



**Kallin de Souza**

**Avaliação da previsão de vida de peças  
entalhadas sob cargas de amplitude  
variável**

**Dissertação de Mestrado**

Dissertação apresentada como requisito parcial para obtenção do grau de Mestre pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica do Departamento de Engenharia Mecânica da PUC-Rio.

Orientador: Prof. Jaime Tupiassú Pinho de Castro

Rio de Janeiro  
Maio de 2019



**Kallin de Souza**

**Avaliação da previsão de vida de peças  
entalhadas sob cargas de amplitude  
variável**

Dissertação apresentada como requisito parcial para  
obtenção do grau de Mestre pelo Programa de Pós-  
graduação em Engenharia Mecânica da PUC-Rio.  
Aprovada pela Comissão Examinadora abaixo.

**Prof. Jaime Tupiassú Pinho de Castro**

Orientador

Departamento de Engenharia Mecânica – PUC-Rio

**Prof. Jorge Alberto Rodríguez Durán**

Departamento de Engenharia Mecânica – UFF

**Prof. Jose Luiz de França Freire**

Departamento de Engenharia Mecânica – PUC-Rio

Rio de Janeiro, 9 de Maio de 2019

Todos os direitos reservados. É proibida a reprodução total ou parcial do trabalho sem autorização da universidade, do autor e do orientador.

**Kallin de Souza**

Graduou-se em Engenharia Mecânica (UFF) em 2015. Engenheira Mecânico de Manutenção, responsável pela integridade de caldeiras de recuperação de calor em usina Metalúrgica

Ficha Catalográfica

Souza, Kallin de

Avaliação da previsão de vida de peças entalhadas sob cargas de amplitude variável / Kallin de Souza ; orientador: Jaime Tupiassú Pinho de Castro. – 2019.

88 f. ; 30 cm

Dissertação (mestrado)–Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Departamento de Engenharia Mecânica, 2019.

Inclui bibliografia

1. Engenharia Mecânica – Teses. 2.  $\epsilon$ N. 3. Liga de alumínio. 4. Concentradores de tensão. 5. Coffin Manson. 6. Fadiga de baixo ciclo. I. Castro, Jaime Tupiassú Pinho de. II. Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro. Departamento de Engenharia Mecânica. III. Título.

CDD: 621

## **Agradecimentos**

Aos meus pais por sempre serem meu alicerce e por terem transmitido que a busca pelo conhecimento deve ser tratada como um valor pessoal.

A todos os amigos e colegas, funcionários dos laboratórios, ao meu orientador, e demais professores que direta e/ou indiretamente contribuíram com tempo, orientação e suporte para a realização desse trabalho.

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001.

## Resumo

Souza, Kallin de; de Castro, Jaime Tupiassú Pinho. **Avaliação da previsão de vida de peças entalhadas sob cargas de amplitude variável**. Rio de Janeiro, 2019. 88p. Dissertação de Mestrado – Departamento de Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro

O método  $\epsilon N$  baseia-se na quantificação do dano causado pela deformação decorrente do histórico de carregamento. O objetivo desse modelo consiste em estimar o número de ciclos para iniciar uma trinca por fadiga. Diferente do método  $SN$  o número de variáveis envolvidas nesse modelo é menor. Entretanto, requer um número maior de constantes, que nem sempre podem ser obtidas experimentalmente. Esse fato levou a formulação de diversos modelos que se propõem a estimar as constantes de Coffin-Manson, que na maioria dos casos levam a previsões de vida não conservativas, como visto em outros trabalhos. Contudo a maioria dos casos existentes na literatura não abordam o efeito de regiões de concentração de tensão e a influência de carregamentos com amplitudes variáveis. A metodologia usada nessas pesquisas consiste em avaliar a influência desses aspectos através da comparação entre a vida em fadiga experimental e a estimada segundo as constantes de Coffin-Manson medidas e estimadas segundo diferentes modelos. Esse estudo avalia o dano à fadiga segundo 2 tipos de concentradores de tensão e quatro históricos de carregamentos de amplitude variável. Considerando os modelos de Manson, Muralindhran-Manson, Bäuml-Seeger and Meggiolaro-Castro os resultados mostram que a vida em fadiga prevista usando os parâmetros de Coffin Manson obtidos segundo o método de Meggiolaro-Castro e por Baumel-Seeger são os que mais se aproximam das vidas estimadas baseada nas constantes experimentais. Nos demais casos nota-se que a regra de concentração de tensão exerce uma maior influência no resultado e levam a vidas à fadiga não conservativas.

## Palavras-chave

$\epsilon N$  ;Liga de Alumínio; Concentradores de Tensão; Coffin Manson; Fadiga de Baixo Ciclo.

## Abstract

Souza, Kallin de; de Castro, Jaime Tupiassú Pinho (Advisor). **Evaluation of fatigue life prediction of specimen with stress factor concentration under variable amplitude loading**. Rio de Janeiro, 2019. 88p. Dissertação de Mestrado – Departamento de Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

The strain-life designed is based on the damaged caused by the strain as a result of a loading history. The purpose of this approach is estimating the number of cycles to initiate a fatigue crack. Compared with the stress life method the  $\epsilon N$  needs a lower number of variables. However, it needs a large number of parameters that are not directly measurable properties of a material and conduct the necessary number of tests to obtain them is not always an option. This fact leads to the formulation of different models to estimate Coffin- Manson's constants, which in most of the cases can result in a non-conservative fatigue life prediction, as seen in several papers. However, in these studies, it is not considered a specimen with a stress concentration factor neither under a variable amplitude loading history. The methodology used in this research is evaluating the influence of these aspects by comparing the fatigue life experimental with the estimated by using the Coffin-Manson's experimental constants and the fatigue life calculated with different models to estimate the Coffin-Manson's parameters. This study evaluated the fatigue damage based on four load histories and two types of samples with different stress risers. Considering the models of Manson, Muralidharan-Manson, Bäuml-Seeger, and Meggiolaro-Castro the results indicated that the fatigue life predicted using the Coffin Manson's parameter obtained by Meggiolaro-Castro and Baumel-Segger's model are more similar to the life calculated with the experimental constants. The other models are more influenced by the stress concentration's rule and can lead to not conservative fatigue life.

## Keywords

$\epsilon N$  ; Aluminium alloys; Stress Concentration Factor; Coffin Manson; low-cycle fatigue.

# Sumário

<b>1.</b>	<b>INTRODUÇÃO .....</b>	<b>16</b>
<b>2.</b>	<b>REFERENCIAL TEÓRICO .....</b>	<b>19</b>
2.1.	PLASTICIDADE .....	19
2.1.1.	Encruamento .....	20
2.1.1.	Modelamento de encruamento .....	21
2.1.2.	Modelagem do efeito cíclico .....	23
2.2.	COMPORTAMENTO DE MASING .....	25
2.3.	EQUAÇÃO DE COFFIN MANSON .....	27
2.3.1.	Constantes. ....	29
2.3.2.	Constantes de Ramberg-Osgood .....	33
2.4.	CONCENTRADOR DE TENSÃO .....	34
2.4.1.	Formulação da estimativa de vida segundo as regras de concentração de tensão. ....	35
<b>3.</b>	<b>QUALIFICAÇÃO DE MATERIAL .....</b>	<b>38</b>
3.1.	TESTE DE TRAÇÃO .....	39
3.1.1.	. Metodologia do ensaio de tração. ....	41
3.2.	TESTE DE DUREZA.....	43
3.3.	ENSAIO $\epsilon N$ : CONSTANTES DE COFFIN-MANSON E RAMBERG-OSGOOD. ....	44
<b>4.</b>	<b>PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL. ....</b>	<b>54</b>
4.1.	DEFINIÇÃO DO CONCENTRADOR DE TENSÃO.....	56
4.2.	CONFIABILIDADE DO ENSAIO: MÁQUINA DE ENSAIO UNIVERSAL E AVALIAÇÃO DA FRATURA.....	59
4.2.1.	Avaliação da Fratura .....	61
<b>5.</b>	<b>ANÁLISE DE RESULTADOS .....</b>	<b>67</b>
5.1.	COMPARAÇÃO ENTRE VIDA ESTIMADA E MEDIDA PARA AMPLITUDE CONSTANTE. ....	67
5.2.	CARREGAMENTO DE AMPLITUDE VARIÁVEL. ....	72
5.2.1.	Histórico de carregamento 01 .....	74
5.2.2.	Hitórico de carregamento 03.....	76
5.2.3.	Histórico de Carregamento 04 .....	81
5.3.	VERIFICAÇÃO ROTINA DISSERTAÇÃO .....	83
<b>6.</b>	<b>CONCLUSÃO .....</b>	<b>85</b>

7.	RECOMENDAÇÕES DE ESTUDOS FUTUROS .....	86
8.	REFERENCIAS BIBLIOGRAFICAS .....	87



## Lista de Tabelas

Tabela 2-1 Relação de estimativas das constantes da equação de CM (12). ....	30
Tabela 2-2 Relação de estimativas dos expoentes da equação de CM (12). ....	31
Tabela 3-1 Avaliação campo amostral. ....	40
Tabela 3-2 Descrição geral dos resultados do ensaio de tração. ....	42
Tabela 3-3 parâmetros dos ensaios para levantamento da Curva de Coffin Manson. ....	48
Tabela 4-1 Relação de CP's utilizados nos testes sob controle de carga. ....	55
Tabela 4-2 Historico de carregamento tipo 01 e 02. ....	55
Tabela 4-3 Historico de carregamento tipo 03 e 04. ....	55
Tabela 5-1 Vidas à fadiga medidas. ....	67
Tabela 5-2 Estimativa de Vida a Fadiga para carregamento variável. ....	72
Tabela 5-3 Avaliação de dano H01 – Regra de concentração de tensão Neuber Simplificado. ....	75
Tabela 5-4 Avaliação de dano H01 – Regra de concentração de tensão Neuber. .....	75
Tabela 5-5 Avaliação de dano H01 – Regra de concentração de tensão Molski- Glinka. ....	75
Tabela 5-6 Avaliação de dano H01 – Regra de concentração de tensão Linear. ...	76
Tabela 5-7 Avaliação de dano H03 – Regra de concentração de tensão Neuber simplificado. ....	77
Tabela 5-8 Avaliação de dano H03 – Regra de concentração de tensão Neuber. .....	77
Tabela 5-9 Avaliação de dano H03 – Regra de concentração de tensão Molski- Glinka. ....	77
Tabela 5-10 Avaliação de dano H03 – Regra de concentração de tensão Linear. .	77
Tabela 5-11 Avaliação de dano H04 – Regra de concentração de tensão Neuber Simplificado. ....	81
Tabela 5-12 Avaliação de dano H04 – Regra de concentração de tensão Neuber. ....	82
Tabela 5-13 Avaliação de dano H04 – Regra de concentração de tensão Linear. .....	82

## Lista de Figuras

Figura 2-1 Material Perfeitamente Plástico, gráfico de tensão vs deformação. ....	19
Figura 2-2 Efeito do trabalho a frio sobre as propriedades mecânicas do cobre	
(3). ....	21
Figura 2-3 Representação do comportamento de endurecimento e amolecimento cíclico (6). ....	22
Figura 2-4 Superfície de Escoamento relacionada ao critério de Tresca e Von Mises (8). ....	23
Figura 2-5 Endurecimento Cinemático (8). ....	24
Figura 2-6 Endurecimento e amolecimento isotropico, respectivamente caso (a) e (b) (8). ....	24
Figura 2-7 Comportamento tipo Masing do Aço AISI 304 (4). ....	26
Figura 2-8 Descrição de Comportamento Não-Masing. Laços de histerese estabilizados e curva de tendencia descrita segundo os pontos de máximo do historico de carregamento de cada corpo de prova (4). ....	27
Figura 2-9 Curva $\varepsilon N$ (11). ....	29
Figura 2-10 Avaliação de compatibilidade da estimativa de Morrow para b e c a partir de $hc$ (1). ....	31
Figura 2-11 Comparativo entre médias de vidas estimadas e modelos (1). ....	32
Figura 2-12 Avaliação de compatibilidade da estimativa des Meggiolaro-Castro (Medianas) de b e c considerando uma base de 724 aços e 81 ligas de aluminio (1). ....	33
Figura 2-13 Comparativo entre médias de vidas estimadas considerando a estimativa das constantes de Coffin-Manson segundo o modelo de Meggiolaro-Castro (Medianas) (1). ....	33
Figura 3-1 Campo de aplicação ligas de aluminio 6xxx (16). ....	39
Figura 3-2 Relação entre o tamanho da amostra e o erro. ....	41
Figura 3-3 Montagem de ensaio de tração. ....	42
Figura 3-4 Curva $\sigma \varepsilon$ Al 6351. ....	43
Figura 3-5 Pontos de Medição de Dureza em Corpo de Prova. ....	43
Figura 3-6 Avaliação do tamanho da amostra para ensaio de dureza com base no erro admissível. ....	44

Figura 3-7 Corpo de Prova para obtenção da curva $\varepsilon N$ apresentado pela imagem (a) desenho técnico e (b) peça acabada.....	45
Figura 3-8 Superposição de laços de histerese de dois ensaios sob o mesmo nível de deformação.....	46
Figura 3-9 Montagem ensaio de fadiga - controle por deformação. ....	47
Figura 3-10 CP11 e CP06. ....	47
Figura 3-11 CP09 e CP13. ....	48
Figura 3-12 CP14 e CP10. ....	48
Figura 3-13 Curva $\varepsilon N$ experimental do Material. ....	50
Figura 3-14 Curva ajustada aos picos das gamas de tensão e deformação utilizadas em cada CP. ....	51
Figura 3-15 – Laços de Histerese. ....	52
Figura 3-16 Laço experimental e teórico para $\Delta\varepsilon = 0.64\%$ . ....	53
Figura 3-17 Laço experimental e teórico para $\Delta\varepsilon = 0.48\%$ . ....	53
Figura 4-1 Especimes entalhados. ....	57
Figura 4-2 Avaliação da Influência das regras de concentração de tensão sob tensão nominal considerando o modelo de estimativa Manson. ....	57
Figura 4-3 Tensão Local segundo as regras de concentração de tensão (a) Linear e (b) Molski-Glinka.....	59
Figura 4-4 Avaliação de calibração da MTS 311 – ensaio em tração.....	60
Figura 4-5 Avaliação de calibração da MTS 311 – ensaio em tração – erro. ....	60
Figura 4-6 Avaliação de calibração da MTS 311 – ensaio em compressão.....	61
Figura 4-7 Avaliação de calibração da MTS 311 – ensaio em compressão – erro.....	61
Figura 4-8 Superfície de fratura, representação das principais zonas (a) e marcas (b). ....	62
Figura 4-9 Avaliação da superfície da fratura, representação das marca de fenda. ....	63
Figura 4-10 Representação de superfície da fratura de corpo entalhado submetido a carregamento de tração e compressão segundo o nível da carga e intensidade de $Kt$ (23). ....	63
Figura 4-11 Carga de Amplitude Constante. Espécime com entalhe $Kt = 6$ . “1” Origem de trinca; “2” Marcas de Fenda; “3” Zona da Fratura. ....	64
Figura 4-12 Carga de Amplitude Constante. Espécime com entalhe $Kt = 6$ .	

“1” Origem de trinca; “2” Marcas de Fenda; “3” Zona da Fratura. ....	64
Figura 4-13 Carga de Amplitude Constante. Espécime com entalhe $Kt = 3$ .	
“1” Origem de trinca; “2” Marcas de Fenda; “3” Zona da Fratura. ....	65
Figura 4-14 Carga de Amplitude Variável. Espécime com entalhe $Kt = 3$ . “1”	
Origem de trinca; “3” Zona da Fratura; “4” Marcas de Praia. ....	66
Figura 4-15 Carga de Amplitude Variável. Espécime com entalhe $Kt = 3$ . “1”	
Origem de trinca; “2” Marcas de Fenda; “3” Zona da Fratura; “4” Marcas de	
Praia. ....	66
Figura 5-1 Carregamento de 7kN – Caso 01. ....	68
Figura 5-2 Carregamento de 6kN – Caso 02. ....	69
Figura 5-3 Erro entre as estimativas – Caso 01. ....	69
Figura 5-4 Erro entre as estimativas - Caso 02. ....	70
Figura 5-5 Avaliação da influência da relação ente as constantes de CM e RO	
na estimativa de vida à fadiga : Caso 01. ....	71
Figura 5-6 Avaliação da influência da relação ente as constantes de CM e RO	
na estimativa de vida à fadiga : Caso 02. ....	71
Figura 5-7 Resolução do método clássico segundo a regra de concentração de	
Neuber. ....	73
Figura 5-8 Diagrama do processo da estimativa de vida pela metodologia	
clássica. ....	73
Figura 5-9 Histórico de Carregamento 01. ....	73
Figura 5-10 Avaliação de Vida Estimada, H01. ....	76
Figura 5-11 Avaliação de Vida Estimada, H03. ....	78
Figura 5-12 Avaliação do bloco 03 segundo a regra de concetração de tensão	
de Neuber Simplificado. ....	79
Figura 5-13 Avaliação do bloco 02 segundo a regra de concetração de tensão	
de Neuber. ....	80
Figura 5-14 Avaliação do bloco 02 segundo a regra de concetração de tensão	
de Molski-Glinka. ....	80
Figura 5-15 Avaliação do bloco 02 segundo a regra de concetração de tensão	
de Linear. ....	81
Figura 5-16 Avaliação de dano H04 – Regra de concentração de tensão	
Molski-Glinka. ....	82
Figura 5-17 Avaliação de Vida Estimada, H04. ....	83

Figura 5-18 Carregamento 01 – Comparação com resultados gerados no ViDa ao considerar regra de concentração de tensão de Neuber. ....	84
Figura 5-19 Carregamento 01 – Comparação com resultados gerados no ViDa ao considerar regra de concentração de tensão de Linear.....	84

## Lista de símbolos e abreviaturas

$\Delta \varepsilon_n$	Gama de deformação nominal
$\Delta \sigma_n$	Gama de tensão nominal
$h_c$	Expoente de encruamento cíclico
$D_i$	Dano associado ao bloco de carregamento
$H_c$	Coefficiente de encruamento cíclico
$K_t$	Fator de concentração de tensão
$K_t^1$	Fator de concentração de tensão tipo 01
$K_t^2$	Fator de concentração de tensão tipo 02
$K_\varepsilon$	Fator local de concentração de deformação
$K_\sigma$	Fator local de concentração de tensão
$N_{linear}$	Número de ciclos de um bloco.
$N_t$	Vida de transição entre regime plástico e elástico
$S_R$	Tensão de Ruptura
$\bar{d}$	Diâmetro médio medido
$n_i$	Número de ciclos de um bloco
$s_o$	Desvio padrão estimado
$\bar{x}$	Valor médio
$\varepsilon_R$	
$\varepsilon_c$	Coefficiente de Coffin Manson plastico
$\sigma_1, \sigma_2 \text{ e } \sigma_3$	Tensão normal nas principais direções
$\sigma_R$	Limite de Ruptura
$\sigma_c$	Coefficiente de Coffin Manson elástico
$\sigma_{compressão}$	Tensão em compressão
$\sigma_n$	Tensão nominal
$\sigma_{tração}$	Tensão em tração
$\Delta \varepsilon$	Gama de deformação
$\Delta \sigma$	Gama de tensão
$h$	Expoente de encruamento
$A$	Alongamento
$ASTM$	American Society for Testing and Materials
$Al$	Alumínio
$C$	Constante baseada no nível d confiabilidade desejado
$CM$	Coffin Manson

<i>CP</i>	Corpo de Prova
<i>Cu</i>	Cobre
<i>D</i>	Dano
<i>DE</i>	Diâmetro externo
<i>E</i>	Modulo de Elasticidade
<i>F</i>	Força
<i>Fe</i>	Ferro
<i>H</i>	Coefficiente de encruamento
<i>HB</i>	Dureza Brinell
<i>MTS®</i>	MTS Systems Corporation
<i>Mg</i>	Magnésio
<i>Mn</i>	Manganês
<i>N</i>	Vida a fadiga
<i>NA</i>	Não aplicável
<i>NBR</i>	Norma Brasileira
<i>Nb</i>	Número de ciclos dado um histórico de carregamento de amplitude variável
<i>RA</i>	Redução de área
<i>RO</i>	Ramberg Osgood
<i>SE</i>	Tensão de escoamento do material
<i>SN</i>	Método de previsão de vida à fadiga
<i>Si</i>	Silicio
<i>Ti</i>	Titanio
<i>b</i>	Expoente de Coffin Manson elástico
<i>c</i>	Expoente de Coffin Manson plástico
<i>e</i>	erro aceitável
<i>i</i>	Índice indica o nível de carga em bloco
<i>n</i>	Tamanho de Amostra
<i>s</i>	Desvio padrão
$\gamma$	Fator de sensibilidade a carga média
$\varepsilon$	Deformação
$\varepsilon N$	Método de previsão de vida à fadiga
$\sigma$	Tensão

“Um livro, uma caneta, uma criança e um  
professor podem mudar o mundo.”  
Malala Yousafzai



# 1. INTRODUÇÃO

A estimativa de vida de uma peça é uma variável fundamental para assegurar a confiabilidade de um componente no período descrito como vida útil operacional. Ou seja, durante um determinado número de ciclos esse não deve apresentar falha, uma vez que os parâmetros considerados inicialmente tenham sido mantidos.

Ao considerarmos a fadiga como modo de falha, existem diferentes modelos de projetos que podem ser utilizados segundo as características de aplicação, baseados nos seguintes critérios: vida infinita, vida segura, falha segura e dano aceitável. Para cada critério aplica-se um tipo de método de concepção à fadiga, respectivamente  $SN$ ,  $\varepsilon N$  e  $\frac{da}{dN}$ . No caso da concepção de um projeto à fadiga baseado no método  $\varepsilon N$ , relativamente novo em comparação com o  $SN$ , a estratégia é conceber um componente capaz de resistir a um número de ciclos pré-determinado, permitindo assim que o mesmo seja substituído ou que o sistema seja reparado antes da falha.

Fundamentado nas equações de Coffin-Manson e Ramberg Osgood, ele é baseado na premissa que a vida a fadiga é governada pela deformação plástica. Ao contrário do modelo baseado em  $SN$ , aplicado a situações que envolvem deformações primariamente elásticas, o método de  $\varepsilon N$  envolve menos variáveis a serem consideradas para a estimativa de vida à fadiga, porém apresentam várias abordagens para a definição das constantes que regem as suas equações.

Desde seu surgimento nos anos de 1960 várias estimativas para determinar as constantes da curva de Coffin-Manson foram propostas, de forma geral associadas com propriedades mecânicas do material de fácil obtenção, como resistência a ruptura, dureza e módulo de escoamento. Contudo, essas relações como demonstrado por Meggiolado e Castro (1) não apresentam uma correlação satisfatória, o que tende a gerar uma baixa confiabilidade na vida prevista com base nessas constantes.

Dessa forma o presente trabalho tem como objetivo determinar experimentalmente a vida à fadiga de espécimes com concentradores de tensão sob carregamento de amplitude variável e traçar uma comparação com as vidas previstas usando os parâmetros de Coffin-Manson e Ramberg Osgood medidos e estimados segundo os modelos de estimativa das constantes.

## 2. REFERENCIAL TEÓRICO

### 2.1. Plasticidade

Plasticidade pode ser definida como a capacidade de deformação permanente de um material. Característica necessária em inúmeras aplicações baseadas em processo de conformação, como laminação, estampagem, estriamento, trefilação, etc.

A deformação de um material apresenta as fases plástica e/ou elástica. Na fase elástica a deformação é proporcional a carga aplicada. Após o descarregamento é verificado a ausência da mesma. Contudo, ultrapassada essa fase o material deforma-se permanentemente.

A forma convencional pela qual a relação tensão e deformação era descrita contemplava apenas dois parâmetros o módulo de elasticidade e a tensão de escoamento. Contudo, a não ser que o material apresentasse comportamento perfeitamente plástico, observado na figura 2-1, ou seja, após atingir a tensão de escoamento escoasse indefinidamente sob tensão constante, essa relação não é adequada. Portanto, contemplar o comportamento não linear após a fase elástica, caracterizado pelo encruamento do material, se faz necessário.

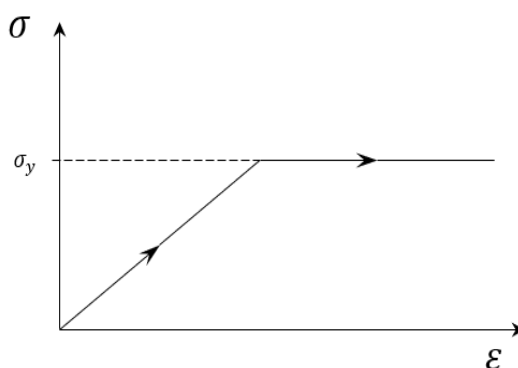


Figura 2-1 Material Perfeitamente Plástico, gráfico de tensão vs deformação.

A relação de Ramberg-Osgood, equação 1.1, descreve o comportamento não

linear da curva tensão-deformação. Ela é baseada em três parâmetros, são eles: o módulo de elasticidade,  $E$ , e as constantes  $H$  e  $h$ , que descrevem o encruamento do material. Por se tratar de um modelo com poucos parâmetros e apresentar boa resposta para ligas de alumínio e outros metais é comumente utilizado.

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{H}\right)^{1/h} \quad 1.1$$

### 2.1.1. Encruamento

Define-se encruamento como o aumento na resistência de um material oriundo de uma deformação, o que acarreta perda de ductilidade. Portanto, após sofrer uma deformação plástica a quantidade de deformação que um material metálico pode sofrer antes da sua fratura é limitada, uma vez que houve “perda” de plasticidade. Esse comportamento pode ser exemplificado pelos efeitos da deformação nas propriedades relacionadas na figura 2-2.

O processo de encruamento pode ser explicado da seguinte forma. Um determinado carregamento  $S_1$  aplicado à um componente que exceda o limite de escoamento do material desse gera uma deformação permanente, ou seja, mesmo após a carga ser retirada, as alterações na microestrutura e geometria ainda são identificadas. Entretanto, ao aplicarmos outro carregamento no mesmo corpo, uma nova deformação plástica só será efetuada se o carregamento imposto exceder não o limite de escoamento do material, mas a carga  $S_1$  anteriormente imposta. O que demonstra que a deformação prévia causou uma elevação na resistência do material, o tornando, por conseguinte menos dúctil.

Esse aumento deve-se a densidade de discordâncias resultante do processo que leva a deformação do espécime. Ao aplicar uma tensão superior ao limite de escoamento elevamos a densidade de discordância previamente existente. Em geral um metal com pequena densidade apresenta  $10^6 \text{ cm}$  de linha de discordância por centímetro cúbico de material, após o encruamento esse valor é elevado a um valor próximo de  $10^{12} \text{ cm}$  por metro cúbico (2).

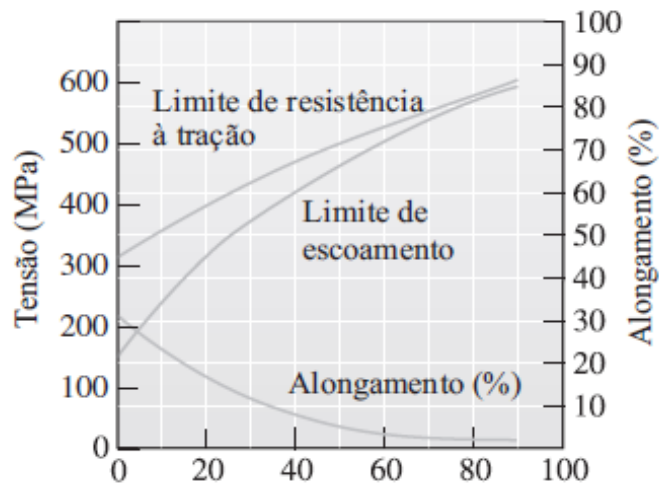


Figura 2-2 Efeito do trabalho a frio sobre as propriedades mecânicas do cobre (3).

### 2.1.1. Modelamento de encruamento

Entretanto, sob a influência de carregamentos cíclicos os materiais podem sofrer diferentes tipos de comportamento. São eles encruamento cíclico, amolecimento cíclico, comportamento misto ou ainda constante (4). Sendo que os efeitos de amolecimento e/ou encruamento tendem a estabilizar após o decorrer de alguns ciclos.

A explicação física para o amolecimento ou endurecimento cíclico é igualmente fundamentada na densidade de discordância da estrutura do material e na sua capacidade de recuperação, ou seja, no rearranjo formado na microestrutura após uma deformação.

Um material que inicialmente é “mole” apresenta baixa densidade de discordância, essa durante deformação plástica cíclica aumenta rapidamente. Esse aumento repentino causa um endurecimento que depende da deformação adquirida ciclo a ciclo, por isso é denominado de encruamento cíclico. Já um material inicialmente encruado, por um processo de conformação a frio, por exemplo, que possui alta densidade de discordância, durante a decorrência do carregamento cíclico sofre um rearranjo macroestrutural, ocasionando uma drástica redução da densidade de discordância, o que caracteriza o amolecimento cíclico do mesmo, uma vez que essa diminuição é dependente do carregamento alternado.

Para identificar esse processo de amolecimento ou endurecimento considere

a figura 2-3. Ao observá-la, nota-se que para o cenário onde o controle cíclico é feito com base na deformação o endurecimento ou amolecimento é constatado por meio da variação de amplitude da tensão. Quando a gama de tensão  $\Delta\sigma$  necessária para produzir uma deformação fixa decresce em comparação com o valor da curva monotônica, esse material está experimentando amolecimento cíclico. Sendo o efeito inverso, aumento da gama de tensão, indicativo de endurecimento (4).

Smith, Hirschberg e Manson (5) (4), apontam que em geral a instabilidade cíclica dura aproximadamente vinte por cento da vida em fadiga de um espécime. Ou seja, em um teste que visa determinar a vida em fadiga de um espécime, onde a deformação é a variável de controle, será observado após o período de instabilidade que a amplitude da gama de tensão permanece constante.

Diferente do comportamento apresentado quando o controle é feito pela gama de deformação, o controle pela carga pode se mostrar instável quando o material amolecer ciclicamente.

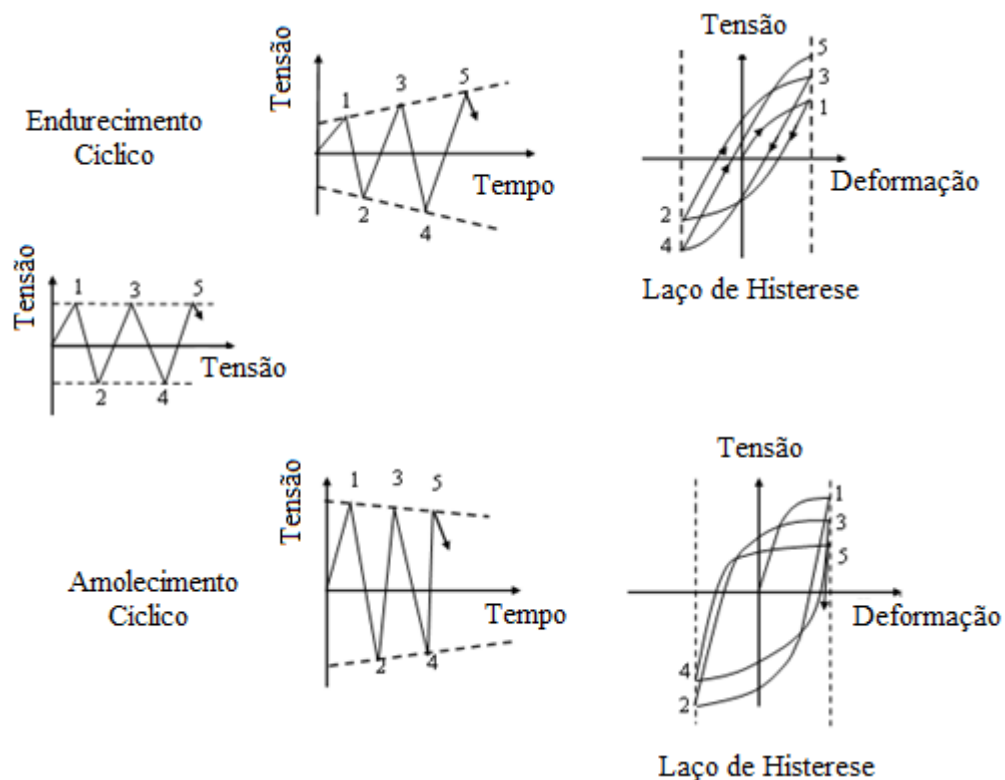


Figura 2-3 Representação do comportamento de endurecimento e amolecimento cíclico (6).

### 2.1.2. Modelagem do efeito cíclico.

As regras de encruamento cíclico podem ser classificadas em duas categorias. Endurecimento isotrópico e cinemático (anisotrópico). Ambos os casos partem do princípio do conceito de superfície de escoamento ou plano de escoamento. Superfície de escoamento constitui uma representação gráfica no espaço das tensões cujo entorno delimita os limites para que haja escoamento. Tomando o critério de Tresca, segundo a figura 2-4, temos um exemplo de superfície de escoamento definida em duas dimensões, a qual permite visualizar graficamente os limites tensionais entre o regime elástico e plástico (7).

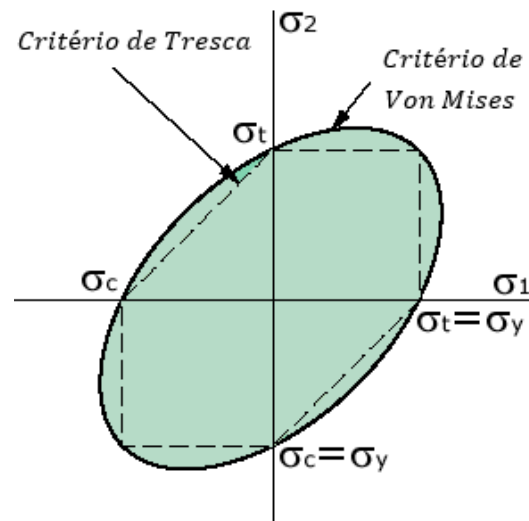


Figura 2-4 Superfície de Escoamento relacionada ao critério de Tresca e Von Mises (8).

No caso do encruamento cinemático ou anisotrópico, figura 2-5, não há variação da forma e/ou tamanho, apenas quanto a posição. O que indica variação na tensão de escoamento de um material em carga e descarga, ao contrário do que ocorre no cenário isotrópico. Não obstante a diferença entre ambas,  $\sigma_{tração} - \sigma_{compressão}$  permanece constante e igual ao dobro da tensão de escoamento (7).

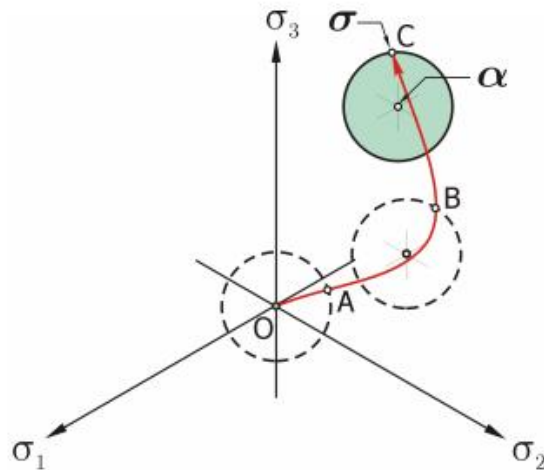


Figura 2-5 Endurecimento Cinemático (8).

Grande parte dos modelos usados atualmente, para modelar o encruamento, assumem que não há variação na geometria da superfície de escoamento, apenas expansão ou contração da mesma. Esse conceito define a regra de encruamento denominada encruamento isotrópico. Quando o material encrua a área da superfície de escoamento aumenta ao passo que quando o mesmo sofre amolecimento ocorre uma redução, ambos os casos são expressos na figura 2-6. Um dos modelos que se enquadra nessa categoria é o de Ramberg-Osgood, que pode modelar esse efeito alterando-se o coeficiente e expoente que modelam a curva monotônica para seus valores cíclicos,  $H_c$  e  $h_c$ , conforme equação 2.2.

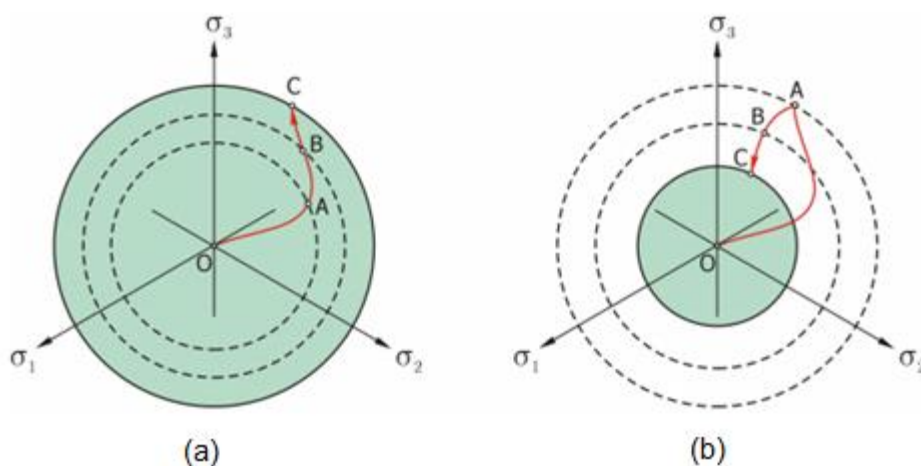


Figura 2-6 Endurecimento e amolecimento isotrópico, respectivamente caso (a) e (b) (8).



Entretanto, deve ser ressaltado que após sofrer deformação permanente o material apresenta memória de forma, logo a equação de Ramberg-Osgood deve contemplar o efeito de três estágios, o monotônico, o transiente e o cíclico.

Contudo, nesse estudo será utilizada a forma simplificada, ou seja, será desconsiderado o regime transiente. Logo o coeficiente e expoente cíclicos são determinados a partir dos laços de histerese estabilizados.

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \left( \frac{\sigma}{H_c} \right)^{1/h_c} \quad 2.2$$

Vale ressaltar que a equação 2.2 também pode ser representada com base na gama de deformação e tensão, eq 2.3.

$$\Delta\varepsilon = \frac{\Delta\sigma}{E} + 2 \left( \frac{\Delta\sigma}{2H_c} \right)^{1/h_c} \quad 2.3$$

## 2.2. Comportamento de Masing

Conforme descrito anteriormente o encruamento isotrópico é caracterizado pela uniformidade nas características de escoamento em tração e compressão. Esse comportamento pode ser observado nos laços de histerese e recebe a denominação de Masing.

O comportamento caracterizado como Masing (4) (9) é evidenciado pela similaridade geométrica do laço de histerese da sequência de carregamento e descarregamento. Segundo Masing ao alocarmos os laços estabilizados correspondentes a diferentes níveis de deformação sob uma mesma origem a parte superior dos laços formam a curva de tensão deformação cíclica, como exemplificado na figura 2-7, o que demonstra que as características de escoamento dos laços são iguais. Diferente de quando o material é dito não Masing como apresentado na figura 2-8.

Contudo, deve-se a tentar para dois cenários que induzem a caracterização incorreta do material. Determinados materiais sob carregamento de carga variável podem apresentar laços que exibem o comportamento de Masing, levando a uma

falsa caracterização desse. Esse fato deve-se a microestrutura e função de densidade, características de escoamento, não apresentarem variação significativa ciclo a ciclo, como no caso de um carregamento completamente reverso.

O inverso é verdadeiro. Um material pode ser erroneamente caracterizado como não Masing. Caso o material apresente alguma descontinuidade as características de escoamento não são uniformes durante tração e compressão. Por isso, é possível observar a perda de estabilidade dos laços a partir do momento em que ocorre a nucleação de uma trinca.

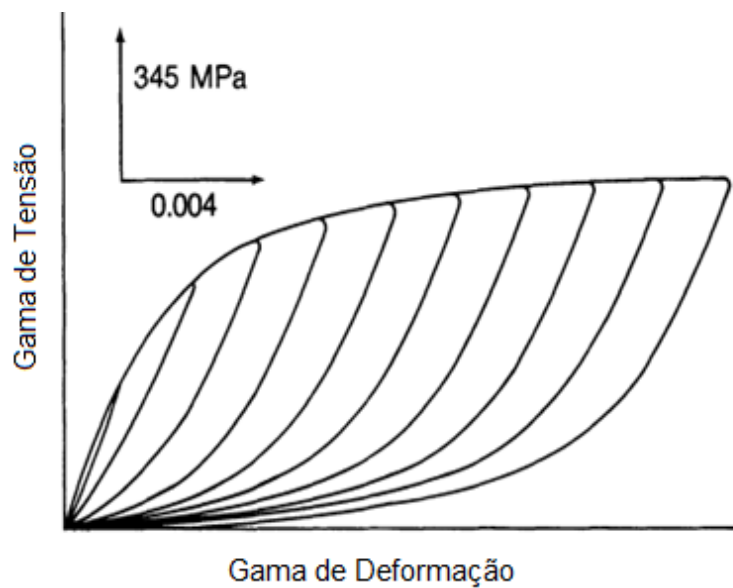


Figura 2-7 Comportamento tipo Masing do Aço AISI 304 (4).

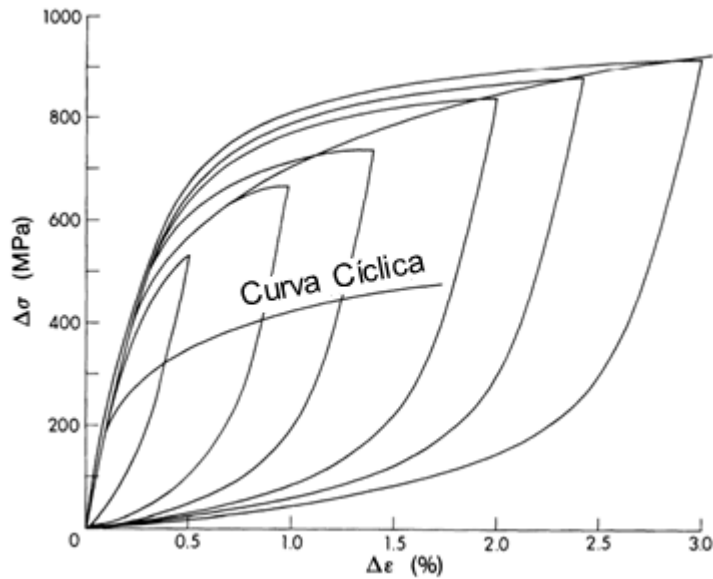


Figura 2-8 Descrição de Comportamento Não-Masing. Laços de histerese estabilizados e curva de tendência descrita segundo os pontos de máximo do histórico de carregamento de cada corpo de prova (4).

### 2.3. Equação de Coffin Manson

O comportamento de endurecimento e/ou amolecimento cíclico são fatores que devem ser incorporados ao realizar-se a estimativa de vida à fadiga de um componente. Segundo o método clássico de  $\epsilon N$  esse aspecto do comportamento do material sob cargas cíclicas é levado em consideração ao relacionar-se a equação de Coffin-Manson, eq 2-5, e a equação de Ramberg-Osgood. Contudo, a sequência de eventos e a transição entre a fase monotônica e a cíclica é desconsiderada, assim como o impacto na variação de temperatura na estimativa da vida em fadiga.

Segundo os estudos de Coffin e Manson, conduzidos de forma independente, na década de cinquenta, o número de ciclos necessário para a fratura pode ser relacionado a amplitude de deformação plástica segundo equação eq 2.4.

$$\frac{\Delta \epsilon}{2} = \epsilon_c (2N)^c \quad 2.4$$

Ao considerar a equação de Basquin e o fato de a deformação total é composta pelos termos elásticos e plásticos, as equações 2.4 e 2.5 podem ser combinadas. Desse modo é possível estabelecer uma relação geral, representada pela eq 2.6, conhecida como equação de Coffin-Manson ou Coffin-Manson-Basquin.

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma_c(2N)^b \quad 2.5$$

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\sigma_c}{E}(2N)^b + \varepsilon_c(2N)^c \quad 2.6$$

onde,

$\frac{\Delta\varepsilon}{2}$ , amplitude de deformação;

$N$ , vida em ciclos;

$E$ , modulo de Young;

$\sigma_c$  e  $\varepsilon_c$ , coeficientes elástico e plástico, respectivamente;

$b$  e  $c$ , expoentes elástico e plástico, respectivamente.

A representação gráfica da curva de Coffin-Manson, modelada pela equação 2.6, pode ser observada na figura 2-9. Assim como, a representação dos termos elástico e plástico, que a compõem, de forma independente, o que permite observar a influência de cada um na curva de Coffin-Manson em função do número de ciclos. Nota-se que à medida que o número de ciclos é reduzido maior a influência da parte plástica na curva  $\varepsilon N$ . A parte elástica por sua vez é predominante para números de ciclos mais elevados. Essa característica leva a denominação dos regimes governados pela deformação elástica e plástica em longa e curta duração respectivamente. Sendo que a transição entre ambos é marcada pelo ponto  $N_t$ . Nesse ponto a vida segundo a equação de Basquin e de Coffin-Manson é a mesma (9)(10) e pode ser expressa pela eq 2.7.

$$2N_t = \left( \frac{\varepsilon_c E}{\sigma_c} \right)^{\frac{1}{(b-c)}} \quad 2.7$$

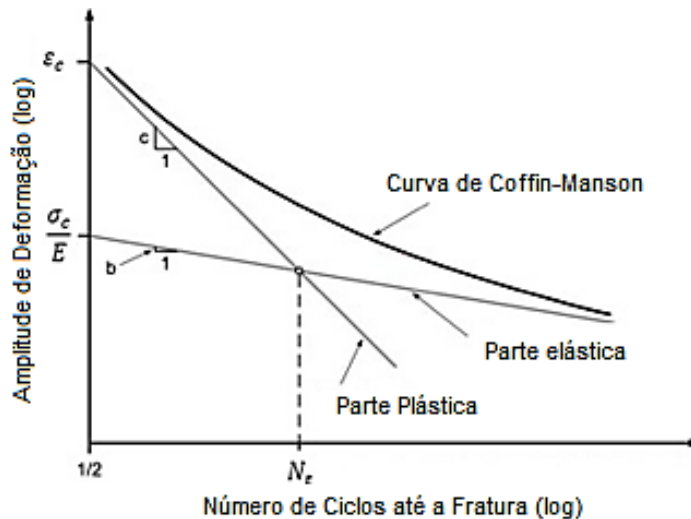


Figura 2-9 Curva  $\varepsilon N$  (11).

### 2.3.1. Constantes.

As constantes de Coffin-Manson podem ser estimadas por diferentes metodologias, que foram propostas ao longo de décadas, como Manson, Morrow e Muralidharan-Manson. Em sua maioria os modelos relacionam os parâmetros da equação de Coffin-Manson (CM) com propriedades mecânicas de fácil obtenção, como dureza, resistência a tração, módulo de elasticidade e alongamento. A obtenção dessas constantes não demanda um amplo campo amostral, uma vez que os dados não apresentam grande dispersão e para obtê-los não é necessária uma grande variedade de ensaios. Ao conduzir o ensaio de tração e dureza é possível medir todas as propriedades de interesse.

Os principais modelos para estimar os parâmetros de Coffin-Manson, estão dispostos nas tabelas 2-1 e 2-2. Nessa pesquisa serão utilizados os modelos de Manson, Muralidharan-Manson, Bäuml-Seeger e Meggiolaro-Castro. Esses modelos foram selecionados baseado nos seguintes critérios: independência com relação ao expoente e constante de encruamento cíclico,  $h_c$  e  $H_c$  respectivamente, abrangência com relação ao material de estudo, Al 6351, e popularidade no meio científico.

O modelo de Muralidharan-Manson foi proposto com o objetivo aperfeiçoar o modelo de Manson, que assume que os expoentes  $b$  e  $c$  possuem valores válidos para qualquer tipo de material. Essa conclusão foi baseada na avaliação, realizada

por Manson, de 69 metais. Muralidharan-Manson, entretanto, reconhece a influência da ductilidade nas constantes.

Bäumel-Seeger diferente dos anteriores apresenta duas versões, um modelo que contempla aço e suas ligas e outro aplicável a ligas de alumínio e titânio. Pode ser considerado o modelo pioneiro ao realizar a distinção entre os tipos de materiais. No caso dos aços as constantes resultantes são próximas as obtidas pelo modelo de Manson, entretanto diverge ao quanto os parâmetros de CM aplicados para ligas de alumínio. Os valores obtidos segundo o modelo de Bäumel-Seeger (Al) são menores do que os estimados por Mason.

Meggiolaro e Castro (9) (12), cientes das divergências apresentadas entre os modelos e as vidas estimadas com base neles conduziram um estudo com o objetivo de avaliar a compatibilidade das constantes com os parâmetros pelas quais são estimadas. Para tanto usou-se o recurso de um banco de dados formado a partir dos dados existentes na literatura, formado por 724 aços, 81 ligas de alumínio, 15 ligas de titânio, 9 ligas de níquel e 16 ferros fundidos.

Estimativa	$\sigma_c$	$\epsilon_c$
Morrow (1965)	-	-
Manson (1965)	$1,9S_R$	$0,76[\ln(1/1 - RA)]^{0,6}$
Manson 4 pontos	$1,25[S_R(1 + \epsilon_R)]2^b$	$\frac{0,125}{20^c}[\ln(1/1 - RA)]^{3/4}$
Mitchell	$S_R + 345MPa$	$\epsilon_R$
Muralindhran-Manson	$0,62E \left(\frac{S_R}{E}\right)^{0,83}$	$0,0196(S_R/E)^{-0,53}[\ln(1/1 - RA)]^{0,155}$
Bäumel-Seeger (aços)	$1,5S_R$	$0,59 \text{ se } S_R/E \leq 0,003 \text{ ou } (0,812 - 74) S_R/E$
Bäumel-Seeger (Al, Ti)	$1,67S_R$	0,35
Ong	$S_R(1 + \epsilon_R)$	$\epsilon_R$
Roessle-Fatemi	$4,25HB + 225MPa$	
Medianas (aços)	$1,5S_R$	0,45
Medianas (Al, Ti)	$1,9S_R$	0,28

Tabela 2-1 Relação de estimativas das constantes da equação de CM (12).

Estimativa	$b$	$c$
Morrow (1965)	$h_c / ((1 + 5h_c))$	$-1/(1 + 5h_c)$
Manson (1965)	-0,12	-0,6
Manson 4 pontos		
Mitchell	$\frac{\log(0,36S_R/\sigma_R)}{5,6}$	$\frac{1}{3} \log \frac{0,0066 - \sigma_c(2 \times 10^4)^b/E}{0,239\{\ln[1/(1 - RA)]\}^{3/4}}$
Muralindhran-Manson	$\frac{1}{6} \log \frac{0,5S_R}{S_R + 345}$	-0,6 ( <i>ductil</i> ) ou -0,5 ( <i>resistente</i> )
Bäumel-Seeger (aços)	-0,09	-0,56
Bäumel-Seeger (Al, Ti)	-0,087	-0,58
Ong	-0,095	-0,69
Roessle-Fatemi	$\frac{1}{6} \log \frac{(S_R/E)^{0,81}}{6,25\sigma_R/E}$	$\log \frac{0,0074 - [\sigma_c(10^4)^b/E]}{2,074\epsilon_R^4}$
Medianas (aços)	-0,09	-0,56
Medianas (Al, Ti)	-0,11	-0,66

Tabela 2-2 Relação de estimativas dos expoentes da equação de CM (12).

Ao avaliar, por exemplo, a relação proposta por Morrow para estimar os expoentes  $b$  e  $c$ , Meggiolaro e Castro demonstraram que a correlação proposta não é adequada, pois os dados experimentais não seguem a relação estabelecida pelo modelo, como pode ser observado na figura 2-10. Esse cenário, entretanto, não é exclusividade do modelo proposto por Morrow, os demais também apresentam o mesmo comportamento. Apesar de relacionarem os coeficientes com características mecânicas acessíveis, o que evita dificuldades na condução do ensaio de  $\epsilon N$ , não oferecem uma correlação adequada das propriedades mecânicas com os parâmetros de Coffin-Manson (9).

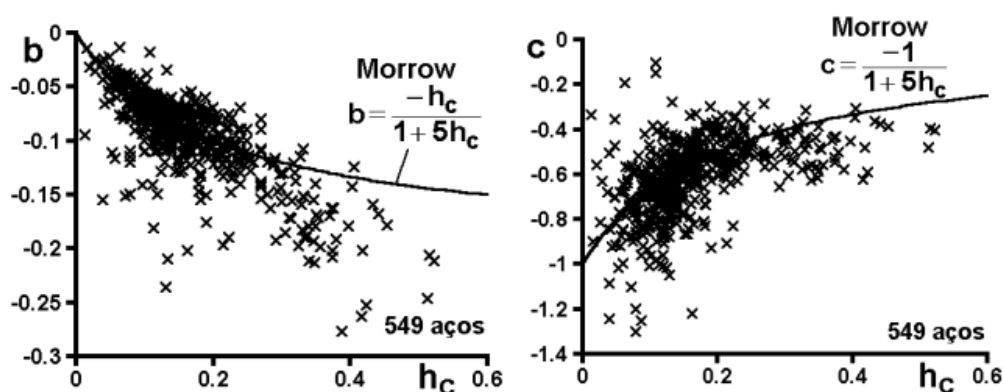


Figura 2-10 Avaliação de compatibilidade da estimativa de Morrow para  $b$  e  $c$  a partir de  $h_c$  (1).

Esse fator infelizmente se propaga para a estimativa de vida a fadiga. A figura 2-11 retrata a estimativa de vida em fadiga de aços segundo diferentes métodos para determinar os parâmetros da curva  $\epsilon N$ , em diferentes níveis de deformação. Nota-se que a previsão de vida em todos esses casos apresenta erros não conservativos.

Meggiolaro e Castro propuseram em um método alternativo aos existentes denominado modelo das medianas ou modelo de Meggiolaro-Castro. Esse modelo constitui na estimativa das propriedades com base na mediana dos dados que compõem o banco de dados anteriormente mencionado. Ao avaliar a compatibilidade entre o método proposto e as constantes observa-se na figura 2-12 que a dispersão é consideravelmente menor.

Ao reavaliar os resultados do gráfico 2-11 contemplando vidas estimadas com base nos parâmetros obtidos pelo método de Meggiolaro-Castro nota-se, figura 2-13, que as previsões tendem a ser conservativas. Entretanto, deve-se ressaltar que tanto a equação de Ramber-Osgood quanto de Coffin-Manson são equações empíricas, portanto, os valores podem variar quando comparados com os experimentais.

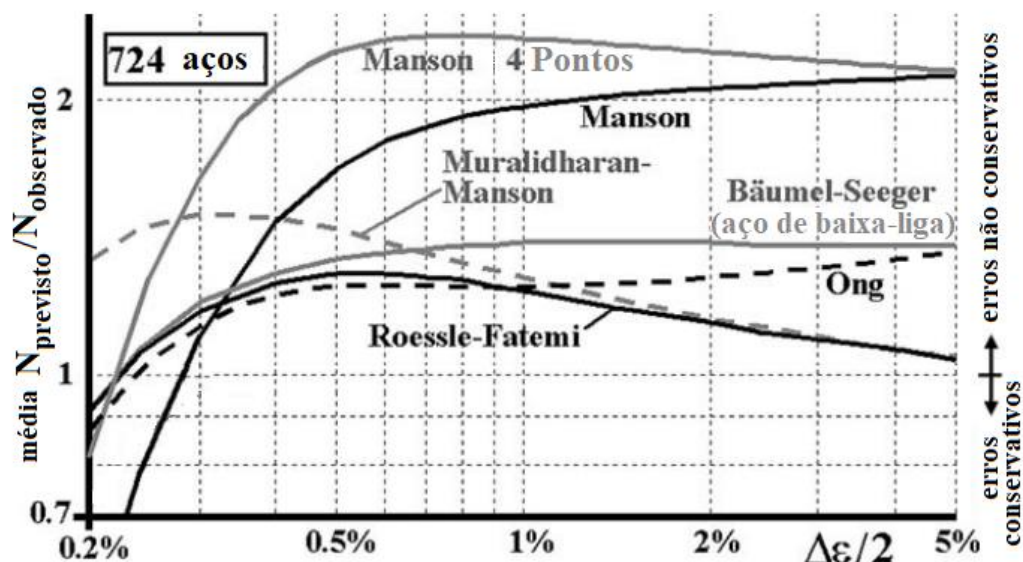


Figura 2-11 Comparativo entre médias de vidas estimadas e modelos (1).



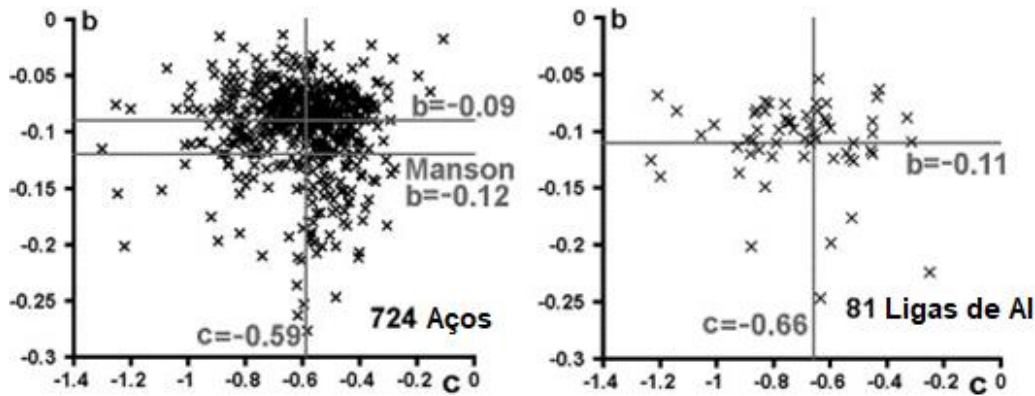


Figura 2-12 Avaliação de compatibilidade da estimativa dos Meggiolaro-Castro (Medianas) de  $b$  e  $c$  considerando uma base de 724 aços e 81 ligas de alumínio (1).

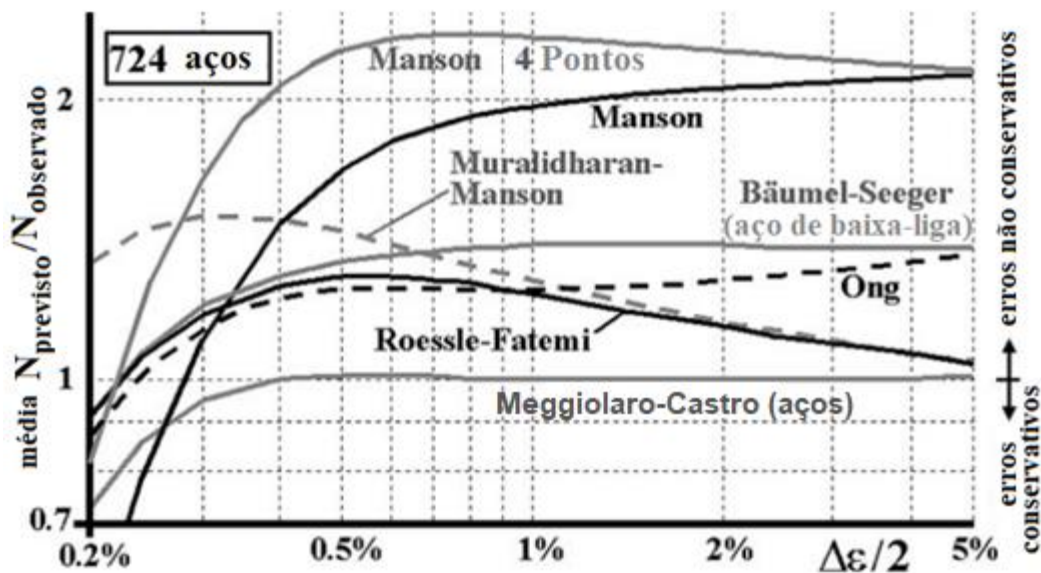


Figura 2-13 Comparativo entre médias de vidas estimadas considerando a estimativa das constantes de Coffin-Manson segundo o modelo de Meggiolaro-Castro (Medianas) (1).

### 2.3.2. Constantes de Ramberg-Osgood

Ao considerar a compatibilidade entre as equações de Ramberg-Osgood (RO) e Coffin-Manson os parâmetros de Ramberg-Osgood podem ser correlacionados com as constantes de Coffin-Manson. Dessa forma, o coeficiente  $h_c$  e  $H_c$  são expressos segundo as equações 2.7 e 2.8, respectivamente.

$$h_c = \frac{b}{c} \quad 2.7$$

$$H_c = \frac{\sigma_c}{\varepsilon_c h_c} \quad 2.8$$

## 2.4. Concentrador de Tensão

Variações geométricas como entalhes são essenciais na funcionalidade de dispositivos mecânicos, garantindo ajuste, alinhamento, fixação, etc. De modo que contemplar a concentração de tensão causada por ele se faz necessária na maioria dos problemas práticos.

Para tanto, é necessário adicionar expressões que modelem esse fator. Entre as mais comuns temos Regra Linear, Neuber (13), Neuber simplificada e Molski-Glinka (14)(15).

De forma geral o fator de concentração de tensão pode ser definido como o fator utilizado para quantificar a relação entre a tensão nominal e a tensão no entalhe. Como pode ser exemplificado na equação 2.9, denominada de Regra Linear (10). Ao considerar a gama de tensão essa equação pode ser reescrita conforme observa-se na equação 2.30.

$$K_t = \frac{\sigma}{\sigma_n} \quad 2.29$$

$$K_t = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\sigma_n} \quad 2.30$$

Neuber por sua vez estabelece que o fator de concentração de tensão é igual a média geométrica dos fatores locais de concentração de tensão e deformação, conforme expresso na equação 2.31.

$$K_t^2 = K_\varepsilon K_\sigma \quad 2.31$$

Onde,

$$K_\varepsilon = \frac{\Delta\varepsilon}{\Delta\varepsilon_n}, \text{ fator local de concentração de deformação}$$

$K_\sigma = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\sigma_n}$ , fator local de concentração de tensão.

A equação de Neuber pode ser simplificada quando pressupõem se um comportamento elástico dominante. Nesse caso a regra de Neuber pode ser associada a lei de Hooke, eq 2.33, dessa maneira obtém-se a versão denominada regra de Neuber Simplificada, descrita segundo a equação 2.34.

$$K_t^2 = \frac{\Delta\sigma\Delta\varepsilon}{\Delta\sigma_n\Delta\varepsilon_n} \quad 2.32$$

$$\Delta\sigma_n = E\Delta\varepsilon_n \quad 2.33$$

$$(K_t\Delta\sigma_n)^2 = \Delta\sigma\Delta\varepsilon E \quad 2.34$$

Em termos de estimativa da vida à fadiga o procedimento não é direto, ou seja, é necessária uma solução numérica. O processo consiste em, de posse da tensão nominal, determinar a tensão equivalente sob influência do concentrador de tensão e pôr fim a gama de deformação. Com base na qual é possível obter a estimativa de vida segundo a equação de Coffin Manson.

O conceito de Molski-Glinka (9), por sua vez, baseia-se na energia de deformação. Segundo eles a energia de deformação associada ao entalhe e a tensão nominal não variam mediante ao escoamento. Molski e Glinka fundamentaram esse modelo ao avaliarem diferentes tipos de materiais e entalhes e constatarem que o fator de concentração poderia ser descrito pela equação 2.35, onde:

$E_D$ , Energia de deformação relacionada a região do entalhe

$E_{Dn}$ , Energia de deformação relacionada a tensão nominal

$$K_t^2 E_{Dn} = E_D \quad 2.35$$

#### **2.4.1. Formulação da estimativa de vida segundo as regras de concentração de tensão.**

Para exemplificar a formulação da estimativa de vida em fadiga segundo o

método  $\varepsilon N$ , aplicado à um componente mecânico entalhado será considerado a regra de Neuber na sua forma geral.

A regra de concentração de tensão escolhida é utilizada para estabelecer a influência do entalhe na gama da carga nominal  $\Delta\sigma_n$ . O que pode ser realizado ao relacionar a regra de concentração a equação de Ramberg-Osgood. Dessa forma tem-se o sistema expresso pelas equações 2.36, 2.37 e 2.38, cuja solução leva a gama de tensão e deformação no entalhe.

$$\Delta\varepsilon = \frac{\Delta\sigma}{E} + 2 \left( \frac{\Delta\sigma}{2H_c} \right)^{1/h_c} \quad 2.37$$

$$\Delta\varepsilon_n = \frac{\Delta\sigma_n}{E} + 2 \left( \frac{\Delta\sigma_n}{2H_c} \right)^{1/h_c} \quad 2.38$$

$$K_t^2 = \frac{\Delta\sigma\Delta\varepsilon}{\Delta\sigma_n\Delta\varepsilon_n} \quad 2.39$$

A solução desse sistema leva a equação 2.40, que ao ser solucionada de forma numérica fornece a gama de tensão no entalhe  $\Delta\sigma$ . O que possibilita determinar  $\Delta\varepsilon$ . De posse da deformação é possível estimar a vida em fadiga associada segundo a equação de Coffin-Manson.

$$K_t^2 \Delta\sigma_n \left[ \frac{\Delta\sigma}{E} + 2 \left( \frac{\Delta\sigma_n}{2H_c} \right)^{1/h_c} \right] = \Delta\sigma \left[ \frac{\Delta\sigma}{E} + 2 \left( \frac{\Delta\sigma}{2H_c} \right)^{1/h_c} \right] \quad 2.40$$

O mesmo processo é realizado ao adotar-se a regra simplificada de Neuber. Nesse caso a equação resultante do sistema, formado pelas equações 2.41 e 2.42, é expressa pela eq 2.43.

$$\Delta\varepsilon = \frac{\Delta\sigma}{E} + 2 \left( \frac{\Delta\sigma}{2H_c} \right)^{1/h_c} \quad 2.41$$

$$(K_t \Delta\sigma_n)^2 = \Delta\sigma \Delta\varepsilon E \quad 2.42$$

$$(K_t \Delta\sigma_n)^2 = \Delta\sigma^2 + 2E \left( \frac{1}{2H_c} \right)^{1/h_c} \Delta\sigma^{\frac{(h_c+1)}{h_c}} \quad 2.43$$

Contudo, ao utilizar a forma simplificada de Neuber em conjunto com Coffin-Manson, para a estimar a vida à fadiga, uma inconsistência conceitual é realizada. A incoerência reside no fato da formulação de Neuber na forma simplificada ser baseada no comportamento elástico puro, ao passo que a equação de Coffin-Manson não reconhece esse tipo de comportamento. Em geral quando  $\Delta\sigma_n \ll 2SE$  a modelagem apresenta resultados satisfatórios, uma vez que o regime predominante é elástico. Logo para os casos onde o comportamento plástico é protagonista é recomendado usar a equação de Neuber em sua forma completa (9).

A utilização da regra de Molski-Glinka (MG) e linear seguem os exemplos anteriores. Entretanto, as previsões realizadas considerando a equação de MG são menos conservativas em comparação com as obtidas pela Regra linear, porém conservativas com relação a Neuber.

### 3. QUALIFICAÇÃO DE MATERIAL

Devido suas propriedades físicas e mecânicas o alumínio é um material empregado em diversos setores. Ligas de alumínio com elementos apropriados, podem resistir a corrosão causada por água, sal e demais fatores ambientais, como por exemplo a liga 6351. As ligas são classificadas em séries, de acordo com a sua composição. As ligas pertencentes a série 6xxx, caso da liga 6351, contem silício e magnésio, apresentando características de boa conformabilidade, soldabilidade e resistência a corrosão (16).

Como pode ser observado na figura 3-1, a liga mencionada é aplicada na indústria de petrolífera, especificamente para o transporte de óleo. Logo avaliar as propriedades cíclicas e de fadiga de baixo ciclo para esse material, que assim como as demais ligas de alumínio não possuem um amplo banco oriundos de ensaios, torna-se atraente.

Diante dessa perspectiva e do fato da escassez de dados acerca de fadiga na literatura, em comparação com aços, o material escolhido para a realização desse estudo é a liga de alumínio 6351 T6<sup>1</sup>, cuja composição química é dada pelos seguintes elementos, em porcentagem, 0.45 Mn, 1Si, 0.1Cu, 0.210 Fe, 0.5 Mg, 0.02Ti e 97.790 Al.

---

<sup>1</sup> Tipo de tratamento térmico, que tende a alterar as seguintes propriedades mecânicas, dureza, alongamento e resistência a corrosão. onde o material é solubilizado e envelhecido naturalmente até uma condição estável.

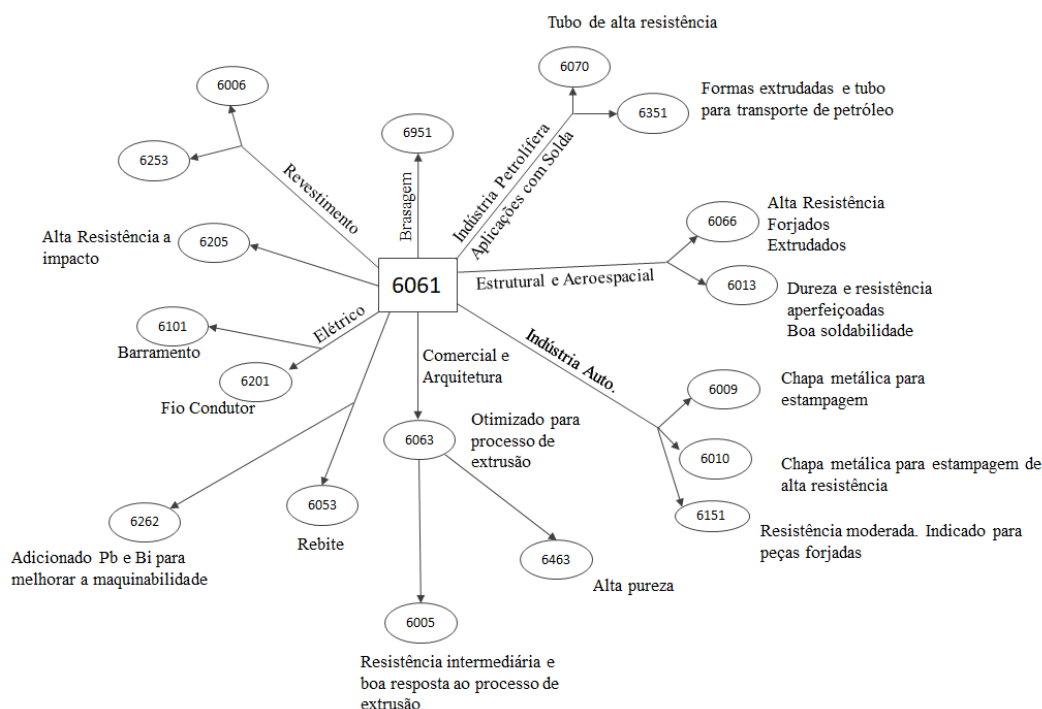


Figura 3-1 Campo de aplicação ligas de alumínio 6xxx (16).

Para determinar os parâmetros de Coffin-Manson serão considerados dois cenários, modelos de estimativa disponíveis na literatura e método experimental. Os modelos utilizados nesse trabalho, são baseados nas seguintes propriedades mecânicas: resistência a tração, redução de área, escoamento, alongamento e dureza. Por conseguinte, para traçar o comparativo entre previsões de vida à fadiga com base nas constantes  $\epsilon N$  medidas e estimadas faz-se necessário realizar os ensaios de tração, dureza e fadiga controlada por deformação.

### 3.1. Teste de tração

Sabe-se a priori que o teste de tração da liga de alumínio SA 6351, uma vez que se trata de um material dúctil, não deve apresentar grade dispersão de resultados. De modo que é possível determinar o campo amostral desse ensaio segundo a distribuição gaussiana, também denominada de distribuição normal.

De acordo com a norma ASTM E122 (17) o campo amostral de um ensaio ou pesquisa que visa determinar características específicas de um grupo ou processo é expressa pela equação 3.1.

$$n = (C \cdot \sigma_o / e)^2 \quad 3.1$$

Onde,

$n$ , tamanho da amostra desejada;

$\sigma_o$ , estimativa prévia do desvio padrão;

$e$ , máxima diferença aceitável entre o valor, do atributo de interesse, padronizado e da amostra;

$C$ , constate baseada no nível de confiabilidade desejado.

Nota-se que um conhecimento prévio acerca do problema é desejável. Portanto, é necessária uma estimativa do desvio padrão para determinar o tamanho da amostra. Caso o valor do desvio padrão não seja conhecido pode ser realizado um ensaio piloto, obtendo assim a medida de dispersão desejada.

Essa estratégia foi adotada para estabelecer o tamanho da amostra de corpos de prova de tração necessários. Inicialmente dois corpos de prova foram testados, adotando-se o limite de tensão como propriedade mecânica de interesses,  $S_R$ . Com base no desvio padrão de  $S_R$  determinado, exposto na tabela 3-1, e na equação 3.1, obteve-se a curva  $n(e)$ , que relaciona o tamanho da amostra ao erro admissível.

Nessa avaliação foi utilizada um fator de confiabilidade  $C=3$  o que significa que a probabilidade do valor exceder o erro é de 3 em 1000. Esse valor para o fator de confiabilidade é recomendado para uso geral e prove maior confiabilidade.

Adotando como erro máximo aceitável  $e = 15MPa$ , equivalente à 4%, tem-se, portanto, que o **campo amostral deve ser composto de 3 espécimes**.

Corpo de Prova	SR [MPa]
01	359
02	377.1
<b>Dados estatísticos</b>	
<b>Desvio Padrão (<math>\sigma_o</math>)</b>	<b>9,05</b>
<b>Valor Médio (<math>\bar{S}_R</math>)</b>	<b>368,05</b>

Tabela 3-1 Avaliação campo amostral.



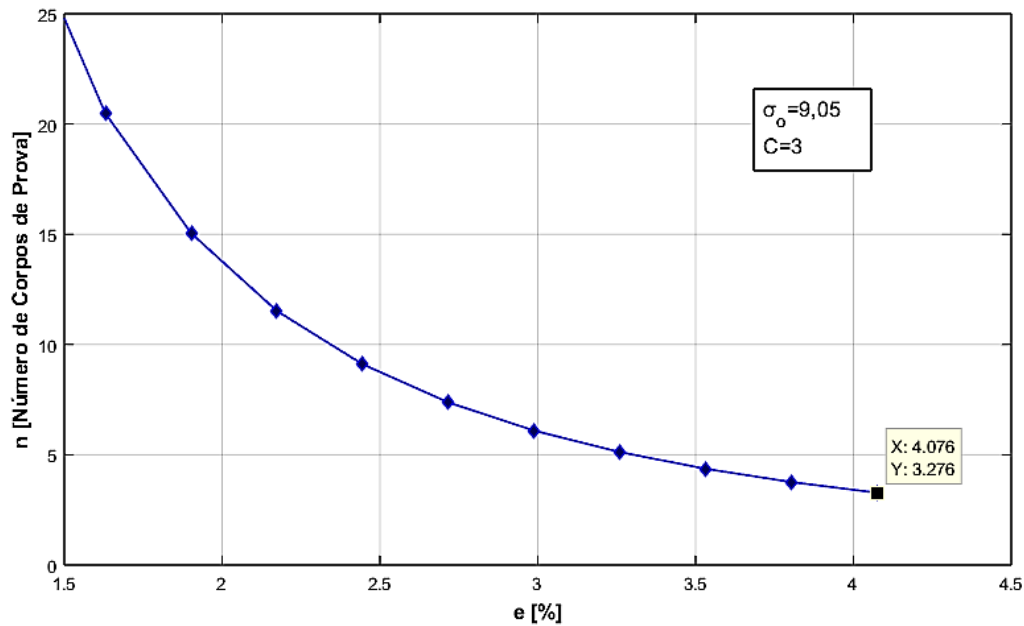


Figura 3-2 Relação entre o tamanho da amostra e o erro.

### 3.1.1. . Metodologia do ensaio de tração.

O teste de tração foi conduzido segundo as diretrizes das normas NBR ISO 6892 (18) e ASTM A370 (19) (20) em máquina de ensaios universais MTS modelo 311.11, com capacidade de carga de 1000 kN. Como mostrado na figura 3-3, a medição da deformação foi realizada por meio de um extensômetro axial, *clip gage*, modelo 623.13F-20, o qual segundo o fabricante, possui as seguintes características funcionais.

- Temperatura de operação, -100°C/150°;
- Faixa de medição, 10mm
- Deslocamento, +/-1.5mm



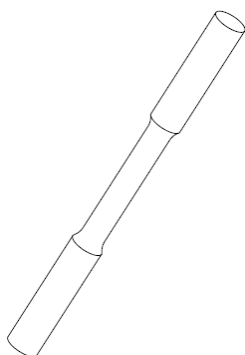
(a) Ensaio de Tração-Montagem



(b) CP 01 após ensaio.

Figura 3-3 Montagem de ensaio de tração.

As propriedades mecânicas determinadas com base nos dados levantados nos ensaios estão expressas na tabela 3-2. Deve ser ressaltado que os dados utilizados nesse trabalho correspondem a curva de tensão e deformação real expressa na figura 3-4. Para essa o módulo de elasticidade é igual à 68GPa.



CP	$\bar{d}$ (diâmetro médio) [mm]	RA	AI	$S_R$ [MPa]
01	9,0767	0,447	0.17	359
02	9,0663	0,5765	0.1887	377,1
03	9,0667	0,5621	0.2188	352,4
$\bar{x}$	9,06	0.528	0,191	362,83
$s$	0,0047	0,0579	0.0201	10,44

Tabela 3-2 Descrição geral dos resultados do ensaio de tração.

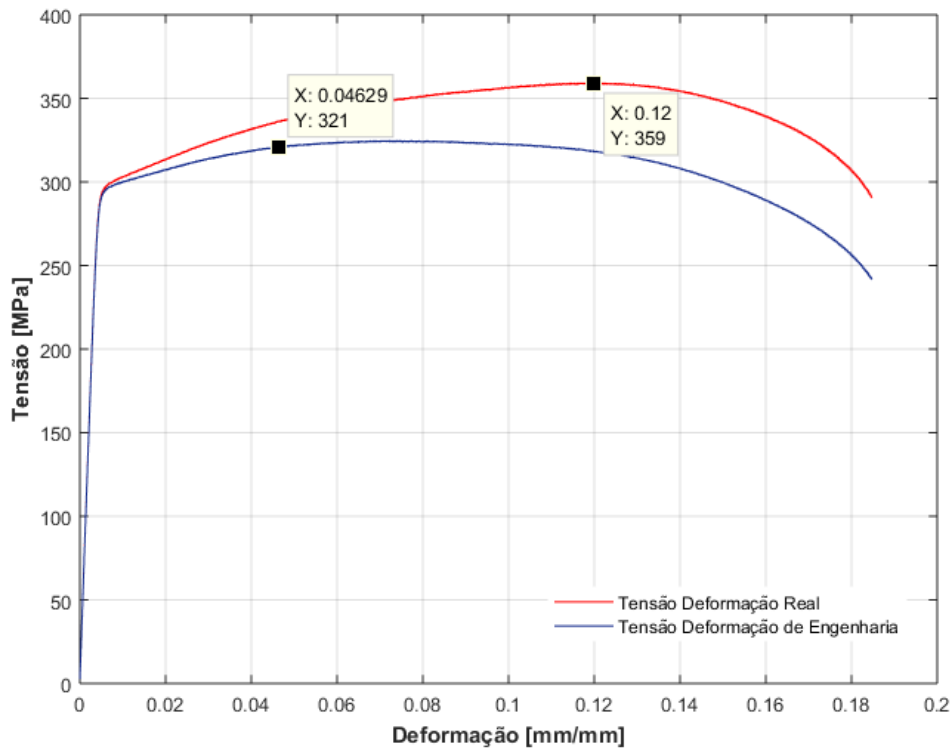


Figura 3-4 Curva  $\sigma\epsilon$  Al 6351.

### 3.2. Teste de dureza

Seguindo o mesmo procedimento utilizado para determinar o campo amostral dos espécimes de tração, determinou-se o número de pontos de medição necessários para obter a dureza do material.

Considerando o desvio padrão  $\sigma_o = 1,8$  e  $C = 3$  obtém-se o gráfico 3-6. Ao considerar  $e = 4HB \sim 4\%$  como aceitável tem-se que o campo amostral é constituído de 2 corpos de prova. Em cada corpo de prova foram realizados dois pontos de medição por meio de penetrador tipo esfera de diâmetro de 2,5mm com uma força igual à 187,5 kgf. As medições determinaram uma dureza média de 87HB.



Figura 3-5 Pontos de Medição de Dureza em Corpo de Prova.

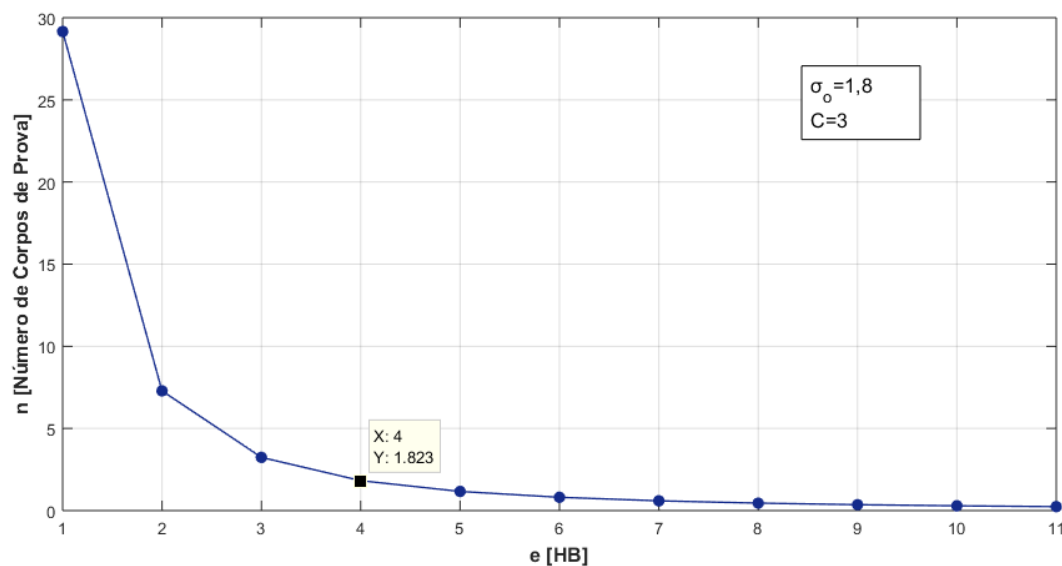


Figura 3-6 Avaliação do tamanho da amostra para ensaio de dureza com base no erro admissível.

### 3.3. Ensaio $\varepsilon N$ : constantes de Coffin-Manson e Ramberg-Osgood.

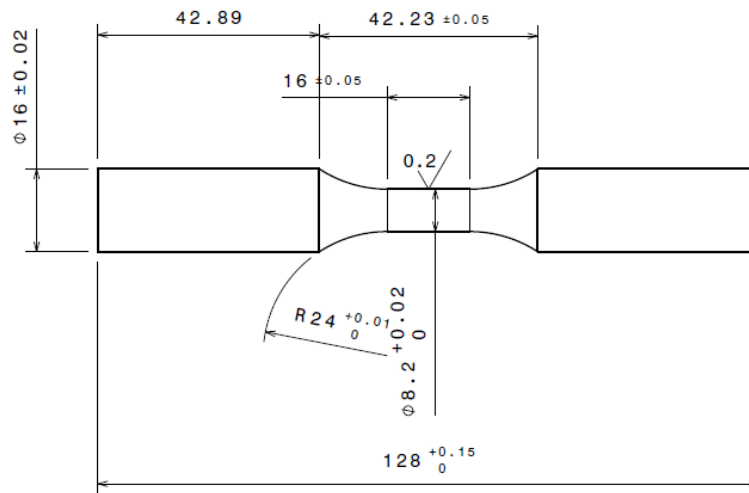
As curvas de Coffin-Manson e a de Ramberg-Osgood podem ser obtidas por meio do mesmo procedimento experimental. O qual consiste em conduzir até a falha um dado número de espécimes por meio de ensaio cíclico sob o controle de deformação, registrando o histórico de carga, a deformação utilizada e duração do em ciclos até a falha.

De modo geral a vida útil do corpo de prova, a amplitude de deformação e tensão que o levou a falha são utilizadas para traçar a curva de Coffin-Manson, ao passo que as características do laço de histerese, quando estabilizados, amplitude de tensão e deformação serão utilizadas para estabelecer o expoente e coeficiente cíclico da equação de Ramberg-Osgood.

Conforme a norma ASTM E606 (21) estabelece, a obtenção da curva de Coffin-Manson, conseqüentemente dos coeficientes ( $\sigma_c$  e  $\varepsilon_c$ ) e expoentes ( $b$  e  $c$ ) que a regem, deve seguir certas premissas quanto a geometria do espécime, campo amostral, critério de falha e procedimento de ensaio.

Com base nas especificações da norma ASTM E122 e E606 e nas condições de ensaio, características da instrumentação e sistemas servo hidráulicos utilizados,

assumiu-se um campo amostral 10 espécimes, cuja geometria é descrita na figura 3-7 (a). Em cada nível de tensão foi realizado um reteste e comparado os laços de histerese estabilizados gerados de cada um, para verificar a uniformidade entre os testes, conforme pode ser observado na figura 3-8. Note que nesse caso a superposição é precisa, logo ambos os testes são caracterizados pelas mesmas condições em carga e descarga, e apresentam comportamento de Masing.



(a)



(b)

Figura 3-7 Corpo de Prova para obtenção da curva  $\varepsilon N$  apresentado pela imagem (a) desenho técnico e (b) peça acabada.

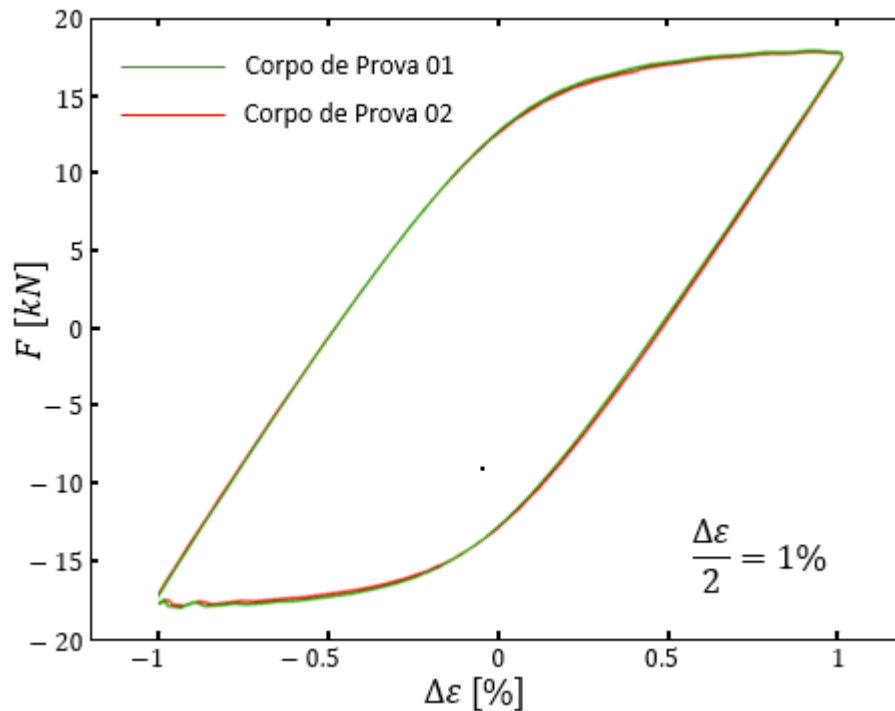


Figura 3-8 Superposição de laços de histerese de dois ensaios sob o mesmo nível de deformação.

As amplitudes de deformação foram controladas por meio de clip gage, Instron, cujas características são:

- Temperatura de operação  $-100^{\circ}\text{C}/200^{\circ}\text{C}$
- Faixa de medição 10mm
- Deslocamento,  $\pm 1\text{mm}$

Os testes foram conduzidos à temperatura ambiente em dois modelos de servo hidráulicas aptas a ensaio dinâmico, são eles:

Instron 8874 biaxial.

Capacidade de força axial:  $\pm 25\text{kN}$ ;

- Capacidade de torque:  $\pm 100\text{Nm}$ ;
- Temperatura máxima de operação  $10^{\circ}\text{C}/38^{\circ}\text{C}$ .

Instron 8804 .

- Capacidade de força axial:  $\pm 100\text{kN}$ ;

- Temperatura máxima de operação 10°C/38°C.

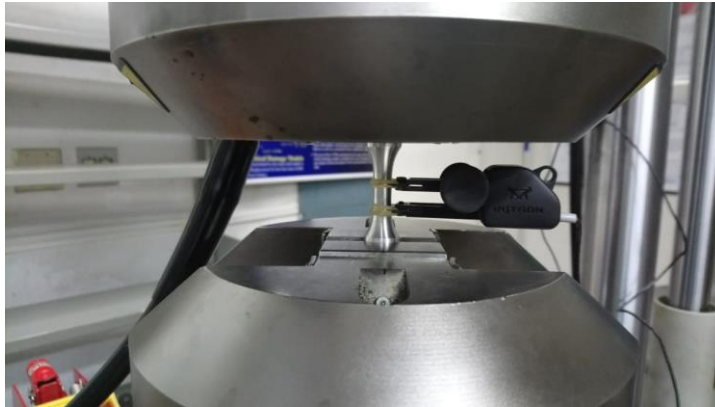


Figura 3-9 Montagem ensaio de fadiga - controle por deformação.

Visto que o método  $\epsilon N$  consiste na previsão de vida à fadiga até a nucleação de trinca os critérios de falha adotados foram: redução de carga em tração, conforme a norma E606 cerca de 50%, e separação total do corpo de prova. Pode ser observado nas figuras 3-9 e 3-10 exemplos de corpos de prova onde a fratura total não ocorreu, porém a redução de carga foi observada e comprovada pela visualização da trinca. Na figura 3-11 houve a falha segundo os dois critérios, no primeiro teste a falha foi identificada devido a redução da carga em tração, já no segundo houve a ruptura total do corpo de prova.

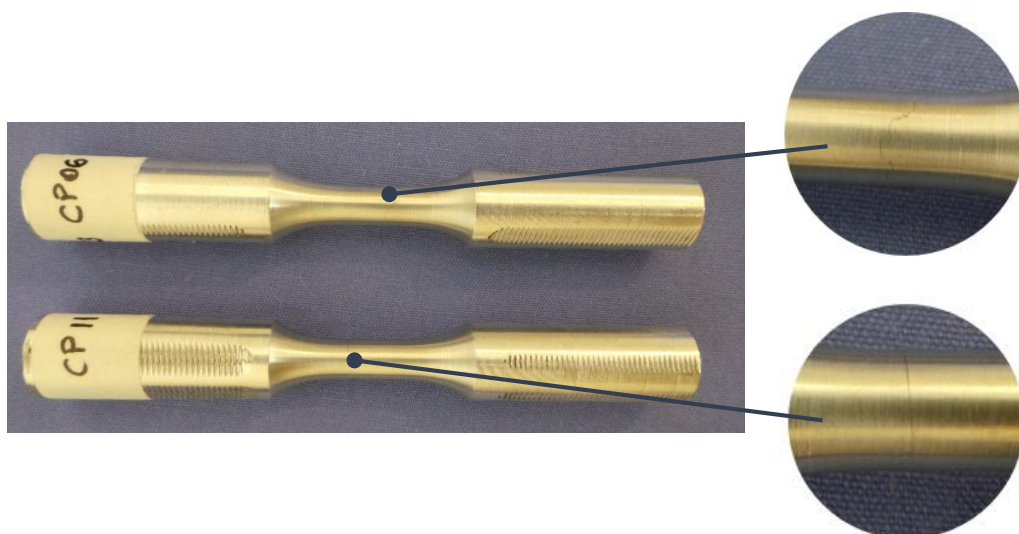


Figura 3-10 CP11 e CP06.



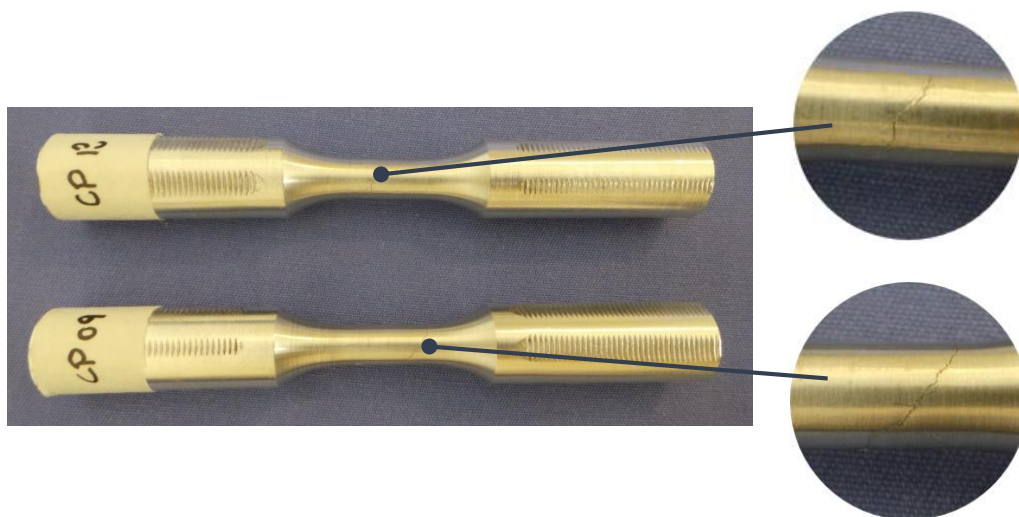


Figura 3-11 CP09 e CP13.



Figura 3-12 CP14 e CP10.

CP	Servo Hidráulica	$\Delta\epsilon$ [%]	$\Delta\epsilon/2$ [%]	$\delta$ [mm]
6	8802 (250kN)	0.96%	0.48%	0.048
11	8802 (250kN)	0.96%	0.48%	0.048
9	8802 (250kN)	1.28%	0.64%	0.064
13	8802 (250kN)	1.28%	0.64%	0.064
10	8802 (250kN)	1.76%	0.88%	0.088
14	8802 (250kN)	1.76%	0.88%	0.088
15	8802 (250kN)	1.92%	0.96%	0.096
7	8802 (250kN)	1.92%	0.96%	0.096
5	8874 (25kN)	2%	1%	0.1
40	8874 (25kN)	2%	1%	0.1

Tabela 3-3 parâmetros dos ensaios para levandamento da Curva de Coffin Manson.



Para ajustar a curva de Coffin-Manson aos dados obtidos foi utilizado o algoritmo de Levenberg-Marquardt (LM), um dos algoritmos mais populares para a resolução de problemas de mínimos quadrados não lineares. Para um dado conjunto de pontos  $(x_i, y_i)$  o algoritmo LM procura o vetor  $p$  composto das  $n$  constantes da função não linear determinada que minimize a soma dos desvios quadráticos eq 3.2 (22).

$$S(p) = \sum_i^m [y_i - f(x_i, p)]^2 \quad 3.2$$

O algoritmo consiste em atribuir um valor inicial para as constantes a serem determinadas, o qual será substituído por uma nova estimativa, dada pelo vetor  $u$ , a cada iteração até os valores convergirem, ou seja, até que  $S(p) = S(u)$ .

Para determinar a nova estimativa,  $u=p+q$ , a função  $f(x_i, u) = f(x_i, p+q)$  é aproximada pela sua linearização, segundo a equação 3.3.

$$f(x_i, p + q) \cong f(x_i, p) + J(x_i, p)q \quad 3.3$$

Onde

$$J \text{ é o jacobiano de } f \text{ em relação à } p, J = \left[ \frac{\partial f}{\partial p_1} \quad \frac{\partial f}{\partial p_2} \quad \dots \quad \frac{\partial f}{\partial p_n} \right]$$

$q$  é o vetor de correção dos valores inicialmente atribuídos as constantes, que varia em cada iteração, expresso na eq 3.4.

$$q = \left[ \sum_{i=1}^m J(x_i, p)^T J(x_i, p) \right]^{-1} \sum_{i=1}^m \{J(x_i, p)^T [y_i - f(x_i, p)]\} \quad 3.4$$

Para aplicar o algoritmo no ajuste dos parâmetros de Coffin-Manson considere a parte elástica da equação dada pela eq 3.5.

$$\frac{\Delta \sigma}{2} = \sigma_c (2N)^b \quad 3.5$$

Ela pode ser linearizada ao ser escrita conforme expresso na equação 3.6.

$$\ln\left(\frac{\Delta\sigma}{2}\right) = \ln(\sigma_c) + b\ln(2N) \quad 3.6$$

Onde o vetor  $p$ , referente as constantes de  $f = \ln\left(\frac{\Delta\sigma}{2}\right)$  é dado por  $p = [\ln(\sigma_c) \ b]$ .

Logo, após a convergência dos resultados temos que as constantes são expressas por  $\sigma_c = \exp(u1)$  e  $b = u2$ .

Ao repetir o mesmo processo a parte plástica da equação, expressa na eq 3.7.

$$\frac{\Delta\epsilon}{2} - \frac{\Delta\sigma}{2E} = \epsilon_c(2N)^c \quad 3.7$$

Temos que as constantes são dadas por:  $\epsilon_c = \exp(u1)$  e  $c = u2$ . As curvas ajustadas aos dados assim como as constantes estão expostas na figura 3-13.

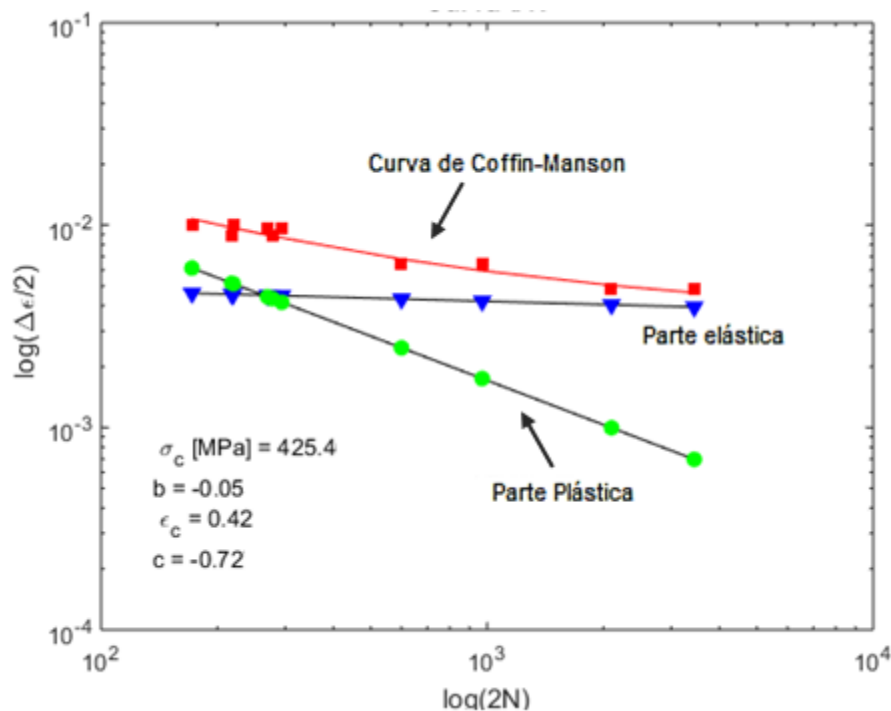


Figura 3-13 Curva  $\epsilon N$  experimental do Material.

Seguindo o mesmo princípio utilizado para ajustar a curva  $\varepsilon N$  aos dados levantados, implementou-se o algoritmo de Levenberg-Marquardt para ajustar o modelo de Ramberg-Osgood aos dados experimentais. Esses são formados pelo par tensão e deformação dos laços estabilizados de cada teste, ou seja, os picos de cada um. Conforme pode ser visto na figura 3-15, onde tem-se os laços de histerese dos níveis de tensão mínimo, máximo e intermediário. O algoritmo estabeleceu que a curva resultante, ou seja, a que melhor se ajusta aos dados experimentais é governada pelo expoente de encruamento cíclico ( $h_c$ ) e constante de encruamento cíclico ( $H_c$ ) cujos valores estão expostos junto a curva na figura 3-14.

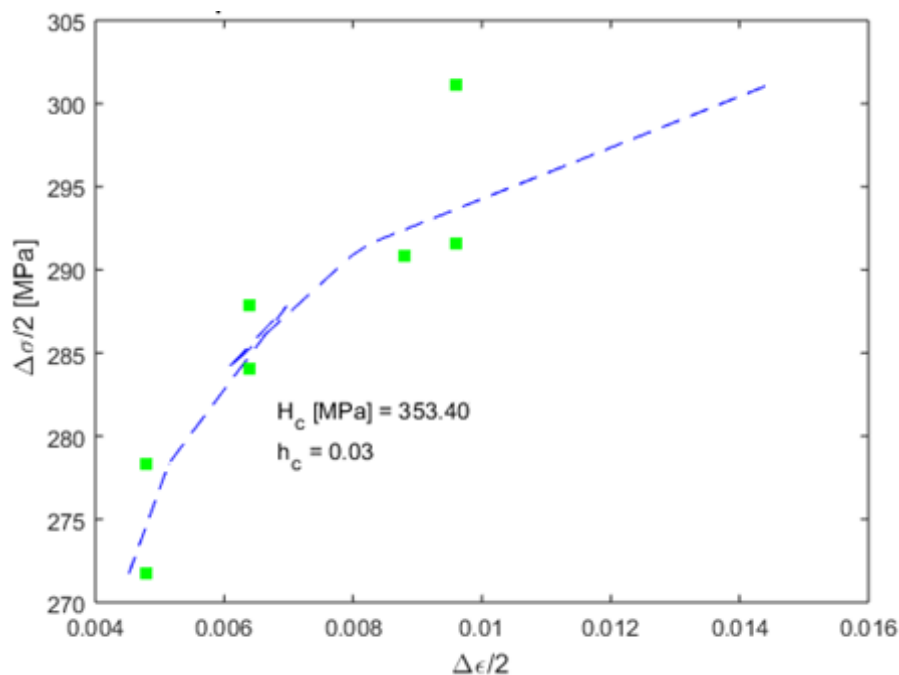


Figura 3-14 Curva ajustada aos picos das gamas de tensão e deformação utilizadas em cada CP.

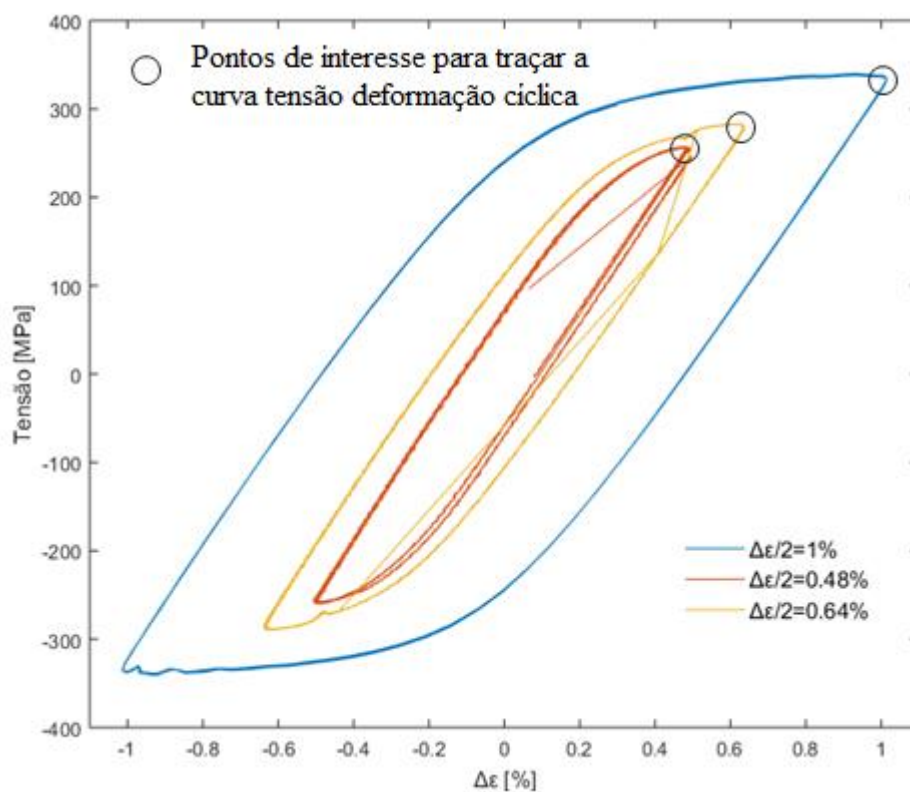


Figura 3-15 – Laços de Histerese.

Ao comparar os laços experimentais com o laço calculado segundo os parâmetros de Ramberg-Osgood medidos nota-se uma distorção da em das extremidades, como pode ser observado na figura 3-16 e 3-17. Porém, a forma do laço e a tensão não se alteram em comparação com o experimental.

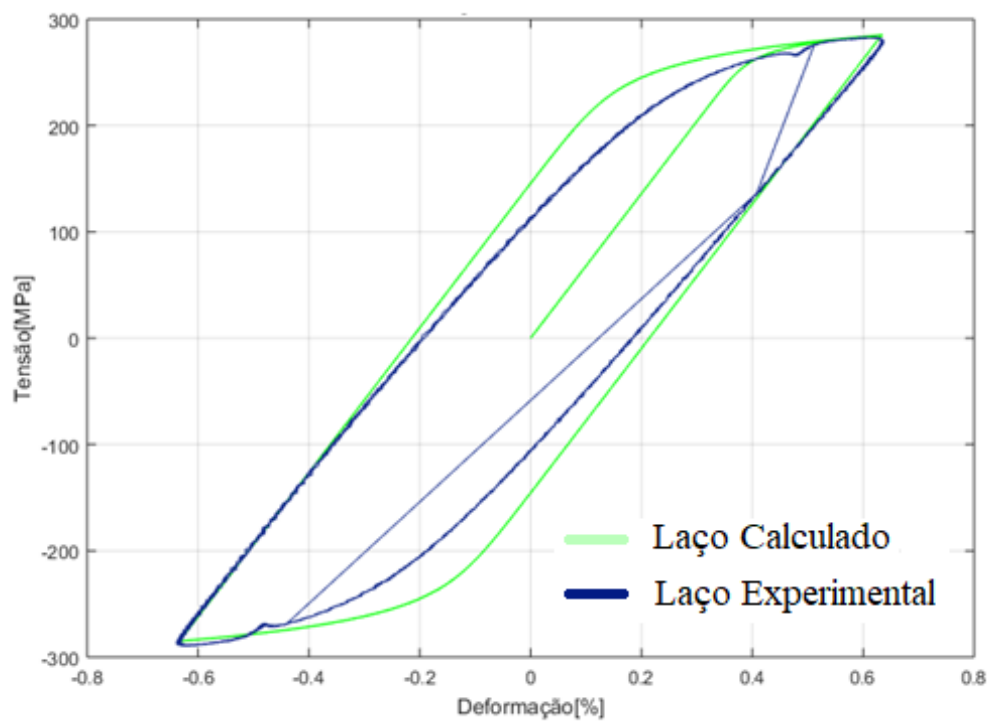


Figura 3-16 Laço experimental e teórico para  $\Delta\varepsilon = 0.64\%$ .

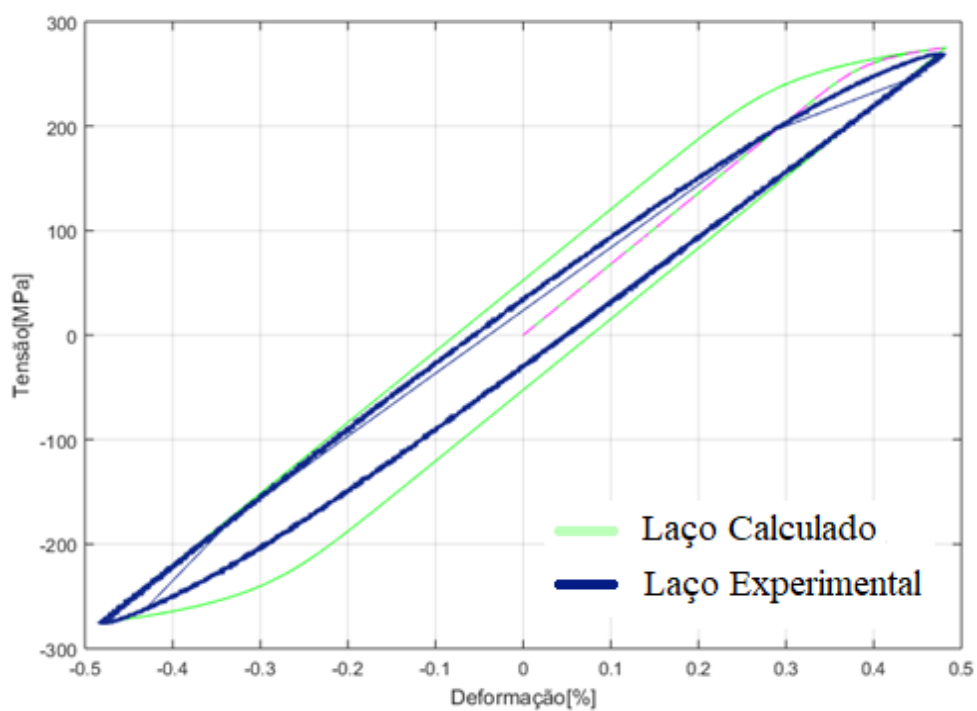


Figura 3-17 Laço experimental e teórico para  $\Delta\varepsilon = 0.48\%$ .

#### 4. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.

Para comparar as previsões de vidas a fadiga, com base nas constantes de Ramberg-Osgood e Coffin-Manson, medidas e estimadas, com a vida experimental, para corpos de prova entalhados, foi traçado o seguinte plano de teses.

O plano de testes desenvolvido tem como objetivo determinar o número de ciclos que levam o corpo de prova à falha. Foram consideradas as seguintes premissas:

- a) Entalhes. Foram considerados espécimes com e sem entalhe, visando avaliar a influência dos concentradores de tensão nas previsões de vida.
- b) Controle por carga. A carga foi utilizada como variável de controle devido a dois fatores, são eles:
  - **viabilidade**, não é possível estabelecer um controle por deformação na seção entalhada, em função da limitação geométrica.
  - **aplicabilidade do método**, em termos reais o estado tensional de um componente é determinado em função da carga e não da deformação.
- c) Repetição, cada ensaio deve ser realizado duas vezes com os mesmos parâmetros. Entretanto, em caso de discrepância entre os resultados devem ser conduzidos novos testes.
- d) Tipo de Carregamento. Os carregamentos devem ser do tipo de amplitude constante e variável com  $R = 1$

Os item de “a” à “d” podem ser resumidos com base na descrição de cada testes expostas na tabela 3-1.

<b>Diâmetro Externo Espécime</b>	<b>Amplitude</b>	<b>Carga [kN]</b>	<b><math>K_t</math></b>
7.95	Constante	7	$K_t^1$
9.53	Constante	6	$K_t^2$
7.95	Vaiável	Histórico de Carregamento 01	$K_t^1$
8	Vaiável	Histórico de Carregamento 02	s/
7.95	Vaiável	Histórico de Carregamento 03	$K_t^1$
9.53	Vaiável	Histórico de Carregamento 04	$K_t^2$

Tabela 4-1 Relação de CP's utilizados nos testes sob controle de carga.

Os históricos de carregamento estão descritos de forma detalhada nas tabelas 3-2 e 3-3.

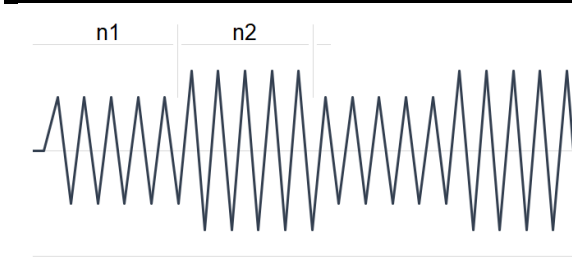
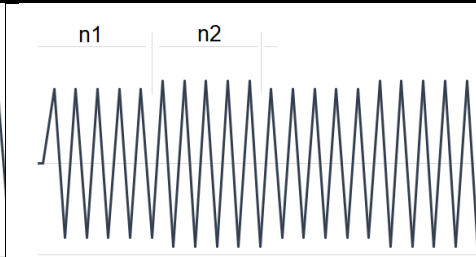
					
<b>i</b>	<b><math>n_i</math></b>	<b>Carga [kN]</b>	<b>i</b>	<b><math>n_i</math></b>	<b>Carga [kN]</b>
1	500	4	1	500	13
2	500	6	2	500	14,5
Histórico de Carregamento 01			Histórico de Carregamento 02		

Tabela 4-2 Historico de carregamento tipo 01 e 02.

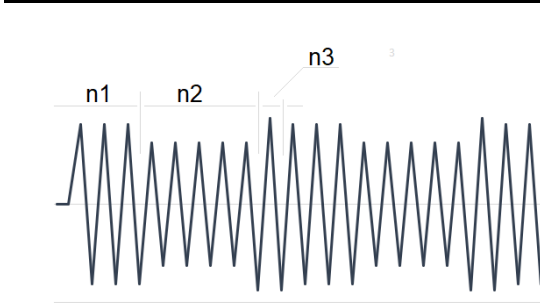
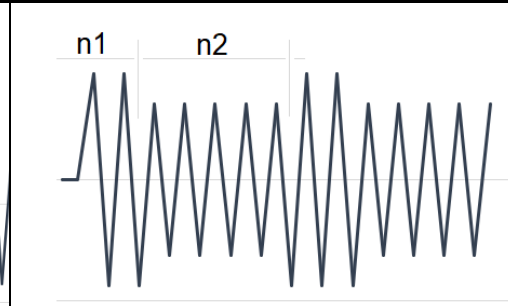
					
<b>i</b>	<b><math>n_i</math></b>	<b>Carga [kN]</b>	<b>i</b>	<b><math>n_i</math></b>	<b>Carga [kN]</b>
1	300	6,5	1	200	7
2	500	5	2	500	5
3	100	7			
Histórico de Carregamento 03			Histórico de Carregamento 04		

Tabela 4-3 Historico de carregamento tipo 03 e 04.

#### 4.1. Definição do Concentrador de tensão

Conforme descrito na tabela 3-1, foram utilizados espécimes com concentradores de tensão diferentes, identificados por  $K_t^1$  e  $K_t^2$ , respectivamente de menor e maior intensidade,  $K_t = 3$  e 6. Os corpos de prova com cada tipo de entalhe podem ser observados na figura 4-1.

Os concentradores foram determinados segundo a influência que o valor do concentrador teria na estimativa da vida em fadiga e na usinabilidade do corpo de prova. Ou seja, foi verificado concentradores possíveis de serem atingidos, em termos da geometria, processo de fabricação e que houvesse maior impacto na estimativa de vida à fadiga segundo a regra de concentração de tensão utilizada.

Para avaliar a influência da regra de concentração de tensão na vida à fadiga estimada foi calculada a tensão local em função de  $K_t$  para as regras de concentração de Neuber, Neuber Simplificado, Molski-Glinka e Linear conforme a figura 4-2. Nota-se que o maior impacto na tensão nominal ocorre nos concentradores de maior intensidade, uma vez que resultam em maiores tensões locais. Portanto, pode-se concluir que os maiores níveis de  $K_t$ 's exercem maior influência na estimativa da vida do espécime

Deve ser ressaltado que essa avaliação leva em consideração as constantes de Coffin-Manson estimadas segundo o modelo de Manson. Logo realizar essa avaliação segundo os diferentes modelos que serão utilizados nesse estudo se faz necessário.

Foram consideradas 16 casos, combinações oriundas da associação dos métodos de estimativa das constantes de Coffin Manson e das regras de concentrador de tensão. Na figura 4-3 é possível observar a tensão local segundo os modelos de estimativa ao considerar a regra de Molski-Glinka, fig 4-3 (a), e Linear, fig 4-3 (b). Em todos os casos analisados nota-se o mesmo comportamento descrito anteriormente. Logo escolher entalhes com contratadores de intensidade entre 3 e 6 possibilitam uma melhor avaliação da estimativa de vida de peças sob a influência dos concentradores de tensão. Pois, concentradores de menor intensidade levam a



previsões similares entre si, independentemente do método escolhido. Logo não seria possível avaliar a real influência de entalhes na estimativa de vida a fadiga.

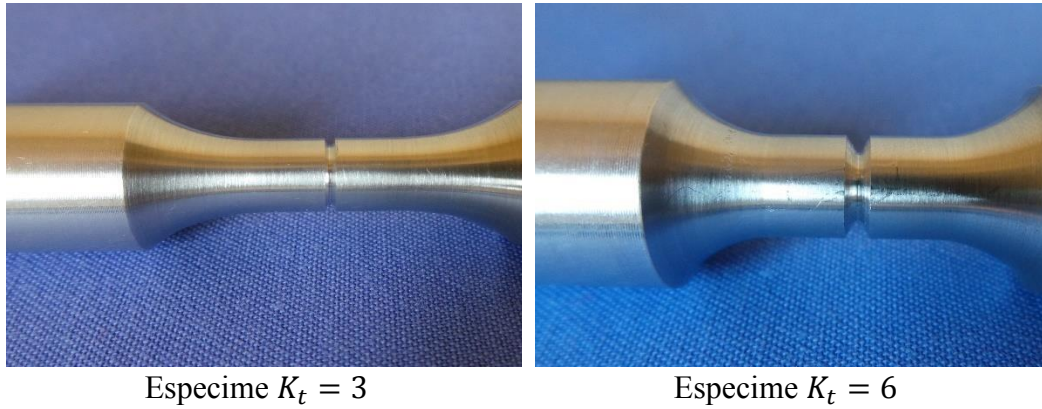


Figura 4-1 Especimes entalhados.

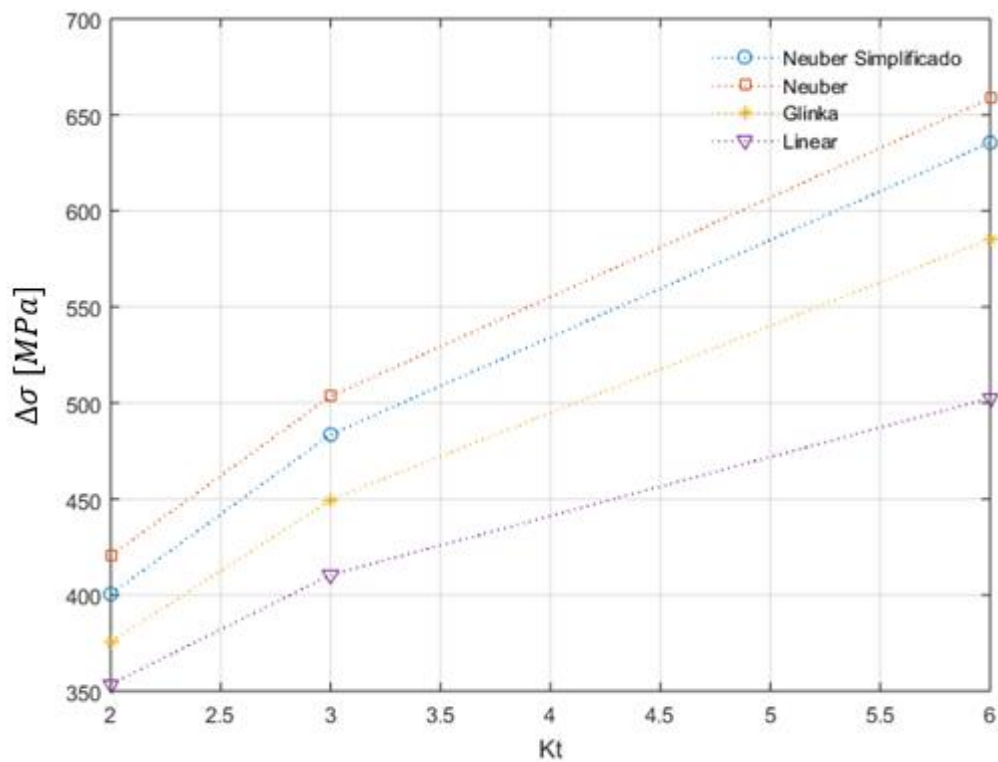
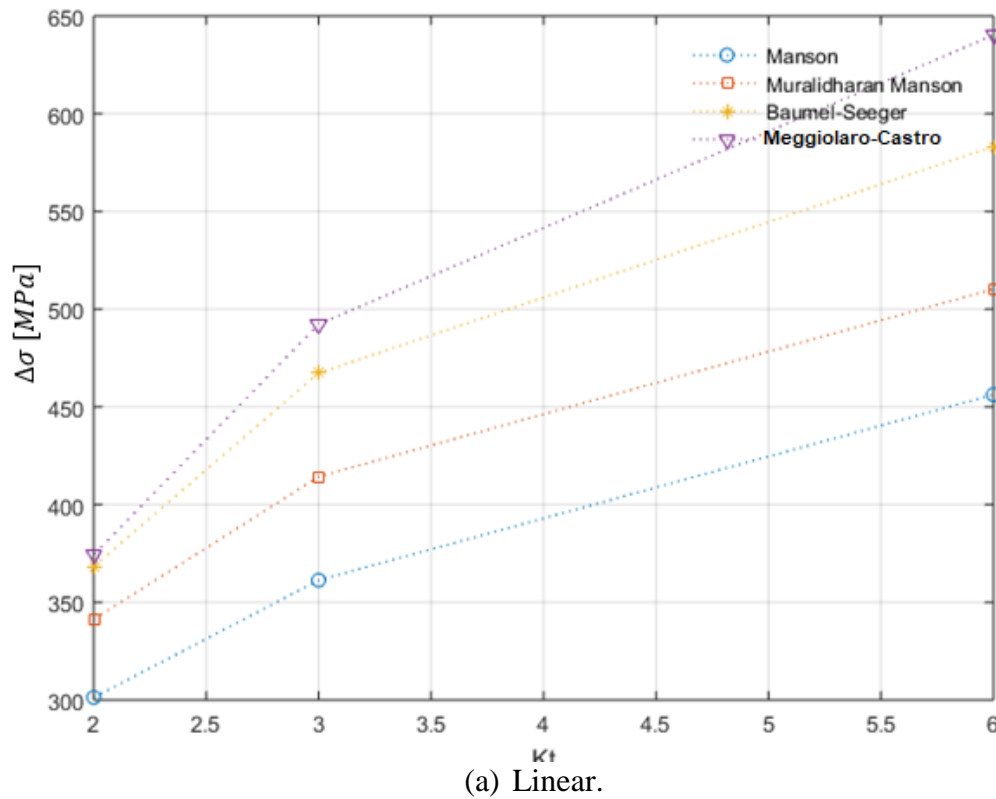
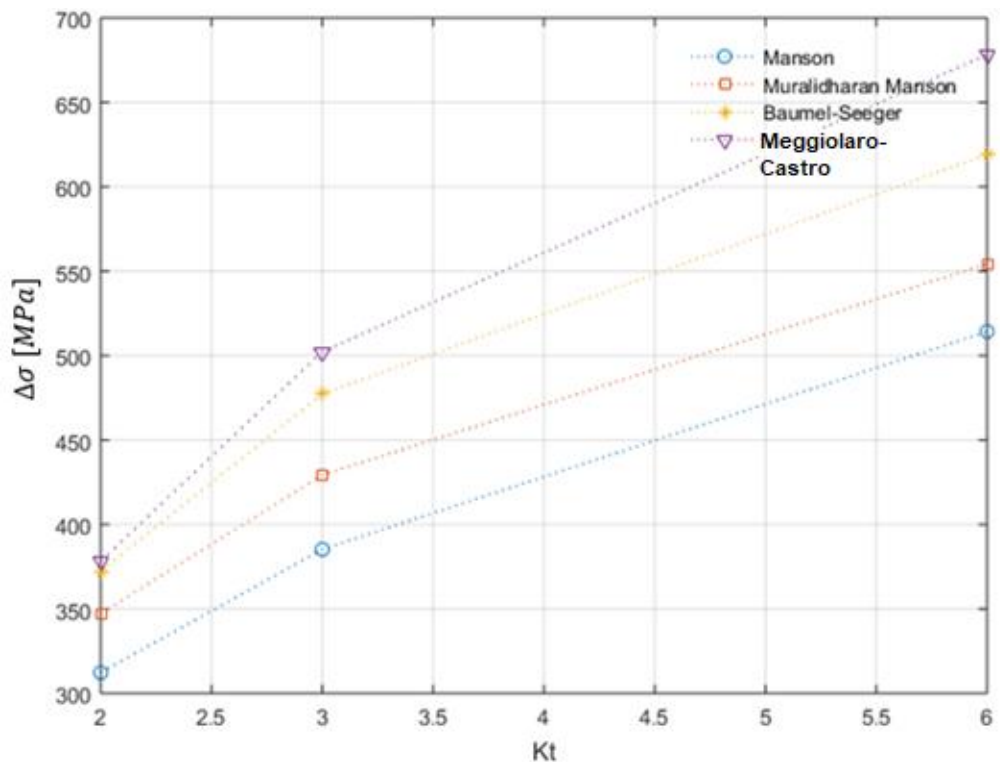


Figura 4-2 Avaliação da Influência das regras de concentração de tensão sob tensão nominal considerando o modelo de estimativa Manson.

Em todos os casos conforme mostrado nos gráficos<sup>2</sup> apresentados na figura 4-3,. Aspecto observado seja peça ótica da regra de concentração de tensão ou pelo modelo de obtenção os parâmetros da curva  $\varepsilon N$ .



<sup>2</sup> A rotina que gerou tais gráficos foi abastecida previamente com uma base de dados com resultados já conhecidos, de modo a ser validada. Outro ponto que demonstra a confiabilidade do código empregado reflete-se nos resultados em si, uma vez que há coerência entre os dados obtidos, ao compararmos os resultados para cada metodologia com relação aos concentradores de tensão. Como esperado tem-se o método linear como o mais conservador, seguido por Molsky e Glinka e Neuber.



(b) Molski-Glinka.

Figura 4-3 Tensão Local segundo as regras de concentração de tensão (a) Linear e (b) Molski-Glinka.

#### 4.2. Confiabilidade do ensaio: máquina de ensaio universal e avaliação da fratura

Os testes foram conduzidos na MTS 311 constituem em aplicar um histórico de carregamento de forma cíclica até que o corpo de prova frature totalmente. São registrados o número de ciclos que levaram a falha, a carga e a deformação nominal. Para cada reteste os mesmos parâmetros do ensaio predecessor, incluso os parâmetros de calibração do equipamento, são controlados para serem os mesmos. A montagem do ensaio pode ser observada na figura

Um fator importante que deve ser ressaltado diz respeito a calibração da máquina. Antes dos ensaios a MTS foi calibrada. Conforme demonstrado nas figuras 4-4 e 4-6, foi realizada a aferição da calibração da célula de carga do equipamento, tanto em tração quanto em compressão. Verificou-se que o erro entre o valor de carga de comando e o efetivo aplicado pelo pistão é mínimo. Sendo máximo 2% em compressão e 0,59% em tração, ambos considerados aceitáveis, pois não exerceriam influência significativa no resultado do ensaio em fadiga.

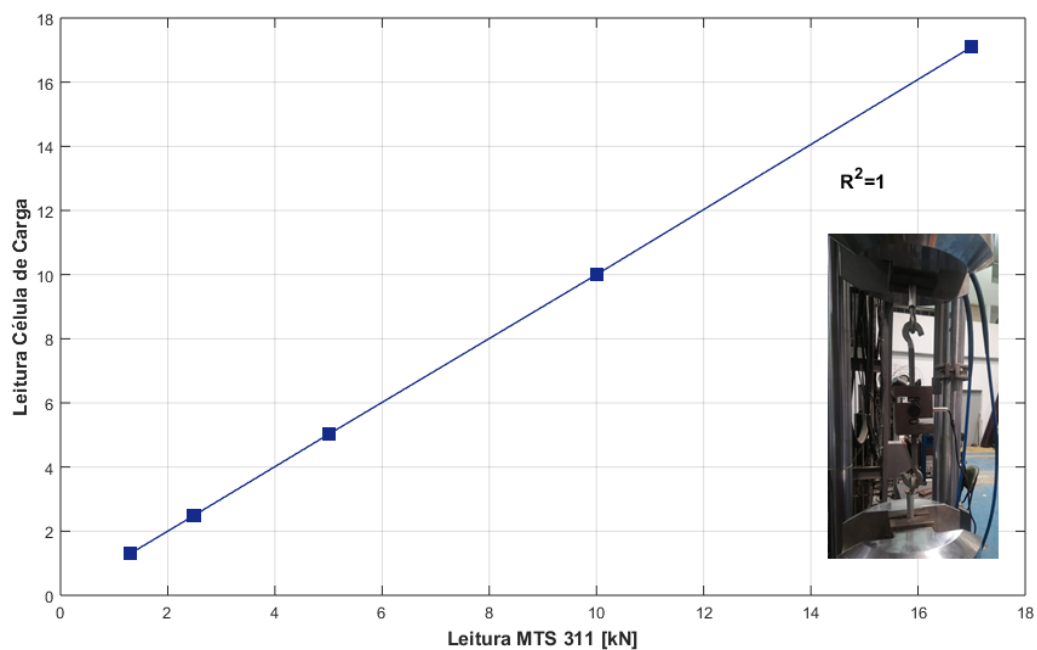


Figura 4-4 Avaliação de calibração da MTS 311 – ensaio em tração.

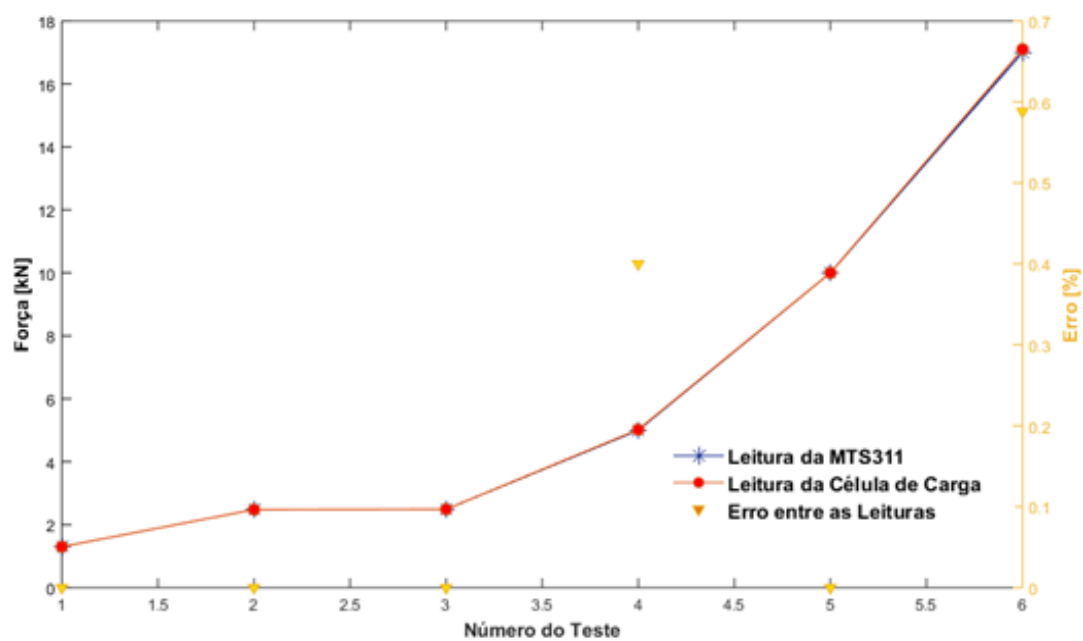


Figura 4-5 Avaliação de calibração da MTS 311 – ensaio em tração – erro.

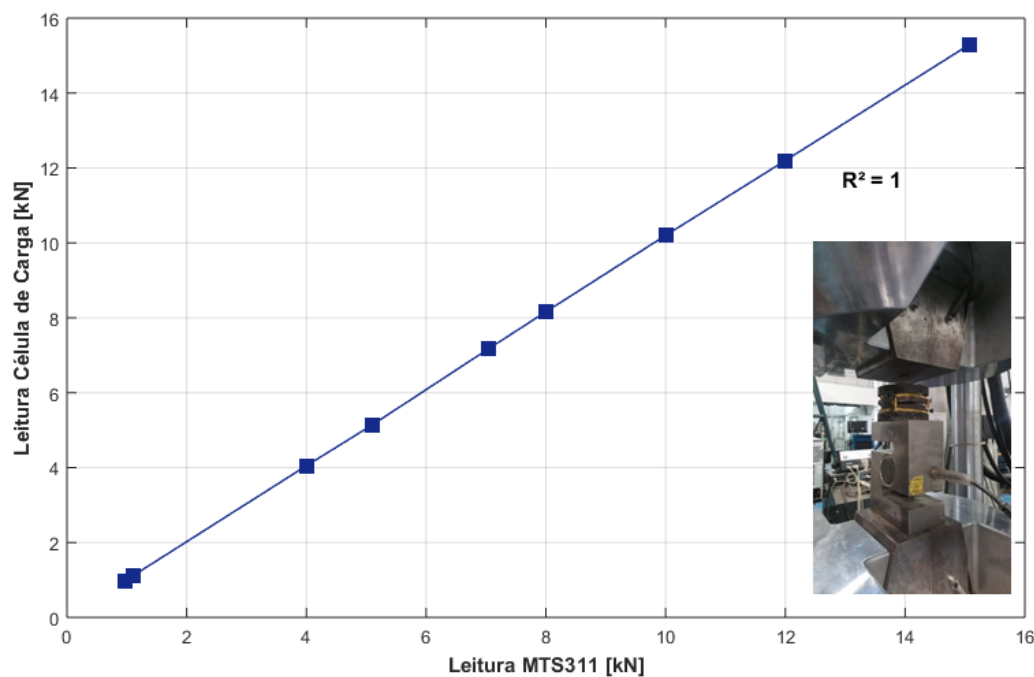


Figura 4-6 Avaliação de calibração da MTS 311 – ensaio em compressão.

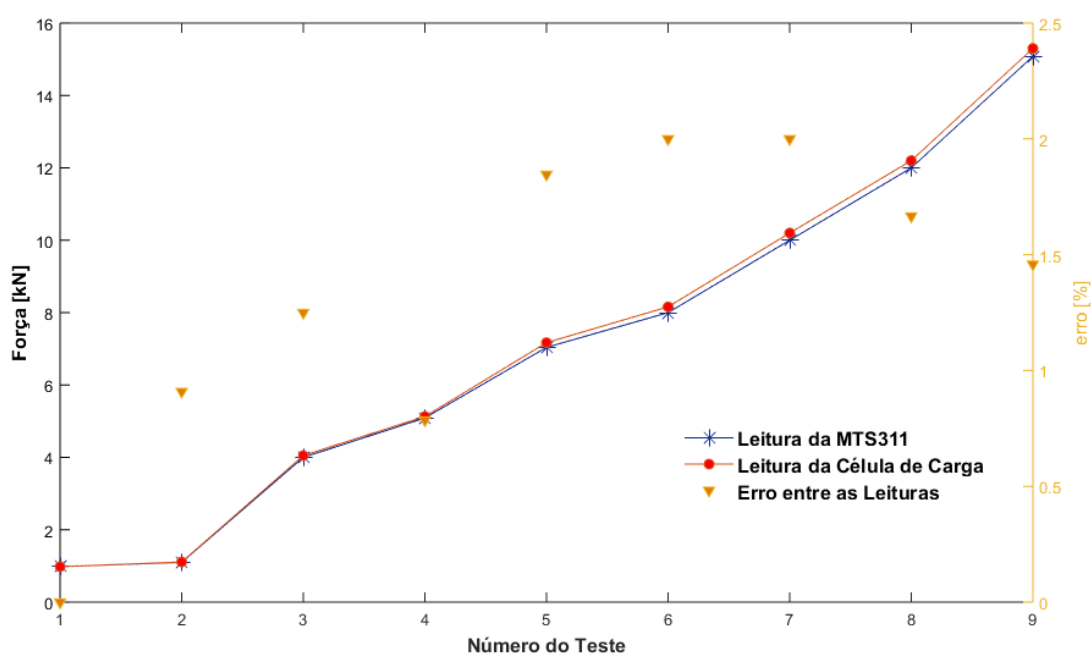


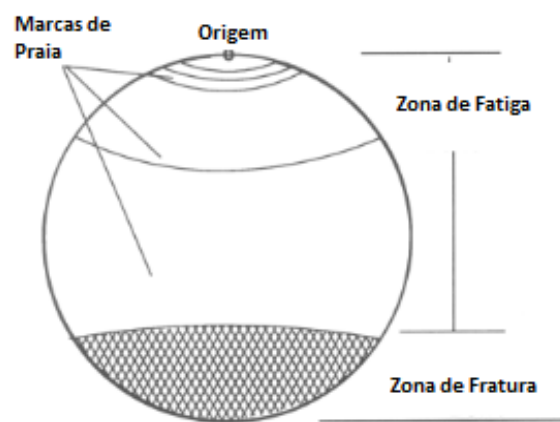
Figura 4-7 Avaliação de calibração da MTS 311 – ensaio em compressão – erro.

#### 4.2.1. Avaliação da Fratura

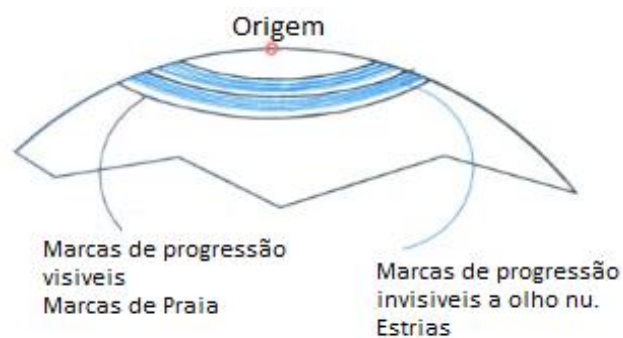
Uma forma de avaliar e validar os ensaios expressos anteriormente quanto a seus parâmetros pode ser realizada pelas características da fratura do espécime em

questão. Uma vez que para parâmetros estabelecidos esperam-se certas características na superfície da fratura. Logo, variações de cargas e desalinhamentos, que por virtude poderiam acarretar esforços combinados, que afetariam a vida à fadiga do corpo de prova, podem ser identificados.

Nesse contexto, os principais pontos que devem ser observados durante a análise das fraturas de cada espécime dizem respeito à zona de fratura, origem das trincas, marcas de progressão e marcas de fenda, representados respectivamente figuras 4-8 e 4-9.



(a) Zonas de uma superfície de fratura.



(b) Marcas.

Figura 4-8 Superfície de fratura, representação das principais zonas (a) e marcas (b).

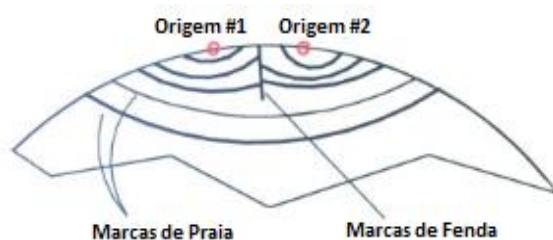


Figura 4-9 Avaliação da superfície da fratura, representação das marca de fenda.

Considerando esses elementos característicos e o tipo de carregamento que foi imposto, ou seja, tensão-tração em regime de amplitude constante e variável em corpos de prova com dois tipos de entalhes, a característica da fratura esperada corresponde a figura 4-10 “d”.

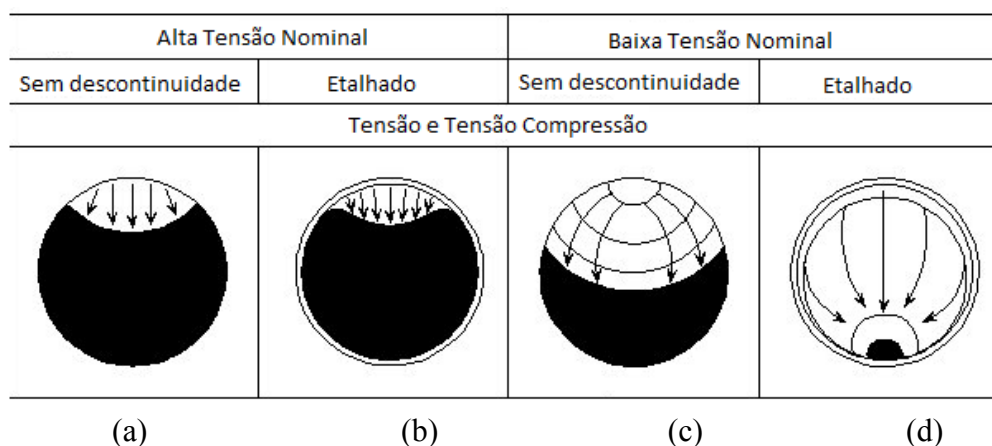


Figura 4-10 Representação de superfície da fratura de corpo entalhado submetido a carregamento de tração e compressão segundo o nível da carga e intensidade de  $K_t$  (23).

Ao analisar as imagens da superfície das fraturas será adotado a seguinte identificação:

- 1- Pontos de Origem de trinca;
- 2- Marcas de fenda;
- 3- Zona de Fratura;
- 4- Marcas de Praia.



Veja que conforme esperado as imagens das fraturas dos corpos de prova 01 e 04, figuras 4-11 e 4-12, são similares ao esquema de referência. Ambos os corpos de prova apresentam marcas de fenda, consequentemente a presença de múltiplas origens de trincas. Fator que pode ser caracterizado devido a presença de concentradores de tensão ou altas cargas nominais, nesse caso em função do entalhe existente no CP. O que pode ser constatado avaliando a zona de fratura. Uma vez que essa região é menor em comparação com a seção transversal do espécime, divergente do que pode ser visto na imagem b da tabela de referência, fig 4-10.

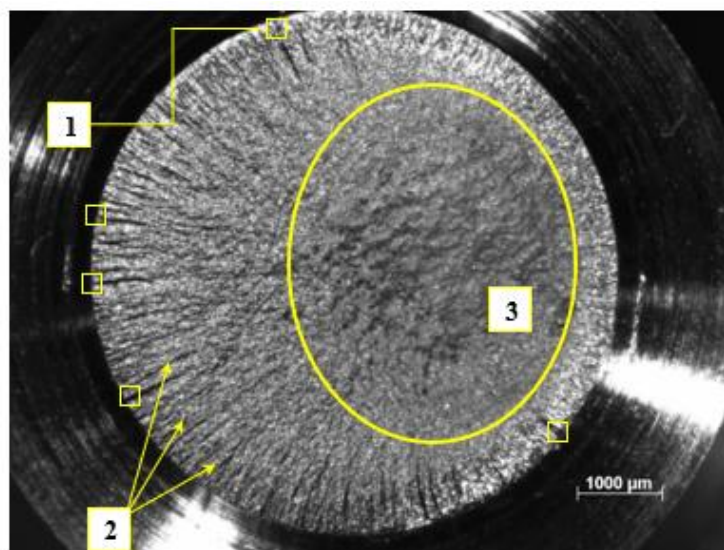


Figura 4-11 Carga de Amplitude Constante. Espécime com entalhe  $K_t = 6$ . “1” Origem de trinca; “2” Marcas de Fenda; “3” Zona da Fratura.

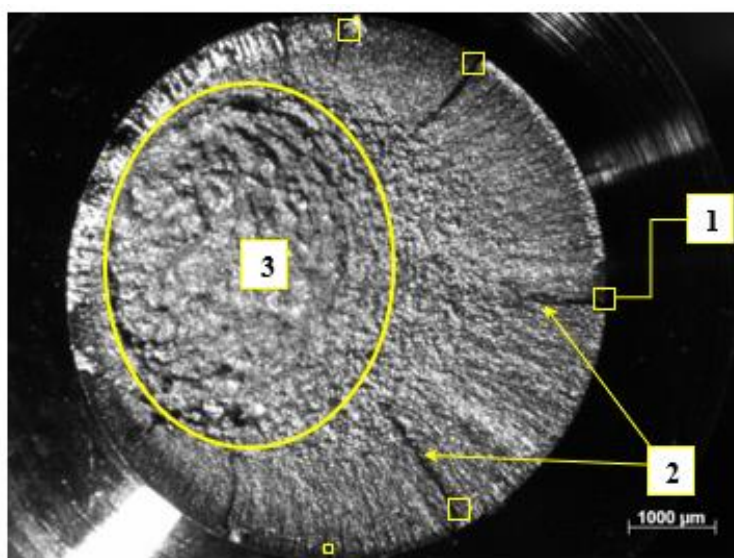


Figura 4-12 Carga de Amplitude Constante. Espécime com entalhe  $K_t = 6$ . “1” Origem de trinca; “2” Marcas de Fenda; “3” Zona da Fratura.



Comparando as fraturas dos corpos de prova com entalhe mais severo, com o de entalhe intermediário, figura 4-13, para a mesma condição de carregamento, pode-se notar uma redução no número de marcas de fenda assim como aumento da zona de fratura. Nesse caso o entalhe possui menor influência em comparação aos outros dois espécimes, contudo ainda representa o fator principal da falha.

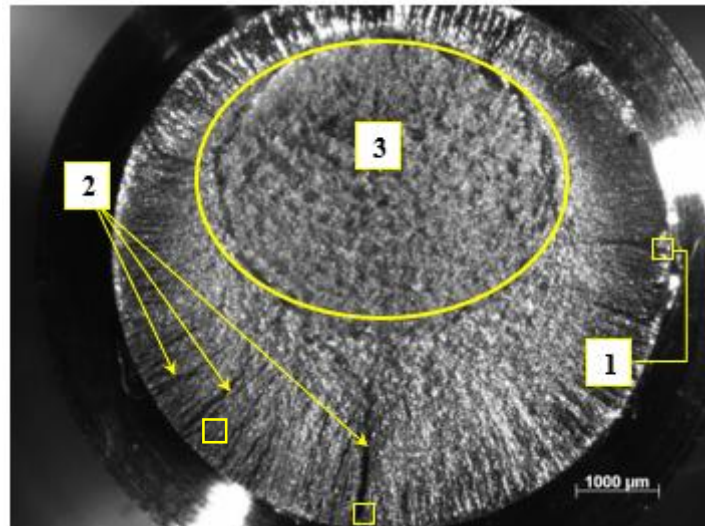


Figura 4-13 Carga de Amplitude Constante. Espécime com entalhe  $K_t = 3$ . “1” Origem de trinca; “2” Marcas de Fenda; “3” Zona da Fratura.

Por sua vez nos corpos submetidos a carregamento de amplitude variável é possível identificar as marcas de praia, em função da variação da amplitude da tensão nominal. Como pode ser observado nas figuras 4-14 e 4-15.

Logo é possível concluir que a não houve a interferência de fatores externos que poderiam descaracterizar o tipo de carregamento aplicado, afetando assim na vida em fadiga registrada, uma vez que as fraturas apresentam as características esperadas em cada caso analisado.

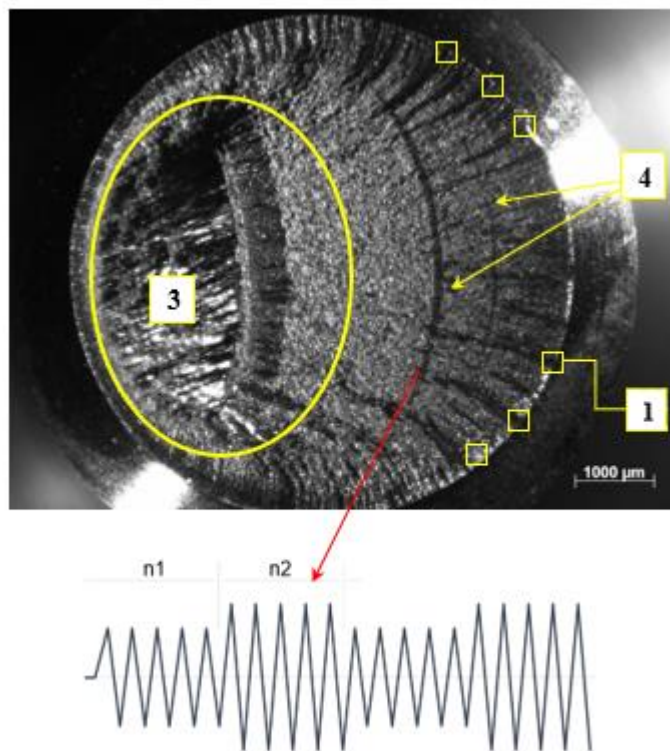


Figura 4-14 Carga de Amplitude Variável. Espécime com entalhe  $K_t = 3$ . “1” Origem de trinca; “3” Zona da Fratura; “4” Marcas de Praia.

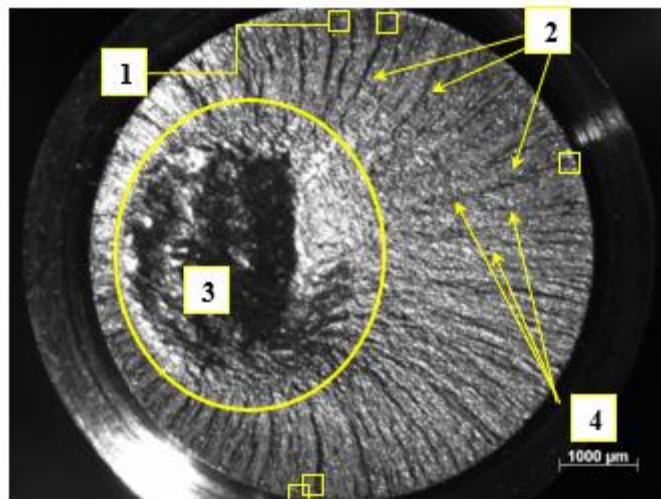


Figura 4-15 Carga de Amplitude Variável. Espécime com entalhe  $K_t = 3$ . “1” Origem de trinca; “2” Marcas de Fenda; “3” Zona da Fratura; “4” Marcas de Praia.

## 5. ANÁLISE DE RESULTADOS

De modo geral os resultados dos ensaios para determinar a vida a fadiga segundo cada histórico de carregamento está exposto na tabela 5-1. Esses resultados serão comparados com as vidas estimadas segundo as constantes de CM medidas e estimadas.

Corpo de Prova	Carga [kN]	$K_t$	D externo	N
1	7	3	7.95	1125
2	7	3	7.95	1143
3	Histórico de Carregamento 01	3	7.95	2879
4	Histórico de Carregamento 01	3	7.95	7406
5	Histórico de Carregamento 01	3	7.95	4948
6	Histórico de Carregamento 01	3	7.95	6510
7	6	6	9.53	1566
8	6	6	9.53	1251
9	Histórico de Carregamento 02	s/	8	3151
10	Histórico de Carregamento 02	s/	8	7511
11	Histórico de Carregamento 03	3	7.95	10795
12	Histórico de Carregamento 03	3	7.95	8078
13	Histórico de Carregamento 04	6	9.53	2929
14	Histórico de Carregamento 04	6	9.53	2755

Tabela 5-1 Vidas à fadiga medidas.

### 5.1. Comparação entre vida estimada e medida para amplitude constante.

Para amplitude constante serão analisados dois casos. Correspondente aos testes com os CP's 1/2 e 7/8 da tabela 5-1. Para compará-las com a vida em fadiga prevista pelo método  $\varepsilon N$ , faz-se o uso da associação das equações de Coffin-Manson e Ramberg-Osgood, como mencionado na seção 2.5 e 2.6

Considerando que o histórico de carregamento é conhecido e deseja-se determinar o número de ciclos até a falha, as duas equações são relacionadas de modo a obter a equação geral dada pela equação 5-1. A qual pode ser resolvida numericamente para a determinação do número de ciclos, " $N$ ".

$$\frac{\Delta\sigma}{E} + 2 \left( \frac{\Delta\sigma}{2H_c} \right)^{1/h_c} = 2 \left( \frac{\sigma_c}{E} \right) (2N)^b + 2\varepsilon_c (2N)^c \quad 5.1$$

Uma vez que os corpos de prova são entalhados a influência desse concentrador na gama de tensão deve ser mensurada. Para tanto deve-se determinar a regra a ser utilizada. Conforme descrito anteriormente a relação entre  $\Delta\sigma$  e  $\Delta\sigma_n$  é dada respectivamente segundo o método Linear, Neuber, Neuber Simplificado e Molsky-Glinka.

Com base nos dados obtidos é possível traçar os gráficos expostos nas figuras 5-1 e 5-2.

Note que a vida estimada com os parâmetros de CM estimados e medidos, em comparação com o valor médio da vida medida, mostram-se conservativas. Esse fato pode ser observado em todas as variações seja a associação realizada, com a regra de concentração de Neuber, Neuber simplificado, Molsky–Glinka ou Linear.

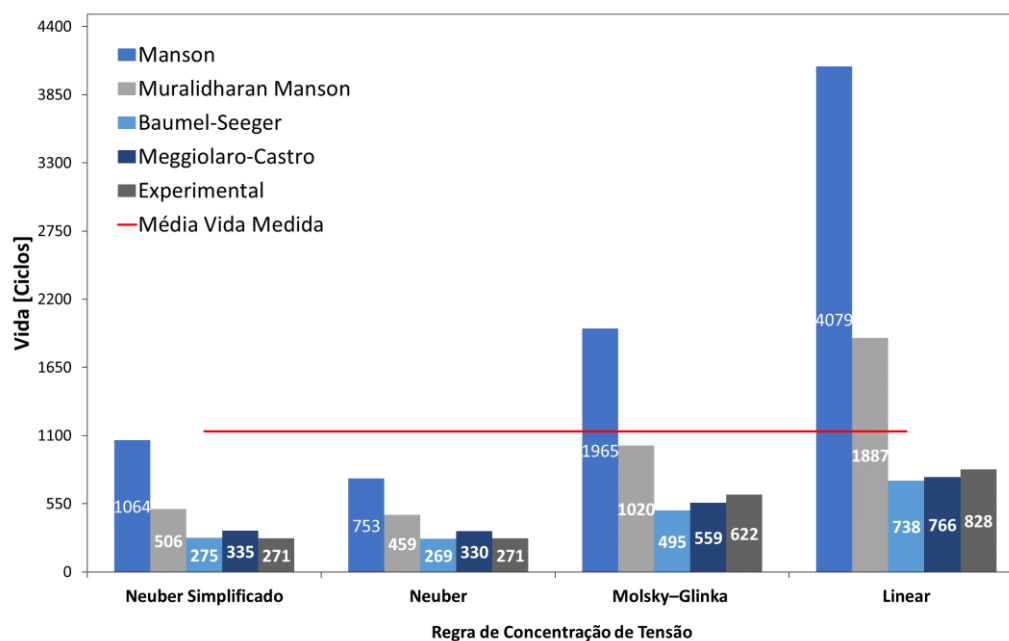


Figura 5-1 Carregamento de 7kN – Caso 01.

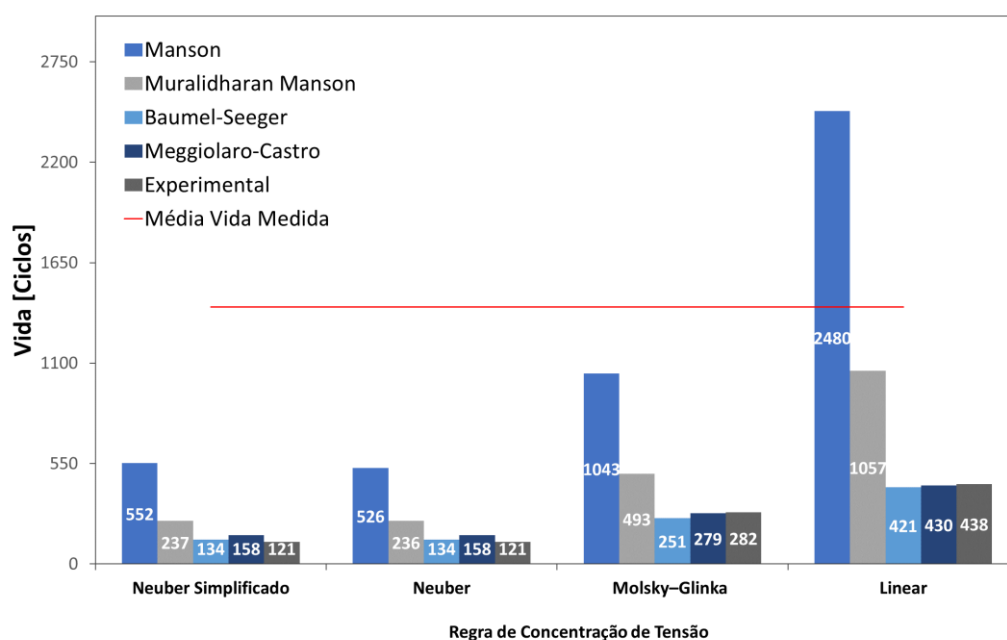


Figura 5-2 Carregamento de 6kN – Caso 02.

Ao traçar um comparativo entre os modelos de obtenção dos parâmetros da curva  $\varepsilon N$ , nota-se que as previsões de vidas realizadas com base nas constantes experimentais são em geral mais próximas das vidas estimadas pela metodologia das medianas. Sendo o menor erro na associação com Glinka e Linear, conforme os valores apresentados nas figuras 5-3 e 5-4, respectivamente correspondentes ao caso 1 e 2.

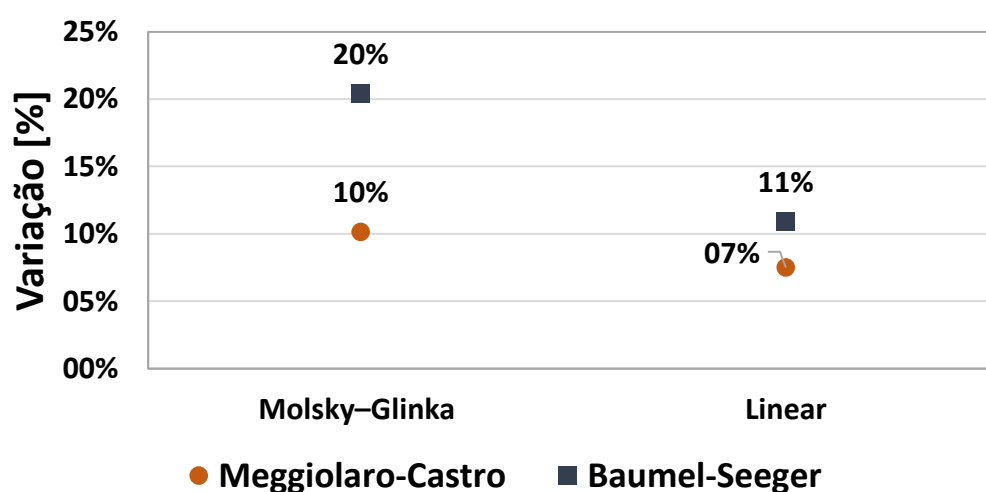


Figura 5-3 Erro entre as estimativas – Caso 01.

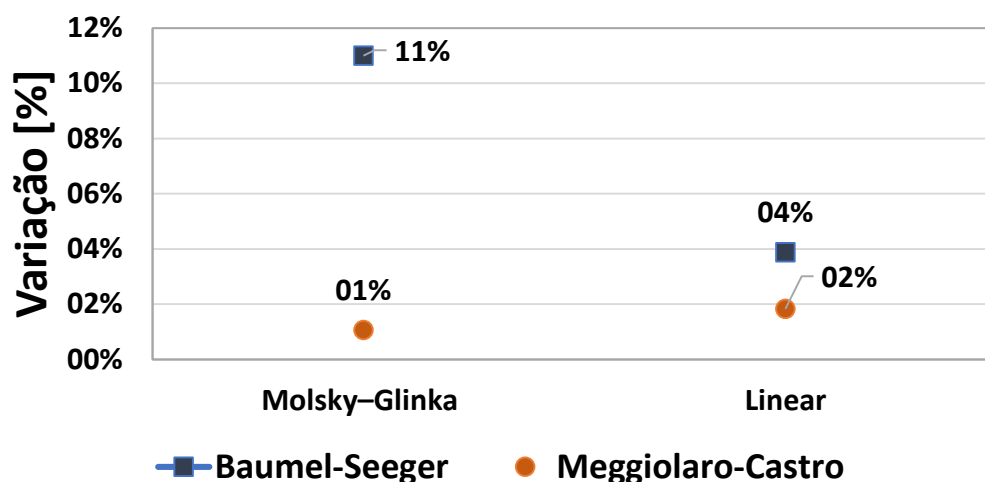


Figura 5-4 Erro entre as estimativas - Caso 02.

Outro ponto que deve ser destacado diz respeito a influência das constantes de Ramberg e Osgood experimentais nas previsões. Para verificar tal fato, tomou-se os valores experimentais das constantes de Coffin- Manson e com base nelas, segundo as eqs 2.7 e 2.8, obteve-se as constantes de Ramberg-Osgood e realizou-se a previsão de vida com base nessas. Como pode ser observado nos gráficos das figuras 5-5 e 5-6, independentes da regra de concentração de tensão a vida prevista com base nos parâmetros experimentais não varia significativamente quando comparada com a obtida segundo as constantes oriundas da correlação entre as equações CM e RO.

Logo pode-se concluir que, apesar de não ser uma relação física, a associação das equações para a obtenção do expoente e constante de encruamento cíclica reproduz um resultado coerente para o material analisado.

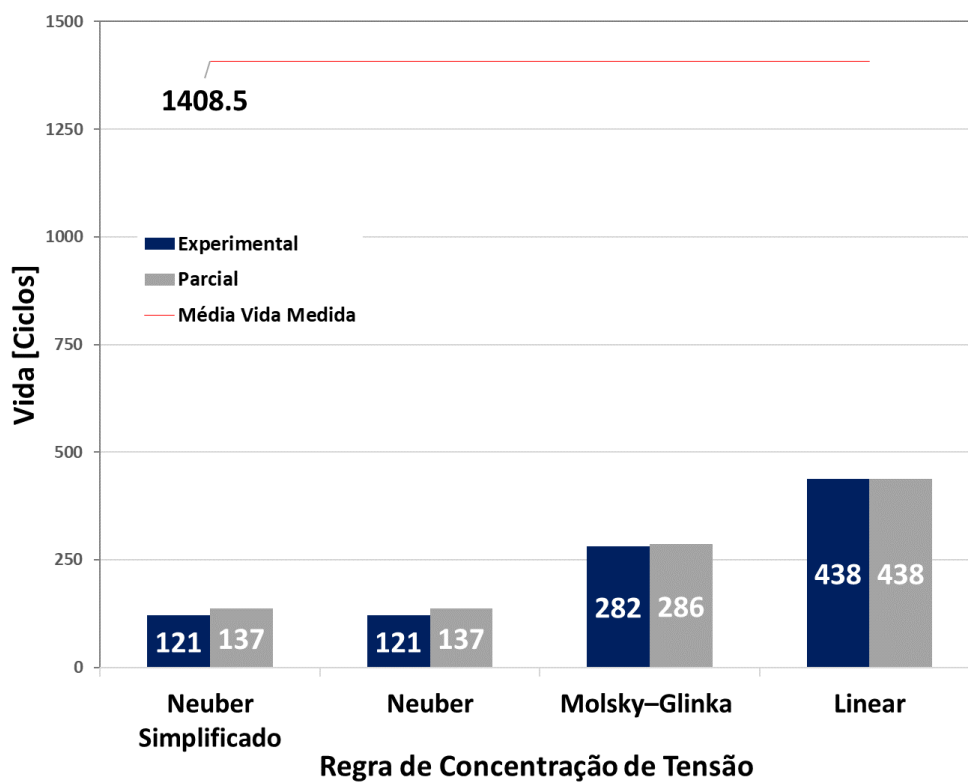


Figura 5-5 Avaliação da influência da relação ente as constantes de CM e RO na estimativa de vida à fadiga : Caso 01.

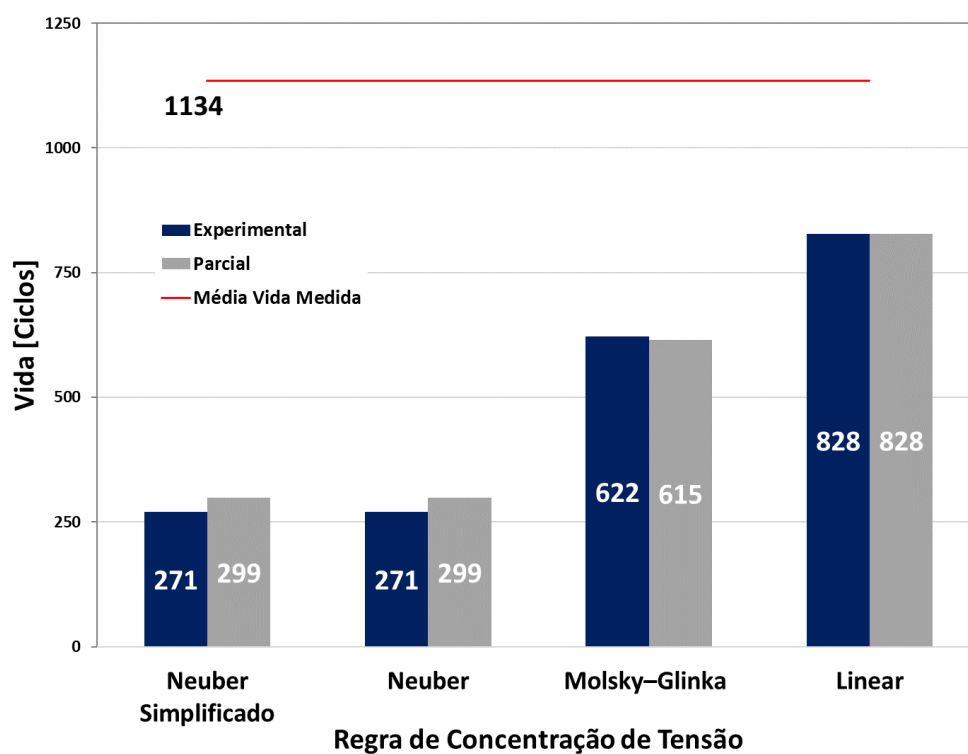


Figura 5-6 Avaliação da influência da relação ente as constantes de CM e RO na estimativa de vida à fadiga : Caso 02.

## 5.2. Carregamento de amplitude Variável.

Ao filtrar apenas os resultados relativos a carregamento de amplitude variável a tabela 5-1 pode ser reescrita conforme a tabela 5-2, onde pode-se verificar o número de repetições de cada histórico (Nb), conjunto de blocos, de carregamento que levou o espécime a falha. Cada um desses casos será comparado com a vida a fadiga estimada.

Histórico de Carregamento	CP	D Externo	$K_t$	Nb
1	3	7.95	3	2
	4	7.95	3	7
	5	7.95	3	5
	6	7.95	3	6
2	9	8	s/	7
	10	8	s/	3
3	11	7.95	3	11
	12	7.95	3	8
4	13	9.53	6	3
	14	9.53	6	4

Tabela 5-2 Estimativa de Vida a Fadiga para carregamento variável.

Para estimar o número de repetições do histórico de carregamento será realizado o processo descrito na figura 5-8 para cada bloco. Considere o carregamento 01, que é composto por dois blocos n1 e n2, conforme a figura 5-9. Cada bloco será analisado individualmente, ou seja, a vida que o corpo de prova resiste será estimada considerando que somente a carga nominal do bloco 1, por exemplo, fosse aplicada, conforme processo descrito em 5-8. Posteriormente o mesmo será realizado com o bloco 2 a fim de estimar o dano.

Para realizar a estimativa considere a regra de concentração de tensão de Neuber. Nesse caso é estabelecido um sistema com base na regra de concentração de tensão e de Ramberg-Osgood, conforme figura 5-7, de modo a obter como resultados a tensão e a deformação local, o que equivale a primeira e segunda etapa descrita no diagrama 5-8. De posse de  $\Delta \varepsilon$  é possível utilizar a equação de Coffin-Manson e estimar o número da vida e ciclos. Entretanto, para fazer uso da equação de CM é necessário utilizar um modelo para estimar os parâmetros de  $\varepsilon N$ , ou os



parametros medidos. Por exemplo, ao adotarmos o modelo de Manson, o resultado para o bloco 01 seria de  $n=9248$ , conforme exibido na tabela 5-4 que associa a regra de concentração de tensão de Neuber com os diferentes modelos de estimativa dos parametros de Coffin-Manson e os valores medidos.

$$\Delta \varepsilon = \frac{\Delta \sigma}{E} + 2 \left( \frac{\Delta \sigma}{2H_c} \right)^{1/h_c}$$

$$\Delta \varepsilon = \frac{\Delta \sigma_n}{E} + 2 \left( \frac{\Delta \sigma_n}{2H_c} \right)^{1/h_c} \longrightarrow \frac{\Delta \varepsilon}{\Delta \sigma} \longrightarrow \frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\sigma_c}{E} (2N)^b + \varepsilon_c (2N)^c \longrightarrow N$$

$$K_t^2 = \frac{\Delta \sigma \Delta \varepsilon}{\Delta \sigma_n \Delta \varepsilon_n}$$

Figura 5-7 Resolução do método clássico segundo a regra de concentração de Neuber.

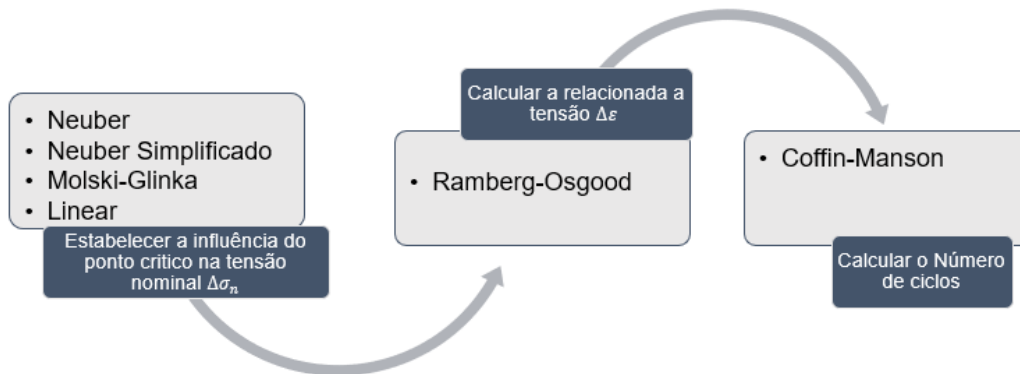


Figura 5-8 Diagrama do processo da estimativa de vida pela metodologia clássica.

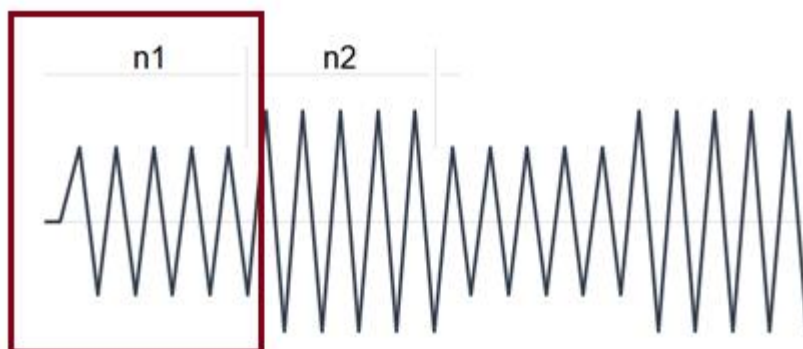


Figura 5-9 Histórico de Carregamento 01.

Esse processo é feito para todos os blocos que compoem o histórico de carregamento, como mencionado anteriormete. Em seguida é quantificado o dano total. Nesse estudo foi adotado o modelo de dano linear de Miner, conforme

equação 5.1. Onde  $n_i$  é o número de ciclos do bloco ao qual o componente foi exposto e  $N_i$  o número ao qual ele resiste, ou seja, o número estimado. Dessa forma é calculado o dano total e em seguida o número de repetições do carregamento,  $N_b$ , que levariam o CP a um dano de 100%.

$$D_T = \sum D_i \quad D_i = \frac{n_i}{N_i} \quad 5.1$$

O mesmo processo é utilizado para as demais regras de concentração de tensão.

### 5.2.1. Histórico de carregamento 01

Para o primeiro cenário de cargas o campo amostral total foi composto de quatro corpos de prova. O campo amostral nesse caso foi aumentado em função da divergência entre o primeiro e segundo ensaio.

Apesar de 3 dos 4 testes serem coerentes entre si, não foi possível determinar o motivo pelo qual o ensaio realizado com o CP 3 apresentou um resultado diferente. Logo, não é possível descartá-lo. Nesse caso, ao comparar a vida residual, considerando a regra de acúmulo de dano linear, tem-se que o corpo de prova deveria resistir em média à 5 ciclos do histórico de carregamento composto por dois blocos.

Para realizar as previsões de vida foram realizadas combinações entre as regras de concentração de tensão e os modelos de estimativa das constantes de Coffin-Manson e Ramberg-Osgood. No total temos 20 combinações possíveis, os resultados estão expostos nas tabelas 5-3, 5-4, 5-4 e 5-6. Nota-se que assim como no caso de amplitude constante a estimativa obtida com as constantes experimentais e segundo o método de Meggiolaro e Castro são similares. Sendo a melhor combinação dada pelas constantes CM experimentais e as regras de concentrador de tensão de Molski-Glinka ou linear.

Ao considerar a vida prevista baseada nas constantes CM e RO experimentais como parâmetro de comparação assim como a vida experimental. Nota-se que o número de ciclos previstos segundo as constantes experimentais é de modo geral

conservador, o que implica que a regra de concentração e tensão mais simples como o linear pode ser utilizado sem o risco da realização de uma previsão que ultrapasse o número de ciclos reais, como no caso da combinação Manson-Linear

Constantes	Neuber Simplificado					Nb
	N1	N2	D1	D2	D	
Manson	9751	1828	0.051277	0.273523	0.3248	3.1
Muralidharan Manson	8238	964	0.060694	0.518672	0.579367	1.7
Baumel-Seeger	5091	518	0.098213	0.965251	1.063463	0.9
Meggiolaro-Casto	5843	645	0.085572	0.775194	0.860766	1.2
Experimental	42026	630	0.011897	0.793651	0.805548	1.2

Tabela 5-3 Avaliação de dano H01 – Regra de concentração de tensão Neuber Simplificado.

©	Neuber					Nb
	N1	N2	D1	D2	D	
Manson	9248	1486	0.054066	0.336474	0.390539	2.6
Muralidharan Manson	8177	920	0.061147	0.543478	0.604625	1.7
Baumel-Seeger	5085	513	0.098328	0.974659	1.072987	0.9
Meggiolaro-Castro	5838	640	0.085646	0.78125	0.866896	1.2
Experimental	42026	630	0.011897	0.793651	0.805548	1.2

Tabela 5-4 Avaliação de dano H01 – Regra de concentração de tensão Neuber.

Constantes	Molski-Glinka					Nb
	N1	N2	D1	D2	D	
Manson	16438	3376	0.030417	0.148104	0.178522	5.6
Muralidharan Manson	14174	1928	0.035276	0.259336	0.294612	3.4
Baumel-Seeger	7448	917	0.067132	0.545256	0.612388	1.6
Meggiolaro-Casto	7459	1036	0.067033	0.482625	0.549659	1.8
Experimental	49184	1353	0.010166	0.369549	0.379715	2.6

Tabela 5-5 Avaliação de dano H01 – Regra de concentração de tensão Molski-Glinka.

Constantes	Linear					Nb
	N1	N2	D1	D2	D	
Manson	24049	6315	0.020791	0.079177	0.099967	10.0
Muralidharan Manson	18164	3191	0.027527	0.156691	0.184218	5.4
Baumel-Seeger	8337	1249	0.059974	0.40032	0.460294	2.2
Meggiolaro-Castro	8091	1306	0.061797	0.382848	0.444645	2.2
Experimental	47638	1598	0.010496	0.312891	0.323387	3.1

Tabela 5-6 Avaliação de dano H01 – Regra de concentração de tensão Linear.

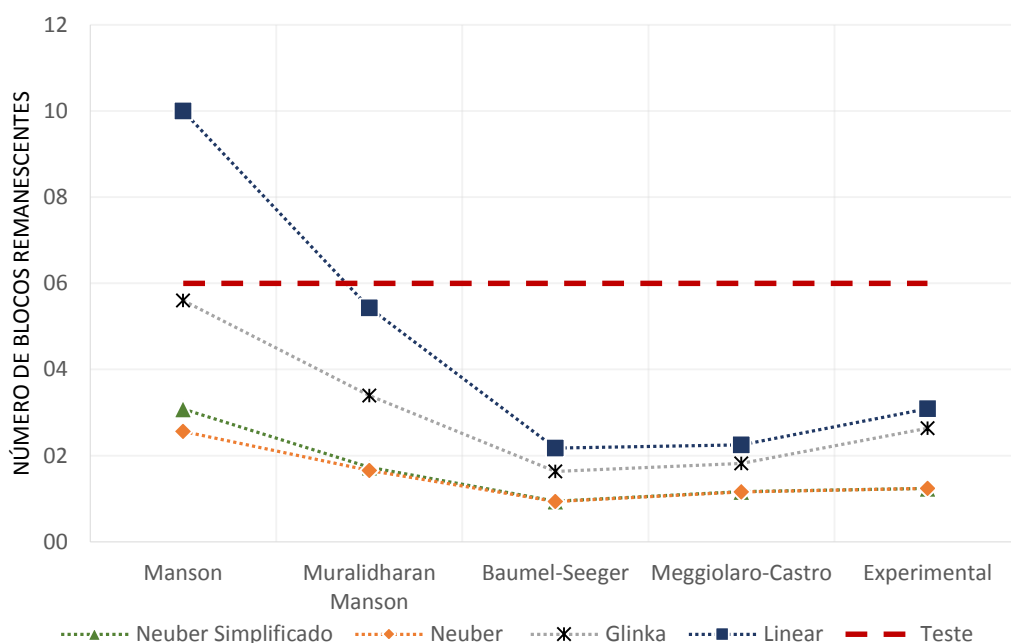


Figura 5-10 Avaliação de Vida Estimada, H01.

### 5.2.2. Histórico de carregamento 03

Assim como no histórico de carregamento anterior ao avaliarmos as previsões nota-se que a o resultados pelo método de Meggiolaro-Castro é o mais coerente com relação aos dados obtidos segundos as propriedades experimentias. Da mesma forma são os resultados mais coerentes entre si no que concerne a combinação do modelo para estimar as constantes de CM e as regras de concentração de tensão.

Nesse cenário a vida média dos corpos de prova submetidos a esse histórico de carregamento foi de nove ciclos. Ao comparar esse dado com as previsões

novamente verifica-se que os resultados são conservadores exceto por Manson, assim como no primeiro caso.

Constantes	Neuber Simplificado							Nb
	N1	N2	N3	D1	D2	D3	D	
Manson	1359	3727	1359	0.22	0.13	0.07	0.43	2.3
Muralidharan Manson	676	2326	676	0.44	0.21	0.15	0.81	1.2
Baumel-Seeger	364	1276	364	0.82	0.39	0.27	1.49	0.7
Meggiolaro-Castro	449	1599	449	0.67	0.31	0.22	1.20	0.8
Experimental	407	2790	407	0.74	0.18	0.25	1.16	0.9

Tabela 5-7 Avaliação de dano H03 – Regra de concentração de tensão Neuber simplificado.

Constantes	Neuber							Nb
	N1	N2	N3	D1	D2	D3	D	
Manson	1037	3334	1037	0.29	0.15	0.10	0.54	1.9
Muralidharan Manson	632	2279	632	0.47	0.22	0.16	0.85	1.2
Baumel-Seeger	359	1275	359	0.84	0.39	0.28	1.51	0.7
Meggiolaro-Castro	444	1594	444	0.68	0.31	0.23	1.21	0.8
Experimental	407	2790	407	0.74	0.18	0.25	1.16	0.9

Tabela 5-8 Avaliação de dano H03 – Regra de concentração de tensão Neuber.

Constantes	Molski-Glinka							Nb
	N1	N2	N3	D1	D2	D3	D	
Manson	2542	6654	1965	0.12	0.08	0.05	0.24	4.1
Muralidharan Manson	1378	4411	1020	0.22	0.11	0.10	0.43	2.3
Baumel-Seeger	660	2115	495	0.45	0.24	0.20	0.89	1.1
Meggiolaro-Castro	746	2342	559	0.40	0.21	0.18	0.79	1.3
Experimental	889	4538	624	0.34	0.11	0.16	0.61	1.6

Tabela 5-9 Avaliação de dano H03 – Regra de concentração de tensão Molski-Glinka.

Constantes	Linear							Nb
	N1	N2	N3	D1	D2	D3	D	
Manson	5014	11080	4079	0.06	0.05	0.02	0.13	7.7
Muralidharan Manson	2413	6453	1887	0.12	0.08	0.05	0.25	3.9
Baumel-Seeger	942	2617	738	0.32	0.19	0.14	0.65	1.6
Meggiolaro-Castro	982	2714	766	0.31	0.18	0.13	0.62	1.6
Experimental	1112	4733	828	0.27	0.11	0.12	0.50	2.0

Tabela 5-10 Avaliação de dano H03 – Regra de concentração de tensão Linear.

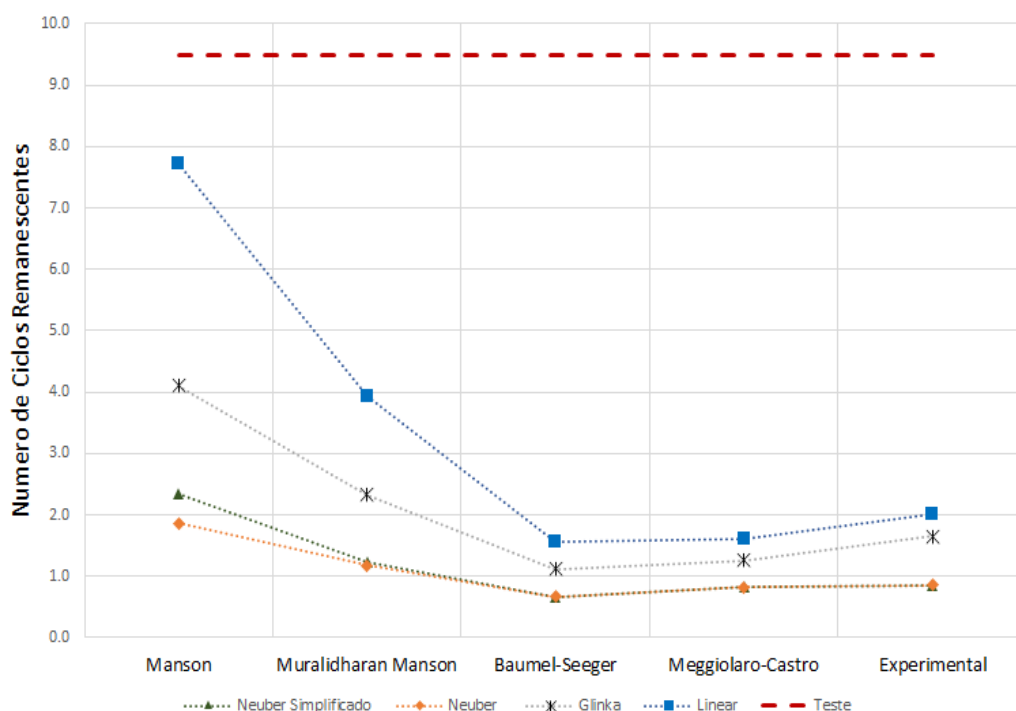


Figura 5-11 Avaliação de Vida Estimada, H03.

Ao expandirmos os resultados correspondentes de previsões de vida de cada bloco dentro do histórico de carregamento apresentado nas tabelas 5-7, 5-8, 5-9 e 5-10, os quais, consideram a previsão da vida do CP apenas segundo a amplitude de carga do bloco, pode-se comparar o valor encontrado para  $n_3$ , por exemplo, onde a carga é  $7kN$ , com os resultados do carregamento de carga constante, cujo entalhe é o mesmo do CP utilizado nesse cenário e a carga é a mesma do bloco em questão.

Nesse contexto nota-se que para o terceiro bloco a combinação experimental com a regra linear apresenta bons resultados  $N_{linear} = 828$ , em comparação com o ensaio realizado sob carga constante, onde obteve-se vida média de 1134 ciclos. O que corrobora o resultado apresentados para o histórico de carregamento como um todo.

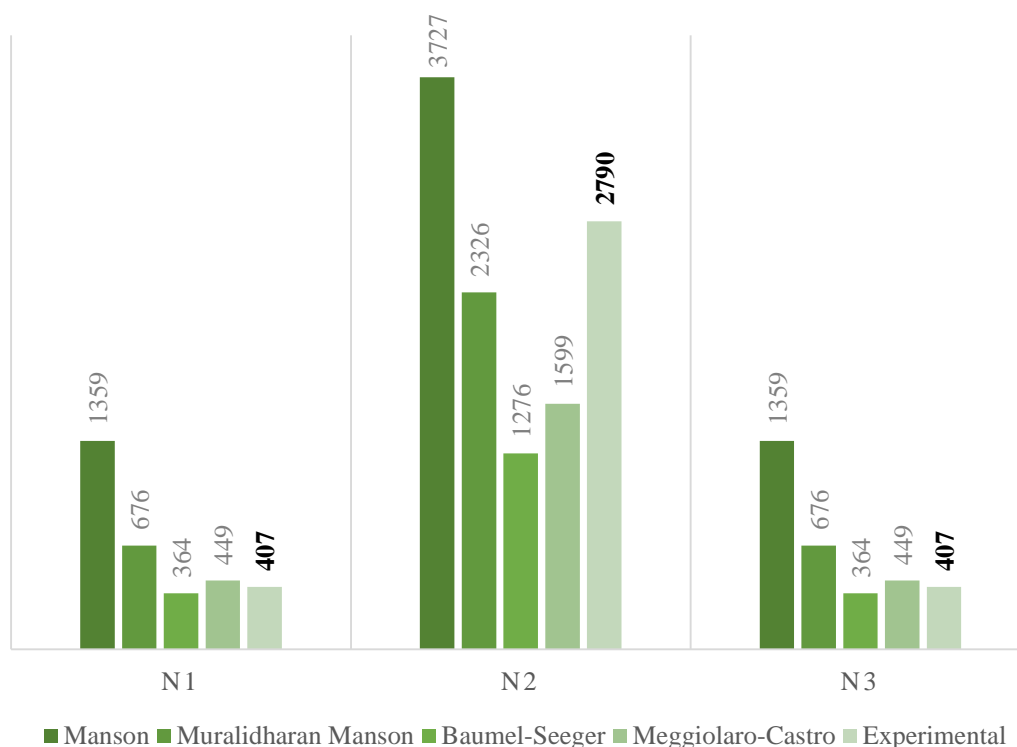


Figura 5-12 Avaliação do bloco 03 segundo a regra de concentração de tensão de Neuber Simplificado.

De um modo geral nota-se ainda que os resultados para as cargas mais baixas, no caso aplicadas em  $n2$ , são aquelas que apresentam resultados mais divergentes entre as previsões baseadas nas constantes estimadas e experimental, em todas as associações com as regras de concentração de tensão, como pode ser verificado na figura 5-13, 5-14 e 5-15.

A estimativa das realizadas com as constantes de Meggiolaro-Castro podem ser influenciadas pelo fato desse modelo ser baseado em resultados médios a partir de um banco de dados. Esse fator pode ser explicado pelo baixo número de testes que em geral são conduzidos em deformações mais baixas, uma vez que demandam maior tempo de ensaio e em geral chegam ao limiar de um ensaio SN.

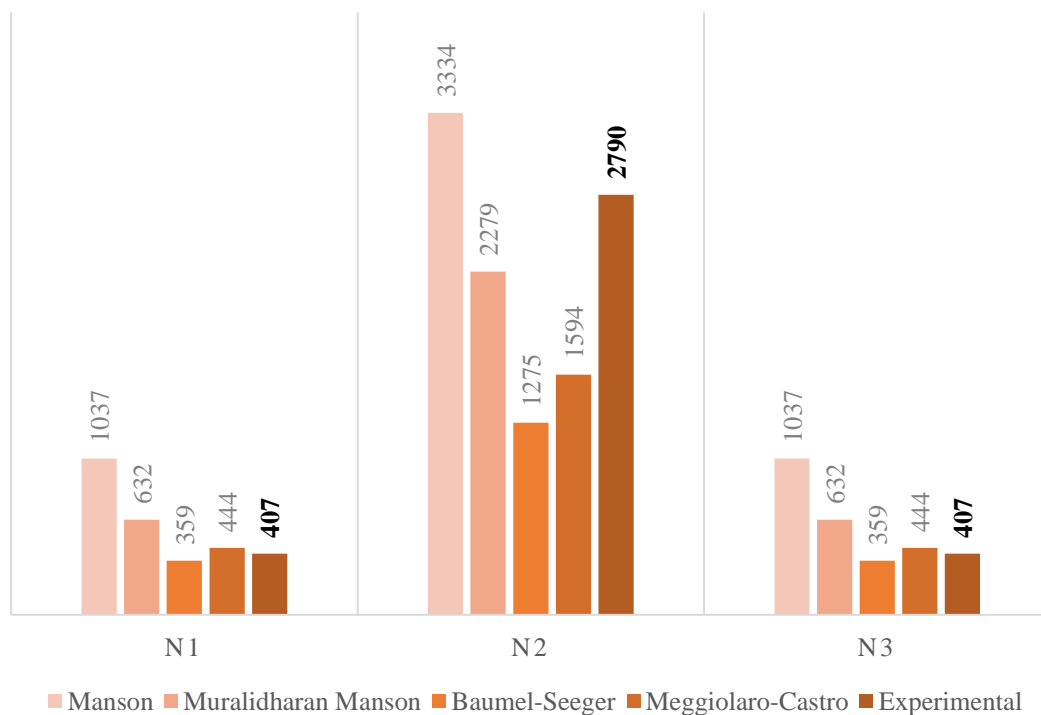


Figura 5-13 Avaliação do bloco 02 segundo a regra de concetração de tensão de Neuber.

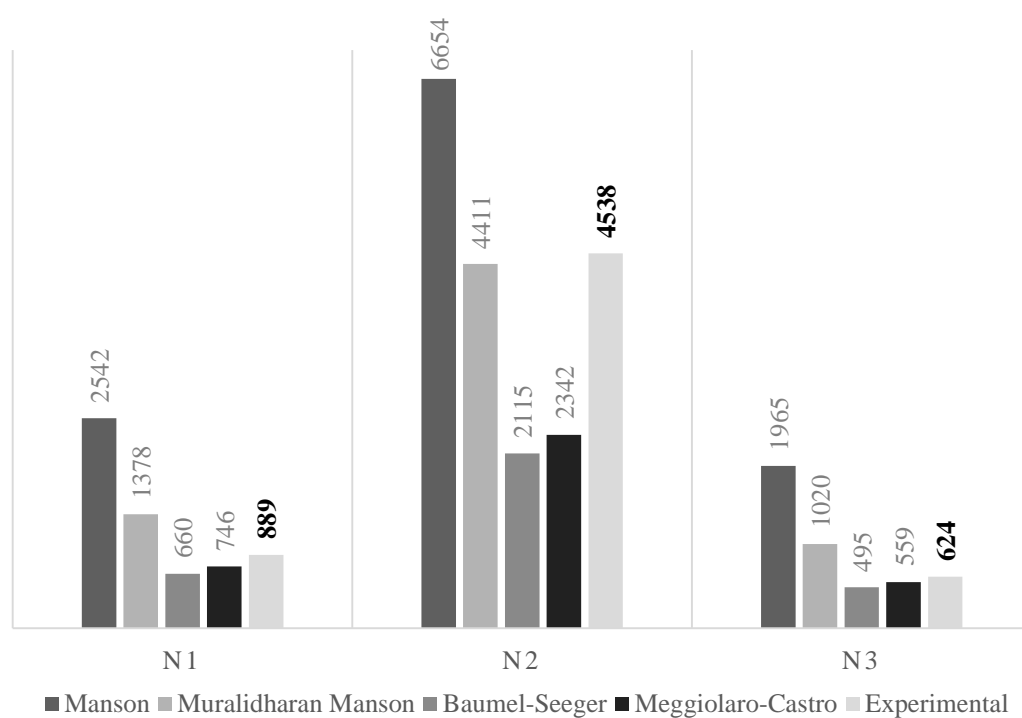


Figura 5-14 Avaliação do bloco 02 segundo a regra de concetração de tensão de Molski-Glinka.



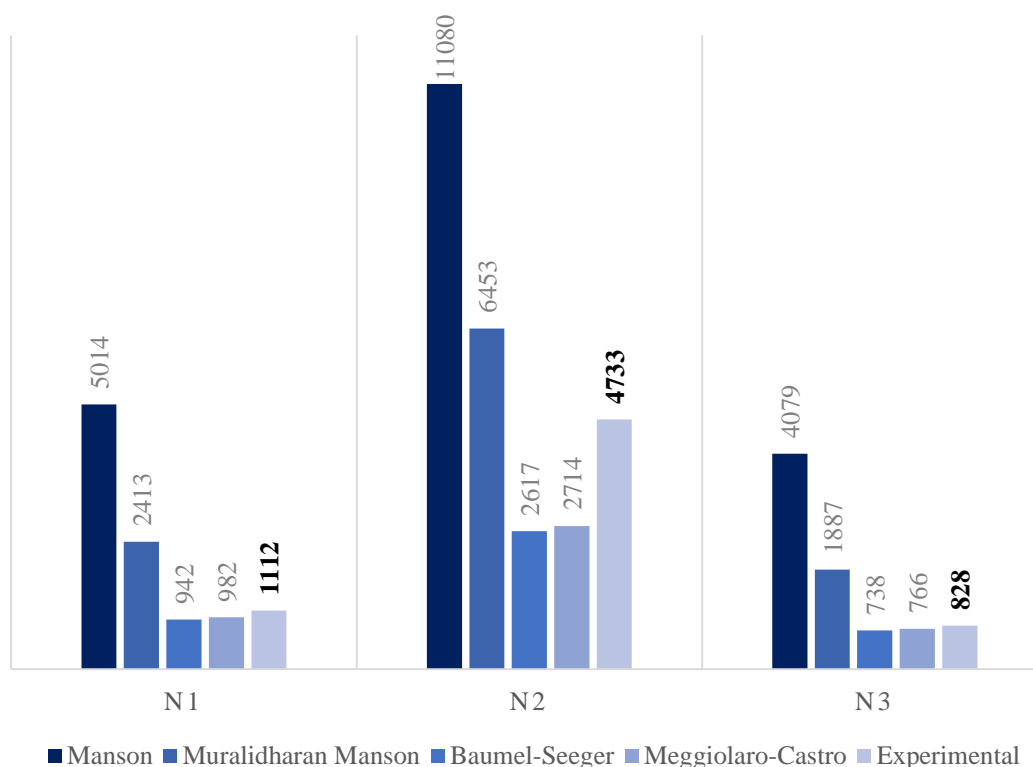


Figura 5-15 Avaliação do bloco 02 segundo a regra de concentração de tensão de Linear.

### 5.2.3. Histórico de Carregamento 04

Assim como nos demais casos abordados o quarto histórico de carregamento apresenta os mesmos resultados em termos de melhor ajuste das combinações utilizadas. Como pode ser observado por meio dos dados expostos na figura 5-17 e tabelas 5-11 à 5-13.

Constantes	Neuber Simplificado					Nb
	N1	N2	D1	D2	D	
Manson	325	1016	0.62	0.49	1.11	0.90
Muralidharan Manson	130	480	1.54	1.04	2.58	0.39
Baumel-Seeger	78	261	2.56	1.92	4.48	0.22
Meggiolaro-Castro	88	317	2.27	1.58	3.85	0.26
Experimental	67	262	2.99	1.91	4.89	0.20

Tabela 5-11 Avaliação de dano H04 – Regra de concentração de tensão Neuber Simplificado.

Constantes	Neuber					Nb
	N1	N2	D1	D2	D	
Manson	298	991	0.67	0.50	1.18	0.85
Muralidharan Manson	129	479	1.55	1.04	2.59	0.39
Baumel-Seeger	77	261	2.60	1.92	4.51	0.22
Meggiolaro-Castro	88	317	2.27	1.58	3.85	0.26
Experimental	67	262	2.99	1.91	4.89	0.20

Tabela 5-12 Avaliação de dano H04 – Regra de concentração de tensão Neuber.

Constantes	Molski-Glinka					Nb
	N1	N2	D1	D2	D	
Manson	635	1920	0.3	0.3	0.6	1.7
Muralidharan Manson	282	994	0.7	0.5	1.2	0.8
Baumel-Seeger	151	483	1.3	1.0	2.4	0.4
Meggiolaro-Castro	165	544	1.2	0.9	2.1	0.5
Experimental	161	603	1.2	0.8	2.1	0.5

Figura 5-16 Avaliação de dano H04 – Regra de concentração de tensão Molski-Glinka.

Constantes	Linear					Nb
	N1	N2	D1	D2	D	
Manson	1694	4006	0.12	0.12	0.24	4.12
Muralidharan Manson	686	1847	0.29	0.27	0.56	1.78
Baumel-Seeger	281	722	0.71	0.69	1.40	0.71
Meggiolaro-Castro	281	749	0.71	0.67	1.38	0.73
Experimental	284	807	0.70	0.62	1.32	0.76

Tabela 5-13 Avaliação de dano H04 – Regra de concentração de tensão Linear.

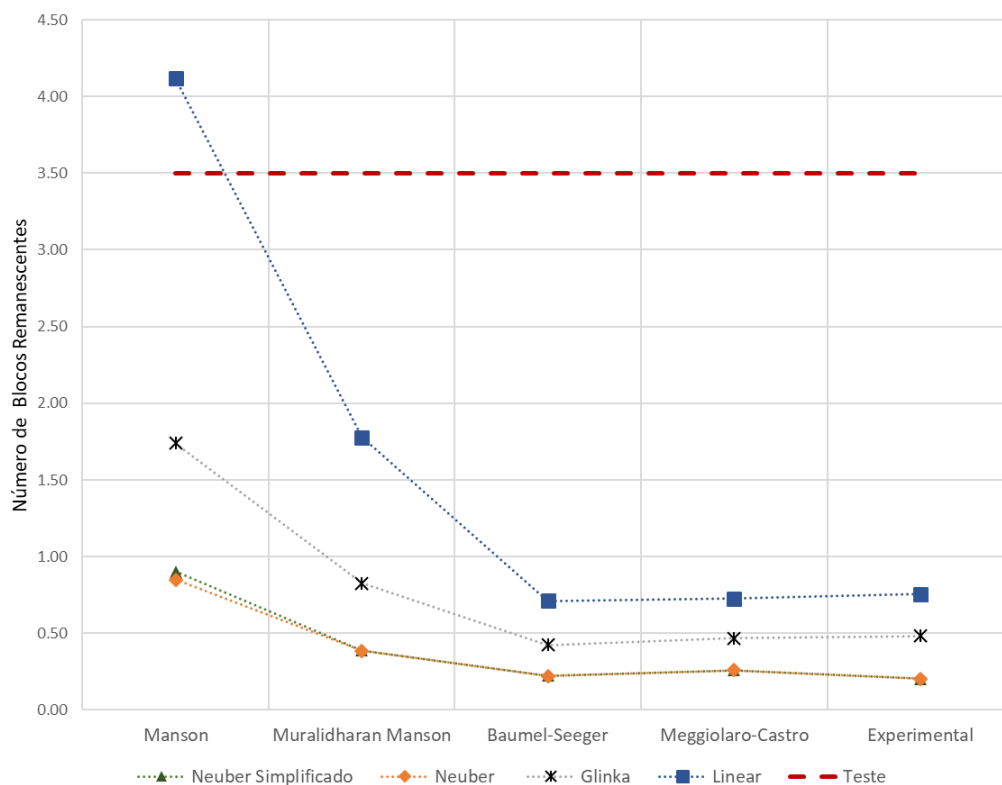


Figura 5-17 Avaliação de Vida Estimada, H04.

### 5.3. Verificação Rotina Dissertação

Para corroborar os dados apresentados foram feitas simulações no software ViDa, que calcula dano à fadiga de carregamentos de alto nível de complexidade. A versão utilizada do ViDa permite a simulação pelas regras de concentração de tensão de Neuber e Linear, logo somente essas duas serão consideradas nas análises.

Ao considerar o carregamento de amplitude de carga variável 01, por exemplo, nota-se nos gráficos expostos nas figuras 5-18 e 5-19, que há uma variação de no máximo em torno de 10% entre os resultados de danos estimados segundo o ViDa e obtidos segundo a rotina utilizada nesse trabalho. Essa variação deve-se ao fato de a metodologia aplicada no ViDa considerar o efeito de sequência do carregamento e a utilizada nesse trabalho ser a convencional, como mencionada anteriormente. Entretanto, para os tipos de carregamentos aplicados os resultados são satisfatórios visto a pequena variação.

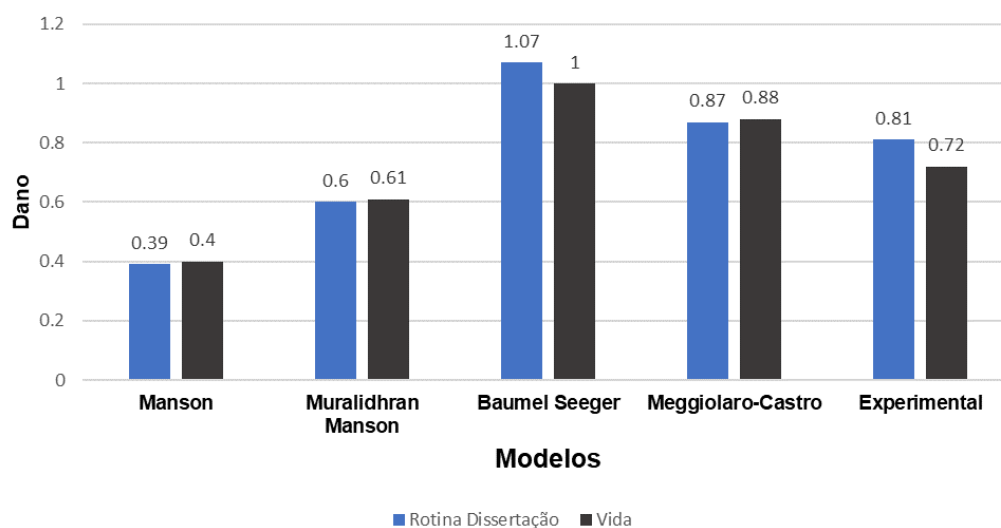


Figura 5-18 Carregamento 01 – Comparação com resultados gerados no ViDa ao considerar regra de concentração de tensão de Neuber.

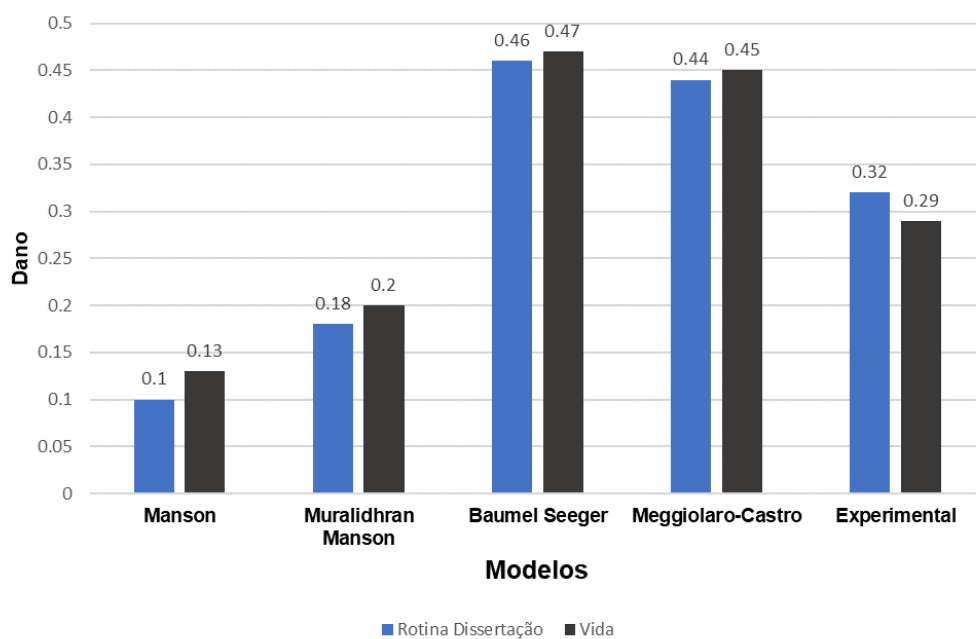


Figura 5-19 Carregamento 01 – Comparação com resultados gerados no ViDa ao considerar regra de concentração de tensão de Linear.

## 6. CONCLUSÃO

Ao considerar os resultados apresentados nota-se que de forma geral as previsões em sua maioria são conservadoras quando comparadas com as vidas medidas, incluindo os resultados obtidos pelas propriedades medidas. Entretanto, quando utilizado os modelos de Manson e Muralidahrn-Manson para obter as constantes de Coffin-Manson em combinação com as regras de concentração Linear e de Moslki-Glinka, os resultados tendem a ser não conservadores. Logo dentre as combinações utilizadas essas não são recomendáveis.

Ao compararmos os resultados entre si nota-se que aqueles obtidos ao utilizarmos as constantes dos modelos de Meggiolaro-Castro e Baumel Seeger são semelhantes entre si e mais próximos aos gerados pelas propriedades medidas, para uma mesma regra de concentração de tensão. Logo, em caso da indisponibilidade da aquisição de dados para determinar as constantes de Coffin-Manson, esses modelos são os mais indicados.

## 7. RECOMENDAÇÕES DE ESTUDOS FUTUROS

Para ampliar o alcance das conclusões dessa pesquisa devem ser repetidos os ensaios para outros tipos de materiais. Além disso, otimizar a geometria do corpo de prova de teste  $\varepsilon N$ , pois a norma ASTM E606 não confere uma geometria, em função do material, que garanta que não haverá falha por flambagem.

Considerar o efeito de carregamentos com maior nível de complexidade para verificar a influência do efeito sequencial para traçar características de carregamentos onde a metodologia convencional pode ser utilizada.

Utilizar históricos de carregamento que contemplem tensões médias com o objetivo de avaliar o efeito na estimativa de vida em fadiga segundo os modelos de Morrow e Smith-Watson-Topper.

## 8. REFERENCIAS BIBLIOGRAFICAS

1. Castro, Jaime Tupiassu Pinho de. Meggiolaro MA. Statistical evaluation of strain-life fatigue crack initiation predictions. *Int J Fatigue*. 2004;26(5):463–76.
2. LTC, editor. *Ciência E Engenharia De Materiais - Uma Introdução* - William D. Callister, David G Rethwisch - Google Livros. 8ª.
3. Askeland DR, Wright WJ. *Ciência e engenharia dos materiais*. 3ª. São Paulo: Cengage Learning;
4. H.AAbdel-Raouf. Cyclic stress-strain response 2 2.1. *Int J Fatigue*. 1997;23(9):799–805.
5. Manson, S S; Smith, Robert; Hirschberg MH. Fatigue behavior of materials under strain cycling.
6. Dowling NE. Mechanical behavior of materials. *Engineering Methods for Deformation, Fracture, and Fatigue*. 4th ed. Pearson; 2013.
7. Yu H-S. Foundations of the theory of plasticity. In: *Plasticity and Geotechnics*. 1st ed. Springer US; 2006. p. 22–39.
8. Tamagnini C. *Theory of Plasticity*. 2011.
9. Meggiolaro MA, Castro JTP De. *Tecnicas E Praticas de Dimensionamento Estrutural Sob Cargas Reais de Servico*. Platform reatespace IP, editor. 2009.
10. Budynas R, Nisbett K. *Shigley's Mechanical Engineering Desing*. 2006;1024.
11. Klemenc J. Joint estimation of E–N curves and their scatter using evolutionary algorithms. *Int J Fatigue*. 2013;56:42–53.
12. Ricotta M. Simple expressions to estimate the Manson-Coffin curves of ductile cast irons. *Int J Fatigue* [Internet]. Elsevier Ltd; 2015;78:38–45.

Available from: <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2015.03.025>

13. Terrell JB. Use of Neuber's rule to estimate the fatigue life of notched specimens of ASME SA 106-B steel piping in 288°C air. *Int J Press Vessel Pip.* 1989;40(1):17–40.
14. Glinka G. A notch stress-strain analysis approach to fatigue crack growth. *Eng Fract Mech.* 1985;21(2):245–61.
15. Glinka G. The Local Stress-Strain Fatigue Method. 2010;1–46.
16. Davis JR. Aluminum and Aluminum Alloys. In: *Light Metals and Alloys*. 2001. p. 351–41.
17. ASTM International. ASTM E 122 - 07 Standard Practice for Calculating Sample Size to Estimate , With Specified Precision , the Average for a Characteristic of a Lot or. *Annual Book of ASTM Standards*. 2009. p. 1–5.
18. ABNT. Materiais metálicos — Ensaio de Tração. In: *ABNT NBR ISO 6892*. 2018.
19. ASTM Standard-A370. Standard test methods and definitions for mechanical testing of steel products. *ASTM Int.* 2010;1–49.
20. ASTM Int. Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials 1. *Astm.* 2009;(C):1–27.
21. ASTM. Standard Test Method for Strain-Controlled Fatigue Testing. *E606/E606M-12*. 2004;96(2004):1–16.
22. Meggiolaro MA, Castro JTP De. *Fatigue Design Techniques: Vol. III - Crack Propagation, Temperature and Statistical Effects: 3*. 1st ed. 2016.
23. University of Ljubljana. *Advanced Introduction to Fatigue*. 2017. p. <http://fgg-fgg.uni-si/~pmoze/esdep/master/>.