposta tensão-deformação de um material submetido à deformação cíclica a amplitude constante possui uma fase transiente, na qual os laços de tensão-deformação variam em função do número de ciclos, e uma fase estacionária ou estabilizada, na qual os laços de tensão-deformação permanecem inalterados. O laço de tensão-deformação correspondente à fase estabilizada é chamado *laço de histerese estabilizado*. Apresenta-se na Fig. 2.2 um desenho esquemático de um laço de histerese estabilizado e os principais parâmetros que o caracterizam. Observa-se que a gama de deformação total, $\Delta\varepsilon$, pode ser decomposta de forma aditiva da seguinte forma:

$$\Delta\varepsilon = \Delta\varepsilon_e + \Delta\varepsilon_p \quad (2.1)$$

onde $\Delta\varepsilon_e$ e $\Delta\varepsilon_p$ são as gamas de deformação elástica e plástica, respectivamente. Em termos de amplitudes de deformação, tem-se que

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{ea} + \varepsilon_{pa} \quad (2.2)$$

onde $\varepsilon_a = \Delta\varepsilon/2$, $\varepsilon_{ea} = \Delta\varepsilon_e/2$ e $\varepsilon_{pa} = \Delta\varepsilon_p/2$ são as amplitudes de deformação total, elástica e plástica, respectivamente. A amplitude de deformação elástica obedece à lei de Hooke, $\varepsilon_{ea} = \sigma_a/E$, onde $\sigma_a = \Delta\sigma/2$ é a amplitude de tensão e E é o módulo de Young.

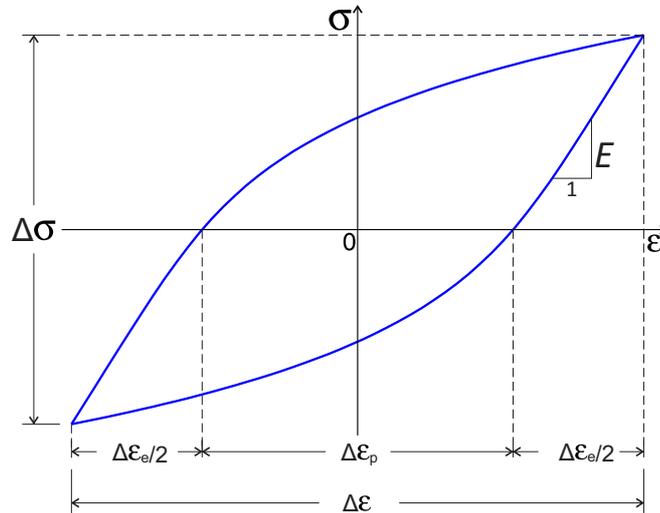


Figura 2.2 - Representação esquemática de um laço de histerese estabilizado.

Se diversos laços de histerese estabilizados forem produzidos, cada um associado a uma amplitude de deformação prescrita diferente, tem-se um conjunto de laços de histerese estabilizados de tamanhos distintos, conforme ilustra a Fig. 2.3. Colocando-se em um mesmo gráfico o ponto de cada laço correspondente à maior deformação (ponto superior à direita) obtém-se a curva denominada *curva tensão-deformação cíclica*.

Para determinar a expressão matemática da curva tensão-deformação cíclica, geralmente assume-se que a amplitude de tensão e a amplitude de deformação plástica estão relacionadas da seguinte forma:

$$\sigma_a = H' \varepsilon_{pa}^{n'} \quad (2.3)$$

onde H' e n' são parâmetros do material denominados coeficiente de encruamento cíclico e expoente de encruamento cíclico, respectivamente. A Eq. (2.3) aplica-se quando, em um gráfico log-log, as amplitudes de tensão e de deformação plástica correspondentes a diferentes laços de histerese podem ser descritas por uma relação linear. Substituindo a Eq. (2.3) e a lei de Hooke, $\varepsilon_{ea} = \sigma_a/E$, na Eq. (2.2) chega-se na relação que representa a curva tensão-deformação cíclica:

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma_a}{E} + \left(\frac{\sigma_a}{H'}\right)^{\frac{1}{n'}} \quad (2.4)$$

Esta relação é frequentemente chamada *relação de Ramberg-Osgood* por possuir a mesma forma da relação proposta por Ramberg e Osgood (1943) para descrição da curva tensão-deformação monotônica.

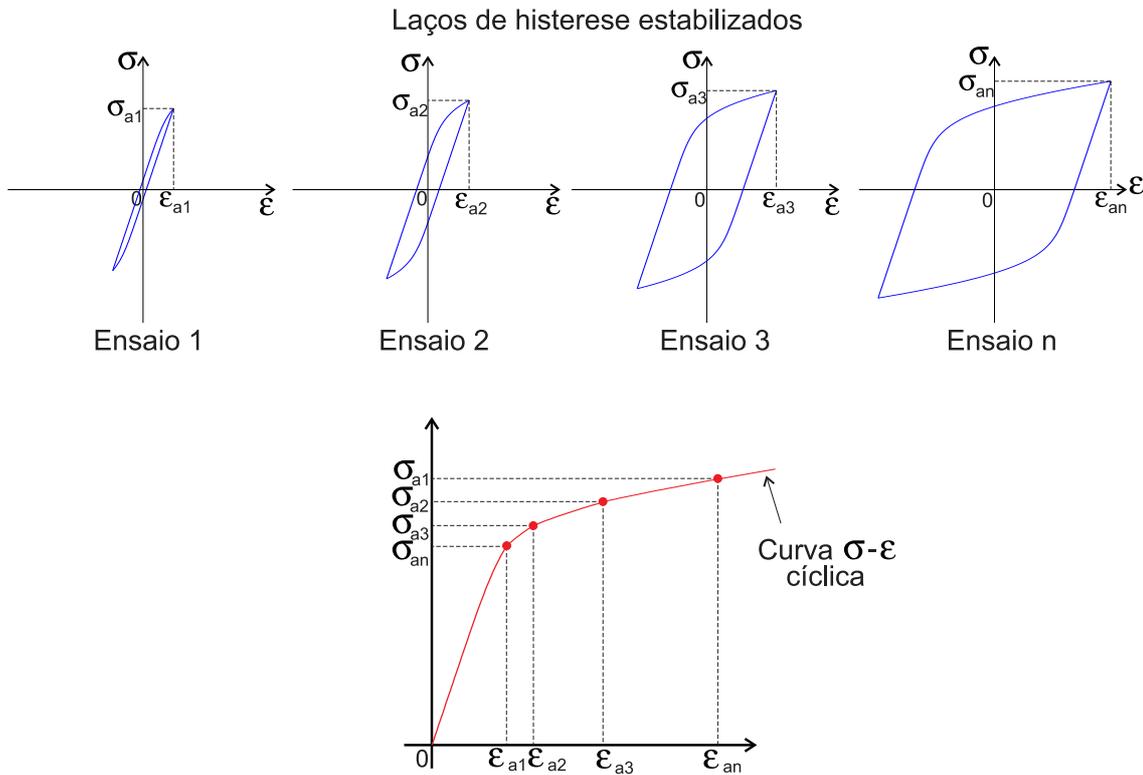


Figura 2.3 - Curva tensão-deformação cíclica.

2.2 CURVA DEFORMAÇÃO-VIDA

A *curva deformação-vida* representa a relação entre a amplitude de deformação total e o número de ciclos para falha. O ponto de partida para determinar a expressão matemática desta curva é a decomposição aditiva da amplitude de deformação total (ver seção 2.1) dada por

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{ea} + \varepsilon_{pa} = \frac{\sigma_a}{E} + \varepsilon_{pa} \quad (2.5)$$

Basquin (1910) propôs uma relação de potência entre a amplitude de tensão e o número de ciclos para falha expressa como

$$\sigma_a = \sigma_f' (2N_f)^b \quad (2.6)$$

onde σ'_f e b são o coeficiente e o expoente de resistência à fadiga, respectivamente, e N_f é o número de ciclos para falha.

Coffin (1954) e Manson (1952) propuseram, de forma independente, a seguinte relação de potência entre a amplitude de deformação plástica e o número de ciclos para falha:

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

onde ε'_f e c são o coeficiente e o expoente de ductilidade à fadiga, respectivamente. Por fim, substituindo as Eqs. (2.6) e (2.7) na Eq. (2.5), chega-se à seguinte expressão matemática para a curva deformação-vida:

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.8)$$

De acordo com a norma ASTM E606 (1980), os parâmetros da curva deformação-vida podem ser obtidos por meio das seguintes etapas:

1. Realização de um conjunto de ensaios de fadiga com deformação controlada, conduzidos sob diferentes níveis de amplitude de deformação ε_a . Para cada ensaio, medem-se o número de ciclos para falha e as amplitudes de tensão e de deformação plástica (σ_a e ε_{pa} , respectivamente) correspondentes ao laço de histerese estabilizado. Este laço deve ser obtido em torno da metade do número de ciclos para falha, para que ele seja representativo do comportamento tensão-deformação estabilizado.
2. Regressão linear em escala log-log da Eq. (2.6) para obtenção de σ'_f e b e regressão linear em escala log-log da Eq. (2.7) para obtenção de ε'_f e c .

Para ilustrar as curvas definidas pelas Eqs. (2.6)-(2.8), as mesmas são plotadas em um gráfico log-log na Fig. 2.4 considerando-se os dados experimentais obtidos por Leese e Morrow (1985) em um aço SAE 1045.

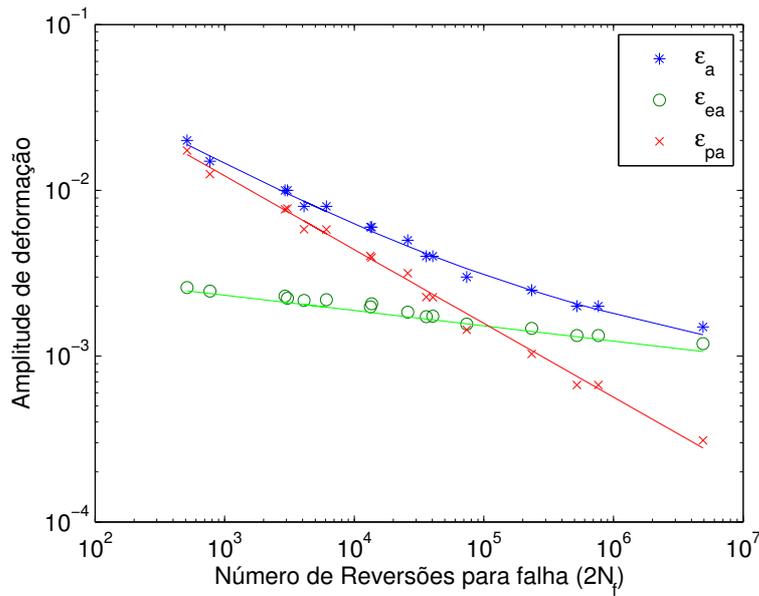


Figura 2.4 - Curvas deformação-vida do aço SAE 1045. Dados experimentais obtidos por Leese e Morrow (1985).

2.3 EFEITO DA TENSÃO MÉDIA

Considere um material submetido a uma história de deformação controlada, de amplitude constante e deformação média não nula, conforme ilustrado na Fig. 2.5a. A história de tensão resultante possui uma tensão média que varia a cada ciclo de carregamento (Fig. 2.5b). Esta tensão média pode diminuir gradualmente até zero ou pode estabilizar em um valor não nulo. Neste último caso, observa-se que a tensão média influencia a vida à fadiga. Por este motivo, várias relações têm sido desenvolvidas para quantificar o efeito da tensão média na vida à fadiga. Apresenta-se nesta seção duas das relações mais utilizadas.

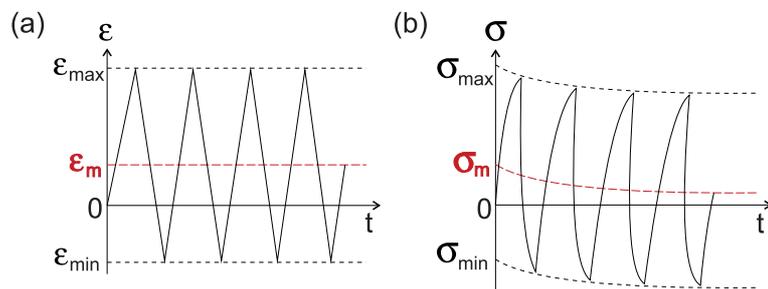


Figura 2.5 - (a) Deformação controlada com média não nula e (b) variação da tensão média ao longo do tempo.

2.3.1 RELAÇÕES DE MORROW E SMITH-WATSON-TOPPER

Morrow (1968) propôs que o efeito da tensão média, σ_m , pode ser quantificado modificando-se a parcela elástica da curva deformação-vida, conforme a relação a seguir:

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma_f' - \sigma_m}{E} (2N_f)^b + \varepsilon_f' (2N_f)^c \quad (2.9)$$

Segundo esta relação, a tensão média tem efeito significativo na vida à fadiga quando os níveis de deformação plástica são pequenos, e pouco efeito quando esses níveis são altos.

Smith, Watson e Topper (1970) propuseram a seguinte relação para quantificar o efeito da tensão média na vida à fadiga:

$$\sigma_{max} \varepsilon_a = \frac{(\sigma_f')^2}{E} (2N_f)^{2b} + \sigma_f' \varepsilon_f' (2N_f)^{b+c} \quad (2.10)$$

onde $\sigma_{max} = \sigma_a + \sigma_m$ é a tensão máxima. No caso da tensão máxima ser nula ou negativa, assume-se que o material não irá falhar.

Nos estudos realizados por Dowling (2007, 2009), a relação de Morrow apresentou estimativas de vida bastante satisfatórias para os aços investigados, entretanto seu uso não foi recomendado para ligas de alumínio. A relação de Smith, Watson e Topper apresentou estimativas de vida satisfatórias para todos os metais investigados. Para as ligas de alumínio as vidas estimadas foram bastante satisfatórias. Para os aços as vidas estimadas foram satisfatórias, embora as estimadas pela relação de Morrow tenham sido melhores.

2.4 ESTIMATIVA DE VIDA SOB CARREGAMENTO DE AMPLITUDE VARIÁVEL

Em condições reais de serviço, componentes e estruturas geralmente encontram-se submetidos a amplitudes de carregamento que variam de forma irregular, conforme ilustrado na Fig. 2.6. Como introdução ao cálculo da vida à fadiga sob carregamento de amplitude variável, considera-se primeiramente a análise de uma situação simples de carregamento de amplitude variável, como mostrada na Fig. 2.7. Inicialmente, aplica-se N_1 ciclos de carregamento de amplitude σ_{a1} . O dano produzido por esse carregamento pode ser definido como $D_1 = N_1/N_{f1}$, onde N_{f1} é o número de ciclos de carregamento de amplitude σ_{a1} necessários para falha do material. Aplica-se então N_2 ciclos de carregamento de amplitude σ_{a2} e o dano produzido é $D_2 = N_2/N_{f2}$. De forma similar, o dano produzido por N_i ciclos de

carregamento de amplitude σ_{ai} é $D_i = N_i/N_{fi}$. Segundo a regra de Palmgren-Miner (Palmgren, 1924; Miner, 1945) a falha do material ocorre quando a soma dos danos for igual a 1 ou 100%:

$$\sum_{i=1}^n D_i = \frac{N_1}{N_{f1}} + \frac{N_2}{N_{f2}} + \dots + \frac{N_n}{N_{fn}} = 1 \quad (2.11)$$

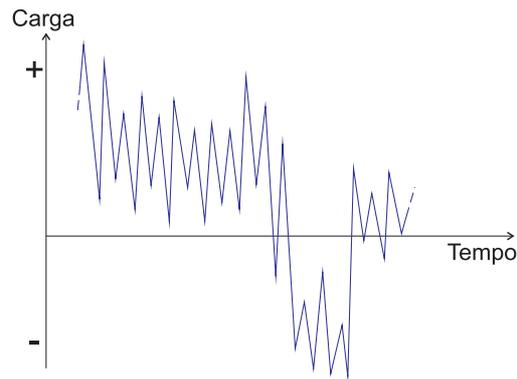


Figura 2.6 - Carregamento de amplitude variável complexo.

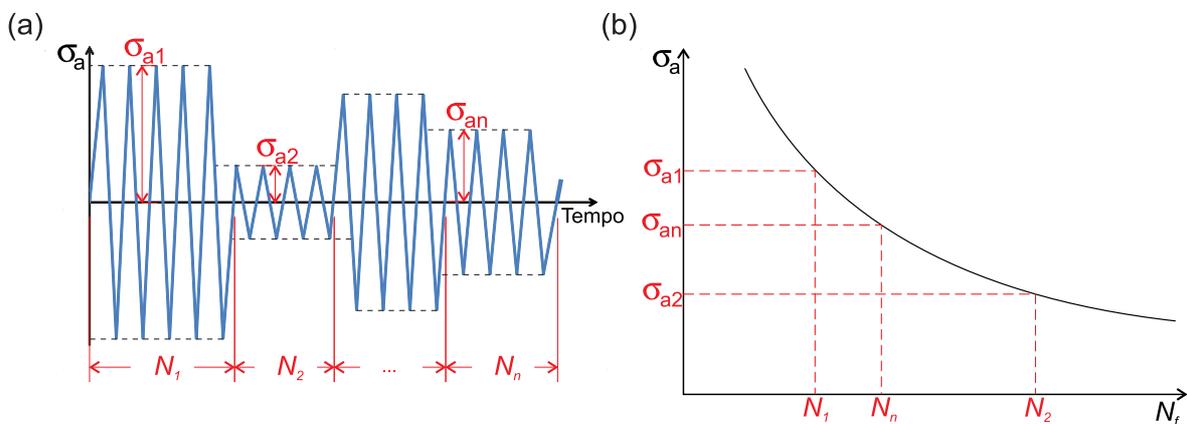


Figura 2.7 - Carregamento de amplitude variável formado por trechos de amplitude constante.

Quando o bloco de carregamento mostrado na Fig. 2.7 é aplicado de forma repetida, é conveniente definir o dano D_b produzido por um bloco de carregamento:

$$D_b = \sum_{i=1}^n D_i \quad (2.12)$$

A falha por fadiga ocorre quando o número de repetições do bloco, N_{bf} , multiplicado pelo dano produzido por um bloco iguala-se a um:

$$N_{bf}D_b = 1 \quad (2.13)$$

Cabe observar que uma das principais limitações da regra de Palmgren-Miner é que ela não considera o *efeito da sequência de carregamento*, ou seja, o dano produzido por um ciclo de carregamento é independente de quando ele ocorre na sequência de carregamento. Apesar desta limitação, a regra de Palmgren-Miner é bastante empregada devido à sua simplicidade. Além disso, as estimativas de vida de outras regras propostas na literatura não são muito melhores que as obtidas pela regra de Palmgren-Miner.

O dano produzido por um carregamento de amplitude variável complexo, como o ilustrado na Fig. 2.6, também pode ser calculado pela regra de Palmgren-Miner. Para isso, basta somar os danos produzidos por cada ciclo de carregamento. No entanto, não é óbvio como definir e extrair ciclos de carregamento. Dentre os inúmeros métodos de contagem de ciclos propostos na literatura, o método *rainflow* desenvolvido por Endo e colaboradores (Matsuishi e Endo, 1968) é reconhecido como o melhor. Segundo este método, um ciclo é contado se, na história de carregamento, uma combinação pico-vale-pico ou vale-pico-vale qualquer (I-J-K) é tal que a gama $X = |J - K|$ é maior ou igual a gama $Y = |J - I|$, conforme ilustrado na Fig. 2.8.

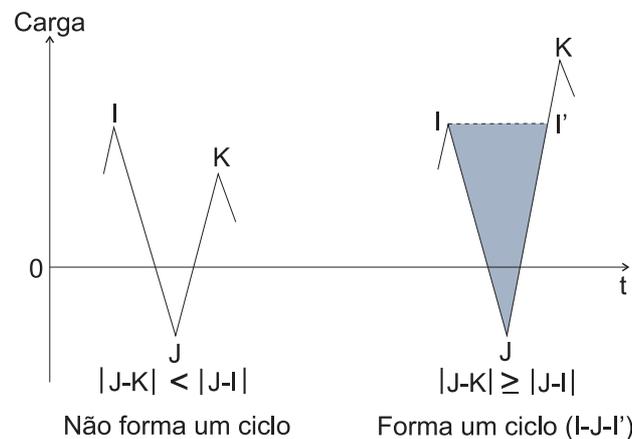


Figura 2.8 - Definição de um ciclo de carregamento pelo método de contagem de ciclos *rainflow*.

Uma característica fundamental que contribuiu para o sucesso do método *rainflow* é que cada ciclo identificado é associado a um laço de histerese. Para exemplificar esta característica, considera-se a história de deformação mostrada na Fig. 2.9a. A primeira combinação pico-vale-pico (A-B-C) não forma um ciclo, pois $|B - C|$ é menor que $|B - A|$. A

combinação seguinte (B-C-D) forma o ciclo mostrado na Fig. 2.9b, que é então extraído da história de deformação. A combinação restante (A-D-A) forma o ciclo mostrado na Fig. 2.9c. A curva tensão-deformação correspondente à história de deformação é apresentada na Fig. 2.9d. Observa-se que cada um dos ciclos identificados pelo método *rainflow* está associado a um laço de histerese.

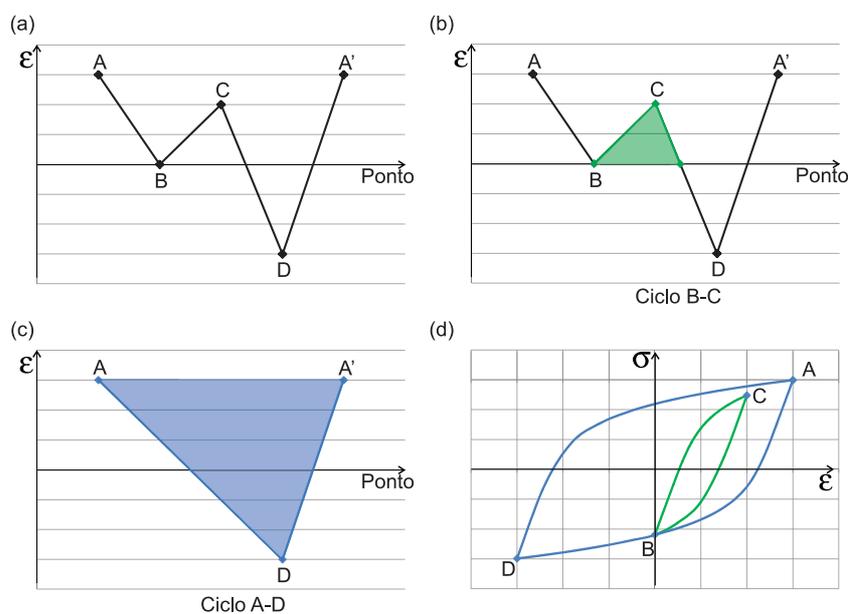


Figura 2.9 - (a) História de deformação, (b) e (c) contagem de ciclos *rainflow* e (d) laços de histerese correspondentes aos ciclos identificados.

Para histórias de carregamento longas é necessário um algoritmo para automatizar a contagem de ciclos *rainflow*. Uma descrição deste algoritmo é apresentada na norma ASTM E 1049-85 (1997). Quando uma determinada sequência (ou bloco) de carregamento é aplicada de forma repetida, pode-se empregar o algoritmo simplificado proposto por Downing e Socie (1982). Uma descrição deste algoritmo é apresentada a seguir.

1. Reordene a história de carregamento para começar do máximo pico ou do mínimo vale.
2. Leia o próximo pico ou vale. Se não houver pontos a serem lidos, FIM.
3. Se houver menos que três pontos, retorne ao Passo 2. Forme gamas X e Y usando os três picos e vales mais recentes que não foram descartados, sendo X a gama em questão e Y a gama anterior adjacente a X.
4. Compare os valores das gamas X e Y. Se $X < Y$, retorne ao Passo 2. Se $X \geq Y$, vá para Passo 5.
5. Conte a gama Y como um ciclo. Descarte o pico e vale de Y e retorne ao Passo 3.

Para ilustrar o algoritmo descrito acima, apresenta-se a seguir o passo a passo de sua aplicação para a história de carregamento mostrada na Fig. 2.10a. O primeiro passo consiste em rearranjar o carregamento para começar do maior pico, conforme mostrado na Fig. 2.10b. Os passos seguintes são listados a seguir:

1. $Y = |D - E|$; $X = |E - F|$; $X < Y$. Não conta-se um ciclo.
2. $Y = |E - F|$; $X = |F - G|$; $X > Y$. Conta-se $|E - F|$ como um ciclo e descartam-se os pontos E e F, conforme mostrado na Fig. 2.10c.
3. $Y = |D - G|$; $X = |G - H|$; $X < Y$. Não conta-se um ciclo.
4. $Y = |G - H|$; $X = |H - A|$; $X < Y$. Não conta-se um ciclo.
5. $Y = |H - A|$; $X = |A - B|$; $X < Y$. Não conta-se um ciclo.
6. $Y = |A - B|$; $X = |B - C|$; $X > Y$. Conta-se $|A - B|$ como um ciclo e descartam-se os pontos A e B, conforme mostrado na Fig. 2.10d.
7. $Y = |G - H|$; $X = |H - C|$; $X < Y$. Não conta-se um ciclo.
8. $Y = |H - C|$; $X = |C - D|$; $X > Y$. Conta-se $|H - C|$ como um ciclo e descartam-se os pontos H e C, conforme mostrado na Fig. 2.10e.
9. $Y = |D - G|$; $X = |G - D|$; $X > Y$. Conta-se $|D - G|$ como um ciclo e descartam-se os pontos D e G, conforme mostrado na Fig. 2.10f.
10. Fim da contagem. O resultado da contagem de ciclos é mostrado na tabela da Fig. 2.10.

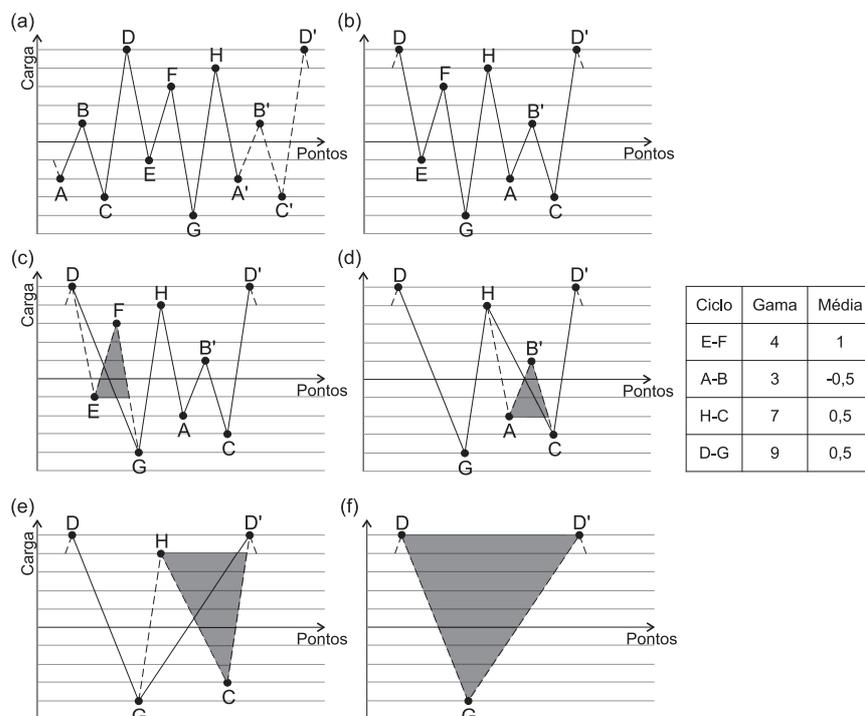


Figura 2.10 - Exemplo de contagem de ciclos *rainflow* simplificada.

2.5 MÉTODOS APROXIMADOS PARA CÁLCULO DE TENSÕES E DEFORMAÇÕES EM ENTALHES

A estimativa da vida à fadiga de componentes entalhados pela metodologia de formação-vida requer o conhecimento das tensões e deformações que atuam na raiz do entalhe. Estas tensões e deformações podem ser obtidas por meio de uma análise elasto-plástica por elementos finitos. Todavia, este procedimento pode demandar um tempo de processamento elevado, sobretudo quando o componente encontra-se submetido a histórias de carregamento longas. Por este motivo, *métodos aproximados* têm sido desenvolvidos no sentido de diminuir o custo computacional. Nestes métodos, as tensões e deformações na raiz do entalhe são estimadas a partir das tensões e deformações obtidas por meio de uma análise elástica. Apresenta-se a seguir os métodos de Neuber (1961) e Molski-Glinka (1981).

2.5.1 MÉTODO DE NEUBER

Como introdução ao uso do método de Neuber, considera-se inicialmente a análise das tensões e deformações em um componente submetido a carregamento uniaxial e monotônico. Em seguida, a análise é estendida para carregamentos cíclicos, conforme proposto por Topper et al. (1969).

Considere um componente entalhado sob carregamento monotônico, como ilustrado na Fig. 2.11a. Denota-se σ a tensão e ε a deformação na raiz do entalhe. Enquanto σ for inferior à tensão de escoamento, σ_0 , a seguinte relação é válida:

$$K_t = \frac{\sigma}{S} = \frac{\varepsilon}{e} \quad (2.14)$$

onde K_t é o *fator de concentração de tensão elástico*, S é a tensão nominal e e é a deformação nominal definida como a deformação correspondente a S na curva tensão-deformação. Conforme ilustrado na Fig. 2.11b, após o escoamento do material, o nível de concentração de tensão tende a diminuir, enquanto o nível de concentração de deformação tende a aumentar. É necessário, portanto, distinguir fatores de concentração para tensão e deformação, conforme a seguir:

$$K_\sigma = \frac{\sigma}{S}, \quad K_\varepsilon = \frac{\varepsilon}{e} \quad (2.15)$$

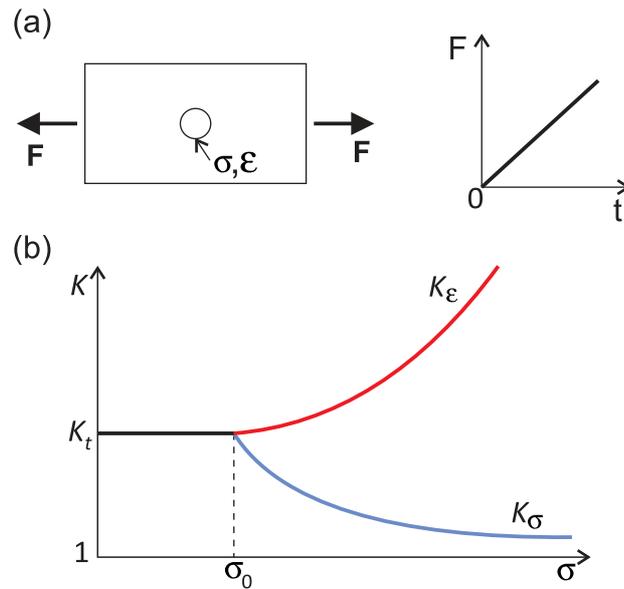


Figura 2.11 - (a) Componente entalhado sob carregamento monotônico e (b) variação dos fatores de concentração de tensão e deformação.

O método de Neuber (1961) estabelece que o fator de concentração tensão elástico é igual a média geométrica dos fatores de concentração de tensão e deformação:

$$K_t = \sqrt{K_\sigma K_\epsilon} \quad (2.16)$$

Substituindo (2.15) em (2.16) e assumindo-se que o comportamento nominal é elástico, i.e. $S = Ee$, obtém-se a relação

$$\sigma_\epsilon = \frac{(K_t S)^2}{E} \quad (2.17)$$

As tensões e deformações na raiz do entalhe devem ainda obedecer a relação tensão-deformação do material. Por exemplo, para a relação de Ramberg-Osgood, tem-se que

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{H}\right)^{1/n} \quad (2.18)$$

onde H e n são parâmetros do material. A solução do sistema de equações (2.17) e (2.18) fornece a tensão e deformação na raiz do entalhe. De fato, substituindo-se (2.18) em (2.17) obtém-se a equação não-linear

$$\frac{\sigma^2}{E} + \sigma \left(\frac{\sigma}{H}\right)^{1/n} = \frac{(K_t S)^2}{E} \quad (2.19)$$

cuja solução é a tensão na raiz do entalhe. Uma vez encontrada esta tensão, basta substituí-la na relação tensão-deformação, Eq. (2.18), para se obter a deformação na raiz do entalhe.

Tendo em vista aplicações envolvendo entalhes sob carregamento cíclico, Topper et al. (1969) propuseram a seguinte modificação da regra de Neuber:

$$K_f = \sqrt{K_\sigma K_\varepsilon} \quad (2.20)$$

onde K_f é o fator de concentração de tensão à fadiga, enquanto K_σ e K_ε são fatores de concentração de tensão e deformação cíclicos definidos como

$$K_\sigma = \frac{\Delta\sigma}{\Delta S}, \quad K_\varepsilon = \frac{\Delta\varepsilon}{\Delta e} \quad (2.21)$$

onde o símbolo Δ denota a gama de uma quantidade. Cabe observar que o uso de K_t ao invés de K_f na Eq. (2.19) é algumas vezes utilizado. Substituindo (2.21) em (2.20) e assumindo-se que o comportamento nominal é elástico, i.e. $\Delta S = E\Delta e$, obtém-se a relação

$$\Delta\sigma\Delta\varepsilon = \frac{(K_f\Delta S)^2}{E} \quad (2.22)$$

Considerando-se que as variações de tensão e deformação na raiz do entalhe obedecem a regra de Masing (1926), tem-se que

$$\Delta\varepsilon = \frac{\Delta\sigma}{E} + 2 \left(\frac{\Delta\sigma}{2H'} \right)^{1/n'} \quad (2.23)$$

Resolvendo-se o sistema de equações (2.22) e (2.23) tem-se as gamas de tensão e deformação na raiz do entalhe. De fato, substituindo-se (2.23) em (2.22) obtém-se a equação não-linear

$$\frac{\Delta\sigma^2}{E} + 2\Delta\sigma \left(\frac{\Delta\sigma}{2H'} \right)^{1/n'} = \frac{(K_f\Delta S)^2}{E} \quad (2.24)$$

cuja solução é a gama de tensão na raiz do entalhe. Uma vez encontrada esta gama de tensão, basta inseri-la na Eq. (2.23) para se obter a gama de deformação.

2.5.2 MÉTODO DE MOLSKI E GLINKA

Para introduzir o método proposto por Molski e Glinka (1981), considera-se inicialmente um componente entalhado submetido a carregamento monotônico. Em seguida, o método é apresentado no contexto de carregamentos cíclicos.

A energia de deformação específica (i.e. por unidade de volume) acumulada ao longo de um processo elasto-plástico na raiz do entalhe é definida como

$$W_p = \int_0^\varepsilon \sigma d\varepsilon \quad (2.25)$$

Esta quantidade corresponde a área abaixo da curva tensão-deformação do material, conforme ilustrado na Fig. 2.12. A energia de deformação elástica específica acumulada ao longo de um processo (fictício) puramente elástico pode ser definida como

$$W_e = \int_0^{\varepsilon_e} \sigma_e d\varepsilon_e \quad (2.26)$$

onde σ_e e ε_e denotam, respectivamente, a tensão e a deformação na raiz do entalhe obtidas por uma análise elástica. Quando o comportamento elástico é linear, a quantidade (2.26) corresponde a área abaixo da curva tensão-deformação elástica (lei de Hooke), conforme ilustrado na Fig. 2.12.

O método de Molski e Glinka (1981) baseia-se na hipótese que

$$W_e = W_p \quad (2.27)$$

quando a zona de deformação plástica na vizinhança do entalhe é pequena. Ao longo de um processo elástico $\sigma_e = E\varepsilon_e$ e $\sigma_e = K_t S$. Substituindo-se estas relações em (2.26), chega-se na seguinte fórmula para a energia de deformação elástica específica:

$$W_e = \frac{(K_t S)^2}{2E} \quad (2.28)$$

Para se obter a expressão da energia de deformação específica, correspondente a um processo elasto-plástico, note que

$$W_p = \int_0^\varepsilon \sigma d\varepsilon = \sigma\varepsilon - \int_0^\sigma \varepsilon d\sigma \quad (2.29)$$

Substituindo-se a relação de Ramberg-Osgood, Eq. (2.18), em (2.29) conclui-se que

$$W_p = \frac{\sigma^2}{2E} + \frac{\sigma}{1+n} \left(\frac{\sigma}{H}\right)^{1/n} \quad (2.30)$$

Igualando-se as Eqs. (2.28) e (2.30) chega-se na equação não-linear

$$\frac{\sigma^2}{E} + \frac{2\sigma}{1+n} \left(\frac{\sigma}{H}\right)^{1/n} = \frac{(K_t S)^2}{E} \quad (2.31)$$

cuja solução é a tensão na raiz do entalhe. Uma vez encontrada esta tensão, basta substituí-la na Eq. (2.18) para se obter a deformação na raiz do entalhe.

No caso de carregamentos cíclicos, as quantidades σ , ε e S devem ser substituídas pelas gamas $\Delta\sigma$, $\Delta\varepsilon$ e ΔS e a relação tensão-deformação monotônica deve ser substituída pela relação de Masing, Eq. (2.23). Este procedimento conduz à equação não-linear

$$\frac{\Delta\sigma^2}{E} + \frac{4\Delta\sigma}{1+n'} \left(\frac{\Delta\sigma}{2H'} \right)^{1/n'} = \frac{(K_t \Delta S)^2}{E} \quad (2.24)$$

cuja solução é a gama de tensão na raiz do entalhe. Uma vez encontrada esta gama de tensão, basta inseri-la na relação de Masing para se obter a gama de deformação.

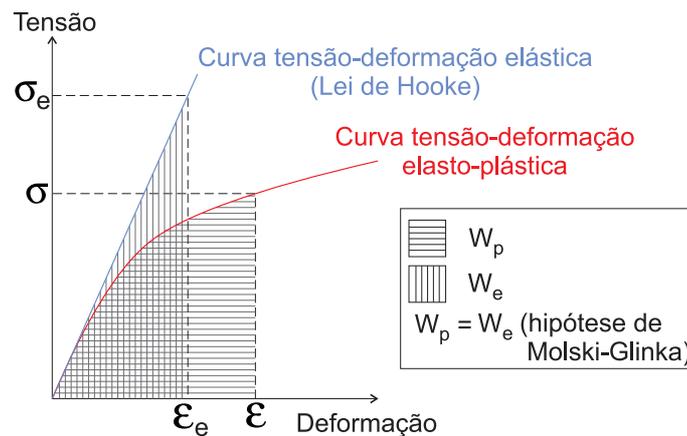


Figura 2.12 - Interpretação gráfica do método de Molski-Glinka.

3 VALIDAÇÃO DA IMPLEMENTAÇÃO DA METODOLOGIA DEFORMAÇÃO-VIDA

A metodologia deformação-vida descrita no Capítulo 2 foi implementada em um código escrito em linguagem MATLAB. Este capítulo tem o objetivo de validar o código implementado. Para isso, as tensões e deformações na raiz do entalhe, bem como o número de blocos de carregamento para falha calculados pelo código foram comparados com valores relatados na literatura para componentes entalhados sob carregamento de amplitude variável.

3.1 CASO 1

O primeiro exemplo utilizado para validação do código foi retirado do livro de Lee et al. (2005). A configuração estudada consiste em uma placa com furo central submetida a uma força axial F , conforme mostrado na Fig. 3.1a.

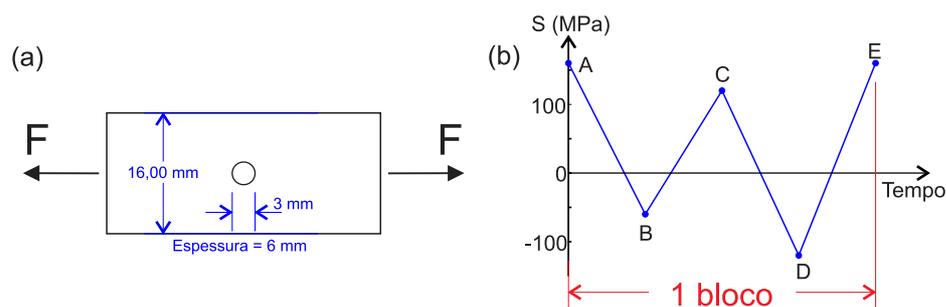


Figura 3.1 - Placa com furo sob força axial (a) e história de tensão nominal aplicada (b).

A história de tensão nominal é formada pela repetição do bloco de carregamento ilustrado na Fig. 3.1b. A tensão nominal foi definida como $S = F/A$, onde A é a área da seção transversal reduzida. A placa é fabricada em aço SAE 1005 cujas propriedades mecânicas são: $E = 207000$ MPa, $K' = 1240$ MPa, $n' = 0,27$, $\sigma'_f = 886$ MPa, $b = -0,14$, $\epsilon'_f = 0,28$ e $c = -0,5$. O fator de concentração de tensão elástico fornecido é $K_t = 2,53$, e o fator de concentração à fadiga do entalhe, segundo a fórmula de Peterson, é $K_f = 1,99$.

A Tabela 3.1 compara as tensões e deformações na raiz do entalhe obtidas por Lee e neste trabalho, calculadas com base na Eq. (2.20). A Figura 3.2 apresenta os laços de histerese simulados no presente trabalho.

Para estimar o dano produzido por cada ciclo de carregamento utilizou-se a relação de Smith-Watson-Topper. A Tabela 3.2 apresenta uma comparação entre os danos à fadiga relatados por Lee et al. (2005) e os obtidos neste trabalho.

Tabela 3.1 - Estudo de caso 1: tensões e deformações na raiz do entalhe.

Ponto	S (MPa)	Lee		Presente trabalho		Diferença percentual	
		σ (MPa)	ε	σ (MPa)	ε	DP_{σ} (%)	DP_{ε} (%)
A	160	208,2	0,002353	208,2	0,002353	0,00	0,00
B	-60	-124,5	-0,000430	-124,6	-0,000430	-0,08	0,00
C	120	166,9	0,001697	166,8	0,001697	0,06	0,00
D	-120	-177,3	-0,001537	-177,4	-0,001537	-0,06	0,00
E	160	208,2	0,002353	208,2	0,002353	0,00	0,00

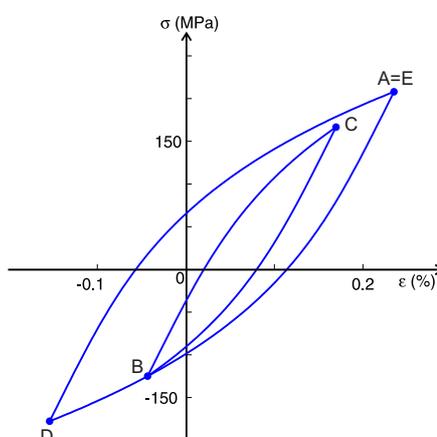


Figura 3.2 - Estudo de caso 1: laços de histerese simulados.

O número de blocos para falha relatado por Lee et al. (2005) é $N_{bf} = 1/\sum D_i = 26100$ blocos, que obteve este resultado aplicando o método de Newton-Raphson à Eq. (2.10). O número de blocos para falha calculado neste trabalho é $N_{bf} = 1/\sum D_i = 24051$ blocos. Este resultado foi obtido aplicando-se o método da bisseção à mesma equação. A diferença percentual entre o número de bloco para falha calculado por Lee et al. e no presente trabalho é de -8,5%. Esta diferença pode estar relacionada aos critérios de parada adotados por Lee et al. e no presente trabalho. Infelizmente, uma análise mais detalhada sobre o motivo da existência desta diferença não foi possível, pois o critério de parada adotado por Lee et al. não foi informado.

Tabela 3.2 - Estudo de caso 1: danos à fadiga por ciclo de carregamento.

Ciclo	N_i	Lee		Presente trabalho	
		N_{fi}	D_i	N_{fi}	D_i
B-C	1	189346	$0,53 \cdot 10^{-5}$	173011	$0,58 \cdot 10^{-5}$
A-D	1	30273	$3,30 \cdot 10^{-5}$	27933	$3,58 \cdot 10^{-5}$
		ΣD_i	$3,83 \cdot 10^{-5}$		$4,16 \cdot 10^{-5}$
		N_{bf}	26100		24051

3.2 CASO 2

Este estudo de caso baseia-se na análise de uma placa com furo sob carregamento axial, conforme apresentado no livro de Dowling (2007). A Figura 3.3a ilustra a geometria da placa e o carregamento aplicado, enquanto a Fig.3.3b apresenta a história de tensão nominal aplicada.

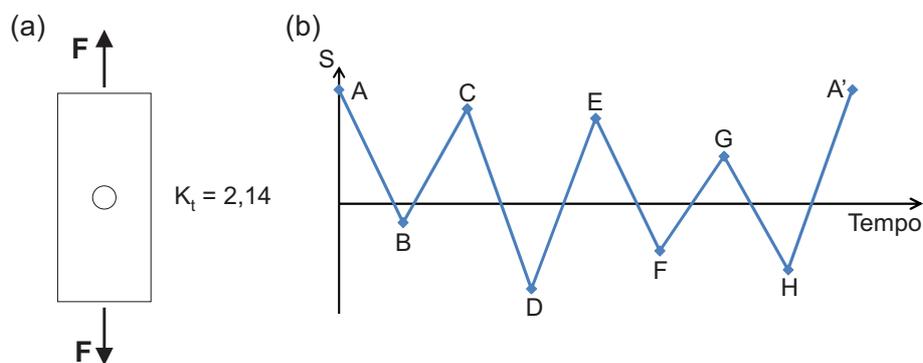


Figura 3.3 - Placa com furo sob força axial (a) e história de tensão nominal aplicada (b).

O material da placa é uma liga de alumínio 2024-T351 com as seguintes propriedades: $E = 73100$ MPa, $H' = 662$ MPa, $n' = 0,070$, $\sigma_f' = 927$ MPa, $b = -0,113$, $\epsilon_f' = 0,409$ e $c = -0,713$ e $K_t = 2,40$. A Tabela 3.3 compara as tensões e deformações na raiz do entalhe calculadas neste trabalho com aquelas relatadas por Dowling. Em ambas as simulações, as tensões e deformações foram calculadas com base na Eq. (2.20), porém utilizou-se K_t ao invés de K_f . A Figura 3.4 mostra os laços de histerese simulados.

Tabela 3.3 - Estudo de caso 2: tensões e deformações na raiz do entalhe.

Ponto	S (Mpa)	Dowling		Presente Trabalho		Diferença Percentual	
		σ (MPa)	ε	σ (MPa)	ε	DP_{σ} (%)	DP_{ε} (%)
A	414	503,3	0,026830	503,3	0,026832	0,0	0,0
B	-69	-397,0	0,006420	-397,0	0,006415	0,0	-0,1
C	345	460,3	0,022170	460,3	0,022168	0,0	0,0
D	-310	-480,0	-0,01517	-480,0	-0,015170	0,0	0,0
E	310	474,5	0,016560	474,5	0,016561	0,0	0,0
F	-172	-425,3	-0,003780	-425,3	-0,003783	0,0	0,1
G	172	359,6	0,008100	359,6	0,008096	0,0	0,0
H	-241	-456,0	-0,009150	-456,0	-0,009147	0,0	0,0

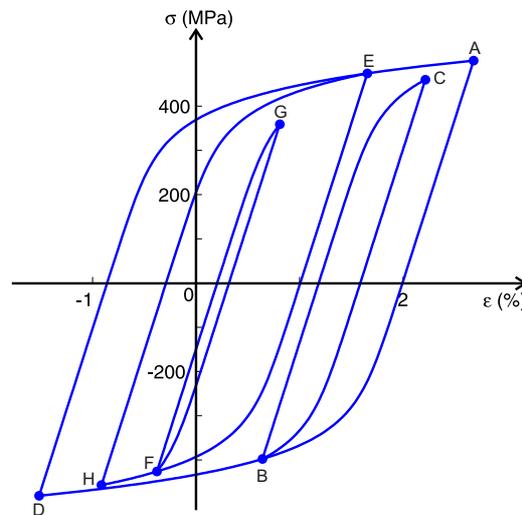


Figura 3.4 - Estudo de caso 2: laços de histerese simulados.

3.3 CASO 3

Este estudo de caso foi retirado do livro do Dowling (2007) e considera um eixo entalhado sob flexão, conforme ilustrado na Fig. 3.5a. A história de tensão nominal aplicada é mostrada na Fig. 3.5b. O eixo é fabricado em aço SAE 1045 com as seguintes propriedades mecânicas: $E = 202000$ MPa, $H' = 1258$ MPa, $n' = 0,208$, $\sigma'_f = 948$ MPa, $b = -0,092$, $\varepsilon'_f = 0,260$ e $c = -0,445$. O fator de concentração de tensão do entalhe é $K_t = 3,0$.

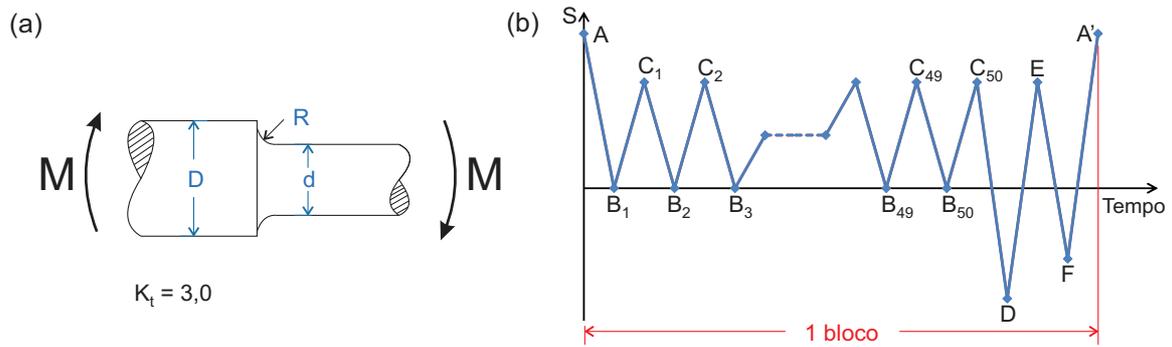


Figura 3.5 - Eixo entalhado sob flexão (a) e história de tensão nominal aplicada (b).

A Tabela 3.4 compara as tensões e deformações relatadas por Dowling e as calculadas neste trabalho, todas obtidas por meio do método de Neuber. A Figura 3.6 apresenta os laços de histerese simulados.

Tabela 3.4 - Estudo de caso 3: tensões e deformações na raiz do entalhe.

Ponto	S (MPa)	Dowling		Presente Trabalho		Diferença percentual	
		σ (MPa)	ϵ	σ (MPa)	ϵ	DP_{σ} (%)	DP_{ϵ} (%)
A	350	474,0	0,011513	474,0	0,011513	0,0	0,0
B	0	-227,4	0,003733	-227,4	0,003733	0,0	0,0
C	240	346,1	0,008208	346,1	0,008208	0,0	0,0
D	-250	-416,9	-0,006490	-416,9	-0,006490	0,0	0,0
E	240	401,3	0,006585	401,3	0,006585	0,0	0,0
F	-160	-346,0	-0,002954	-346,0	-0,002954	0,0	0,0

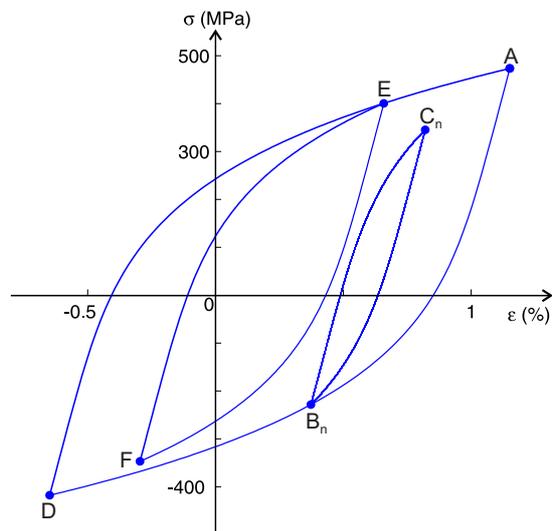


Figura 3.6 - Estudo de caso 3: laços de histerese simulados.

4 AVALIAÇÃO DA METODOLOGIA DEFORMAÇÃO-VIDA

A primeira seção deste capítulo apresenta uma avaliação das estimativas de vida da metodologia deformação-vida no contexto de componentes entalhados sob carregamento de amplitude constante. A avaliação da metodologia no contexto de carregamentos de amplitude variável é apresentada na segunda seção.

4.1 ENTALHES SOB CARREGAMENTO DE AMPLITUDE CONSTANTE

O objetivo desta seção é avaliar as vidas estimadas pela metodologia deformação-vida no contexto de componentes entalhados sob carregamento de amplitude constante. Para isso, coletou-se na literatura 53 ensaios de fadiga envolvendo diferentes geometrias de entalhe, materiais e carregamentos. O fator de concentração de tensão dos entalhes variou entre 2,16 e 3,0. As vidas observadas utilizadas na presente avaliação correspondem ao número de ciclos para iniciação de uma trinca visível. O tamanho da trinca visível foi definido como 0,51 ou 2,5 mm dependendo do estudo realizado. As vidas observadas encontram-se dentro da faixa de 17 até $1,8 \times 10^6$ ciclos para falha. Cabe observar que apenas três dos ensaios analisados foram realizados com carga média. Uma descrição detalhada dos dados experimentais encontra-se no Apêndice A.

Quatro metodologias deformação-vida foram empregadas para estimar a vida à fadiga, conforme apresentado na Tabela 4.1. A Figura 4.1 apresenta diagramas vida observada vs. vida estimada correspondentes a cada uma das metodologias investigadas. A linha diagonal contínua indica a perfeita concordância entre vidas observadas e estimadas. As linhas diagonais tracejadas delimitam uma faixa na qual a razão entre as vidas estimadas e observadas varia entre 1/3 e 3.

Tabela 4.1 - Metodologias deformação-vida avaliadas neste trabalho.

Metodologia deformação-vida	Método para estimativa das tensões e deformações locais	Método para estimativa de vida à fadiga
1	Neuber	Morrow
2	Neuber	SWT
3	Molski-Glinka	Morrow
4	Molski-Glinka	SWT

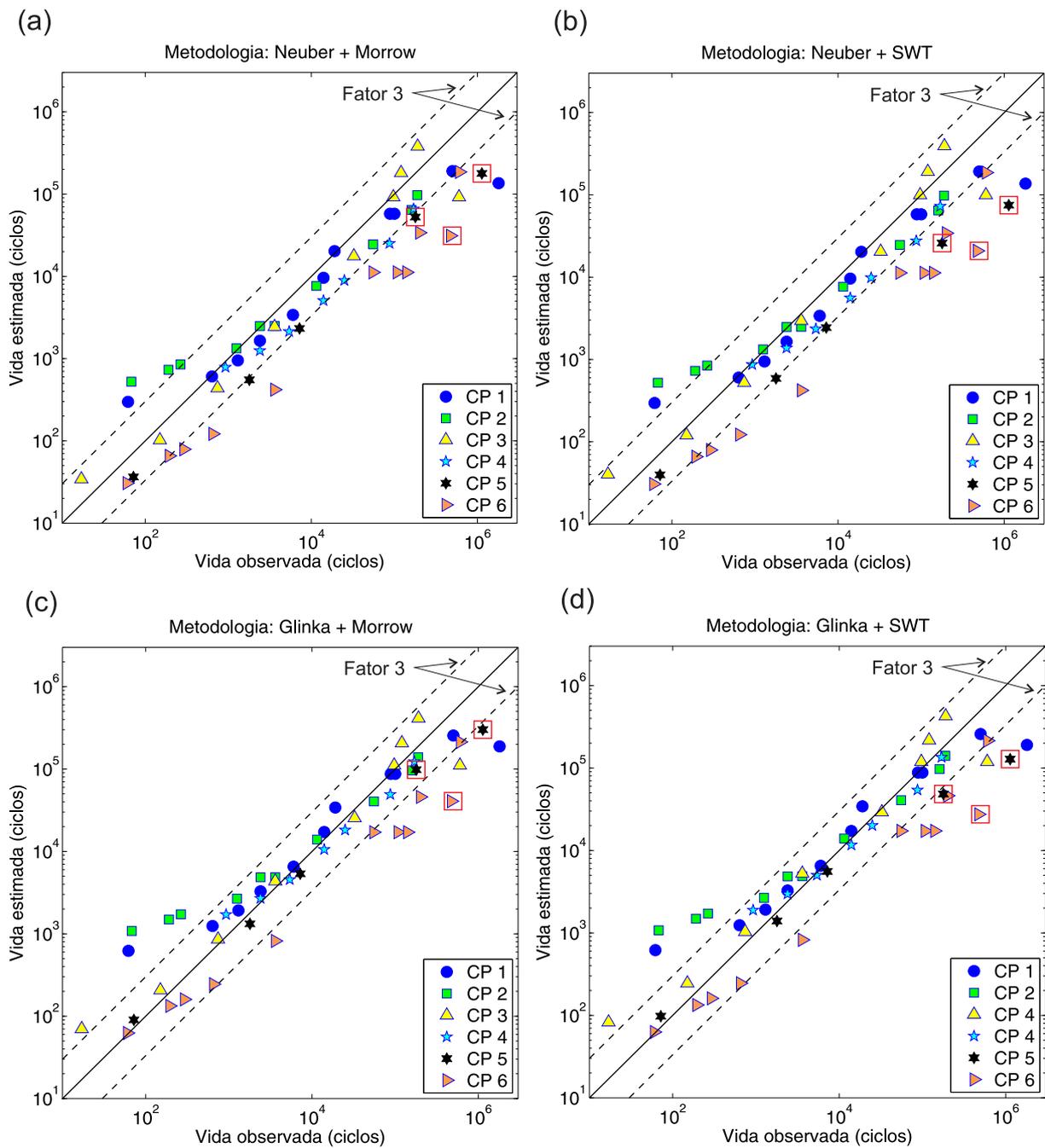


Figura 4.1 - Vidas observadas e estimadas em entalhes sob carregamento de amplitude constante. Os quadrados em vermelho indicam os ensaios com carga média.

De maneira geral, pode-se observar que as estimativas de vida são maiores quando as tensões e deformações locais são calculadas pelo método de Molski-Glinka. Como consequência, houve uma melhora nas vidas estimadas, principalmente para os ensaios cujas vidas observadas encontram-se entre 10^3 a 10^5 ciclos. Esta tendência pode ser visualizada, por exemplo, para os ensaios realizados nos CPs 1 e 4. Quando o método de Neuber foi utilizado, as estimativas de vida foram, na sua maioria, conservadoras. Por sua vez, a aplicação do método de Molski-Glinka produziu estimativas de vida bem distribuídas em

torno da linha diagonal contínua. Entretanto, para os ensaios cujas vidas observadas foram inferiores à 10^3 ciclos e superiores à 10^5 ciclos, não houve melhoria significativa nas estimativas de vida.

A partir dos resultados obtidos, pode-se constatar também que não houve diferença significativa entre as vidas estimadas pelos métodos de Morrow e SWT para os ensaios realizados com carregamento totalmente alternado. Para os dois ensaios com carga média realizados no CP 5, houve uma melhora significativa nas estimativas de vida quando o método de Morrow foi empregado. Em particular, para a metodologia 3 (Molski-Glinka + Morrow), uma das estimativas de vida ficou dentro da faixa de fator 3 e a outra dentro de uma faixa de aproximadamente fator 4. Para o ensaio com carga média realizado no CP 6, apesar da diferença significativa entre as vidas estimadas pelos métodos de Morrow e SWT, em ambos os casos as estimativas de vidas foram bastante conservadoras.

O uso de K_f no método de Neuber, ao invés de K_t , foi sugerido por Topper et al. (1969) para diminuir o conservadorismo das estimativas de vida à fadiga. Esta sugestão foi implementada neste trabalho para as metodologias 1 e 2. Entretanto, as vidas estimadas considerando-se K_f foram essencialmente idênticas àquelas obtidas com o uso de K_t , exceto para os CPs 1 e 4. Isso ocorreu devido ao fato dos valores de K_f serem muito próximos dos de K_t para as geometrias e materiais investigados, conforme mostrado na Tabela 4.2. Para os CPs 1 e 4 a qualidade das estimativas de vida permaneceu a mesma, ou seja, a grande maioria das vidas estimadas ficaram dentro da faixa de fator 3.

Analisando-se os quatro diagramas da Fig. 4.1, conclui-se que a metodologia 3 (Molski-Glinka + Morrow) foi a que apresentou melhores estimativas de vida, com 75% dos dados experimentais dentro da faixa de fator 3. Para oito dos dados experimentais, as estimativas de vida foram conservadoras, com valores até 12 vezes menores que os observados. Para cinco dos dados experimentais, as estimativas de vida foram não conservadoras, com valores até 15 vezes maiores que os observados.

Tabela 4.2 - Valores de K_t e K_f (segundo Peterson) dos corpos de prova 1 a 6.

CP	K_t	K_f
1	2,41	2,34
2	2,16	2,13
3	2,62	2,60
4	3,00	2,77
5	3,00	2,91
6	3,00	2,95

4.2 ENTALHES SOB CARREGAMENTO DE AMPLITUDE VARIÁVEL

Nesta seção as vidas estimadas por diferentes metodologias de deformação-vida são avaliadas no contexto de componentes entalhados sob carregamento de amplitude variável. Os únicos dados encontrados na literatura visando este objetivo foram gerados no âmbito de um projeto coordenado pela *Society of Automotive Engineers - SAE* (Wetzel, 1977). O Apêndice B apresenta os resultados dos ensaios de fadiga e das propriedades mecânicas dos materiais investigados. A geometria dos corpos de prova entalhados é do tipo “buraco de fechadura” com fator de concentração de tensão igual a 3. Os corpos de prova foram fabricados em aço Man-Ten e RQC-100 por serem bastante utilizados na indústria automotiva. A história de carregamento é formada pela repetição sucessiva de um bloco de carregamento de amplitude variável. Três tipos de blocos de carregamento, representativos das cargas aplicadas em componentes automotivos sob condições reais de operação, foram analisados. Esses blocos de carregamento, denominados *suspension*, *bracket* e *transmission*, são mostrados na Fig. 4.2. Foram realizados 48 ensaios de fadiga. Para cada um deles, mediu-se tanto o número de blocos para formação de uma trinca de 2,5 mm de comprimento quanto o número de blocos para ruptura completa do corpo de prova.

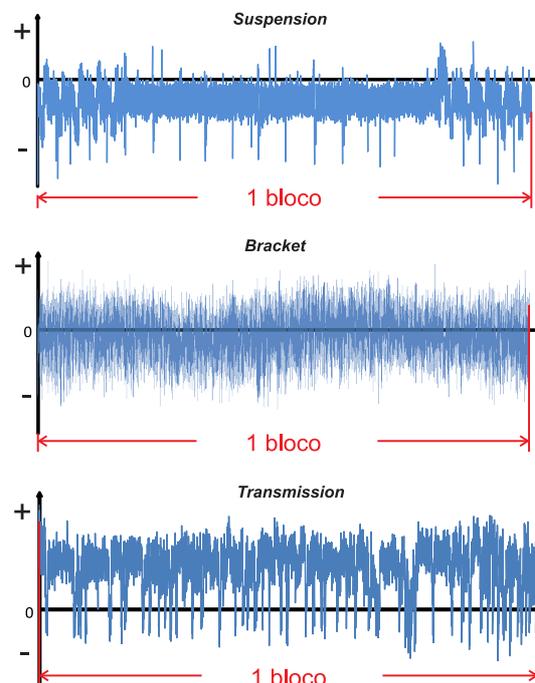


Figura 4.2 - Vidas observadas e estimadas em entalhes sob carregamento de amplitude

A Figura 4.3 apresenta uma comparação entre o número de blocos para iniciação de uma trinca observado em laboratório e o número de blocos estimado pelas quatro metodologias de formação-vida listadas na Tabela 4.1. A contagem dos ciclos de um bloco de carregamento foi realizada pelo método *rainflow* simplificado. As linhas diagonais tracejadas delimitam uma faixa na qual a razão entre as vidas estimadas e observadas varia entre 1/3 e 3.

A partir dos resultados obtidos, pode-se constatar que o uso das metodologias de formação-vida que consideraram o método de Neuber possuem uma tendência a gerar estimativas de vida conservadoras, ou seja, abaixo da linha diagonal contínua. Por outro lado, as metodologias de formação-vida que utilizaram o método de Molski-Glinka apresentaram vidas estimadas razoavelmente bem distribuídas em torno da linha diagonal contínua e, em sua maioria, dentro da faixa de fator 3.

Dentre as metodologias avaliadas, a metodologia 3 (Molski-Glinka + Morrow) foi a que apresentou melhores estimativas de vida, com 92% dos dados experimentais dentro da faixa de fator 3. Quatro das estimativas de vida foram bastante não conservadoras, com valores 5, 10, 16 e 30 vezes maiores que as vidas observadas. Cabe observar que resultados similares foram gerados em outros trabalhos (Wetzel, 1977). A metodologia 4 (Molski-Glinka + SWT) também apresentou bons resultados, com 85% das estimativas de vida dentro da faixa de fator 3. No entanto, em relação à metodologia 3, além das quatro estimativas não conservadoras mencionadas, outras três ficaram fora da faixa de fator 3.

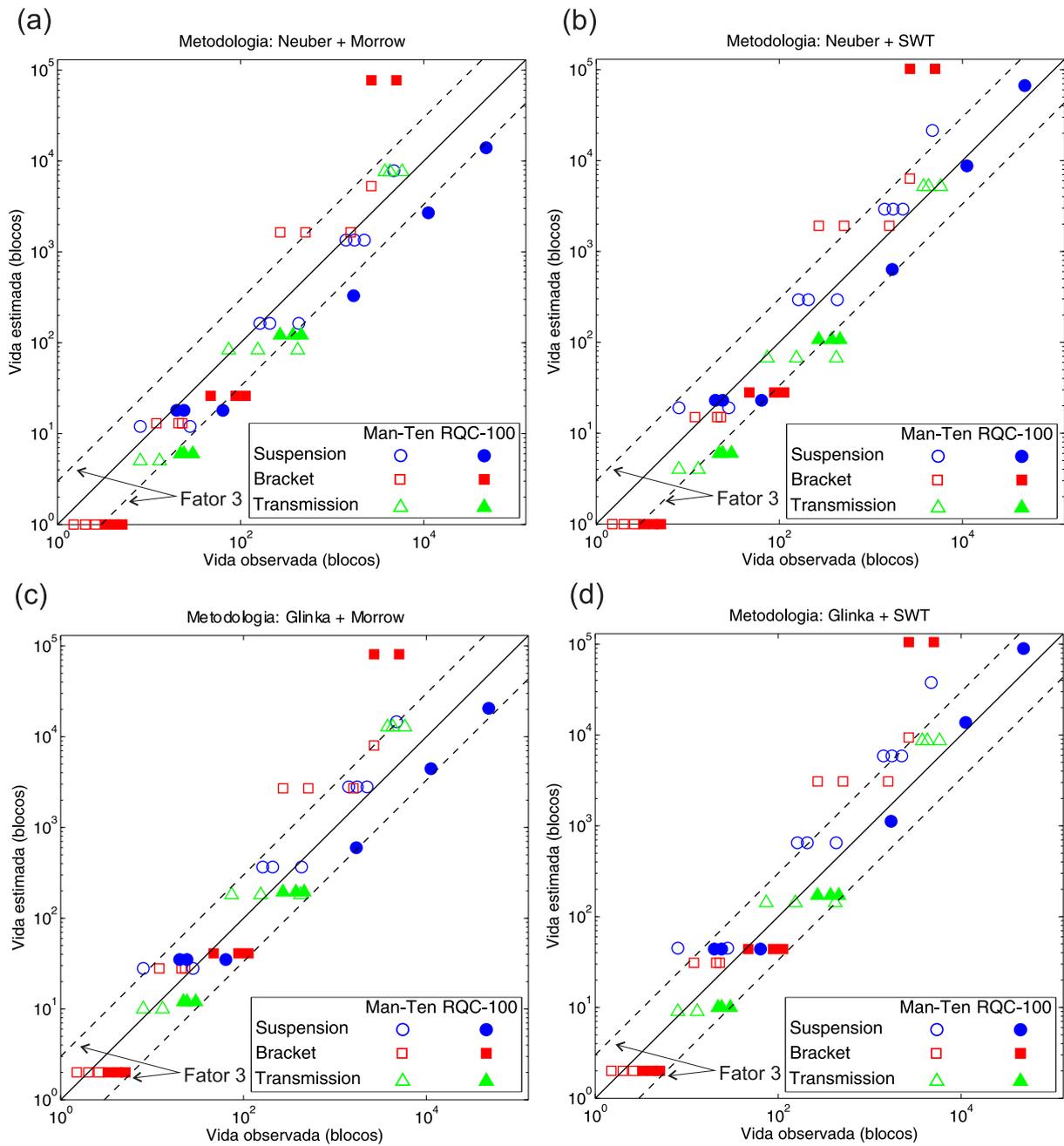


Figura 4.3 - Vidas observadas e estimadas em entalhe “buraco de fechadura” sob carregamento de amplitude variável.

5 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

5.1 CONCLUSÕES

O objetivo deste trabalho foi avaliar quatro metodologias de estimativa de vida à fadiga em componentes entalhados, baseadas na abordagem deformação-vida. As metodologias consideradas utilizaram os métodos de Neuber ou Molski-Glinka para o cálculo das tensões e deformações na raiz do entalhe, e as relações de Morrow ou Smith-Watson-Topper para estimar o dano à fadiga produzido por cada ciclo de carregamento. A contagem de ciclos foi realizada pelo método *rainflow* simplificado e o acúmulo de dano à fadiga é estimado pela regra de Palmgren-Miner. As estimativas de vida foram comparadas com dados experimentais disponíveis na literatura. Foram considerados dois conjuntos de dados. O primeiro conjunto incluiu 53 ensaios de fadiga em componentes com diferentes geometrias de entalhe submetidos a carregamentos de amplitude constante. O segundo conjunto incluiu 48 ensaios de fadiga em um componente com entalhe do tipo "buraco de fechadura" submetido a três tipos de carregamentos de amplitude variável. A partir dos resultados obtidos, pode-se concluir que:

1. De forma geral, as melhores estimativas de vida foram obtidas combinando-se o método de Molski-Glinka com a relação de Morrow, tanto para os ensaios com carregamento de amplitude constante quanto para os de amplitude variável. No primeiro caso, 75% dos dados ficaram dentro de uma faixa de fator 3 e, no segundo caso, 92%.
2. Dentre os ensaios sob carregamento de amplitude constante analisados neste trabalho, apenas três foram realizados com carga média. O uso da relação de Morrow reduziu o nível de conservadorismo das estimativas de vida, quando comparado àquelas geradas com o uso da relação de Smith-Watson-Topper. Entretanto, em um desses ensaios, a estimativa de vida continuou ainda bastante conservadora.
3. Para os dados analisados, a utilização do fator de concentração à fadiga, K_f , ao invés do fator de concentração de tensão elástico, K_t , nos métodos de Neuber ou Molski-Glinka não alterou de forma significativa as estimativas de vidas.

5.2 RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Como trabalhos futuros, recomenda-se os seguintes temas:

- Implementação e avaliação de métodos aproximados para cálculo das tensões e deformações na raiz de entalhes submetidos a carregamentos multiaxiais. Neste contexto, destacam-se os seguintes trabalhos existentes na literatura: Hoffman-Seeger (1985), Singh et al. (1996), Buczynski e Glinka (2003), Ye et al. (2008), McDonald e Socie (2011) e Ince et al. (2014).
- Estudo mais aprofundado do efeito da tensão média em entalhes. Infelizmente, somente 3 ensaios de fadiga com carga média foram encontrados na literatura. Uma ampliação deste conjunto de dados é necessária para uma melhor avaliação das metodologias investigadas.
- A abordagem deformação-vida implementada neste trabalho limita-se à estimativa de vida para iniciação de uma trinca. Recomenda-se incorporar a esta abordagem o cálculo do tempo necessário para propagação da trinca iniciada até a ruptura completa do componente. Uma proposta neste sentido encontra-se em (Socie et al., 1984).
- Estender a presente análise a diferentes geometrias de entalhes, condições de carregamento e materiais. Em relação à geometria do entalhe, seria interessante avaliar as estimativas de vida em situações envolvendo concentradores de tensão severos (*sharp notches*).

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ASTM Standard E206-72, 1979. Definitions of terms relating to fatigue testing and the statistical analysis of fatigue data.
- ASTM Standard E606, 1980. Standard test method for strain-controlled fatigue testing.
- ASTM Standard E1049-85, 1997. Standard practices for cycle counting in fatigue analysis.
- Bannantine, J.A., Comer, J.J., Handrock, J.L., 1989. Fundamental of metal fatigue analysis.
- Basquin, O.H., 1910. The exponential law of endurance tests. Proc. ASTM, 10, 625-630.
- Buczynski A., Glinka G., 2003. An analysis of elasto-plastic strains and stresses in notched bodies subjected to cyclic non-proportional loading paths. In: Carpinteri A, de Freitas M, Spagnoli A, editors. Biaxial/multiaxial fatigue and fracture. Amsterdam: Elsevier; p. 265-84.
- Coffin Jr., L.F., 1954. A study of the effects of cyclic thermal stresses on a ductile metal. Transactions ASME, Vol. 76, p. 931-950.
- Downing, S.D., Socie, D.F., 1982. Simplified rainflow counting algorithms. International Journal of Fatigue, Vol. 4, No. 1, p. 31-40.
- Dowling, N.E., 2007. Mechanical behavior of materials: Engineering methods for deformation, fracture and fatigue, 3^a ed.
- Dowling, N.E., 2009. Mean stress effects in strain-life fatigue. Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct, Vol. 32, p. 1004-1019.
- eFatigue – a trusted source for fatigue analysis, 2014. Sítio em www.efatigue.com administrado por Socie DF.
- Esslinger, V., Kieselbach, R., Koller, R., Weisse, B., 2004. The railway accident of Eschede - technical background. Engineering failure analysis 11, 4, p. 515-535.
- Hoffmann, M., Seeger, T., 1985. A generalized method for estimating multiaxial elastic-plastic notch stresses and strains, part I: theory. J Eng Mater Technol, Vol. 107, p. 250-254.
- Ince, A., Glinka, G., Buczynski, A., 2014. Computational modeling of multiaxial elasto-plastic stress-strain response for notched components under non-proportional loading. International Journal of Fatigue, Vol. 62, p. 42-52.
- Wetzel, R.M., ed., 1977. Fatigue under complex loading: analysis and experiments, AE-6, SAE, Warrendale, PA.
- Lee, Y-L., Barkey, M.E., Kang, H-T., 2012. Metal Fatigue Analysis Handbook: Practical Problem-Solving Techniques for Computer-Aided Engineering.
- Leese, G.E., Morrow, J., 1985. Low cycle fatigue properties of a 1045 steel in torsion. Multiaxial Fatigue, ASTM STP 853, K.J Miller e M.W. Brown, Eds., 482-496.
- Manson, S.S., 1952. Behavior of materials under conditions of thermal stress. Symposium on Heat Transfer, University of Michigan, Junho 27-28.
- Masing, G., 1926. Eigerspannungen and Verfestigungbein Messing. Proceeding of the 2nd International Congress of Applied Mechanics, Zurich, p. 332-335.
- Matsuishi, M., Endo, T., 1968. Fatigue of metals subjected to varying stress. Presented to the Japan Society of Mechanical Engineers, Fukuoka, Japan.

- McDonald, R.J., Socie, D.F., 2011. A technique to estimate the local multiaxial elastic-plastic behavior from a purely elastic solution. *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.78, 1696-1704.
- Miner, M. A., 1945. Cumulative damage in fatigue, *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 67,p. A159-A164.
- Molski, K., Glinka, G., 1981. A method of elastic-plastic stress and strain calculation at a notch root. *Materials Science and Engineering*, Vol. 50, p. 93-100.
- Morrow, J., 1965. Cyclic plastic strain energy and fatigue of metals, *ASTM STP 378*, West Conshohocken, PA, p. 45.
- Morrow, J., 1968. *Fatigue Design Handbook*, *Advances in Engineering*, Vol. 4, SAE, Warrendale, PA, p. 21-29.
- Neuber, H., 1961. Theory of stress concentration for shear-strained prismatical bodies with arbitrary nonlinear stress-strain law. *Journal of Applied Mechanics (Transactions of ASSM,Section E)*,Vol. 28, p. 544-550.
- Palmgren, A., 1924. Die lebensdauer von kugellagern. *Zeitschrift des Vereines deutscher Ingenieurere*, 68(14), 339-341.
- Peterson, R.E., 1959. Notch sensitivity. *Metal fatigue*, editado por G. Sines e J. L. Waisman, McGraw-Hill, New York, p. 293-306.
- Ramberg, W., Osgood, W.R., 1943. Description of stress-strain curves by three parameters. *NACA Tech. Note No. 902*.
- Reed, R. P., Smith J. H., Christ, B. W., 1983. *The Economic Effects of Fracture in the United States*. U.S. Department of Commerce, National Bureau of Standards, Special Publication 647.
- Singh M.N.K., Glinka G., Dubey R.N., 1996. Elastic-plastic stress-strain calculation in notched bodies subjected to non-proportional loading. *Int J Fracture*76(1):39-60.
- Smith, K.N., Watson, P., Topper, T.H., 1970. A stress-strain function for the fatigue of metals, *Journal of Materials* 5(4), p. 767-778.
- Socie, D. F., Dowling, N. E., Kurath P., 1984. Fatigue life estimation of notched members, *ASTM STP 833*, p. 284-299.
- Stephens, R.I., Fatemi, A., Stephens, R.R., Fuchs, H.O., 2001. *Metal Fatigue in Engineering*, Wiley Inter-Science, Second Edition.
- Topper, T.H., Wetzell, R.M., Morrow, J.D., 1969. Neuber's rule applied to fatigue of notched specimens. *Journal of Materials* Vol. 4, No. 1, p. 200-209.
- Withey, P. A., 1997. Fatigue failure of the Havilland Comet I, *Engineering failure analysis*, Vol. 4, No. 2, p. 147-154.
- Ye D.Y., Hertel O., Vormwald M., 2008. A unified expression of elastic-plastic notch stress-strain calculation in bodies subjected to multiaxial cyclic loading. *Int JSolidsStruct*, 45(24):61 p. 77-89.

APÊNDICE A

DADOS DE FADIGA EM CORPOS ENTALHADOS SOB CARREGAMENTO DE AMPLITUDE CONSTANTE

A.1) CORPO DE PROVA 1 (CP1)

Material: Aço AISI 4340 de média resistência

Geometria: Placa com dois entalhes laterais semi-circulares.

Propriedades: $\sigma_f' = 1165\text{MPa}$, $b = -0,081$, $\varepsilon_f' = 1,142$, $c = -0,67$, $n' = 0,123$,
 $K' = 1061\text{MPa}$, $\sigma_0 = 648\text{ MPa}$, $E = 206842\text{ MPa}$, $\sigma_u = 786\text{ MPa}$

Referências: Socie et al. (1984) e Bannantine et al. (1989)

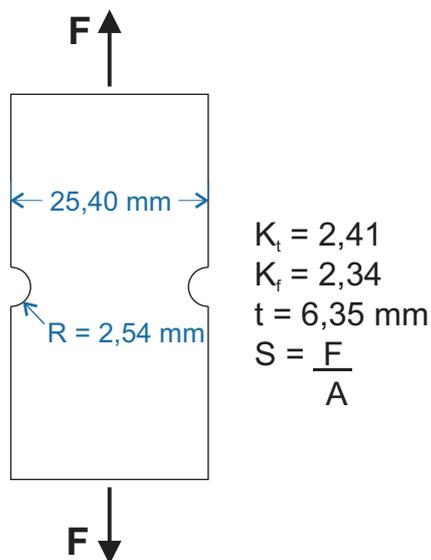
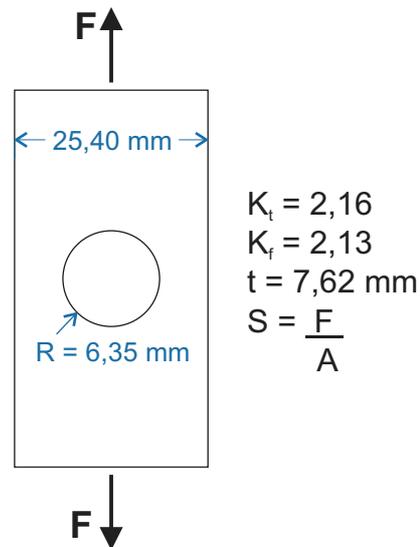


Tabela A.1: Resultados dos ensaios realizados no CP1.

Amplitude da força (kN)	R	Vida para iniciação de trinca de 0,51mm (ciclos)	Vida total (ciclos)
88,96	-1	62	83
71,17	-1	635	1023
62,28	-1	1300	3235
53,38	-1	2400	6027
44,48	-1	6000	19500
44,48	-1	—	18700
35,59	-1	14000	46037
31,14	-1	19000	87950
26,69	-1	100000	225000
26,69	-1	88500	213000
24,02	-1	1800000	1910000
23,13	-1	500000	680000
23,13	-1	—	5280000
22,24	-1	—	1,10E+07*

* ensaio interrompido

A.2) CORPO DE PROVA 2 (CP2)



Material: Aço AISI 4340 de média resistência

Geometria: Placa com entalhe central circular

Propriedades: $\sigma_f' = 1165 \text{ MPa}$, $b = -0,081$, $\varepsilon_f' = 1,142$, $c = -0,67$, $n' = 0,123$,
 $K' = 1061 \text{ MPa}$, $\sigma_0 = 648 \text{ MPa}$, $E = 206842 \text{ MPa}$, $\sigma_u = 786 \text{ MPa}$

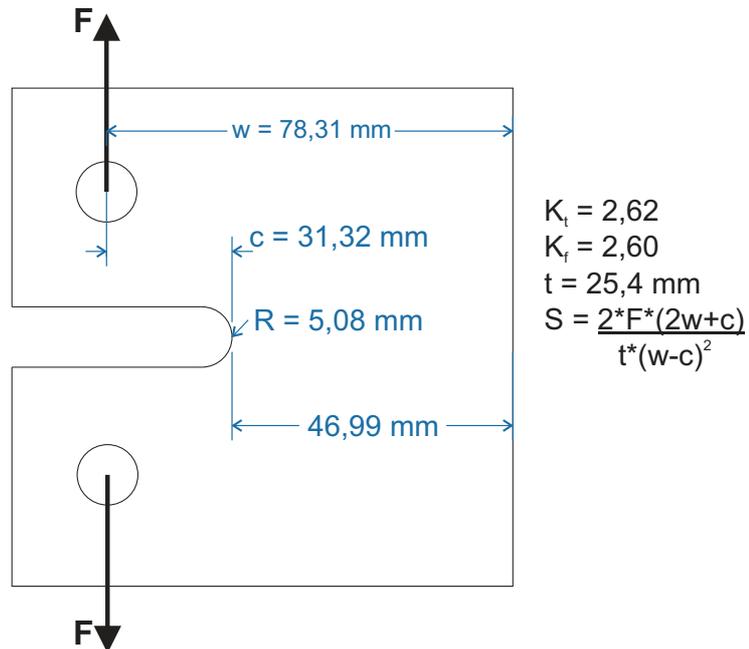
Referências: Socie et al. (1984) e Bannantine et al. (1989)

Tabela A.2: Resultados dos ensaios realizados no CP2.

Amplitude da força (kN)	R	Vida para iniciação de trinca de 0,51 mm (ciclos)	Vida total (ciclos)
62,23	-1	68	113
56,27	-1	190	266
53,87	-1	265	378
47,37	-1	1250	1936
40,12	-1	3600	3997
40,17	-1	2400	4338
31,14	-1	11500	18715
25,27	-1	55400	86590
23,98	-1	—	71981
22,02	-1	160780	222830
20,91	-1	188000	254580
20,28	-1	—	9700000*
19,13	-1	—	1,00E+07*
17,44	-1	—	1,00E+07*

* ensaio interrompido

A.3) CORPO DE PROVA 3 (CP3)



Material: Aço AISI 4340 de alta resistência

Geometria: Placa com entalhe lateral tipo "U"

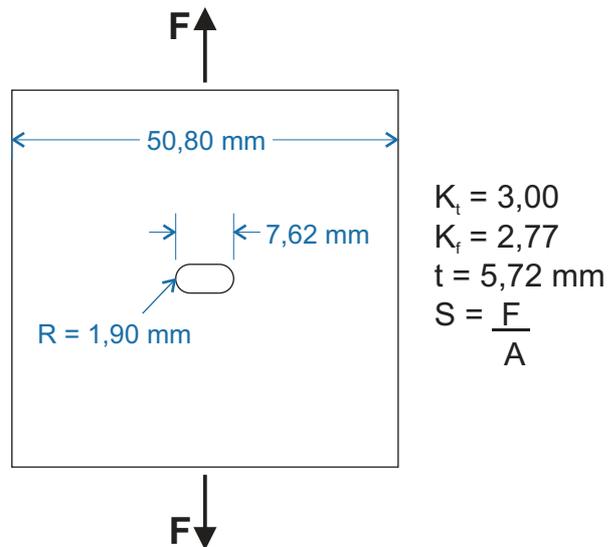
Propriedades: $\sigma_f' = 1841 \text{ MPa}$, $b = -0,09$, $\varepsilon_f' = 0,79$, $c = -0,73$, $n' = 0,112$,
 $K' = 1620 \text{ MPa}$, $\sigma_0 = 1089 \text{ MPa}$, $E = 206842 \text{ MPa}$, $\sigma_u = 1158 \text{ MPa}$

Referências: Socie et al. (1984) e Bannantine et al. (1989)

Tabela A.3: Resultados dos ensaios realizados no CP3.

Amplitude da força (kN)	R	Vida para iniciação de trinca de 0,51 mm (ciclos)	Vida total (ciclos)
177,93	-1	17	148
122,33	-1	150	732
80,07	-1	742	6097
55,60	-1	3600	24295
42,26	-1	32500	86446
35,59	-1	600000	691400
35,59	-1	97000	157900
33,36	-1	120000	240300
31,14	-1	190000	338300

A.4) CORPO DE PROVA 4 (CP4)



Material: Aço ASTM A-36 laminado a quente de baixa resistência

Geometria: Placa com entalhe central tipo fenda (*slot*)

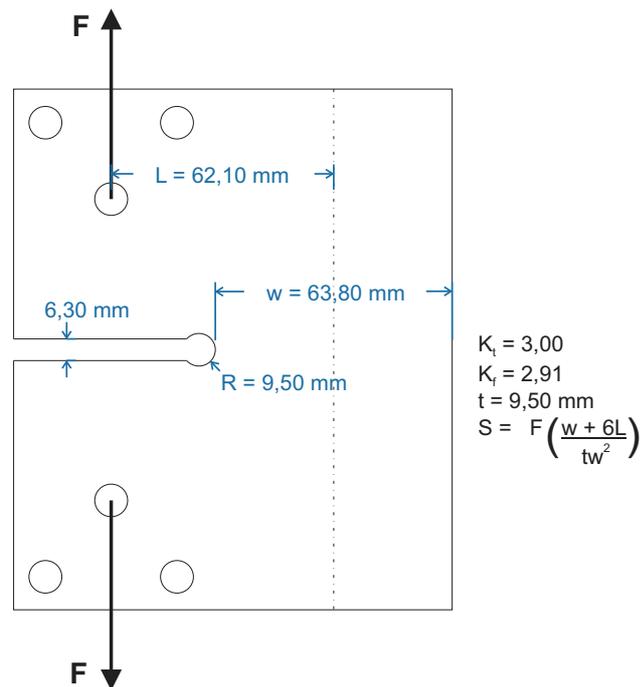
Propriedades: $\sigma_f' = 1116 \text{ MPa}$, $b = -0,11$, $\varepsilon_f' = 0,338$, $c = -0,48$, $n' = 0,226$,
 $K' = 1337 \text{ MPa}$, $\sigma_0 = 351 \text{ MPa}$, $E = 206842 \text{ MPa}$, $\sigma_u = 538 \text{ MPa}$

Referências: Sehitoglu (1981) e Bannantine et al. (1989)

Tabela A.4: Resultados dos ensaios realizados no CP4.

Amplitude da força (kN)	R	Vida para iniciação de trinca de 0,51 mm (ciclos)	Vida total (ciclos)
90,08	-1	924	1060
80,07	-1	2400	3830
70,06	-1	5400	9900
56,94	-1	14000	32500
50,04	-1	–	65400
50,04	-1	25000	64000
40,03	-1	87315	215000
40,03	-1	–	193000
33,05	-1	170000	443000
31,32	-1	–	663000

A.5) CORPO DE PROVA 5 (CP5)



Material: Aço Man-Ten

Geometria: Placa com entalhe lateral tipo buraco de fechadura (*keyhole specimen*)

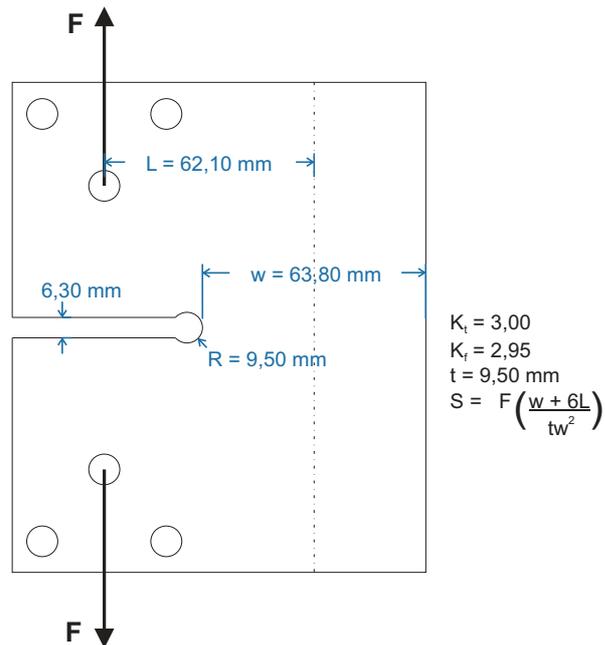
Propriedades: $\sigma_f' = 915 \text{ MPa}$, $b = -0,095$, $\varepsilon_f' = 0,26$, $c = -0,47$, $n' = 0,19$,
 $K' = 1100 \text{ MPa}$, $\sigma_0 = 325 \text{ MPa}$, $E = 203000 \text{ MPa}$, $\sigma_u = 565 \text{ MPa}$

Referências: Wetzel (1975) e sítio *eFatigue*

Tabela A.5: Resultados dos ensaios realizados no CP5.

Amplitude da força (kN)	R	Vida para iniciação de trinca de 2,5 mm (ciclos)	Vida total (ciclos)
62,3	-1	72	74
31,1	-1	1790	2370
22,2	-1	7200	—
26,8	0,16	178500	201100
22,4	0,20	1131500	1182050

A.6) CORPO DE PROVA 6 (CP6)



Material: Aço RQC-100

Geometria: Placa com entalhe lateral tipo buraco de fechadura (*keyhole specimen*)

Propriedades: $\sigma'_f = 1160 \text{ MPa}$, $b = -0,075$, $\varepsilon'_f = 1,06$, $c = -0,75$, $n' = 0,10$,
 $K' = 1150 \text{ MPa}$, $\sigma_0 = 565 \text{ MPa}$, $E = 203000 \text{ MPa}$, $\sigma_u = 820 \text{ MPa}$

Referências: Wetzel (1975) e sítio *eFatigue*

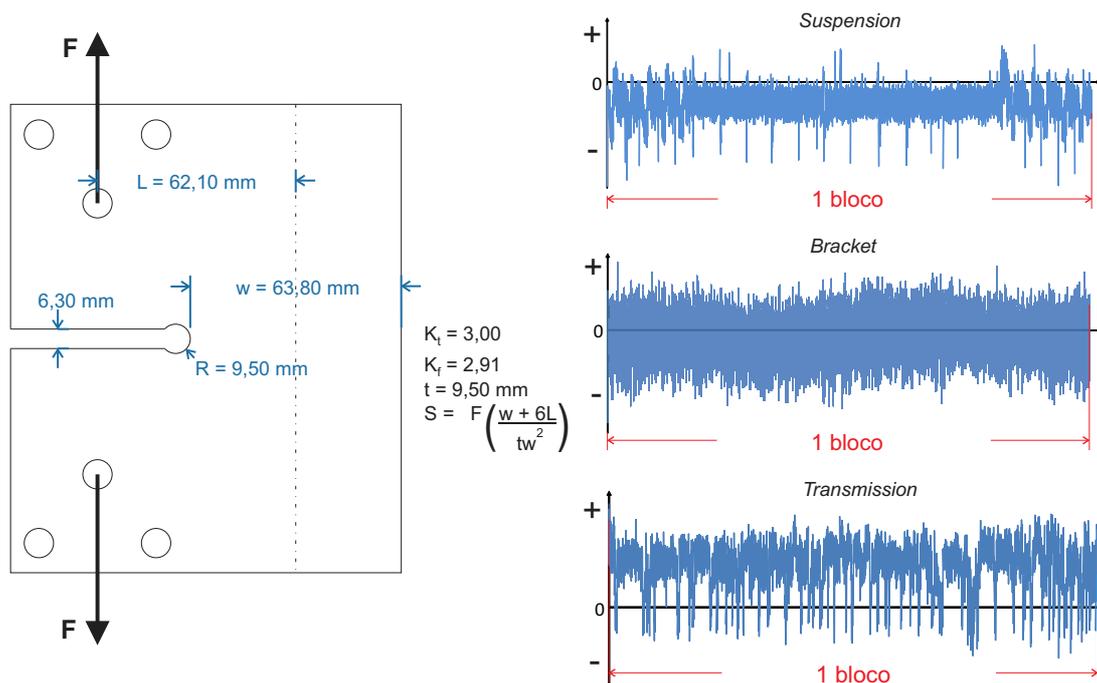
Tabela A.6: Resultados dos ensaios realizados no CP6.

Amplitude da força (kN)	R	Vida para iniciação de trinca de 2,5 mm (ciclos)	Vida total (ciclos)
89,0	-1	60	—
66,7	-1	194	197
62,3	-1	290	325
53,4	-1	650	—
35,6	-1	3600	—
17,8	-1	55000	85600
17,8	-1	107500	154400
17,8	-1	140000	169500
15,6	-1	200000	250900
31,2	0,14	472000	552000
13,3	-1	605000	690500

APÊNDICE B

DADOS DE FADIGA EM CORPOS ENTALHADOS SOB CARREGAMENTO DE AMPLITUDE VARIÁVEL

B.1) AÇO MAN-TEN



Material: Aço Man-Ten

Geometria: Placa com entalhe do tipo buraco de fechadura (*keyhole specimen*)

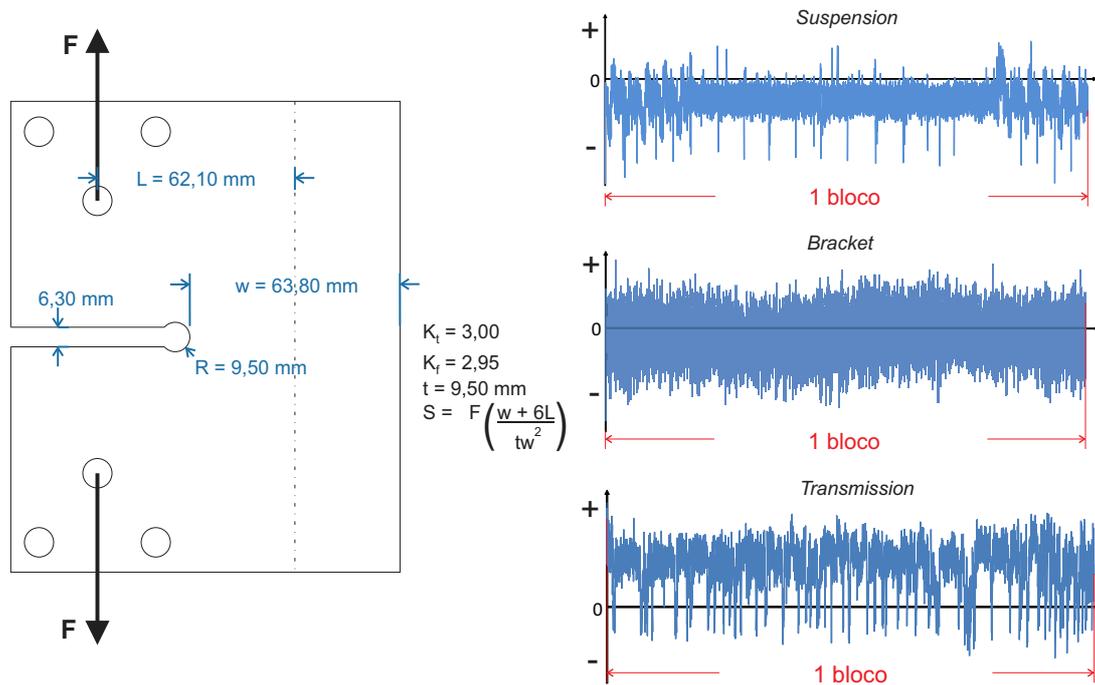
Propriedades: $\sigma'_f = 915 \text{ MPa}$, $b = -0,095$, $\varepsilon'_f = 0,26$, $c = -0,47$, $n' = 0,19$,
 $K' = 1100 \text{ MPa}$, $\sigma_0 = 325 \text{ MPa}$, $E = 203000 \text{ MPa}$, $\sigma_u = 565 \text{ MPa}$

Referências: Wetzel (1975) e sítio *eFatigue*

Tabela B.1: Resultados dos ensaios com carregamento de amplitude variável - aço Man-Ten.

Identificação	Amplitude da força (kN)	Vida para iniciação de trinca de 2,5 mm (blocos)	Vida total (blocos)
SM1-1	-71,2	8	11
SM1-3	-71,2	28	48
SM2-1	-40,0	430	2200
SM2-2	-40,0	208	565
SM2-3	-40,0	162	767
SM3-1	-26,7	1750	24608
SM3-2	-26,7	2240	31884
SM3-3	-26,7	1410	—
SM4-2	-20,0	4700	24666
BM1-1	-71,2	1,5	2,2
BM1-2	-71,2	2,6	2,9
BM1-3	-71,2	2,0	3,0
BM2-1	-35,6	21	32
BM2-2	-35,6	12	20
BM2-3	-35,6	23	44
BM3-1	-15,6	1588	4944
BM3-2	-15,6	270	1054
BM3-3	-15,6	510	2626
BM4-3	-13,3	2666	4076
TM1-1	71,2	8	9
TM1-2	71,2	13	16
TM1-3	71,2	13	14
TM2-1	35,6	420	537
TM2-2	35,6	154	193
TM2-3	35,6	74	86
TM3-1	15,6	5800	6957
TM3-2	15,6	4270	5780
TM3-3	15,6	3755	5920

B.2) AÇO RQC-100



Material: Aço RQC-100

Geometria: Placa com entalhe do tipo buraco de fechadura (*keyhole specimen*)

Propriedades: $\sigma_f' = 1160 \text{ MPa}$, $b = -0,075$, $\varepsilon_f' = 1,06$, $c = -0,75$, $n' = 0,10$,
 $K' = 1150 \text{ MPa}$, $\sigma_0 = 565 \text{ MPa}$, $E = 203000 \text{ MPa}$, $\sigma_u = 820 \text{ MPa}$

Referências: SAE AE6 (1975) e sítio *eFatigue*

Tabela B.2: Resultados dos ensaios com carregamento de amplitude variável - aço RQC-100.

Identificação	Amplitude da força (kN)	Vida para iniciação de trinca de 2,5 mm (blocos)	Vida total (blocos)
SR1-1	-71,2	20	28
SR1-2	-71,2	24	100
SR1-3	-71,2	64	218
SR2-2	-40,0	1710	—
SR3-2	-31,1	11200	51124
SR4-1	-26,7	48000	—
BR1-1	-71,2	3,3	5,3
BR1-2	-71,2	5,1	7,4
BR1-3	-71,2	4,2	6,6
BR2-1	-35,6	88	186
BR2-2	-35,6	47	108
BR2-3	-35,6	113	212
BR3-1	-15,6	2673	7673
BR3-3	-15,6	5020	12519
TR1-1	71,2	30	36
TR1-2	71,2	24	26
TR1-3	71,2	22	24
TR2-1	35,6	269	297
TR2-2	35,6	460	520
TR2-3	35,6	374	436