CEFET/RJ
DIRETORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO

ESTUDO COMPARATIVO DA VIDA EM FADIGA DE AÇOS FUNDIDOS E FORJADOS DE ALTA RESISTÊNCIA PARA UTILIZAÇÃO EM ACESSÓRIOS DE LINHAS DE ANCORAGEM DE PLATAFORMAS OFFSHORE

Antônio de Pádua Chaves

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais do Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca CEFET/RJ, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais.

Orientadores:
Jorge Carlos Ferreira Jorge, D.Sc.
Luis Felipe Guimarães de Souza, D.Sc.

Rio de Janeiro
Outubro de 2010

ESTUDO COMPARATIVO DA VIDA EM FADIGA DE AÇOS FUNDIDOS E FORJADOS DE ALTA RESISTÊNCIA PARA UTILIZAÇÃO EM ACESSÓRIOS DE LINHAS DE ANCORAGEM DE PLATAFORMAS OFFSHORE

Dissertação de Mestrado apresentado ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais do Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca CEFET/RJ, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais.

Antônio de Pádua Chaves

Aprovada por:

Presidente, Prof. Jorge Carlos Ferreira Jorge, D.Sc.

Prof. Luis Felipe Guimarães de Souza, D.Sc.

Prof. Paulo Pedro Kenedi, D.Sc.

Prof. Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco, D.Sc.

Prof. Marcelo Amorim Savi, D.Sc. (UFRJ - COPPE)

Rio de Janeiro
Outubro de 2010

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Central do CEFET/RJ

C512 Chaves, Antônio de Pádua
Estudo comparativo da vida em fadiga de aços fundidos e forjados de alta resistência para utilização em acessórios de linhas de ancoragem de plataformas offshore / Antônio de Pádua Chaves.—2010.
xvi, 93f. , il.col. , grafs. , tabs. ; enc.

Dissertação (Mestrado) Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca ,2010.
Bibliografia : f.91 – 93
Orientadores : Jorge Carlos Ferreira Jorge [e] Luis Felipe Guimarães de Souza.

1.Engenharia mecânica 2.Engenharia de materiais 3.Metais - Fadiga 4.Tensões residuais I.Jorge,Jorge Carlos Ferreira (orient.) II.Souza,Luis Felipe Guimarães de (orient.) III.Título.

CDD 620.1

Dedico este trabalho aos meus pais, Militina e Sebastião, *in memoriam*.

Sou especialmente grato aos meus orientadores, Professor Jorge Jorge e Professor Felipe, pela orientação, e, por todo o suporte e acompanhamento com que me distinguiram durante o curso.

É ainda meu dever expressar gratidão ao Professor Paulo Kenedi pelos comentários e meticulosas indicações de revisão e correção de texto, ao Professor Pedro Manuel pelas valiosas sugestões de bibliografia alinhada com o estado da arte em fadiga, ao Professor Savi, pela análise e pelos comentários pertinentes e oportunos ao conjunto do texto.

RESUMO

ESTUDO COMPARATIVO DA VIDA EM FADIGA DE AÇOS FUNDIDOS E FORJADOS DE ALTA RESISTÊNCIA PARA UTILIZAÇÃO EM ACESSÓRIOS DE LINHAS DE ANCORAGEM DE PLATAFORMAS OFFSHORE

Antônio de Pádua Chaves

Orientadores:
Jorge Carlos Ferreira Jorge, D.Sc.
Luis Felipe Guimarães de Souza, D.Sc.

Resumo da Dissertação de Mestrado submetida ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais do Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca CEFET/RJ, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais.

O presente trabalho é parte de um programa de pesquisa que focaliza o desenvolvimento de metodologia capaz de fornecer previsão de vida residual em fadiga dos aços da classe IACS W22 (2009) Grau R4 usado na fabricação de amarras e acessórios de linhas de ancoragem de plataformas de petróleo. As sociedades classificadoras estabelecem que as linhas de ancoragem devam ser inspecionadas periodicamente, mas a única maneira de avaliar a vida residual em fadiga é através dos testes em escala real, simulando a vida de serviço em fadiga até a falha. Este ensaio em escala real requer facilidades específicas que envolvem custos elevados e um período muito longo para completar o programa. Assim, tenta-se desenvolver programas que permitam substituir estes ensaios em escala real, de forma a tornar viável esta predição, com mais frequência, menores custos e prazos. Considerando que o aço Grau R4 pode ser fabricado por diferentes rotas, como laminação, forjamento e fundição, dependendo da geometria do componente, o trabalho foi conduzido por meio de ensaios de flexão rotativa para obtenção de curvas S-N usando corpos-de-prova específicos para cada rota de fabricação de aços Grau R4. Os ensaios de tração e microdureza foram executados após o carregamento cíclico em ensaios de fadiga para acúmulo de dano, buscando verificar uma relação entre ciclos de vida em fadiga e propriedades mecânicas.

Os resultados revelaram que os corpos-de-prova de aço forjado tiveram maior limite de fadiga comparativamente com os corpos-de-prova de aço fundido. Em altas tensões, os corpos-de-prova de aço fundido demonstraram possuir maior número de ciclos de vida em fadiga, e, em ambas as rotas de fabricação, nenhum indício de existência de relação entre dano acumulado em fadiga e degradação das propriedades mecânicas foi observado.

Palavras-chave:
Fadiga; Vida Residual; Amarras.

ABSTRACT

FATIGUE LIFE COMPARATIVE STUDY OF HIGH STRENGTH CAST AND FORGED STEELS FOR OFFSHORE PLATFORMS MOORING LINES AND ACCESSORIES APPLICATIONS

Antônio de Pádua Chaves

Advisors**:**
Jorge Carlos Ferreira Jorge, D.Sc.
Luis Felipe Guimarães de Souza, D.Sc.

Abstract of Dissertation submitted to the Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais do Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca CEFET/RJ, as partial fullfilment of the requirements for the degree of Mestre em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais.

The present work is part of a research program which focuses the development of a methodology capable to provide the prediction of the cycles of fatigue life of an IACS W22 (2009) grade R4 steels used in offshore oil platforms mooring chain manufacturing and its accessories as well. The classification societies state that the mooring lines shall be periodically inspected, but the only way to assess its cycles of fatigue life is through mooring chains full scale tests, simulating the service life until the fatigue failure. This full scale test requires specific test facilities involving high costs and a very long period of time to complete a testing program. Therefore, it has been tried to develop a testing program in laboratory in order to replace these full scale tests in such way that make feasible the predictions with more frequency, cost and term reduction. By considering that the R4 type steel can be manufactured from different routes as rolling, forging and casting depending on the component geometry, the work was conducted by performing rotating bending fatigue tests in order to obtain the S-N plots using specimens of each R4 type steels. Tensile tests and Hardness tests were performed after the cyclic loading of the fatigue damaged test samples aiming to verify a relationship between the cycles of life in fatigue and mechanical properties.
The results revealed that the specimens originating from forged steel had larger fatigue limit compared with the specimens from cast steel. For high stresses, the cast steel specimens demonstrated to have larger number of cycles in fatigue life than those ones of forged steel, and for both routes of manufacture were not observed any evidence of a relationship between accumulated fatigue damage and degradation of mechanical properties.

Keywords:
Fatigue; Residual Life; Mooring Chain.

Sumário

Introdução **1**

Capítulo I Revisão Bibliográfica **3**

I.1 Considerações sobre fadiga **3**

I.1.1 Metodologia S-N 3

I.1.2 Metodologia ε-N 8

I.1.3 Metodologia T-N 11

I.1.4 Metodologia da/dN/ΔK 14

I.1.5 Acúmulo de dano 17

I.1.6 Influência das tensões residuais 19

I.1.7 Influência do material e do acabamento superficial 20

I.2 Considerações sobre materiais para linhas de ancoragem **23**

Capítulo II Materiais e Métodos **28**

II.1 Materiais **28**

II.2 Ensaios de Fadiga **30**

II.2.1Dimensões do corpo-de-prova e programação de ensaios 30

II.2.1Levantamento das curvas S-N 33

II.2.2Ensaios de ciclos de vida em fadiga por flexão rotativa 36

II.3 Ensaios mecânicos após ensaios de fadiga **37**

II.3.1Ensaios de Tração 37

II.3.2Ensaios de Microdureza Vickers 38

II.4 Ensaios metalográficos **39**

Capítulo III Resultados **40**

III.1 Ensaios de Fadiga **40**

III.1.1 Levantamento das curvas S-N 40

III.1.1 Ensaios de acúmulo de dano 46

III.2 Ensaios mecânicos após ensaios de fadiga **48**

III.2.1 Tração – Gráficos e Registros dos Ensaios 48

III.2.2 Microdureza 61

III.3 Ensaios metalográficos 68

Capítulo IV Discussão 69

IV.1 Ensaios de Fadiga 69

IV.1.1 Adequação da amostra conforme Manual ASTM STP 588 (1975) 72

IV.1.2 Análise estatística conforme ASTM E739-91 74

IV.1.3 Intervalos de confiança de A e B: 75

IV.1.4 Bandas de Confiança da Curva S-N 77

IV.1.5 Teste de adequação ao modelo linear pela Distribuição F 79

IV.2 Ensaios mecânicos após ensaios de fadiga 86

IV.3 Ensaios metalográficos 89

Conclusões e Sugestões 90

Referências Bibliográficas 91

Lista de Figuras

Figura I.1: Curva S-N típica para aços.... 4

Figura I.2: Laço de Histerese indicativo do comportamento estável das deformações plásticas e elásticas 9

Figura I.3: Curva ε-N típica.... 10

Figura I.4: Ensaio de amarras em escala real 11

Figura I.5: Estágios de propagação da trinca – Método da/dN/ΔK.... 15

Figura I.6: Manilha típica disponível em http://www.vicinaycadenas.net/eng/marine_chains/shackles.html, acesso em 31/07/2010. 25

Figura I.7: Placa triangular usada em linhas de ancoragem de estruturas oceânicas.... 26

Figura II.1: Dimensões de corpo-de-prova conforme recomendado pelo Manual de Ensaio de Fadiga STP 566 (ASTM, 1974) com modificações – Cotas em mm convertidas de polegadas.... 30

Figura II.2: Corpo-de-prova utilizado nos ensaios de fadiga.... 31

Figura II.3: Plano para ensaios de levantamento de curvas S-N e de ciclos de vida em fadiga de alto ciclo 31

Figura II.4: Máquina utilizada nos ensaios de fadiga – Laboratório de Materiais CEFET-RJ. ... 33

Figura III.1: Curva S-N IACS W22 (2009) Grau R4 – Fundidos.... 42

Figura III.2: Curva S-N IACS W22 (2009) Grau R4 – Forjados.... 44

Figura III.3: Variação do Limite de Escoamento com a vida consumida para o aço fundido. 55

Figura III.4: Variação do Limite de Escoamento com a vida consumida para o aço forjado. 55

Figura III.5: Variação do Limite de Resistência com a vida consumida para o aço fundido 57

Figura III.6: Variação do Limite de Resistência com a vida consumida para o aço forjado. 57

Figura III.7: Variação da Redução de Área com a vida consumida para o aço fundido 59

Figura III.8: Variação da Redução de Área com a vida consumida para o aço forjado 59

Figura III.9: Variação da Microdureza com o dano acumulado para corpos-de-prova de aço fundido.... 66

Figura III.10: Variação da Microdureza com o dano acumulado para corpos-de-prova de aço forjado 66

Figura III.11: Aspecto microestrutural dos aços forjado e fundido observados por microscopia ótica..... 68

Figura IV.1: Comparação entre as curvas S-N levantadas para aços IACS W22 Grau R4 fundido e forjado..... 71

Figura IV.2: Banda de Confiança de 95% para a curva S-N levantada para corpos-de-prova de manilha (aço fundido). 78

Figura IV.3: Banda de Confiança para a curva S-N levantada para corpos-de-prova de placa triangular (aço forjado)..... 78

Figura IV.4: Gráfico de dispersão dos resultados para o aço fundido. 81

Figura IV.5: Gráfico de dispersão dos resultados para o aço forjado. 81

Figura IV.6: Corpo-de-prova de manilha (fundido) após ensaio de tração com dano acumulado em fadiga de 75%..... 87

Figura IV.7: Trinca na superfície de um corpo-de-prova de aço fundido com dano de 75% observado em lupa estereoscópica. 89

Lista de Tabelas

Tabela I.1: Fator *f* para cálculo da resistência à fadiga em função de *N* 5

Tabela I.2: Valores de M e K 12

Tabela I.3: Valores conservativos para *C* e *m* para alguns tipos de aços (ROLFE, 1997). 15

Tabela I.4: Vida em fadiga em ciclos para vários tipos de acabamento para corpos de prova em aço SAE 3130, submetidos à flexão rotativa sob tensão de 655 Mpa (DIETER, 1988) 21

Tabela I.5: Requisitos mínimos de propriedades mecânicas a serem atendidas pelos aços segundo a IACS W22 (2009) 27

Tabela II.1: Composição química aço R4 forjado (*) 28

Tabela II.2:Composição química aço R4 fundido (*) 28

Tabela II.3: Limites mínimos para as propriedades mecânicas conforme requerido pela IACS W22 (2009) 29

Tabela II.4:Propriedades mecânicas conforme resultados dos ensaios de tração em corpos-de-prova de tração obtidos de manilha (fundidos) e placa triangular (forjados). (*) 29

Tabela II.5: Níveis de tensão e momentos de ajuste da máquina de fadiga 34

Tabela II.6: Contagem de corpos-de-prova para realização de ensaios 35

Tabela II.7: Códigos para marcação dos corpos-de-prova 36

Tabela II.8: Número de ciclos a ensaiar corpos-de-prova forjados para acúmulo de dano 36

Tabela II.9: Número de ciclos a ensaiar corpos-de-prova fundidos para acúmulo de dano 37

Tabela III.1: Registros dos ensaios de fadiga para levantamento da curva S-N para fundidos . 41

Tabela III.2: Registros dos ensaios de fadiga para levantamento da curva S-N para forjados .. 43

Tabela III.3: Ciclos de dano acumulado para corpos-de-prova IACS W22 (2009) grau R4 Forjados 46

Tabela III.4: Ciclos de dano acumulado para corpos-de-prova IACS W22 (2009) grau R4 Fundidos 47

Tabela III.5: Propriedades Mecânicas em corpos-de-prova sem ensaio de fadiga 48

Tabela III.6: Resultados dos ensaios de tração após acúmulo de dano de 25% em corpos-de-prova de manilha (fundidos) 49

Tabela III.7:Resultados dos ensaios de tração após acúmulo de dano de 50% em corpos-de-prova de manilha (fundidos) 50

Tabela III.8: Resultados dos ensaios de tração após acúmulo de dano de 75% em corpos-de-prova de manilha (fundidos) 51

Tabela III.9: Resultados dos ensaios de tração após acúmulo de dano de 25% em corpos-de-prova de placa triangular (forjados) 52

Tabela III.10: Resultados dos ensaios de tração após acúmulo de dano de 50% em corpos-de-prova de placa triangular (forjados) 53

Tabela III.11: Resultados dos ensaios de tração após acúmulo de dano de 75% em corpos-de-prova de placa triangular (forjados) 54

Tabela III.12: Tensão de Escoamento após acúmulo de dano em corpos-de-prova Fundidos (médias) 55

Tabela III.13: Tensão de Escoamento após acúmulo de dano em corpos-de-prova Forjados (médias) 55

Tabela III.14: Resistência à Tração após acúmulo de dano em corpos-de-prova Fundidos (Média) 57

Tabela III.15: Resistência à Tração após acúmulo de dano em corpos-de-prova Forjados 57

Tabela III.16: Redução de área após acúmulo de dano em corpos-de-prova Fundidos 59

Tabela III.17Redução de Área após acúmulo de dano em corpos-de-prova Forjados 59

Tabela III.18: Microdureza Vickers medida em corpos de prova sem dano acumulado para o aço fundido 62

Tabela III.19: Resultados obtidos dos ensaios de microdureza VICKERS com carga de 100 gf para corpos-de-prova de aço fundido 62

Tabela III.20: Médias das microdurezas medidas em corpos-de-prova com dano acumulado para o aço fundido 63

Tabela III.21: Microdureza Vickers medida em corpos de prova sem dano acumulado para o aço forjado 64

Tabela III.22: Resultados obtidos dos ensaios de microdureza VICKERS com carga de 100 gf para corpos-de-prova de aço forjado 64

Tabela III.23 Médias das microdurezas medidas em corpos-de-prova com dano acumulado para o aço forjado 65

Tabela IV.1: Quantitativo mínimo de corpos-de-prova para levantamento de curvas S-N segundo Manual ASTM STP 588 72

Tabela IV.2: Quantidade de corpos-de-prova ensaiados para levantamento de curvas S-N neste trabalho de pesquisa 72

Tabela IV.3: Percentuais recomendados pelo Manual ASTM STP 588 (1975) 73

Tabela IV.4: Percentuais de replicação atingidos neste trabalho de pesquisa 73

Tabela IV.5: Coeficientes estimados $\boldsymbol{A}$ e $\boldsymbol{B}$ 75

Tabela IV.6: Valores de entrada na tabela de Distribuição Student para obtenção do parâmetro t_P, conforme disponibilizado no site http://www.statsoft.com/textbook/distribution-tables/#f05 75

Tabela IV.7: Intervalos de Confiança para os coeficientes A e B e valores auxiliares para cálculo estatístico da Distribuição F para fundidos e forjados 76

Tabela IV.8: Intervalos de Confiança para $A + BX$ e valores auxiliares para cálculo estatístico da Distribuição F para fundidos e forjados conforme ASTM E739-91 77

Tabela IV.9: Média e desvio padrão dos resultados para levantamento da curva S-N para o aço fundido..... 81

Tabela IV.10: Média e desvio padrão dos resultados para levantamento da curva S-N para o aço forjado..... 81

Tabela IV.11: Tabela auxiliar para cálculo dos intervalos de confiança dos coeficientes A e B e da banda de confiança da curva S-N para corpos-de-prova de aço fundido conforme padrão ASTM E739-91 (2004). 82

Tabela IV.12: Tabela auxiliar para análise estatística de adequação ao modelo linear da relação 'Amplitude de tensão x Número de ciclos até a falha' para corpos-de-prova de aço fundido conforme padrão ASTM E739-91 (2004) 83

Tabela IV.13: Tabela auxiliar para cálculo dos intervalos de confiança dos coeficientes A e B e da banda de confiança da curva S-N para corpos-de-prova de aço forjado conforme padrão ASTM E739-91 (2004). 84

Tabela IV.14: Tabela auxiliar para análise estatística de adequação ao modelo linear da relação 'Amplitude de tensão x Número de ciclos até a falha' para corpos-de-prova de aço forjado conforme padrão ASTM E739-91 (2004) 85

Lista de Abreviaturas e definições

Abreviatura/ Símbolo/ Expressão	Significado	Unidade
A	Coeficiente de regressão linear	
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas	
API	American Petroleum Institute	
API RP	Prática recomendada da API	
ASTM	American Society for Testing and Materials	
B	Coeficiente de regressão linear	
Ciclos de vida em fadiga	Ciclos de trabalho consumidos por um componente sob determinada tensão de trabalho. Quando relacionados ao total de ciclos a partir da curva S-N do material obtém-se um percentual ou razão de consumo do total de ciclos estimado mediante a curva S-N do material, como definido pela Regra de Palmgren-Miner.	
da	Variação infinitesimal do comprimento da trinca	mm
da/dn	Taxa de propagação da trinca	mm/ciclo
dn	Variação infinitesimal do número de ciclos	
F_B	Estatística da Distribuição F	
IACS	International Association Of Classification Societies	
I	Número de níveis de tensão	
L.R.	Limite de Resistência	MPa
m	Número de ensaios repetidos por nível de tensão	
MBS	Minimum Breaking Strength	
N	Número de Ciclos	
N_f	Número de ciclos até a falha por fadiga	
N_i	Número de ciclos até a falha do corpo-de-prova i	
Nível de Acúmulo de Dano	Neste trabalho, o termo 'nível de acúmulo de dano' está associado à razão de vida consumida em fadiga ou percentual atingido de ciclos de trabalho em fadiga, em conformidade com a regra de Palmgren-Miner, sem relação quantitativa com a evolução de um dano, como, por exemplo, a trinca superficial.	
R	Razão entre carga de tração atuante e RBS	
R4	Grau particularizando um conjunto de requisitos mínimos para as propriedades mecânicas dentro da Especificação IACS W22	
RBS	Reference Breaking Strength	
S_a	Tensão Alternada	MPa
S_e	Tensão Limite de Fadiga do componente estrutural	MPa

S'_e	Limite de fadiga aferido para o corpo de prova em ensaio	MPa
S_f	Limite de Vida em Fadiga	MPa
S_i	Amplitude de tensão sobre o corpo-de-prova i	MPa
S_{ut}	Limite de Resistência	MPa
S_y	Limite de escoamento	MPa
T	Carga de tração na Linha de Ancoragem	kN
t_P	Estatística da Distribuição de Student	
Vida Residual	Ciclos que restam a um componente sob determinada tensão de trabalho completar em relação ao que se estima para o total de ciclos em fadiga mediante a curva S-N do material.	
W22	Designativo da Especificação IACS para materiais e acessórios de linhas de ancoragem	
X	Variável independente na regressão linear	
Y	Variável dependente na regressão linear	
ΔK	Fator de Intensificação de tensões	$MPa.m^{1/2}$
Δε	Faixa de deformação	%
σ	Desvio padrão da população	
σ^2	Variância da população	
σ_{med}	Tensão normal média	MPa

Introdução

A operação segura das unidades flutuantes de prospecção e produção de petróleo depende fortemente da estabilidade estrutural frente às solicitações cíclicas decorrentes de fenômenos do mar, tais como as ondas, os ventos, as marés e as correntes marinhas, para citar alguns exemplos. As linhas de ancoragem por sua vez constituem ponto crítico desta estabilidade (MEDEIROS, 2003), porquanto devam sustentar o equilíbrio da embarcação, em ação conjunta com o equipamento de tração das amarras.

Segue, portanto, que o fenômeno da fadiga dos materiais que compõem a linha de ancoragem acarreta necessidade de constante monitoramento e inspeção. As amarras têm um papel importante nos dois extremos da linha de ancoragem, no contexto de sustentação da unidade flutuante, em função da capacidade do aço frente à necessidade de suportar grandes variações de forças de inércia, devido aos citados fenômenos marinhos.

As metodologias que tratam o fenômeno da fadiga dos materiais se justificam diante da necessidade e dificuldades que os engenheiros vêm enfrentando para quantificar quanto tempo ou quantos ciclos de trabalho determinado componente estrutural poderá trabalhar de forma segura, de modo a permitir uma programação confiável das intervenções nos sistemas e componentes estruturais (MEDEIROS, 2003). Surge, portanto, a necessidade de se encontrar indício, ou conjunto de dados, que adequadamente tratados por uma ou mais de uma das metodologias para avaliação da fadiga, propicie análise que responda a esta necessidade.

De fato, as falhas por fadiga constituem uma preocupação maior do projeto mecânico. DOWLING (2007) comenta que 80% dos custos econômicos decorrentes destas falhas, bem como de ações preventivas, envolvem situações em que as cargas cíclicas e a fadiga contribuem grandemente. Como consequência, o impacto nos custos anuais na economia americana, devido a falhas de materiais por fadiga, é estimado em 3% do PIB, e, uma porcentagem similar é esperada para as outras nações industrializadas.

Conforme relata DOWLING (2007), embora a tensão seja o elemento norteador das estimativas de vida em fadiga, um século depois do trabalho pioneiro de Whöler os pesquisadores COFFIN e MANSON, trabalhando independentemente, descobriram que a deformação era também indicativo confiável para as estimativas, especialmente para a fadiga de baixo ciclo. A Mecânica da Fratura, por sua vez, assume que trincas são pré-existentes, e, uma vez caracterizadas, fornece metodologia para previsões da sua evolução, principalmente para o tratamento da integridade estrutural de dutos, vasos, e em outras aplicações, com auxílio de ferramentas computacionais e de um programa de inspeções.

A Metodologia T-N (API RP 2SK, 2005), própria para o tratamento analítico do comportamento em fadiga de componentes de linhas de ancoragens, aliando dados e premissas de condições do carregamento externo com técnicas estatísticas e de elementos finitos, fornece estimativas de vida útil para o componente, ou, para estabelecer o intervalo entre inspeções. As metodologias que abordam as chamadas tensões residuais e a influência do acabamento superficial em fadiga se relacionam entre si (SHIGLEY, et al., 2004) principalmente no que diz respeito ao início da trinca de fadiga.

Neste contexto, e, como parte de um amplo programa de pesquisa neste tema (MEDEIROS, 2003) (PIRES, 2007), este trabalho investigou possíveis modificações nas propriedades mecânicas dos materiais fundidos e forjados, após ensaios de flexão rotativa, e, assim, pôde reunir dados para comparar e discutir estas rotas de fabricação, à luz do desempenho em fadiga. As curvas S-N foram levantadas para ambas as rotas, e, seus resultados discutidos. Em uma segunda etapa, ensaios de ciclos de vida em fadiga foram realizados para que, em uma terceira etapa, as propriedades mecânicas fossem determinadas em ensaios de tração. As propriedades mecânicas foram levantadas em corpos-de-prova virgens para referência, caracterização dos materiais e comparação, bem como para os ensaios complementares de Metalografia.

Como especificação orientadora de critérios para caracterização dos materiais, foi adotada a IACS W22 (2009) grau R4, para aços forjados e fundidos, utilizados na fabricação de amarras e acessórios de linhas de ancoragem. Com efeito, a IACS W22 (2009) estabelece valores mínimos para o Limite de Escoamento, o Limite de Resistência, a Redução de Área. Estas propriedades e o efeito sobre elas decorrente do acúmulo de dano em fadiga, portanto, fundamenta o estudo comparativo objeto deste trabalho, dado o papel primordial que desempenham no projeto de estruturas em geral, na caracterização dos materiais e no exame de integridade estrutural.

A busca de uma relação entre propriedades mecânicas e ciclos de trabalho em fadiga de componentes estruturais que possibilite o desenvolvimento de modelos para predições de ciclos vida em serviço, tem sido tema de diversos trabalhos de pesquisa pela comunidade acadêmica em geral. Cite-se, por exemplo, o artigo de A. Fatemi e L. Yang (1998) publicado no International Journal of Fatigue, que analisa o estado da arte das metodologias de análise de fadiga sob a ótica do acúmulo de dano. Cite-se ainda o trabalho de Makkonen (2009), publicado no mesmo periódico, que trata da predição da vida total em fadiga usando a Lei de Paris e a técnica da estatística dos extremos.

Capítulo I Revisão Bibliográfica

I.1 Considerações sobre fadiga

Três metodologias se destacam no contexto deste trabalho: A Metodologia S-N, a primeira a ser criada e que trata bem da fadiga em alto ciclo, a Metodologia ε-N muito apropriada para tratamento da fadiga de baixo ciclo, e, a Metodologia T-N, recentemente desenvolvida para previsões de vida residual em fadiga de amarras, por meio de dados experimentais, estatísticos.

I.1.1 Metodologia S-N

A Metodologia S-N como método básico de apresentação de dados de ensaios de fadiga, está ligada aos primórdios das investigações do fenômeno desde o século XIX, e, de modo geral, não se fala em Metodologia e curvas S-N sem antes se comentar como surgiu o conceito de Fadiga no contexto da Engenharia.

As falhas por fadiga vêm sendo estudadas por mais de 150 anos. O primeiro trabalho conhecido, em pesquisa de fadiga, foi o de W. A. J. Albert, que testou, sob carregamento cíclico, elos de correntes, usadas em minas na Alemanha, por volta de 1828. Aliás, o termo ‘fadiga’, foi usado pela primeira vez, na França, por J. V. Poncelet, em seu livro de Mecânica (SCHIJVE, 2001). Conforme relatado na literatura (FORREST, 1962), W. Rankine discutiu em um trabalho de 1843 as inesperadas fraturas que ocorriam em eixos de rodeiros ferroviários, atribuindo a causa a uma ‘gradual deterioração do metal durante o serviço’. Mais ou menos na mesma época uma comissão investigou, por meio de ensaios com vigas metálicas, se o ferro seria um material adequado para construção de pontes para ferrovias. A Comissão demonstrou que este material resistiria sem falhas a uma carga estática próxima da carga de ruptura durante um período de quatro anos. Entretanto, se as vigas se deformassem repetidamente sob ação de uma carga, com flechas causadas por carregamentos iguais à metade da carga de ruptura do ferro, a viga se romperia com cerca de mil repetições destes esforços. Em 1864 Fairbairn (FORREST, 1962) reportou um ensaio semelhante realizado com viga mestra reforçada que quebrou sob carregamento a 40% da carga de ruptura.

Foi, contudo, entre 1858 e 1870 que August Wöhler, investigou o fenômeno com maior amplitude, e, apresentou seu trabalho na Exposição de Paris em 1867, por isso, é citado amiúde na literatura técnica, como pesquisador pioneiro da Fadiga (FORREST, 1962). Construiu a primeira máquina de ensaio de flexão rotativa, e, demonstrou a partir de experimentos com ferro forjado, que a falha por fadiga ocorre com carga menor que o limite elástico, sugerindo que existe uma zona limite de esforços abaixo da qual não mais ocorreria falha por Fadiga.

As curvas S-N, portanto, surgem dos primeiros estudos e pesquisas relacionados com o comportamento dos materiais em Fadiga. Uma curva S-N é um gráfico, linear em escala logarítmica, representativo de ensaios em corpos de prova, correlacionando tensão aplicada, no eixo das ordenadas, e o corresponde número de ciclos até a falha, nas abscissas. As curvas S-N, de um modo geral, segundo FORREST (1962), tem seu campo de interesse abrangendo um intervalo de 10^5 a 10^8 ciclos, aproximadamente.

A Figura I.1 ilustra uma curva S-N típica de fadiga, para materiais que apresentam o chamado Limite de Fadiga (S_e), ou seja, um valor de tensão aplicada abaixo do qual o componente terá vida infinita. Isto acontece para o ferro fundido em geral, aços de baixa e média resistência, aços inoxidáveis, e algumas ligas de Titânio. Portanto, para corpos-de-prova sem entalhes (K_t=0) e carregamento de amplitude constante, sob flexão rotativa, a curva S-N conteria uma assíntota caracterizando o Limite de Fadiga como uma propriedade do material. Em contrapartida, existem materiais que não apresentam esta característica, como o Alumínio (FORREST, 1962), e, deste modo pode-se somente arbitrar um limite de fadiga para estes materiais.

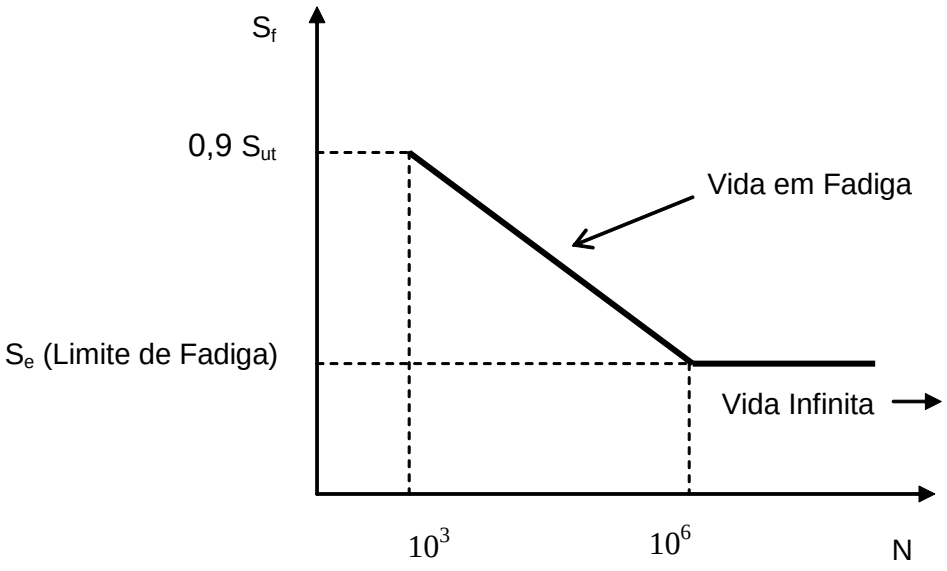


Figura I.1: Curva S-N típica para aços

O limite de fadiga é um assunto controverso na comunidade acadêmica, uma vez que certos autores contestam ou limitam sua validade a determinadas condições. Em trabalho publicado no International Journal of Fatigue, em 2006, intitulado *"Course of S-N-curves especially in the high-cycle fatigue regime with regard to component design and safety"*, seu autor, C. M. Sonsino, assim se expressa em seu Abstract[1]:

[1] *"Conventional design codes base their recommendations still on the common prejudice that an ''endurance limit'' exists. However, several investigations prove clearly that in the high-cycle regime a decrease of fatigue strength with*

"Códigos de Projeto conhecidos ainda baseiam suas recomendações na acepção comum de que existe um limite de fadiga. Entretanto, várias pesquisas indicam claramente que, em regime de alto ciclo, ainda ocorre uma queda da resistência à fadiga com número de ciclos acrescidos, mesmo que os efeitos de temperatura e corrosão não estejam presentes. Assim, o projeto de peças sob fadiga submetidas a carregamentos abaixo da dobra da curva S-N deve considerar este fato, tendo em vista evitar falhas. Com respeito ao traçado da curva S-N, na faixa de alto ciclo, são dadas recomendações dependentes de materiais e fabricação".

SHIGLEY (1972) comentou que, no passado, as peças eram dimensionadas para a vida infinita, sem muito questionamento. E asseverou que mesmo a menor investigação vai constatar sempre que grande parte das peças não durará tanto tempo. Este autor adotou uma regra prática para estimativa do limite de fadiga como uma medida norteadora em projeto:

Aço
- Limite de Resistência[2] (S_{ut}) até 200 ksi: $S_e = 0{,}50.\ S_{ut}$ [1]
- Limite de Resistência (S_{ut}) > 200 ksi: S_e = 100 ksi [2]

Ferro Fundido → $S_e = 0{,}40.\ S_{ut}$ [3]

MISCHKE (2004), coautor da sétima edição do clássico 'Mechanical Engineering Design' (SHIGLEY, et al., 2004), baseado na equação de Coffin-Manson, propõe uma relação empírica que permite avaliar a resistência à fadiga (Sf) para aços, na faixa entre 10^3 ciclos e 10^6 ciclos (faixa de vida em fadiga de alto ciclo), como segue:

$$S_f = aN^b \qquad [4]$$

$$a = \frac{(fS_{ut})^2}{S_e} \qquad b = -\frac{1}{3}\log\left(\frac{fS_{ut}}{S_e}\right)$$

Tabela I.1: Fator *f* para cálculo da resistência à fadiga em função de *N*

S_{ut} (ksi)	**60**	**90**	**120**	**200**
f	*0,93*	*0,86*	*0,82*	*0,77*

SHIGLEY (1972) lembra ainda que um componente estrutural em serviço não possui o mesmo desempenho que um corpo de prova, inclusive quanto ao ambiente controlado do

---

increased number of cycles still occurs, even if corrosion or temperature effects are excluded. Therefore, the fatigue design of components submitted to loadings below the knee point of the S-N-curve must consider this fact in order to avoid failures. With regard to the course of the S-N-curve in the very high-cycle area, material and manufacturing dependent recommendations are given".

[2] $S_e = 0{,}504.S_{ut}$, conforme Charles R. Mischke (SHIGLEY, et al., 2004).

ensaio, de modo que, na realidade, este componente não terá o mesmo limite de fadiga do corpo de prova. Assim, com a finalidade de corrigir os efeitos adversos devidos à composição química, fabricação, acabamento, ambiente, tamanho, etc., Joseph Marin (SHIGLEY, et al., 2004) desenvolveu o conceito de coeficientes modificadores do limite de fadiga, conforme segue:

$$S_e = k_a k_b k_c k_d k_e k_f S_e^{'} \qquad [5]$$

Sendo:

k_a = coeficiente modificador para superfície

k_b = coeficiente modificador para tamanho

k_c = coeficiente modificador para carregamento

k_d = coeficiente modificador para temperatura

k_e = coeficiente modificador para confiabilidade

k_f = coeficiente modificador para efeitos diversos

$S_e^{'}$ = limite de fadiga aferido para o corpo de prova em ensaio

S_e = limite de fadiga para um componente crítico de uma estrutura

O fator de tamanho não tem efeito quando o carregamento é axial, ou seja, para casos de flexão e torção, SHIGLEY (2007) apresenta as seguintes fórmulas empíricas:

$$k_b = 1{,}24 d^{-0{,}107} \qquad 2{,}79 \le d \le 51 mm \qquad [6]$$

$$k_b = 1{,}51 d^{-0{,}157} \qquad 51 \le d \le 254 mm \qquad [7]$$

Há uma regra para cálculo de k_b quando o elemento estrutural não está em rotação, ainda que sob flexão, ou quando a seção não é circular. Esta regra faz uso da chamada dimensão efetiva d_e, que é obtida igualando o volume limitado à região da peça, onde ocorrem tensões iguais ou acima de 95% da tensão máxima, ao volume do corpo de prova rotativo (SHIGLEY, et al., 2004).

FORREST (1962), por sua vez, assevera que o efeito do tamanho é consequência da limitação do esforço máximo a um volume pequeno de material; a resistência à fadiga aumenta quando decresce o volume de material no esforço máximo ou, de outra forma, a resistência à fadiga aumenta quando o gradiente de tensão também aumenta.

Outros autores, como DIETER (1988), por exemplo, mencionam também fator de correção para espalhamento estatístico, ainda que o coeficiente modificador para a confiabilidade possa levar em conta esta influência.

Nos experimentos com aços em geral verificou-se considerável espalhamento de resultados, denotando que o limite de fadiga determinado pela metodologia da curva S-N traz em si erro não desprezível. De fato, qualquer corpo-de-prova de aço vai apresentar seu próprio limite de fadiga, isto é, uma tensão acima da qual ele se romperia, e, abaixo da qual ele teria vida infinita (DIETER, 1988). Portanto, esta tensão crítica varia de corpo-de-prova para corpo-de-prova por razões ainda não totalmente conhecidas. É sabido que as inclusões no aço têm um importante efeito no limite de fadiga e na sua variabilidade, mas mesmo em aços fundidos ao vácuo ocorre apreciável espalhamento de resultados (FORREST, 1962).

A Metodologia S-N permite previsões de vida em fadiga dentro de uma determinada faixa de ciclos e resistência, e, segundo SHIGLEY (1972), é a que conduz a resultados menos precisos, principalmente para os casos de fadiga de baixo ciclo, onde, diga-se de passagem, a Metodologia ε-N se encaixa perfeitamente. Entretanto, a Metodologia S-N é a de maior tradição, ou seja, que marcou o início da investigação do fenômeno, e, que disponibiliza farta quantidade de trabalhos realizados no campo da fadiga, como também é um método de fácil implementação para grande parte das aplicações, e, para o caso de fadiga de alto ciclo, aborda adequadamente o fenômeno (SHIGLEY, 1972).

I.1.2 Metodologia ε-N

Um século depois de Wöhler estabelecer as bases da Metodologia S-N, Coffin e Manson iniciaram as primeiras experiências que contribuíram para a sistematização da Metodologia ε-N, isto é, chamando atenção para a deformação no comportamento do material em fadiga (DOWLING, 2007).

Segundo SHIGLEY et al. (2007), esta metodologia é a que melhor explica a natureza da fadiga. Foi desenvolvida a partir do fim dos anos 50 e início dos anos 60 em resposta à necessidade de se tratar problemas envolvendo justamente componentes que apresentaram vida em fadiga muito curta.

Quando a fadiga se inicia a partir de uma descontinuidade, um entalhe, uma trinca, por exemplo, ou em outro lugar onde haja concentração de tensões, e, quando a tensão na descontinuidade ultrapassa o limite elástico, como consequência acontece deformações plásticas. Conclui-se, portanto, que na iminência de ocorrer uma fratura, antes teriam acontecido deformações plásticas cíclicas. Assim, a Metodologia ε-N considera a deformação plástica que pode ocorrer em regiões localizadas onde trincas de fadiga se iniciam. Deste modo, é fornecido um meio para tratar a fadiga de baixo ciclo, $N<10^3$ ciclos (SHIGLEY, et al., 2004), ou, $N<10^4$ ciclos (DOWLING, 2007).

Como citado por SHIGLEY et al. (2007), foi descoberto por Bairstow , em 1910, que os limites de escoamento para o ferro e o aço são afetados pelas cargas cíclicas. Assim, por exemplo, o aço temperado tende a baixar o limite elástico quando submetido a tensões cíclicas, enquanto o aço estirado exibe aumento deste limite. Ocorre, então, endurecimento ou amolecimento cíclico, dependendo do material, isto é, amplitude de tensões aumentando indica endurecimento, e, vice-versa.

Por outro lado, experimentos com flexão rotativa não são usados para avaliações desta metodologia devido à dificuldade de se medir as deformações plásticas decorrentes. Assim, para a Metodologia ε-N, os pesquisadores utilizam corpos de prova para ensaios com reversões na direção axial, sendo que as medições das deformações são feitas através de extensômetros (transdutores elétricos). A Norma de ensaios é a ASTM E606.

Nos ensaios controla-se apenas a deformação, cuja amplitude é mantida constante. O teste deve prosseguir até que o corpo de prova apresente trinca apreciável ou mesmo se rompa em virtude da fadiga. O comportamento citado, no parágrafo anterior, vai aparecer como resposta do material à variação do número de ciclos. Estas modificações de dureza aparecem

logo no início do ensaio, e, o comportamento se torna mais estável, repetitivo de ciclo para ciclo pela maior parte do tempo de teste. O regime observado durante a metade da vida em fadiga, ou seja, a $0{,}5.N_f$, onde N_f é a vida em fadiga, é considerado como representativo deste comportamento estável (DOWLING, 2007). Um laço de histerese que mostra este comportamento estável está mostrado na Figura I.2 (PIRES, 2007).

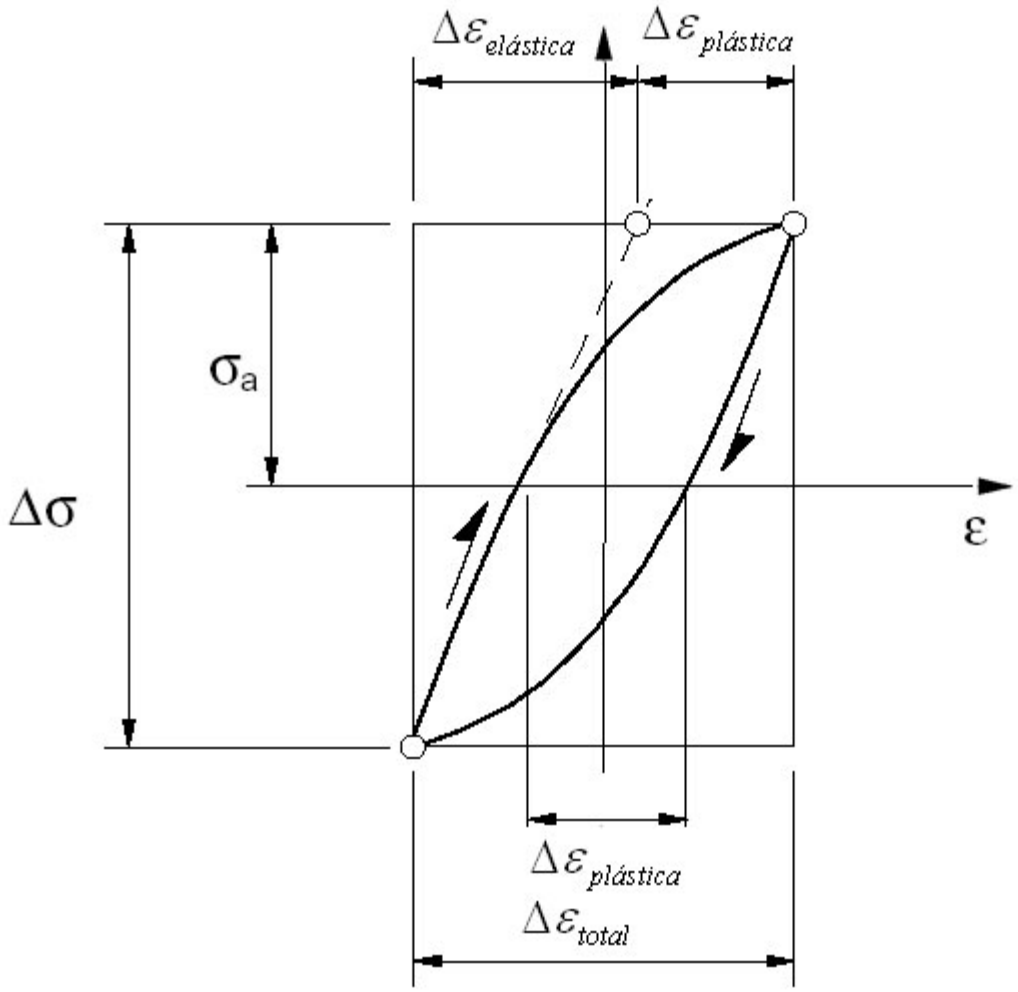


Figura I.2: Laço de Histerese indicativo do comportamento estável das deformações plásticas e elásticas

Para cada ensaio, são medidas as amplitudes de tensões e das deformações totais plásticas, a partir do laço de histerese, como ilustrado na Figura I.2. Assim, a amplitude de deformação pode ser dividida em uma parte elástica e outra plástica.

Portanto, para cada teste, são plotados três pontos indicativos das deformações totais versus número de ciclos até a falha. Quando vários testes são representados (gráfico Log-Log), as deformações elásticas formam uma linha reta de pequena declividade, e, as deformações plásticas apresentam uma declividade acentuada.

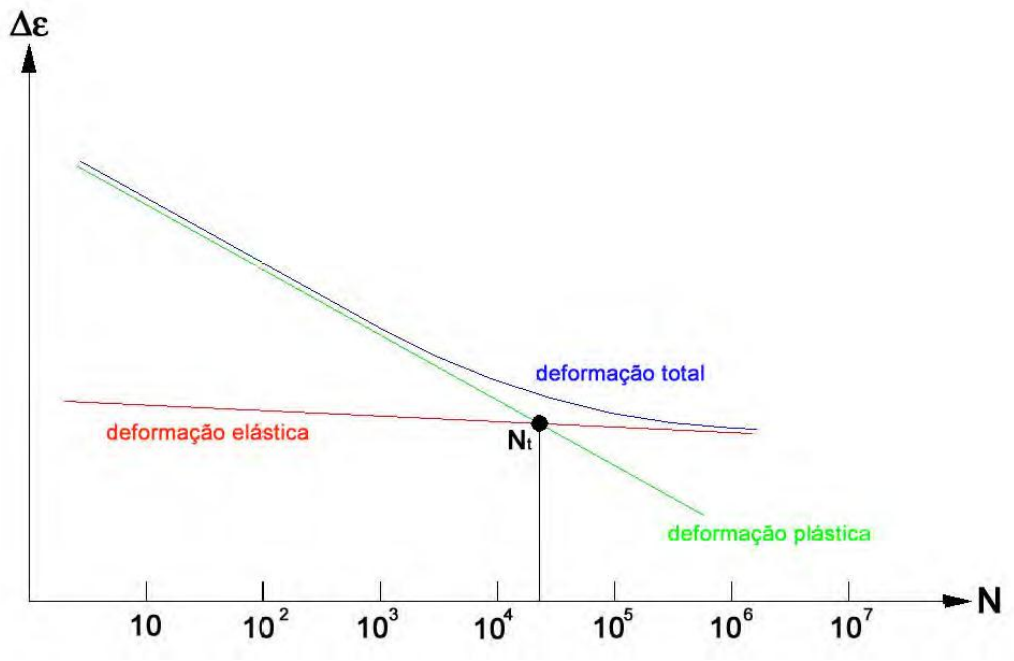


Figura I.3**:** Curva ε-N típica (PIRES, 2007).

No tratamento da fadiga de baixo ciclo o interesse é plotar a amplitude de deformação plástica versus número de ciclos até a falha N (DIETER, 1988), no formato Log-Log, a partir do termo referente à deformação plástica da relação de Coffin-Manson, como se segue:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\varepsilon_e}{2} + \frac{\Delta\varepsilon_p}{2} \quad [8]$$

$$\frac{\Delta\varepsilon_e}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} \quad [9]$$

$$\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \varepsilon_f^{'}(2N)^c \quad [10]$$

Onde:

$\Delta\varepsilon/2$ => deformação total;

$\Delta\varepsilon_e/2$ => deformação elástica;

$\Delta\varepsilon_p/2$ => deformação plástica;

$\varepsilon_f^{'}$ => Coeficiente de ductilidade à fadiga, definido como a intercessão em $2N = 1$, e, $\varepsilon_f^{'}$ é igual à deformação real ε_f para muitos metais;

2N => Número de reversões de tensão até a falha (um ciclo com duas reversões);

c => Expoente de ductilidade em fadiga, varia entre -0,5 e -0,7 para vários metais.

I.1.3 Metodologia T-N

A Metodologia T-N surgiu da necessidade de se estabelecer um método que permitisse, sob a ótica do comportamento em fadiga, avaliação confiável da vida útil de componentes de linhas de ancoragem de uma estrutura flutuante, sujeita à dinâmica das cargas características do ambiente marinho.

O Instituto Americano de Petróleo (API – American Petroleum Institute) originou a Prática Recomendada API RP 2SK (2005), *"Design and Analysis of Stationkeeping Systems for Floating Structures*", que aborda esta Metodologia.

A Metodologia T-N fundamenta-se nas curvas T-N, que são particularizadas para cada componente da linha de ancoragem , e, no conceito de acúmulo de dano (MINER, 1945). Esta metodologia permite previsões de vida em fadiga do componente, auxiliando a estimativa de vida útil do componente, para efeito de projeto, ou mesmo, para orientar uma intervenção de manutenção, tendo em vista inspecionar a integridade do componente (Figura I.4).



Figura I.4: Ensaio de amarras em escala real

As curvas T-N são representativas da correlação entre o número de ciclos até a falha, para determinado componente da linha de ancoragem, e um determinado parâmetro R, definido como a razão entre a amplitude de tensão (diferença entre tensão correspondente à carga máxima e a tensão correspondente à carga mínima) e a tensão de ruptura de referência do material (RBS – Reference Breaking Strength). As curvas T-N para os vários componentes de uma linha de ancoragem devem estar baseadas em experimentos e em análise de regressão. Assim,

$$NR^M = K \quad [11]$$

N : Número de ciclos,

R : Razão entre a amplitude de tensão, como definido acima, e a RBS.

M e K são tabelados, conforme abaixo:

Tabela I.2: Valores de M e K

Componente	M	K
Elo com malhete	3,0	1000
Elo sem malhete	3,0	316
Elo Kenter	3,0	178
Cabos multi-trança	4,09	$10^{(3,20-2,79L_m)}$
Cabos trançado espiral	5,05	$10^{(3,25-3,43L_m)}$

L_m : Razão entre a carga média e a carga de ruptura para o cabo de aço.

Para avaliação da vida em fadiga, para fins de projeto, ou seja, utilizar a abordagem acima para estimativa da vida de determinado componente, o ponto de partida é a avaliação do dano acumulado, pelo que se recorre à conceituação presente na Regra de Miner. Por esta regra, a vida em fadiga de um componente pode ser estimada pela soma dos percentuais de vida consumida em cada ciclo em que ocorre sobrecarga naquele componente.

Deste modo,

$$D = \sum \frac{n_i}{N_i} \quad [12]$$

Onde,

D : Razão de dano acumulado em fadiga, computado em um ano, por exemplo;

n_i : número de ciclos dentro da amplitude de tensão no intervalo i (depende de avaliação de ambiente – vento, onda, corrente marítima, etc.);

N_i : número de ciclos até a falha, dentro da faixa de tensão padronizada, calculado pela equação da curva T-N apropriada (parâmetro R), como informado acima.

Portanto, cada estado ambiental vai ditar um somatório de danos, de modo que:

$$D = \sum_{i=1}^{i=n} D_i \qquad [13]$$

Onde,

D_i: Razão de dano anual acumulado para determinado componente considerando o estado ambiental 'i'. Faz-se necessário a avaliação de cada probabilidade de ocorrência para cada estado ambiental considerado.

O dano acumulado no componente, para cada estado de ambiente considerado, pode ser calculado como segue:

$$D_i = \frac{n_i}{K} E[R_i^M] \qquad [14]$$

M e K estão definidos na Tabela I.2. Os outros termos são:

n_i: Número de ciclos de tensão encontrados em cada estado ambiental *'i'*;

$E[R_i^M]$: Valor esperado do parâmetro *'R'* elevado à potência 'M', no estado *'i'*.

Os valores de n_i podem ser calculados como segue:

$$n_i = \nu_i . T_i = \nu_i . P_i . 3{,}155576 x 10^7 \qquad [15]$$

ν_i : Dado experimental relativo à frequência (hertz) com que sucessivas ondas cruzam o nível médio, resultando no espectro de frequências com que o componente é solicitado considerando o estado ambiental 'i';

T_i : Tempo de duração do estado de ambiente 'i';

P_i : Probabilidade de ocorrência do estado ambiental 'i';

$3{,}155576 x 10^7$: Ano em segundos (365 dias e 6 horas);

Portanto, para fins de projeto, a vida em fadiga do componente em análise é o inverso de D, ou seja, $1/D$, e deve ser superior à vida em serviço no campo multiplicada pelo fator de segurança 3 (API RP 2SK, 2005), ou seja, superior a $1/3\,D$. Para o sucesso da Metodologia T-N é fundamental a determinação de 'D', que vai permitir o cálculo do parâmetro 'R'.

Obviamente, o cálculo de ‘D’ envolve levantamentos de dados ambientais, como altura de onda, velocidade de vento, corrente marítima, e, dados do projeto da estrutura flutuante, como, por exemplo, rigidez elástica, altura submersa, massa, coeficiente de arraste, sendo um destes dados a curva T-N para o componente da linha de ancoragem considerado. Embora o efeito de dano acumulado causado pelo carregamento cíclico do ambiente marinho deva ser avaliado, em lugar da consideração do efeito da máxima tensão, é ainda necessário considerar também a resposta dinâmica da linha de ancoragem frente à frequência das ondas, considerando determinado ângulo de desvio da estrutura marítima.

Outras variáveis que necessitam de análise e avaliação são, entre outras, a profundidade do local, a probabilidade de ocorrência dos dados ambientais considerados. Também é necessário adotar algumas premissas, como por exemplo, assumir que vento, onda e corrente são colineares, que os movimentos de baixa frequência se dão pelo efeito do vento, e, que este efeito está considerado na carga média zero.

I.1.4 Metodologia da/dN/ΔK

Esta metodologia aborda o comportamento do material frente à evolução da trinca de fadiga, levando em conta as três fases características, ou seja, nucleação-iniciação, estágio I, propagação, estágio II, e, aceleração rápida para uma fase instável, estágio III, conforme gráfico ilustrativo da Figura I.5 (KENEDI, 1991).

Esta metodologia faz uso do conceito de similaridade, o qual, neste caso, estabelece que a taxa de crescimento da tensão no material, do valor mínimo ao máximo, é similar à taxa de crescimento do fator de intensidade de tensões K, também a partir de um mínimo para um máximo (SCHIJVE, 2001). Conforme SCHIJVE (2001) o fator de intensidade de tensão K, por definição, é o parâmetro indicativo da severidade da distribuição de tensões no entorno da trinca. P. C. Paris foi o primeiro a propor esta (SCHIJVE, 2001). Este parâmetro é função da amplitude de tensões nominais, do tamanho da trinca, da geometria da peça e do tipo de carregamento (DOWLING, 2007).

Assumindo que uma trinca é descoberta no início do estágio II, seu avanço é descrito pela equação de Paris, conforme segue:

$$\frac{da}{dN} = C\left(\Delta K_I\right)^m \qquad [16]$$

As constantes *C* e *m* são empíricas (Tabela I.3), e, ΔK_I vem da Mecânica da Fratura, sendo a diferença entre os valores de K_I nas condições de tensão máxima e de tensão mínima, durante um ciclo (DOWLING, 2007). Ou seja,

$$K_I = \beta\sigma\sqrt{\pi a} \quad [17]$$

$$\Delta\sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min} \quad [18]$$

$$\Delta K_I = \Delta K_{Máx.} - \Delta K_{Mín.} \quad [19]$$

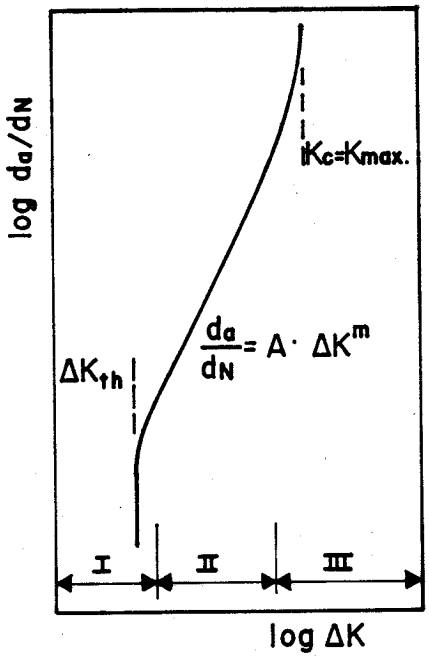


Figura I.5: Estágios de propagação da trinca – Método da/dN/ΔK (KENEDI, 1991).

Tabela I.3: Valores conservativos para *C* e *m* para alguns tipos de aços (ROLFE, 1997).

Material	***C***, $\frac{m/ciclo}{\left(MPa\sqrt{m}\right)^m}$	***m***
Aços ferríticos - perlíticos	$6{,}89(10^{-12})$	3,00
Aços martensíticos	$1{,}36(10^{-10})$	2,25
Aços inoxidáveis austeníticos	$5{,}61(10^{-12})$	3,25

Onde β é fator de modificação da intensidade de tensão, é obtido por tabelas específicas, e, depende da geometria da trinca e da peça, bem como do tipo de carregamento.

Logo,

$$\Delta K_I = \beta(\sigma_{\max} - \sigma_{\min})\sqrt{\pi a} = \beta \Delta\sigma \sqrt{\pi a} \qquad [20]$$

Substituindo a expressão de ΔK_I da equação I.13 na I.11, e, integrando:

$$\int_0^{N_f} dN = N_f = \frac{1}{C}\int_{a_i}^{a_f} \frac{da}{\left(\beta \Delta\sigma \sqrt{\pi a}\right)^m} \qquad [21]$$

Na equação I.14 a_i é o tamanho inicial da trinca, a_f é o tamanho final da trinca correspondente à falha, e N_f é o número de ciclos para ocasionar a falha depois da trinca inicial estar formada. Note-se que β é variável dentro do termo integrando, e, neste caso é sugerida a integração numérica, a partir de incrementos δa_j até N_j convergir para N_f. Deste modo, é necessário usar um programa de computador para avaliação de N_f, que faz a estimativa de vida em fadiga, como discutido no início deste trabalho. Para possibilitar simulações com β constante e variável, SHIGLEY (2007) sugere o programa NASA/FLAGRO 2.0.

I.1.5 Acúmulo de dano

Dano é definido a partir da criação e do desenvolvimento de microcavidades e de microtrincas em materiais sólidos configurando descontinuidades em um meio previamente considerado como contínuo, dentro do conceito de continuidade em larga escala da Mecânica do contínuo. Do ponto de vista físico, dano está relacionado com deformações plásticas (LEMAITRE, 2005).

Em geral, o dano por fadiga é muito sensível em relação às variações aleatórias que podem ocorrer com as propriedades mecânicas do material, com o carregamento externo e com o ambiente. Estas variações podem levar a grandes dispersões quando houver necessidade de se fazer previsões de vida em fadiga para determinado componente estrutural. Deste modo, previsões de vida em fadiga para componentes de estruturas em geral sujeitas ao dano acumulado apresentam dificuldade considerável em seu cálculo (FERREIRA, 2001).

Devido a limitações da flexão rotativa e ao fato da amplitude da tensão permanecer em nível constante nestes ensaios (DIETER, 1988), ao passo que na maioria das aplicações as cargas são variáveis, a necessidade estimar a vida de determinado componente levou os estudiosos à criação do conceito de acúmulo de dano.

Como mencionado no texto da Metodologia T-N, a teoria do acúmulo de dano tem aplicação direta nas previsões de vida em fadiga de componentes de linhas de ancoragem de estruturas marítimas. O dano de fadiga aumenta com o incremento do número de ciclos aplicado de uma forma cumulativa, e, a análise do dano tem papel importante na predição de vida de componentes estruturais sujeitos a cargas cíclicas (FATEMI, 1998).

FATEMI (1998) realizou estudo abrangente que reuniu as teorias abordando o acúmulo de dano, desenvolvidas até o ano da publicação de seu trabalho, consignando deste modo o estado da arte em teorias do acúmulo de dano. De 1970 a 1990 foram desenvolvidas seis categorias de abordagens em acúmulo de dano:

- aquelas com abordagem linear;

- Abordagens da curva não linear e da linearização em dois estágios;

- Métodos de modificação da curva de vida;

- Abordagens com foco na evolução da trinca de fadiga;

- Modelos de análise pela Mecânica do Dano em Meios Contínuos;

- Teorias baseadas em energia.

Originalmente proposta por Palmgren para previsão de vida de rolamentos de esferas, e, depois generalizada por B. F. Langer em 1937, a teoria do acúmulo de dano somente passou a ser conhecida e usada a partir de 1945 (SCHIJVE, 2001), após a publicação de um trabalho de M. A. Miner, que trataria desta teoria, passando então a ser conhecida como Regra de Miner, ou, fazendo justiça a Palmgren, Regra de Palmgren-Miner. Basicamente, a Regra de Palmgren-Miner trabalha na hipótese de que, em uma situação de cargas variáveis, a vida útil de um componente pode ser estimada pela adição das porcentagens de vida consumida por cada conjunto de ciclos de sobrecarga (que leva a uma tensão acima do limite de fadiga). Ou seja, em cada sobrecarga a contagem de ciclos N_j durante as respectivas amplitudes de tensão σ_{aj} relacionadas com a vida em fadiga correspondente à amplitude de tensão σ_{aj}, e, somadas, caracterizariam o final da vida do componente se esta somatória fosse igual à unidade. Assim:

$$\frac{N_1}{N_{f1}} + \frac{N_2}{N_{f2}} + \frac{N_3}{N_{f3}} = \sum \frac{N_j}{N_{fj}} = 1 \qquad [22]$$

Portanto, faz-se necessário a contagem de ciclos para cada nível de amplitude de tensão. No passado, havia considerável incerteza quanto ao método apropriado para contagem destes ciclos, suscitando debates entre os estudiosos, de modo que um número razoável de metodologias foram propostas e usadas. Entretanto, e, segundo DOWLING (2007), houve consenso de que a melhor abordagem foi a chamada Contagem ‘Rainflow’, proposta pelo Professor T. Endo e colegas, em 1968, no Japão.

FORREST (1962) cita o trabalho de Kommers com relação aos experimentos realizados com ciclagem de corpos de prova de aço, com percentuais de amplitude de tensão estabelecidos acima do limite de fadiga. A conclusão deste trabalho é que um esforço ligeiramente maior que o limite de fadiga não afeta ou afeta pouco este limite, inclusive se continuasse por um grande período além da vida normal, o que não acontece quando o esforço acima do limite de fadiga é acentuadamente maior. Portanto, o dano acumulado ($\sum N_j / N_{fj}$) é maior que a unidade para os aços, quando se aplica um esforço baixo, e, menor que a unidade quando se aplica primeiramente um esforço acentuadamente maior. Este tipo de comportamento é menos consistente, se em vez do aço se ensaia o alumínio.

O efeito da sequência de carga na vida em fadiga do aço é muito mais notável se esforços alternantes são aplicados acima e abaixo do limite de fadiga. Sabe-se que a sobrecarga acima do limite de fadiga pode reduzir este limite, e, inversamente, o esforço, abaixo do limite de fadiga, pode aumentar esse limite. Os experimentos com repetição de ensaios de corpos de prova não quebrados, com sobrecarga acima do limite de fadiga, mostraram aumento do número de ciclos até a falha, denotando que teriam um limite de fadiga mais alto que os corpos de prova do ensaio anterior.

Nas investigações do acúmulo de dano, encontrou-se, também, que a resistência à fadiga, do ferro fundido e aço carbono, pode aumentar se houver paradas do ensaio, a determinados intervalos. Por exemplo, (FORREST, 1962) relata que Bollenrath e Cornelius demonstraram que a fadiga de alguns ferros fundidos aumentava mais de 100 vezes depois de períodos de descanso de 23 horas, a intervalos de uma sétima parte do número de ciclos primitivo. Este efeito pode ser intensificado com o aumento da temperatura, durante o período de descanso. Por outro lado, este efeito do período de descanso não aparece nos aços ligados e nos metais não ferrosos.

O método do acúmulo de dano fornece um meio auxiliar do engenheiro quando este se defrontar com a necessidade de se avaliar a vida em fadiga, porém não pode ser o definitivo. Na necessidade de maior precisão, vai ser preciso planejamento de ensaios com estruturas reais, com simulação que mais se aproxime do caso em estudo.

I.1.6 Influência das tensões residuais

As tensões residuais são aquelas que existem no interior de um corpo sólido elástico na ausência de esforços externos. Estas tensões permanecem agindo mesmo que o carregamento externo não exista ou seja removido. São provenientes de várias situações como, por exemplo, tratamento térmico, processos mecânicos, soldagem, deformações plásticas decorrentes de entalhes e aquelas provocadas por um processo de shotpeening, por exemplo. Devido ao fato de não serem decorrentes de carregamento externo, alguns autores as denominam de tensões internas.

A influência de uma tensão residual sobre a resistência à fadiga é, em princípio, semelhante ao de um esforço estático aplicado externamente, dado que a tensão total corresponde à soma algébrica das tensões provenientes dos esforços internos e externos. Tensões residuais de compressão na superfície são, por sua vez, benéficas, e, os de tração prejudiciais, já que os esforços estáticos e compressivos elevam a resistência à fadiga, enquanto os de tração a reduzem. O processo de Shotpeening, por exemplo, a ser descrito no item a seguir sobre a influência da condição superficial do material no comportamento em

fadiga, utiliza o efeito preventivo das tensões residuais compressivas frente à capacidade de evolução de trincas e micro trincas.

As tensões residuais têm papel importante nas avaliações de acúmulo de dano. FORREST (1962) comenta que experimentos feitos com corpos de prova não entalhados e com entalhes mostraram que, em geral, os resultados observados para espécimes entalhados afastam-se mais da Regra de Palmgren-Miner do que os corpos-de-prova não entalhados. Deste modo, o cômputo do acúmulo de dano pode resultar em valores maiores que a unidade. A razão deste comportamento é que a aplicação de um esforço maior pode produzir deformação na base do entalhe, e, com isto, aparece uma tensão residual. Se a deformação resulta de um esforço de tração a tensão residual produzida será de compressão, sendo que esta vai aumentar a resistência do material com relação a esforços posteriores de tração.

A resistência à fadiga é seriamente reduzida se ocorrer algum intensificador de tensões, como um entalhe ou um furo, já que estas descontinuidades acarretam tensões residuais, influenciando, assim, a nucleação de trincas, a vida em fadiga e o acúmulo de dano. As estruturas invariavelmente possuem componentes como filetes, rasgos de chavetas, roscas, furos, ajustes prensados, etc., que, pela sua geometria, se configuram como intensificadores de tensões. Concentração de tensões origina-se também de rugosidade superficial, porosidades, inclusões, sobreaquecimento local devido às operações manuais com esmerilhadoras e lixadeiras.

I.1.7 Influência do material e do acabamento superficial

A rugosidade superficial tem efeito apreciável sobre a resistência à fadiga, pois em geral a falha por fadiga tem início na superfície. Carregamentos como a flexão e a torção, muito comuns nos componentes estruturais, têm suas tensões máximas ocorrendo na superfície da peça. Para carregamentos axiais, inclusive, as falhas quase sempre se iniciam na superfície. Há, portanto, suficiente evidência de que as condições superficiais do material têm um papel importante no comportamento em fadiga.

A resistência à fadiga aumenta com o grau de polimento superficial (Tabela I.4), sendo que o polimento na direção longitudinal favorece a ocorrência de maior resistência, do que no sentido transversal. Não é tarefa simples determinar quanto do efeito da superfície sobre o comportamento em fadiga é devido, por exemplo, à concentração de tensões nas descontinuidades superficiais, pois a própria ação de tratamento superficial pode introduzir deformações plásticas na superfície que, por sua vez, acarretariam tensões residuais. Isto explica, provavelmente, a observação de que a resistência à fadiga de corpos de prova polidos

eletroliticamente tenham resistência à fadiga menor que aqueles polidos mecanicamente, apesar daquela ter uma superfície mais lisa.

DIETER (1988) divide os fatores que afetam a superfície de um corpo de prova, com relação ao comportamento em fadiga, em três grupos:

- Rugosidade superficial;
- Mudanças na resistência à fadiga da superfície metálica;
- Mudanças na condição de tensão residual da superfície.

Além dos efeitos citados acima, a superfície sofre processo de oxidação e corrosão.

Tabela I.4: Vida em fadiga em ciclos para vários tipos de acabamento para corpos de prova em aço SAE 3130, submetidos à flexão rotativa sob tensão de 655 Mpa (DIETER, 1988)

Acabamento	**Rugosidade, μm**	**N, ciclos**
Torneado	2,67	24.000
Polimento à mão (parte)	0,15	91.000
Polimento à mão (total)	0,13	137.000
Esmeril	0,18	217.000
Esmeril e polido	0,05	234.000
Superacabado	0,18	212.000

Com relação à rugosidade superficial, a Tabela I.4 (DIETER, 1988) mostra a vida em fadiga em ciclos para vários tipos de acabamento para corpos de prova em aço SAE 3130, submetidos à flexão rotativa sob tensão de 655 Mpa. Observa-se nitidamente o alargamento da vida em fadiga com a redução da rugosidade superficial. Em outras palavras, a vida em fadiga aumenta com a melhora do acabamento superficial.

Dado que a resistência à fadiga é influenciada pela condição superficial, qualquer mudança de resistência do material de superfície vai alterar as propriedades do comportamento em fadiga. A descarbonetação da superfície de um aço tratado termicamente, por exemplo, é particularmente danosa para a vida em fadiga. Por outro lado, ocorre melhoramento das propriedades de fadiga do aço a partir da formação de superfícies endurecidas por carbonetação e nitretação. Contudo, não se pode afirmar que o melhoramento devido à tensão residual compressiva proveniente destes processos originou-se de material de alta resistência depositado na superfície. A efetividade da carbonetação e da nitretação é observada em casos em que ocorre um alto gradiente de tensões, como na flexão e na torção, o que não acontece em casos de carregamento axial. Observou-se que os melhores resultados ocorrem em corpos de prova com entalhe e tratados por nitretatação. Outros processos que promovem melhoramento do desempenho em fadiga são o endurecimento à chama e por indução. É uma característica geral destes tratamentos o fato de que a falha por fadiga se inicia

na interface entre a capa endurecida e a capa menos endurecida, ao invés de iniciar-se na superfície, como seria de se esperar.

Com relação ao efeito da tensão residual na superfície do material, pode-se dizer que a formação de um padrão compressivo é o método mais efetivo para melhorar o comportamento em fadiga. Na prática, isto é conseguido através do processo de shotpeening, entre outros, o qual consiste do jateamento da superfície a endurecer com esferas de aço duro. Este processo vai promover uma capa superficial de deformação plástica, contendo nela tensões compressivas residuais. Como já foi dito, tensões residuais compressíveis favorecem o prolongamento da vida em fadiga. As tensões compressivas residuais, por sua vez, reduzem ou preveem abertura de micro trincas. Como resultado, a concentração de tensões na ponta da trinca é bem menor e prolongamento da trinca ficará dificultado. Até pode ser interrompido completamente. A zona de tensões residuais compressivas servirá como uma espécie de barreira para o aparecimento de micro trincas. Portanto, o processo de shotpeening pode ser usado como um remédio se o problema de fadiga se antecipar.

I.2 Considerações sobre materiais para linhas de ancoragem

As linhas de ancoragem para unidades flutuantes evoluíram consideravelmente nos últimos anos. Diversos dispositivos foram concebidos a partir das linhas catenárias, e, sua escolha dependia do tipo de unidade flutuante e do tipo de âncora. Assim, desde as linhas catenárias usadas nas primeiras plataformas, com amarras e cabos de aço ligados a âncoras de arraste, passando pelas linhas de Poliéster do sistema de pernas atirantadas (taut-leg) com âncoras VLA (Vertical Load Anchor), chegou-se modernamente ao uso de âncoras torpedo (estacas) em conjunto com sistemas do tipo distribuído (Spread Mooring) ou do tipo ponto fixo (Single Point Mooring).

Uma linha de ancoragem típica contém diferentes conjuntos de elementos de resistência e sustentação, tais como: um conjunto para ancoragem da unidade flutuante, que garante o ponto fixo da linha, as seções de amarras com seus acessórios, e, as seções flexíveis, que suportam as forças do mar tendentes a deslocar a unidade flutuante.

As âncoras podem ser do tipo temporário ou permanente, e, devem possuir poder de fixação, isto é, penetrar e prender-se rapidamente no solo marinho, e, assim manter estabilidade na sua posição de trabalho, garantindo a resistência da linha de ancoragem contra as forças do mar. Além disto, não pode exigir elevado esforço para sua remoção, caso seja do tipo temporário. Entre esses aspectos, o poder de fixação é o principal fator para a comparação do desempenho, bem como para a seleção entre diferentes tipos de âncoras.

As seções de amarras são subconjuntos compostos por elos de aço e acessórios como manilhas, placas triangulares e cabos de aço. Ao tratar deste tema, PAIVA (2000) apud MEDEIROS (2003), comentou a desvantagem das amarras referente à razão entre peso e resistência mecânica, ou seja, para uma mesma tensão de ruptura, o peso linear da amarra correspondente é superior ao peso linear de cabos de aço e aos cabos de Poliéster. Essa característica constitui fator considerável no projeto de linhas de ancoragem para unidades que trabalharão sobre águas profundas, já que grande parte de sua resistência mecânica estará comprometida com o seu peso próprio, reduzindo dessa forma a capacidade de restauração do sistema de ancoragem. Na busca de alternativas para redução deste peso, após ensaios com amarras sem malhete[1], constatou-se que o uso destes elos reduz em cerca de 8% a 9% o peso total em relação a uma amarra com malhete com a mesma capacidade de carga (MEDEIROS, 2003).

[1] Malhete é um enrijecedor do elo de amarra, como se fosse uma trave fixada ao centro do elo.

O emprego de cabos de poliéster para fins de ancoragem viabilizou a eliminação de trechos de linhas catenárias, próprios das amarras de aço, já que a alta elasticidade dessa fibra sintética permitiu a retificação dos trechos. Desta forma, os comprimentos de linhas foram reduzidos, evitando o congestionamento do leito marinho com assentamento de amarras, bem como a interferência com risers.

O Instituto Americano de Petróleo (API), através da prática recomendada API RP 2SK (2009), dividiu os sistemas de ancoragens de unidades flutuantes para prospecção e produção de petróleo em três grupos:

- De ponto fixo (Single Point Mooring): a unidade flutuante permanece fixa em um único ponto (por exemplo, Turret de um FPSO[3]), mas livre para o movimento circular, e, o movimento vertical é controlado pela tensão/flexão das linhas de ancoragem; Aqui se incluem o sistema CALM (Catenary Anchor Leg Mooring), consistindo de uma grande boia suportando linhas catenárias fixadas ao solo marinho, e, o sistema SALM (single Anchor Leg Mooring), consistindo de uma boia articulada no topo de um tirante vertical (Riser) a partir do solo marinho.

- Distribuída (Spread Mooring): a unidade flutuante permanece fixa, normalmente em quatro pontos, e, o movimento vertical é controlado pela tensão das linhas de ancoragem; Incluem-se neste grupo, o sistema TLP (Tension Leg Platforms), consistindo de tirantes tensionados verticalmente desde o solo marinho até a plataforma e vinculados diretamente à estrutura flutuante, trabalhando em conjunto com linhas em catenárias contendo boias intercaladas; o sistema de pernas atirantadas (taut-leg) emprega um sistema de ancoragem rijo, no qual os cabos de amarração mantêm determinado ângulo em relação ao leito do mar (MEDEIROS, 2003); o sistema DICAS (Differentiated Compliance Anchoring System) que possui linhas de ancoragem com rigidez lateral diferenciada entre a proa e a popa, permitindo, assim, minorar reações em razão das forças de inércia oriundas da ação do mar;

- Posicionamento Dinâmico (Dynamic Positioning): a unidade flutuante possui hélices articuladas permitindo controle de posição de bordo, porém possui uma linha estabilizadora com seção de amarras ao centro.

Em todos estes sistemas são empregados acessórios de amarras, sejam manilhas, elos kenter, placas triangulares, soquetes, cujos materiais de fabricação podem ser aços fundidos ou forjados. Dada a criticidade da linha, o serviço de cada um destes acessórios tem papel

[3]Turret é uma imensa rótula onde se prendem as linhas de ancoragem e em torno da qual gira o navio-plataforma, normalmente um FPSO (Floating, Production, Storage and Offloading).

crucial no equilíbrio da unidade flutuante e, por consequência, na segurança das operações da estrutura marítima como um todo.

Os acessórios de linhas de ancoragem, que constituem o objeto deste estudo, são manilhas e placas triangulares. Manilhas são peças fundidas ou forjadas, compostas de duas partes, a primeira delas em forma de U, e, a outra parte é um pino atravessado entre as duas extremidades da forma U, como mostrado na Figura I.6. As manilhas são destinadas às conexões entre diferentes elementos do conjunto da linha de ancoragem, ou, para ligar duas seções de amarras com elos finais nas extremidades.

As manilhas podem ser agrupadas conforme a sua função na linha de ancoragem. Com base neste conceito, elas podem ser de união, quando ligam duas seções de amarras ou fazem as conexões da placa triangular, ou, de âncora, quando ligam a âncora com a amarra.

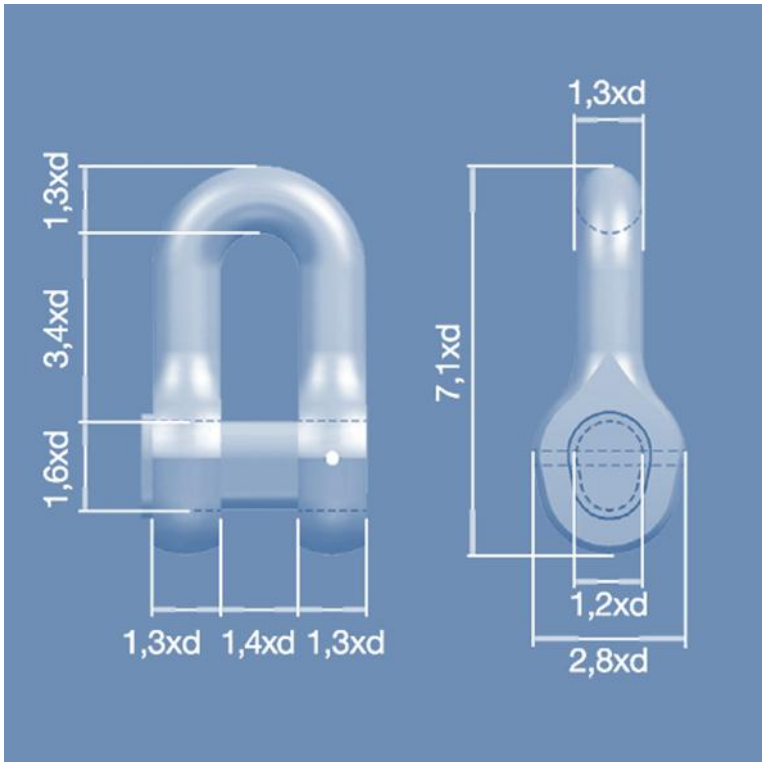


Figura I.6: Manilha típica disponível em http://www.vicinaycadenas.net/eng/marine_chains/shackles.html, acesso em 31/07/2010.

Placas triangulares, por sua vez, são peças forjadas e inteiriças, e, são elementos de conexão entre três ramos de amarras. Assim, uma placa triangular permite a conexão de três seções de amarras por meio de três manilhas, uma em cada ponta da placa triangular (Figura I.7).

A IACS W22 (2009) estabeleceu cinco graus de fabricação de aços para amarras e acessórios, quais sejam, R3, R3S, R4, R4S e R5. Estes graus de fabricação de aços não estão obrigados a exigências de composição química, exceto quanto ao percentual mínimo de Molibdênio que é de 0,20%, porém devem cobrir requisitos de propriedades mecânicas, como mostrado na Tabela I.5.

A IACS W22 (2009) também padronizou as dimensões de manilhas e elos de amarras. O documento IACS W22 (2009) é um conjunto de especificações, diretrizes e recomendações de uso comum pelas sociedades classificadoras nos serviços de classificação naval, especificamente para amarras e acessórios de linhas de ancoragem, constituindo, portanto, um conjunto de exigências técnicas cobrindo requisitos para materiais, projeto, fabricação e ensaios de aceitação.



Figura I.7: Placa triangular usada em linhas de ancoragem de estruturas oceânicas

A ABNT (ABNT NBR-13715-3, 2009)(ABNT NBR 13515-4, 2009), por sua vez, estabeleceu apenas três graus de fabricação de aços para amarras, ou seja, R3, R3S e R4, mantendo equivalência com a IACS W22 (2009) em termos de propriedades mecânicas mínimas. Com respeito às dimensões de manilhas publicou a Norma NBR 13715-3 (2009) e para placas triangulares NBR 13715-4(2009), sempre em correspondência com os graus de mesma designação segundo a IACS W22 (2009). As dimensões de manilhas e placas triangulares são estabelecidas em função do diâmetro nominal da barra utilizada para fabricação do elo de amarra, e, deste modo, são equivalentes àquelas das recomendações

técnicas da IACS W22(2009). Da mesma forma, a ABNT não prescreveu requisitos de composição química a ser atendido na fabricação do aço para amarras e acessórios.

Tabela I.5: Requisitos mínimos de propriedades mecânicas a serem atendidas pelos aços segundo a IACS W22 (2009)

Grau	Limite de Escoamento N/mm^2 Mínimo	Limite de Resistência N/mm^2 Mínimo	Alongamento % mínimo	Redução de Área % Mínimo*	Testes de Impacto Charpy		
					Temp. do ensaio °C	Energia J Mínimo	Energia (solda) J Mínimo
R3	410	690	17	50	0 -20	60 40	50 30
R3S	490	770	15	50	0 -20	65 45	53 33
R4	580	860	12	50	-20	50	36
R4S	700	960	12	50	-20	56	40
R5	760	1000	12	50	-20	58	42

* Para aços fundidos R3 e R3S a Redução de Área mínima é de 40%, enquanto que para os graus R4 e R4S é de 35%.

Capítulo II Materiais e Métodos

Os materiais e métodos utilizados no planejamento e execução dos experimentos são descritos e detalhados a seguir, bem como estão indicadas as normas adotadas para realização dos ensaios e tratamento dos resultados.

II.1 Materiais

O material objeto de estudo, no âmbito deste trabalho, são aços grau R4 segundo especificações originadas pela Associação Internacional das sociedades classificadoras (IACS W22/2009, 2009), e, fabricados pelos processos de fundição e de forjamento. O aço grau R4, obtido pelo processo de laminação, material utilizado nos elos das amarras, dentro desta mesma aplicação, já foi objeto de estudo anterior (PIRES, 2007).

Os acessórios de amarras escolhidos para este estudo são manilhas (Figura I.6) e placas triangulares (Figura I.7). Para manilhas, foi adotado o aço grau R4 proveniente da rota por fundição, de acordo com IACS W22 (2009). Para o aço forjado, conforme IACS W22 (2009) Grau R4, foi adotado as placas triangulares. As tabelas II.1 e II.2 contêm os percentuais dos elementos das composições químicas do aço forjado e do aço fundido, respectivamente.

Tabela II.1: Composição química aço R4 forjado (*)

C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo	Al	V	H	Ti	Cu
0,298	0,850	0,350	0,019	0,013	0,900	0,81	0,380	0,019	0,004	1,2	0,002	0,14

Tabela II.2:Composição química aço R4 fundido (*)

C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo	Al	V	H	Ti	Cu
0,200	0,800	0,350	0,015	0,008	0,540	2,730	0,370	0,049	0,005	-	-	0,05

(*) Composição química informada pelo fornecedor do material.

A Associação das sociedades classificadoras criou não só um conjunto de diretrizes e critérios para fabricação e inspeção, como também estabeleceu valores mínimos a serem atendidos pelas propriedades mecânicas. Com efeito, estes valores mínimos constituem o único critério para caracterização dos materiais e acessórios de aço, de uso frequente em linhas de ancoragem. A Tabela II.3 é um excerto da Tabela I.5 tendo em vista destacar apenas as exigências de valores mínimos para as propriedades mecânicas correspondentes ao grau R4 da IACS W22 (2009).

Tabela II.3: Limites mínimos para as propriedades mecânicas conforme requerido pela IACS W22 (2009)

Grau (2009)	Limite de Escoamento (Mpa)	Limite de Resistência (Mpa)	Elongação %	Redução de Área %	Tenacidade ao Impacto Temperatura do Teste	Energia J
R4	580	860	12	50*	-20ºC	50

*Para o aço fundido: 35%

Neste trabalho, as propriedades que serão estudadas são o Limite de Escoamento, o Limite de Resistência e a Redução de Área, embora a IACS W22 (2009) estabeleça valores mínimos a serem atendidos para Elongação e Tenacidade (Ensaio de Impacto Charpy), conforme Tabela II.3.

A matéria prima utilizada para confecção de corpos-de-prova para uso nos ensaios objeto deste trabalho foi obtida no mercado nacional, e, em obediência ao que determina a IACS W22, foram realizados ensaios de tração para caracterização dos materiais da rota fundida (manilhas) e da rota forjada (placas triangulares), conforme mostrado na Tabela II.4.

Tabela II.4:Propriedades mecânicas conforme resultados dos ensaios de tração em corpos-de-prova de tração obtidos de manilha (fundidos) e placa triangular (forjados). (*)

PROPRIEDADES	**FUNDIDO**	**FORJADO**
Limite de Escoamento (Mpa)	839,7	808,0
Limite de Resistência (Mpa)	921,2	950,0
Redução de Área (%)	50,8	52,0
Dureza Brinell	277-293	270-300

(*) De acordo com informação do fabricante do material.

Com base nestes valores aferidos para as propriedades mecânicas dos materiais fundidos e forjados, foram determinados os limites das amplitudes de tensão a que foram submetidos os corpos-de-prova durante os ensaios de fadiga.

O trabalho de pesquisa objeto desta dissertação consistiu da investigação de possíveis alterações nas propriedades dos materiais fundidos e forjados do grau R4, por meio da realização de uma série de ensaios mecânicos, e, deste modo, obter elementos para subsidiar uma análise comparativa das duas rotas de fabricação.

II.2 Ensaios de Fadiga

II.2.1 Dimensões do corpo-de-prova e programação de ensaios

As Dimensões do corpo-de-prova diferem da STP 566 (ASTM, 1974) nos seguintes aspectos:

- Inclusão de trecho de 10 mm de comprimento onde o diâmetro é constante no valor de 6,35 mm (O Manual STP 566 (ASTM, 1974) adota 6,096 mm (0,24”) ao longo da região central do corpo-de-prova, de modo a quebrar a curvatura e, assim, permitir uniformidade nas medições de microdureza; por este Manual STP 566 (ASTM, 1974) a superfície é uma combinação de curvaturas, sendo que na região central ocorre o maior raio de curvatura);

- Extremidades com roscas para ensaio de tração em máquina certificada (FORREST, 1962), ao invés de extremidades cônicas como previsto pela STP 566 (ASTM, 1974);

- Preparo superficial dos corpos-de-prova por meio de operações de polimento com lixa d’água grana 600 micra, seguido de aplicação de pasta impregnada com pó de diamante 3-6 micra;

- Para cada classe de material, ou seja, fundidos e forjados, os corpos de prova foram marcados por numeração sequencial, agrupando em conjuntos de 20 peças, conforme a corrida de fabricação;

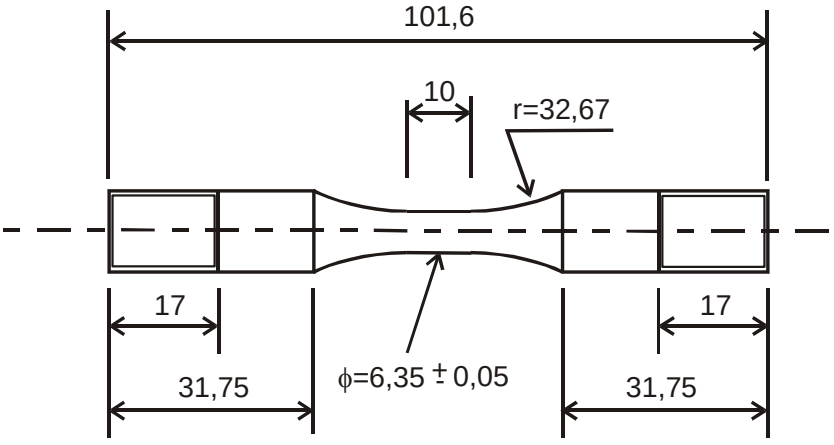


Figura II.1: Dimensões de corpo-de-prova conforme recomendado pelo Manual de Ensaio de Fadiga STP 566 (ASTM, 1974) com modificações – Cotas em mm convertidas de polegadas.

A Figura II.2, abaixo, apresenta uma foto do corpo-de-prova utilizado nos ensaios de fadiga, objeto deste trabalho.

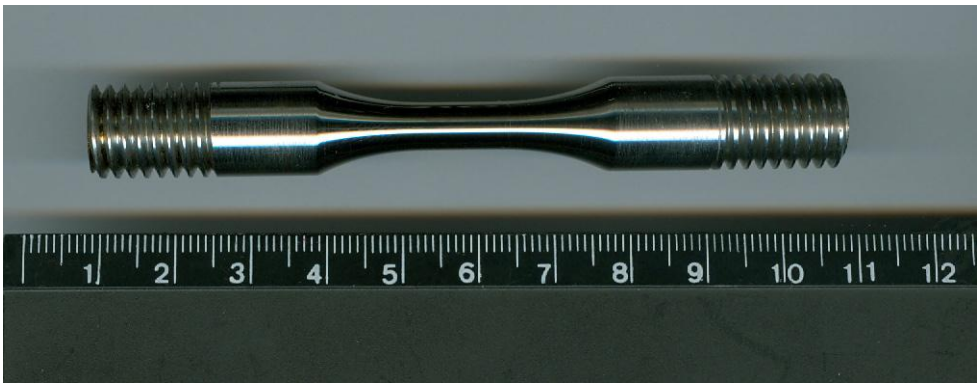


Figura II.2: Corpo-de-prova utilizado nos ensaios de fadiga

Para programação de testes foi elaborado o esquema mostrado na Figura II.3, a qual sintetiza o esquema de ensaios realizados, tendo em vista subsidiar a análise objeto desta Dissertação. Os valores de amplitude necessários para promover um determinado valor de dano foram obtidos com base na Metodologia S-N, como descrito em I.1.1.

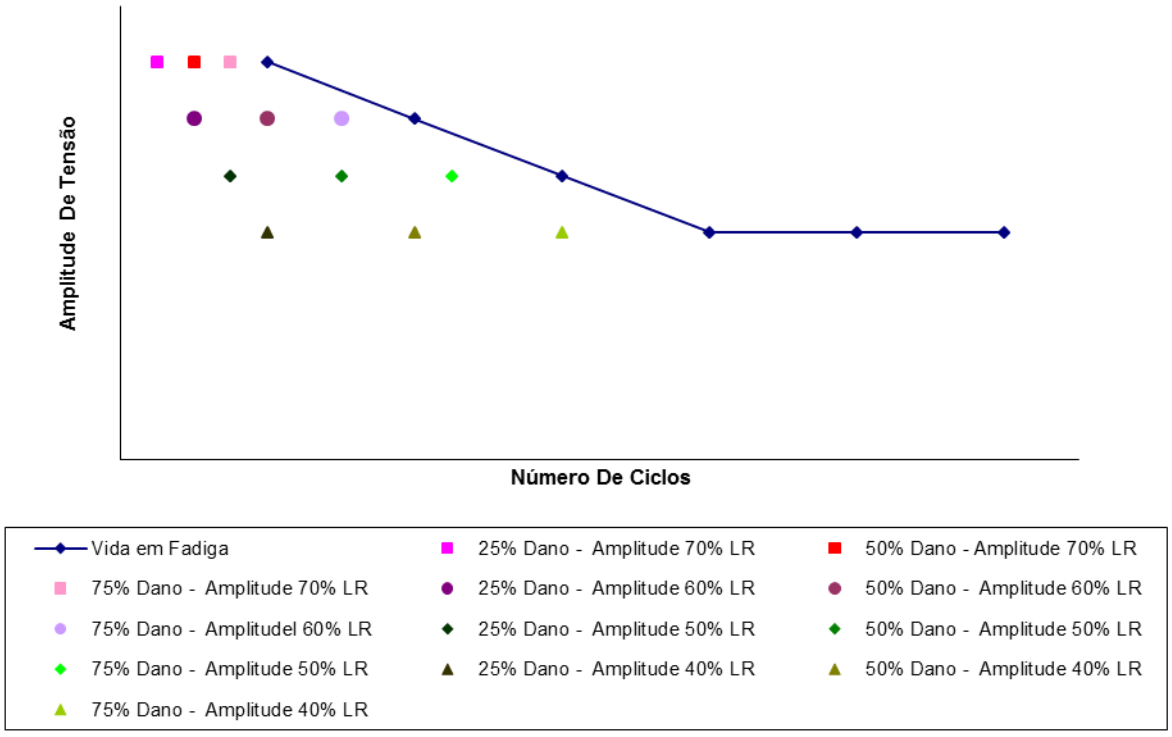


Figura II.3: Plano para ensaios de levantamento de curvas S-N e de ciclos de vida em fadiga de alto ciclo

Os ensaios necessários para caracterização dos materiais e aqueles necessários para subsidiar a execução do projeto de pesquisa ligado ao tema desta Dissertação obedeceram ao seguinte planejamento:

- Levantamento das quantidades e providências de fabricação de corpos-de-prova forjados e fundidos necessários para a realização dos ensaios (Figura II.3 e Tabela II.6);

- Ensaios de caracterização segundo IACS W22 (2009) Grau R4;

- Ensaios de fadiga para levantamento de curvas S-N;

- Ensaios de flexão rotativa para percentuais predeterminados de ciclos de vida em fadiga, e, posteriormente, ensaios de tração e de microdureza;

- Ensaios de tração em corpos de prova que não foram ensaiados em ciclos de vida em fadiga.

- Plano de retirada dos corpos-de-prova em conformidade com regra do ABS - American Bureau of Shipping (Certification of Offshore Mooring Chain).

II.2.1 Levantamento das curvas S-N

O planejamento dos ensaios, preparo de corpos de prova, seleção das amplitudes de tensão, percentuais dos ciclos de vida em fadiga, tendo em vista a execução das sequências de testes, foram baseados em experimentos de trabalhos de pesquisa anteriores (MEDEIROS, 2003; PIRES, 2007), e, nas práticas recomendadas da ASTM (ASTM E 466-07, 2007; ASTM E 468-90, 2004; ASTM E 739-91, 2004) quanto à forma de condução dos ensaios, apresentação de resultados e ao seu tratamento estatístico.

Para levantamento das curvas S-N os corpos de prova foram ensaiados em flexão rotativa até a falha, e, a máquina desligava-se automaticamente por meio de uma chave limite acionada pela haste vinculada à pinça do corpo-de-prova, quando do rompimento deste. Neste momento, era feita a leitura do contador de giros cujo mostrador está preparado para contagem em múltiplos de 100 giros. A Figura II.4 é uma fotografia da máquina de fadiga, pertencente ao Laboratório de Materiais do CEFET/RJ, a qual foi utilizada nos experimentos deste trabalho.

Para efeito de amostragem estatística, conforme ASTM E739-91 (2006), recomenda-se desprezar os resultados indicadores de ausência de falha, ocorridos na amplitude de tensão de 40% do limite de resistência. Em outras palavras, ensaios com número de ciclos acima de 10^6 da amplitude de tensão de 40% do limite resistência, indicativos de ausência de falha, não devem ser incluídos no cômputo dos coeficientes característicos da regressão linear.

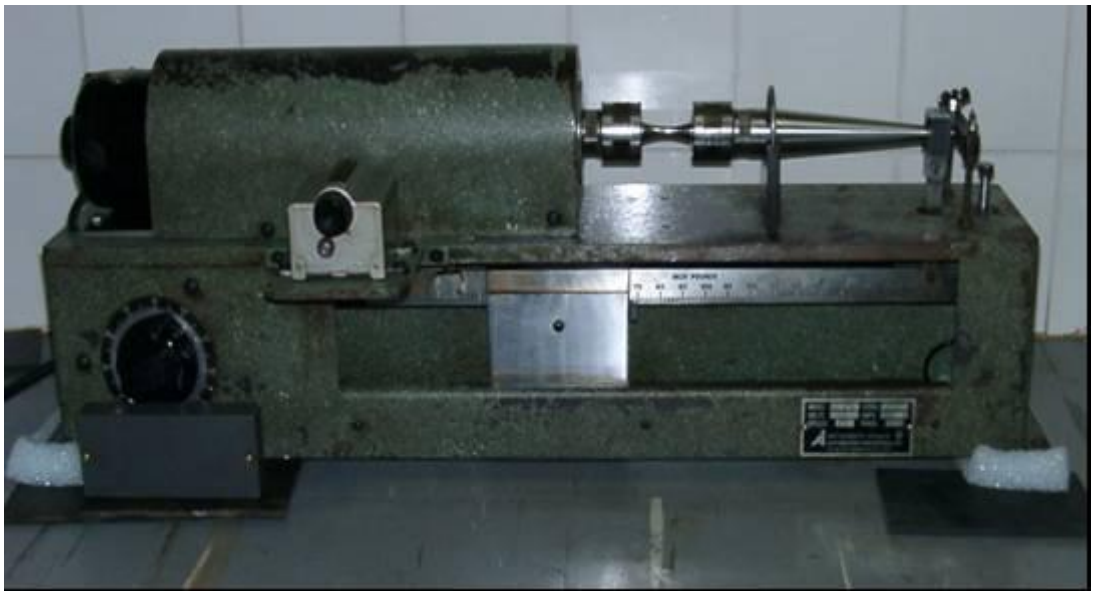


Figura II.4: Máquina utilizada nos ensaios de fadiga – Laboratório de Materiais CEFET-RJ.

De modo geral, na construção da curva S-N é recomendado ensaiar um quantitativo mínimo de 8 a 12 corpos de prova, e, os resultados apresentam espalhamento considerável, embora não haja dificuldade em obter-se a curva representativa dos experimentos (FORREST, 1962). É necessário testar o primeiro corpo de prova sob uma tensão de tal magnitude que a falha seja esperada para um número pequeno de ciclos, ou melhor, em cerca de dois terços do limite de resistência do material. Posteriormente, a tensão é diminuída para cada corpo de prova consecutivo até que um ou dois corpos-de-prova não acusem falha no número de ciclos especificado, o que ocorre normalmente na faixa de 10^7 ciclos (FORREST, 1962). Deste modo, o limite de fadiga é definido para a tensão mais alta de teste em que o corpo de prova não se rompe mais (SHIGLEY, 1972; DIETER, 1988; FORREST, 1962).

Dentro dos objetivos deste trabalho, foram conduzidos ensaios de fadiga de alto ciclo em cinco corpos-de-prova, para cada uma das amplitudes de tensão de 40%, 50%, 60% e 70% do Limite de Resistência, conforme ilustrado no esquema de programação de ensaios pela Figura II.3 de forma a se determinar os pontos para determinação da curva S-N, representativa da vida em fadiga de cada material, bem como do seu limite de vida infinita (trecho horizontal). Para tanto, as seguintes premissas foram adotadas:

- Vida infinita a partir de 10^6 ciclos (SHIGLEY, 1972; ASM HANDBOOK COMITEE VOL. 1, 2000);

- Tensão máxima para ensaio de fadiga de 70% do Limite de Resistência do material (FORREST, 1962).

- Amostragem com 5 ensaios em cada nível de tensão (Replicação[4]: 89,2% para fundidos e 88,2% para forjados, conforme ASTM E739/91(1991)).

Os valores dos níveis de tensão utilizados encontram-se tabulados na Tabela II.5.

Tabela II.5: Níveis de tensão e momentos de ajuste da máquina de fadiga

Nível de tensão com relação ao Limite de Resistência			Ajuste da Máquina de Fadiga	
	Fundidos MPa	Forjados MPa	Fundidos Lbf.in	Forjados Lbf.in
40%	368	380	83	85
50%	461	475	104	107
60%	553	570	124	128
70%	645	665	145	150

[4]% replicação = 100 [1 − (número total de diferentes níveis de tensão usados no ensaio/número total de corpos-de-prova ensaiados)]. Níveis de tensão: 4. Corpos de prova testados: fundidos – 37, forjados – 34.

Tabela II.6: Contagem de corpos-de-prova para realização de ensaios

ENSAIOS	AMPLITUDE DE TENSÃO		% DE CICLOS DE VIDA					TOTAIS DE CPs	
	FUNDIDOS	FORJADOS	0%	25%	50%	75%	100%	FUNDIDOS	FORJADOS
TRAÇÃO	-	-	3	-	-	-	-	3	3
MICRO DUREZA			2					2	2
CURVAS S-N	40%LR=368 MPa	40%LR=380 MPa	-	-	-	-	5	5	5
	50%LR=461 MPa	50%LR=475 MPa	-	-	-	-	5	5	5
	60%LR=553 MPa	60%LR=570 MPa	-	-	-	-	5	5	5
	70%LR=645 MPa	70%LR=665 MPa	-	-	-	-	5	5	5
CICLOS DE VIDA E TRAÇÃO	40%LR=368 MPa	40%LR=380 MPa	-	3	3	3	-	9	9
	50%LR=461 MPa	50%LR=475 MPa	-	3	3	3	-	9	9
	60%LR=553 MPa	60%LR=570 MPa	-	3	3	3	-	9	9
	70%LR=645 MPa	70%LR=665 MPa	-	3	3	3	-	9	9
CICLOS DE VIDA E MICRO DUREZA	40%LR=368 MPa	40%LR=380 MPa	-	2	2	2	-	6	6
	50%LR=461 MPa	50%LR=475 MPa	-	2	2	2	-	6	6
	60%LR=553 MPa	60%LR=570 MPa	-	2	2	2	-	6	6
	70%LR=645 MPa	70%LR=665 MPa	-	2	2	2	-	6	6
			TOTAL					85	85

II.2.2 Ensaios de ciclos de vida em fadiga por flexão rotativa

Para efeito de obtenção de dados de ciclos de vida em fadiga, foram conduzidos ensaios de modo que cada corpo de prova foi testado até um número de ciclos capaz de consumir etapas de 25%, 50% e 75% da vida em fadiga estimada pela curva S-N, respectivamente para cada nível de tensão adotado, conforme estabelecido pela de acúmulo de dano, e, ilustrado pelo esquema da Figura II.3.

Os corpos-de-prova receberam marcação especial para designar o material, o nível de tensão, o percentual de acúmulo de dano, o sequencial de experimento no acúmulo de danos e sequencial de ensaio de dureza, conforme demonstrado na Tabela II.7:

Tabela II.7: Códigos para marcação dos corpos-de-prova

M	CP fundido a partir de manilha.
P	CP forjado a partir de placa triangular
1-2-3-4	Níveis de 40%-50%-60%-70%, respectivamente.
25-50-75	Acúmulo de dano de 25%-50%-75%, respectivamente.
a, b, c	Sequência de experimentos - acúmulo de dano.
d1, d2	Ensaios de microdureza.

Os ensaios de fadiga objetivaram, em duas fases consecutivas, o levantamento da curva de fadiga de cada material através da técnica de regressão linear. O estabelecimento da equação representativa da vida em fadiga possibilitou o cálculo de número de ciclos a ensaiar para cada um dos materiais, seja fundido ou forjado, em cada nível de tensão, para cada percentual previamente estabelecido de acúmulo de dano.

Tabela II.8: Número de ciclos a ensaiar corpos-de-prova forjados para acúmulo de dano

				N - ciclos de dano(*)		
				Níveis de acúmulo de dano		
	Amplitudes de tensão MPa			25%	50%	75%
NÍVEIS DE TENSÃO	P1	40% LR	380	P1-25 *165.713*	P1-50 *331.425*	P1-75 *497.138*
	P2	50% LR	475	P2-25 *30.886*	P2-50 *61.772*	P2-75 *92.657*
	P3	60% LR	570	P3-25 *5.757*	P3-50 *11.513*	P3-75 *17.270*
	P4	70% LR	665	P4-25 *1.073*	P4-50 *2.146*	P4-75 *3.219*

(*) Valores em itálico correspondem ao número de ciclos (25%, 50%, 75%) a que deve ser submetido o corpo de prova em cada amplitude de tensão (P1, P2, P3, P4).

Tabela II.9: Número de ciclos a ensaiar corpos-de-prova fundidos para acúmulo de dano

				N - ciclos de dano (Itálico) **Níveis de acúmulo de dano**		
Amplitudes de tensão MPa				25%	50%	75%
NÍVEIS DE TENSÃO	M1	40% LR	368	M1-25 *87.437*	M1-50 *174.874*	M1-75 *262.310*
	M2	50% LR	461	M2-25 *33.674*	M2-50 *67.348*	M2-75 *101.022*
	M3	60% LR	553	M3-25 *12.969*	M3-50 *25.938*	M3-75 *38.906*
	M4	70% LR	645	M4-25 *4.995*	M4-50 *9.989*	M4-75 *14.984*

(*) Valores em itálico correspondem ao número de ciclos (25%, 50%, 75%) a que deve ser submetido o corpo de prova em cada amplitude de tensão (M1, M2, M3, M4).

O número de ciclos a ensaiar, por nível de tensão e por grau de acúmulo de dano, foi calculado conforme a sistemática descrita anteriormente e os valores encontrados estão dispostos nas tabelas II.8 e II.9, acima.

II.3 Ensaios mecânicos após ensaios de fadiga

II.3.1 Ensaios de Tração

Os ensaios de tração executados objetivaram não somente a comparação entre as resistências do material com e sem dano acumulado, como também a comparação entre as rotas de fabricação por fundição e por forjamento. Desta forma, foi possível confrontar a vida em fadiga e o limite de vida infinita para cada rota de fabricação de aço grau R4, bem como comparar, através das propriedades aferidas, seu comportamento frente a uma solicitação cíclica conducente à falha por fadiga de alto ciclo.

Das propriedades obtidas por estes ensaios, destaque-se o Limite de Resistência, o Limite de Escoamento e a Redução de Área como propriedades que se relacionam com o objetivo desta pesquisa. Para representação em gráficos foram calculadas as respectivas médias aritméticas por material, por propriedade, por amplitude de tensão e por grau de acúmulo de dano. Portanto, tornou-se possível indagar, para o aço IACS W22 (2009) grau R4, como e em que medida estas propriedades variam, ou não, com o acúmulo de dano em ciclos de flexão rotativa.

II.3.2 Ensaios de Microdureza Vickers

Os ensaios de microdureza Vickers foram realizados com carga de penetração de 100 gf, com o fim de avaliar localmente o material do corpo-de-prova na região onde era esperado ocorrer a maior tensão cíclica, ou seja, no trecho central de 10 mm e com o diâmetro constante de 6,35 mm. Para tanto, foram realizadas cinco medições em cada corpo-de-prova. O requisito de realizar ensaios de microdureza, com pequenas cargas de penetração que lhe são características, levou em conta o mecanismo de nucleação de trincas corroborado pela ocorrência de deformações plásticas de caráter microscópico, com ocorrência em pequenos sítios espalhados aleatoriamente pela superfície do corpo-de-prova.

O capítulo dedicado aos resultados apresenta os registros representativos das médias das propriedades em análise. Os registros referentes a todos os ensaios realizados estão apresentados na seção III.2.2.

II.4 Ensaios metalográficos

Ainda que as recomendações da IACS W22 (2009) nada mencionem sobre a necessidade de uma investigação das microestruturas para a caracterização destes materiais, em virtude de uma eventual análise de falha, faz-se necessário uma investigação destas microestruturas, tendo em vista complementar a caracterização da matéria-prima para confecção dos corpos-de-prova de fadiga.

Por conseguinte, macrografias e micrografias foram preparadas para a caracterização dos materiais fundidos e forjados, ensaiados e não ensaiados em processo de acúmulo de dano, bem como para auxiliar a inspeção de trincas eventualmente formadas, a partir da superfície, durante ensaio de acúmulo de dano, e que não tenham assumido valores críticos durante a etapa de ensaio.

Capítulo III Resultados

São apresentados os valores aferidos nos ensaios de fadiga, tração, dureza e metalográficos conforme descrito no capítulo anterior que tratou dos materiais envolvidos e da metodologia.

III.1 Ensaios de Fadiga

III.1.1 Levantamento das curvas S-N

Como explanado no Capítulo II, as amplitudes de tensão foram determinadas em função do Limite de Resistência do material a testar, obtida a partir de ensaios de levantamento das propriedades mecânicas, para caracterização dos materiais (Tabela II.4). As tabelas III.1 e III.2 contêm os registros dos ensaios realizados para levantamento das curvas S-N para os materiais fundidos e forjados, dentro dos requisitos da IACS W22 (2009) grau R4. As curvas levantadas estão representadas pelas figuras III.1 e III.2, em conformidade com os valores aferidos e descritos pelas tabelas.

Tabela III.1: Registros dos ensaios de fadiga para levantamento da curva S-N para fundidos

Sequência de testes	Corpo-de-prova	Amplitude de tensão Máxima, MPa	Amplitude de tensão Mínima, MPa	Vida em Fadiga	Notas
1	5	368	-368	595000	Falha
2	18	368	-368	205000	Falha
3	8	368	-368	6002500	Sem falha
4	68	368	-368	2058100	Falha
5	17	368	-368	7119800	Sem falha
6	13	368	-368	7223300	Sem falha
7	58	368	-368	8132300	Falha
8	33	368	-368	627400	Falha
9	12	368	-368	3288250	Falha
10	9	461	-461	195900	Falha
11	8a	461	-461	119400	Falha
12	13a	461	-461	102100	Falha
13	15	461	-461	96500	Falha
14	11	461	-461	109400	Falha
15	16	461	-461	129650	Falha
16	28	461	-461	125950	Falha
17	46	461	-461	169000	Falha
18	55	461	-461	183200	Falha
19	45	461	-461	109200	Falha
20	57	461	-461	133200	Falha
21	7	553	-553	62600	Falha
22	17a	553	-553	42400	Falha
23	12a	553	-553	41100	Falha
24	4	553	-553	50400	Falha
25	19	553	-553	52100	Falha
26	41	553	-553	39600	Falha
27	59	553	-553	44500	Falha
28	2	645	-645	21100	Falha
29	16a	645	-645	18000	Falha
30	10	645	-645	26200	Falha
31	20	645	-645	23600	Falha
32	14	645	-645	20800	Falha
33	42	645	-645	29200	Falha
34	44	645	-645	21100	Falha
35	54	645	-645	26200	Falha
36	43	645	-645	23600	Falha
37	51	645	-645	20800	Falha

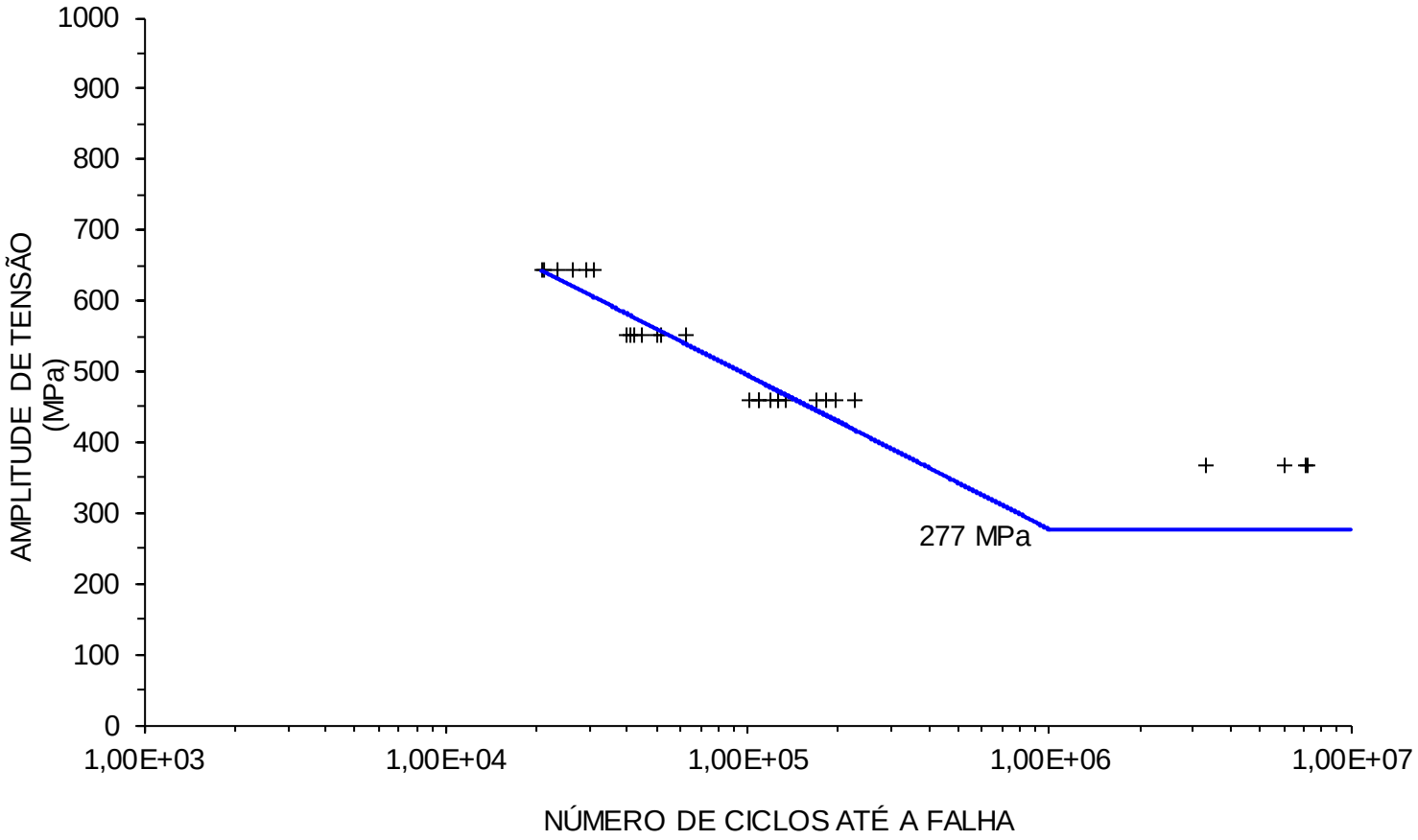


Figura III.1: Curva S-N IACS W22 (2009) Grau R4 – Fundidos

Tabela III.2: Registros dos ensaios de fadiga para levantamento da curva S-N para forjados

Sequência de testes	Corpo-de-prova	Amplitude de tensão Máxima, MPa	Amplitude de tensão Mínima, MPa	Vida em Fadiga	Notas
1	94	380	-380	10067200	Sem falha
2	61	380	-380	3112200	Falha
3	109	380	-380	6412700	Sem falha
4	90	380	-380	5592000	Falha
5	52	380	-380	7329100	Sem falha
6	43	380	-380	3116300	Falha
7	50	380	-380	2983300	Falha
8	98	475	-475	161900	Falha
9	86	475	-475	198700	Falha
10	84	475	-475	135000	Falha
11	105	475	-475	177700	Falha
12	100	475	-475	165300	Falha
13	51	475	-475	147200	Falha
14	53	475	-475	121100	Falha
15	49	475	-475	46850	Falha
16	60	475	-475	79200	Falha
17	58	475	-475	70700	Falha
18	41	475	-475	113700	Falha
19	42	475	-475	75700	Falha
20	48	475	-475	111300	Falha
21	72	475	-475	89000	Falha
22	74	475	-475	100500	Falha
23	69	475	-475	158200	Falha
24	84a	475	-475	135000	Falha
25	89	570	-570	26300	Falha
26	82	570	-570	20500	Falha
27	86a	570	-570	31900	Falha
28	92	570	-570	32900	Falha
29	43a	570	-570	23600	Falha
30	107	665	-665	4500	Falha
31	102	665	-665	4900	Falha
32	108	665	-665	4600	Falha
33	88	665	-665	4500	Falha
34	91	665	-665	5100	Falha

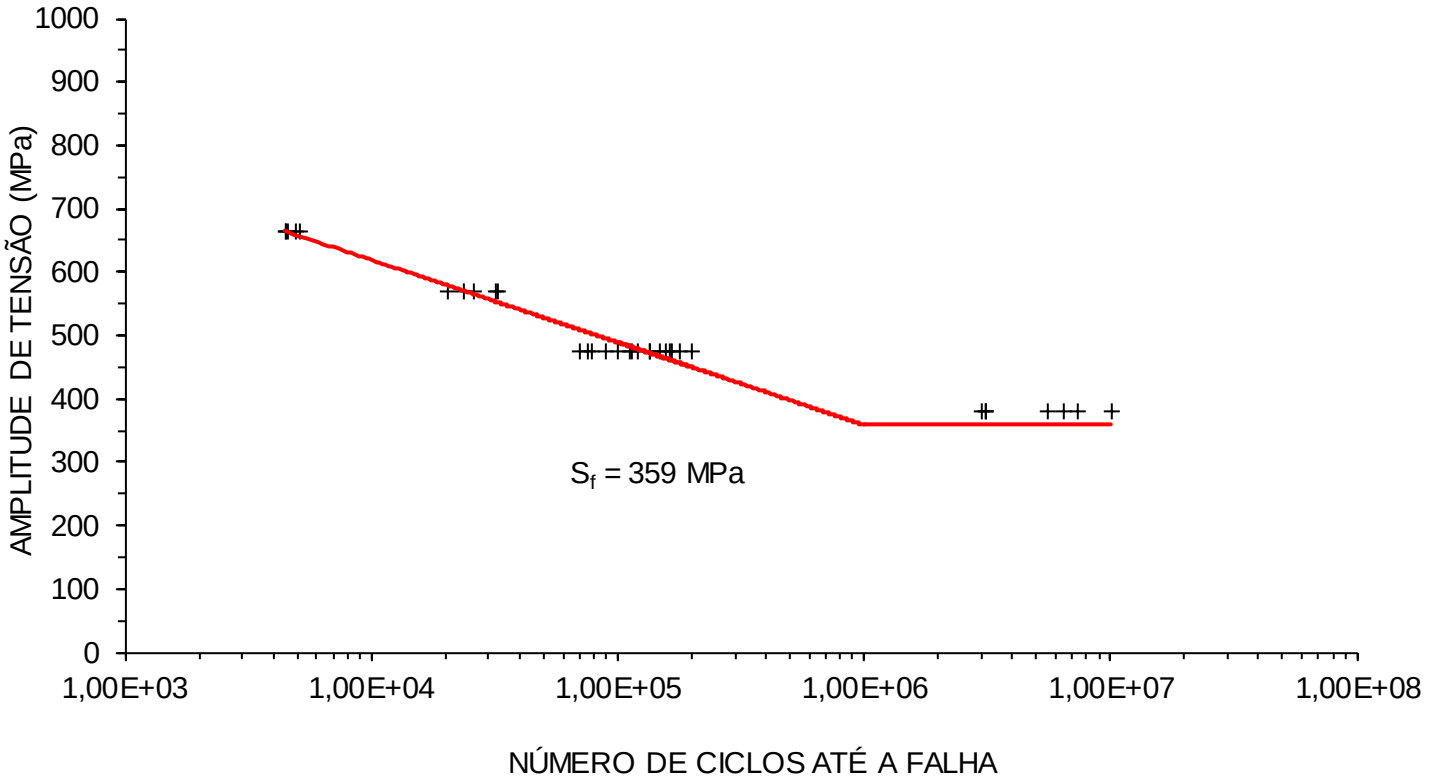


Figura III.2: Curva S-N IACS W22 (2009) Grau R4 – Forjados

Da observação dos resultados obtidos a partir dos ensaios de fadiga para levantamento das curvas S-N, destaquem-se os seguintes aspectos:

a) Os corpos-de-prova fundidos e forjados apresentaram considerável dispersão de resultados amplitude de tensão para os ensaios com amplitude de tensão no nível de 40 % do limite de resistência.
b) Os corpos-de-prova fundidos revelaram afastamento em relação ao limite de fadiga preconizado por SHIGLEY (1972);
c) Os corpos-de-prova forjados apresentaram proximidade em relação ao limite de fadiga proposto por SHIGLEY (1972);
d) Considerando a faixa de 50% a 70% do Limite de Resistência os corpos-de-prova forjados, conforme demonstrado pelas curvas obtidas por regressão linear, apresentaram maior número de ciclos de vida em fadiga em relação aos corpos-de-prova fundidos.
e) Para as amplitudes de tensão de 50% a 70%, os fundidos revelaram maiores vidas em fadiga, comparadas uma a uma, pela média. Entretanto, no conjunto de resultados representativos da tendência linear, os forjados apresentaram melhor desempenho por obter um coeficiente angular mais favorável ao prolongamento da vida em fadiga, naquelas amplitudes de tensão.
f) O limite de fadiga apresentado pelos corpos-de-prova forjados superou o limite de fadiga apresentado pelos corpos-de-prova fundidos em 82 Mpa (12 ksi).

III.1.1 Ensaios de acúmulo de dano

Após realização dos ensaios para levantamento das curvas S-N dos corpos-de-prova fundidos e forjados, seguiu-se a etapa de acúmulo de dano conforme o programa de ensaios e os limites informados na Tabela II.8 e na Tabela II.9. Como descrito no Capítulo II, estes ensaios consistiram de consumir vida de corpos-de-prova em flexão rotativa, de modo a caracterizar danos previamente estipulados em 25%, 50% e 75% da vida em fadiga, com auxílio da respectiva curva S-N.

Na Tabela III.3, abaixo, estão contidos os valores lidos do contador de giros da máquina de fadiga quando os ciclos de flexão rotativa atingiram os limites calculados (em negrito) e a máquina foi desligada manualmente.

Tabela III.3**:** Ciclos de dano acumulado para corpos-de-prova IACS W22 (2009) grau R4 Forjados

Amplitudes de tensão MPa					N - ciclos a ensaiar * Níveis de acúmulo de dano			
				CPs	25%	CPs	50%	CPs	75%
			Código ->		P1-25		P1-50		P1-75
			Experimento		**165.713**		**331.425**		**497.138**
			a	85	165950	36	339100	10	494000
P1	40% LR	380	b	112	166500	27	334500	19	533100
			c	87	165750	37	347300	12	497700
			d1	106	165900	21	333700	20	498450
			d2	78	173450	34	334200	13	498000
			Código ->		P2-25		P2-50		P2-75
			Experimento		**30.886**		**61.772**		**92.657**
			a	70	30900	39	62600	3	94650
P2	50% LR	475	b	79	30900	40	61800	18	93600
			c	84b	30950	24	65000	14	93350
			d1	46	30950	55	89700	17b	97100
			d2	66	30950	37a	62800	9	97900
			Código ->		P3-25		P3-50		P3-75
			Experimento		**5.757**		**11.513**		**17.270**
			a	73	5750	56	11600	5	17350
P3	60% LR	570	b	71	5800	68	15700	6	17650
			c	67	5800	45	23800	52b	17800
			d1	80	5800	35	11550	16	18000
			d2	75	5800	38	11650	17c	17600
			Código ->		P4-25		P4-50		P4-75
			Experimento		**1.073**		**2.146**		**3.219**
			a	29	1100	77	2150	46	3800
P4	70% LR	665	b	22	1100	76	2200	49b	3600
			c	26	1100	63	3200	53b	3600
			d1	25	1100	30	2200	48c	3600
			d2	23	1100	28	2300	45	3500

* Número de ciclos a ensaiar calculado e representado em negrito.
Valores em negrito correspondem aos respectivos valores das tabelas II.8 e II.9.

Tabela III.4: Ciclos de dano acumulado para corpos-de-prova IACS W22 (2009) grau R4 Fundidos

Amplitudes de tensão MPa				N - ciclos a ensaiar * Níveis de acúmulo de dano					
				CPs	25%	CPs	50%	CPs	75%
			Código ->		M1-25		M1-50		M1-75
			Experimento		**87.437**		**174.874**		**262.310**
			a	67	88200	69	180400	31	504200
P1	40% LR	380	b	62	87550	74	176200	25b	509300
			c	66	87500	65	178400	20b	503800
			d1	63	87450	78	181800	39	504000
			d2	76	91450	72	175400	11b	504000
			Código ->		M2-25		M2-50		M2-75
			Experimento		**33.674**		**67.348**		**101.022**
			a	57b	34000	27	73500	4b	127450
P2	50% LR	475	b	50	34000	22	73300	16b	129650
			c	52	34200	26	73300	8b	267600
			d1	47	34000	37	73400	19b	389100
			d2	48	34100	35	73400	11c	107800
			Código ->		M3-25		M3-50		M3-75
			Experimento		**12.969**		**25.938**		**38.906**
			a	41b	13100	64	26000	25c	39100
P3	60% LR	570	b	32	13000	75	26000	28b	39400
			c	21	13000	79	26000	27	39200
			d1	24	13000	80	25950	23	39700
			d2	36	13200	67	26200	24	39400
			Código ->		M4-25		M4-50		M4-75
			Experimento		**4.995**		**9.989**		**14.984**
			a	14b	5000	73	10500	95	15050
P4	70% LR	665	b	8b	5000	71	10000	85	15300
			c	18b	5300	40	10000	89	15050
			d1	38	5000	31	10500	90	15100
			d2	2b	5000	107	10500	81	15100

*Número de ciclos a ensaiar calculado e representado em negrito.
Valores em negrito correspondem aos respectivos valores das tabelas II.8 e II.9.

III.2 Ensaios mecânicos após ensaios de fadiga

Os ensaios realizados tiveram os resultados devidamente registrados em tabelas e gráficos de forma a documentar e correlacionar os dados obtidos por meio dos ensaios realizados. Basicamente, foram divididos em dois grupos de ensaios: tração antes e após acúmulo de dano em fadiga, e, microdureza antes e após acúmulo de dano em fadiga.

III.2.1 Tração – Gráficos e Registros dos Ensaios

Ensaios de Tração antes dos experimentos de acúmulo de dano

Corpos-de-prova forjados e fundidos foram devidamente separados, preparados e marcados para realização dos ensaios de tração característicos da situação do material sem sofrer acúmulo de dano. Desta forma, pôde-se fixar a base de referência para comparação e análise em relação aos estados preconizados de acúmulo de dano.

Tabela III.5: Propriedades Mecânicas em corpos-de-prova sem ensaio de fadiga

	Limite de Escoamento MPa	**Resistência à Tração MPa**	**Redução de Área %**
	802	930	64
FUNDIDOS	802	898	62
	770	898	62
	674	834	64
FORJADOS	738	850	66
	626	834	64

Nas páginas que se seguem estão tabulados e representados pelos respectivos gráficos, os dados obtidos das diversas sequências de experimentos de acúmulo de dano. Ao fim de cada conjunto de resultados para fundidos e forjados, estão apresentados comentários pertinentes. Os valores destacados em fonte na cor vermelha assinalam os resultados que não atingiram os requisitos mínimos, conforme a IACS W22 (2009).

Dados experimentais obtidos dos ensaios de tração – AÇO FUNDIDO

Tabela III.6: Resultados dos ensaios de tração após acúmulo de dano de 25% em corpos-de-prova de manilha (fundidos)

Amplitude de tensão	Sequência de Ensaios	Ciclos de dano	Limite de Escoamento	Limite de Resistência	Redução de Área
	a	88200	802	917	37
	b	87550	786	850	27
40% de LR 368 Mpa	c	87500	802	921	60
	MÉDIA		**797**	**896**	**41**
	DESVIO PADRÃO		9	40	17
	a	34000	818	994	56
	b	34000	818	953	56
50% de LR 461 Mpa	c	34200	834	934	53
	MÉDIA		**823**	**960**	**55**
	DESVIO PADRÃO		9	31	1
	a	13100	738	885	64
	b	13000	818	1027	62
60% de LR 553 Mpa	c	13000	818	1059	62
	MÉDIA		**791**	**990**	**62**
	DESVIO PADRÃO		46	93	1
	a	5000	802	946	64
	b	5000	738	879	66
70% de LR 645 Mpa	c	5300	802	956	62
	MÉDIA		**781**	**927**	**64**
	DESVIO PADRÃO		37	42	2

LEGENDA

LR: Limite de Resistência

a, b, c: Sequência de ensaios de acúmulo de dano para posterior ensaio de tração

Fontes:

Vermelho: valores abaixo do requisito mínimo estabelecido pela IACS W22 (2009)

Negrito: valores a transportar para gráfico.

Tabela III.7:Resultados dos ensaios de tração após acúmulo de dano de 50% em corpos-de-prova de manilha (fundidos)

Amplitude de tensão	Sequência de Ensaios	Ciclos de dano	Limite de Escoamento	Limite de Resistência	Redução de Área
	a	180400	802	914	44
	b	176200	834	937	56
40% de LR 368 Mpa	c	178400	802	911	53
	MÉDIA		**813**	**921**	**51**
	DESVIO PADRÃO		18	14	6
	a	73500	770	921	62
	b	73300	818	950	66
50% de LR 461 Mpa	c	73300	802	953	62
	MÉDIA		**797**	**941**	**63**
	DESVIO PADRÃO		24	18	2
	a	26000	818	911	27
	b	26000	834	930	29
60% de LR 553 Mpa	c	26000	818	927	60
	MÉDIA		**823**	**923**	**38**
	DESVIO PADRÃO		9	10	18
	a	10500	834	930	60
	b	10000	818	917	40
70% de LR 645 Mpa	c	10000	866	959	49
	MÉDIA		**839**	**935**	**49**
	DESVIO PADRÃO		24	22	10

LEGENDA

LR: Limite de Resistência

a, b, c: Sequência de ensaios de acúmulo de dano para posterior ensaio de tração

Fontes:

Vermelho: valores abaixo do requisito mínimo estabelecido pela IACS W22 (2009)

Negrito: valores a transportar para gráfico

Tabela III.8: Resultados dos ensaios de tração após acúmulo de dano de 75% em corpos-de-prova de manilha (fundidos)

Amplitude de tensão	Sequência de Ensaios	Ciclos de dano	Limite de Escoamento	Limite de Resistência	Redução de Área
	a	504200	706	908	66
	b	509300	802	956	64
40% de LR 368 Mpa	c	503800	738	895	66
	MÉDIA		**749**	**920**	**65**
	DESVIO PADRÃO		49	32	1
	a	127450	786	934	64
	b	129650	802	972	62
50% de LR 461 Mpa	c	267600	818	956	64
	MÉDIA		**802**	**954**	**63**
	DESVIO PADRÃO		16	19	1
	a	39100	866	953	58
	b	39400	866	956	60
60% de LR 553 Mpa	c	39000	674	728	6
	MÉDIA		**802**	**879**	**41**
	DESVIO PADRÃO		111	131	30
	a	15000	850	892	15
	b	15200	857	940	24
70% de LR 645 Mpa	c	15100	879	950	77
	MÉDIA		**862**	**927**	**39**
	DESVIO PADRÃO		15	31	34

LEGENDA

LR: Limite de Resistência

a, b, c: Sequência de ensaios de acúmulo de dano para posterior ensaio de tração

Fontes:

Vermelho: valores abaixo do requisito mínimo estabelecido pela IACS W22 (2009)

Negrito: valores a transportar para gráfico

Dados experimentais obtidos dos ensaios de tração – AÇO FORJADO

Tabela III.9: Resultados dos ensaios de tração após acúmulo de dano de 25% em corpos-de-prova de placa triangular (forjados)

Amplitude de tensão	Sequência de Ensaios	Ciclos de dano	Limite de Escoamento	Limite de Resistência	Redução de Área
	a	165950	706	850	67
	b	166500	674	866	66
40% de LR 368 Mpa	c	165750	706	840	64
	MÉDIA		**695**	**852**	**65**
	DESVIO PADRÃO		18	13	2
	a	30900	722	840	64
	b	30900	690	850	66
50% de LR 461 Mpa	c	30950	722	842	65
	MÉDIA		**711**	**842**	**65**
	DESVIO PADRÃO		18	7	2
	a	5750	690	840	67
	b	5800	706	834	67
60% de LR 553 Mpa	c	5800	722	847	69
	MÉDIA		**706**	**840**	**68**
	DESVIO PADRÃO		16	7	1
	a	1100	706	857	66
	b	1100	706	863	67
70% de LR 645 Mpa	c	1100	722	882	67
	MÉDIA		**711**	**867**	**67**
	DESVIO PADRÃO		9	13	1

LEGENDA

LR: Limite de Resistência

a, b, c: Sequência de ensaios de acúmulo de dano para posterior ensaio de tração

Fontes:

Vermelho: valores abaixo do requisito mínimo estabelecido pela IACS W22 (2009)

Negrito: valores a transportar para gráfico

Tabela III.10: Resultados dos ensaios de tração após acúmulo de dano de 50% em corpos-de-prova de placa triangular (forjados)

Amplitude de tensão	Sequência de Ensaios	Ciclos de dano	Limite de Escoamento	Limite de Resistência	Redução de Área
	a	339100	722	994	67
	b	334500	690	863	65
40% de LR 368 Mpa	c	347300	674	847	66
	MÉDIA		**695**	**901**	**66**
	DESVIO PADRÃO		24	81	1
	a	62600	722	892	67
	b	61800	690	863	64
50% de LR 461 Mpa	c	65000	738	898	67
	MÉDIA		**717**	**884**	**66**
	DESVIO PADRÃO		24	19	2
	a	11600	738	834	66
	b	15700	738	812	67
60% de LR 553 Mpa	c	23800	706	837	67
	MÉDIA		**727**	**828**	**67**
	DESVIO PADRÃO		18	14	1
	a	2150	706	808	66
	b	2200	706	818	66
70% de LR 645 Mpa	c	3200	722	808	67
	MÉDIA		**711**	**811**	**66**
	DESVIO PADRÃO		9	6	1

LEGENDA

LR: Limite de Resistência

a, b, c: Sequência de ensaios de acúmulo de dano para posterior ensaio de tração

Fontes:

Vermelho: valores abaixo do requisito mínimo estabelecido pela IACS W22 (2009)

Negrito: valores a transportar para gráfico

Tabela III.11: Resultados dos ensaios de tração após acúmulo de dano de 75% em corpos-de-prova de placa triangular (forjados)

Amplitude de tensão	Sequência de Ensaios	Ciclos de dano	Limite de Escoamento	Limite de Resistência	Redução de Área
40% de LR 368 Mpa	a	494000	722	850	66
	b	533100	706	873	66
	c	497700	722	866	67
	MÉDIA		**717**	**863**	**66**
	DESVIO PADRÃO		9	12	1
50% de LR 461 Mpa	a	94650	738	879	62
	b	93600	722	889	66
	c	93350	706	853	64
	MÉDIA		**722**	**874**	**64**
	DESVIO PADRÃO		16	19	2
60% de LR 553 Mpa	a	17350	786	844	66
	b	17650	722	857	60
	c	17800	754	940	60
	MÉDIA		**754**	**880**	**62**
	DESVIO PADRÃO		32	52	3
70% de LR 645 Mpa	a	3800	866	1014	62
	b	3600	754	895	60
	c	3600	882	1014	64
	MÉDIA		**834**	**974**	**62**
	DESVIO PADRÃO		70	69	2

LEGENDA

LR: Limite de Resistência

a, b, c: Sequência de ensaios de acúmulo de dano para posterior ensaio de tração

Fontes:

Vermelho: valores abaixo do requisito mínimo estabelecido pela IACS W22 (2009)

Negrito: valores a transportar para gráfico

Gráficos de variação do Limite de Escoamento com o acúmulo de dano para o AÇO FUNDIDO e AÇO FORJADO

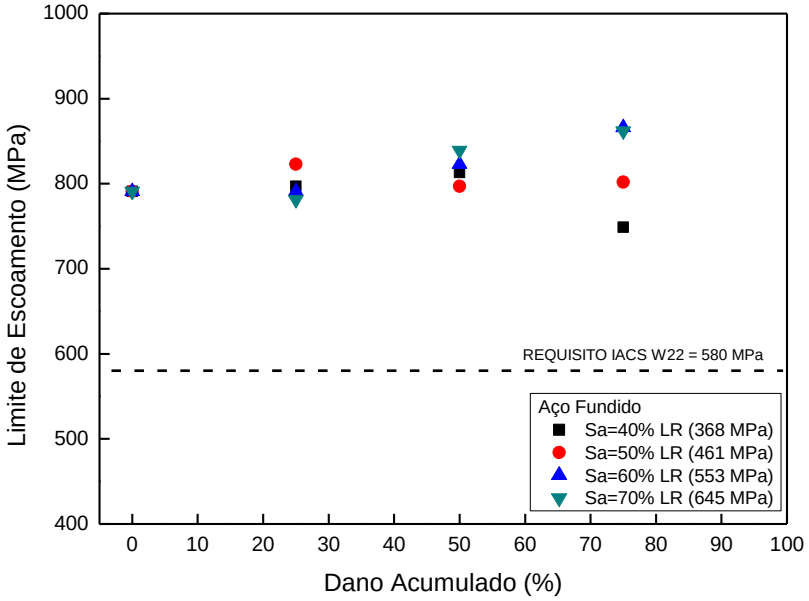


Figura III.3: Variação do Limite de Escoamento com a vida consumida para o aço fundido.

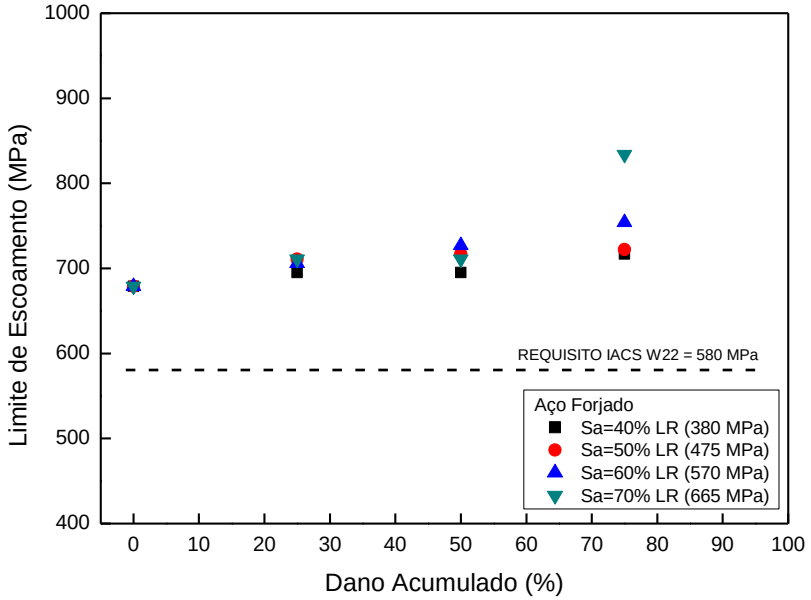


Figura III.4: Variação do Limite de Escoamento com a vida consumida para o aço forjado**.**

Tabela III.12: Tensão de Escoamento após acúmulo de dano em corpos-de-prova Fundidos (médias)

	Tensão de Escoamento (MPa)			
Dano	**M1**	**M2**	**M3**	**M4**
0	791	791	791	791
25%	797	823	791	781
50%	813	797	823	839
75%	749	802	802	862

Tabela III.13: Tensão de Escoamento após acúmulo de dano em corpos-de-prova Forjados (médias)

	Tensão de Escoamento (MPa)			
Dano	**P1**	**P2**	**P3**	**P4**
0	679	679	679	679
25%	695	711	706	711
50%	695	717	727	711
75%	717	722	754	834

Comentários referentes aos gráficos de variação do Limite de Escoamento com o acúmulo de dano em fadiga

A observação dos resultados acima revelou os seguintes pontos de destaque, considerando o conjunto de dados experimentais para o aço fundido e para o aço forjado:

a) Tanto para forjados como para fundidos o Limite de Escoamento somente apresentou dispersão significativa de resultados com o nível de 75% de acúmulo de dano;

b) Os corpos-de-prova de aço fundido mantiveram em todas as amplitudes de tensão e em todos os níveis de acúmulo de dano seu Limite de Escoamento sempre maior que o Limite de Escoamento do aço forjado.

c) De modo geral, esta propriedade (Limite de Escoamento) não revelou dispersão de resultados, a não ser em 75% de dano acumulado, tanto para forjados como para fundidos. Pode-se observar, pela aparência dos gráficos, que há um ligeiro aumento do Limite de Escoamento com o acúmulo de dano, em ambos os gráficos.

d) Ambas as rotas de fabricação mantiveram-se acima da exigência mínima da IACS W22 para o Limite de Escoamento, com folga.

Gráficos de variação do Limite de Resistência com o acúmulo de dano para o AÇO FUNDIDO e AÇO FORJADO

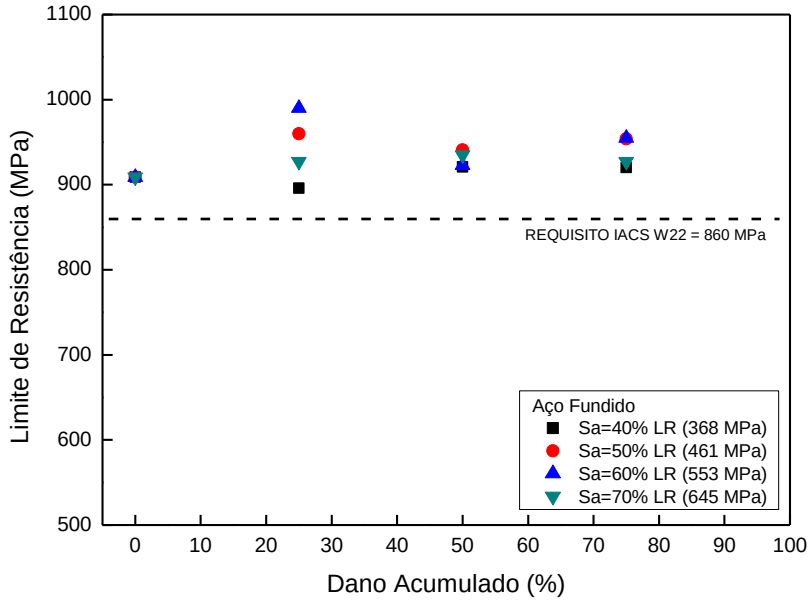


Figura III.5: Variação do Limite de Resistência com a vida consumida para o aço fundido

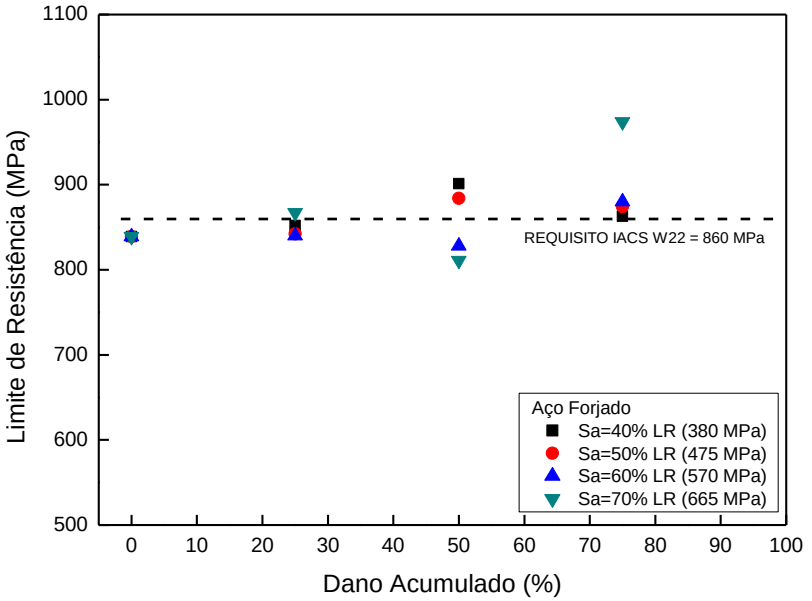


Figura III.6: Variação do Limite de Resistência com a vida consumida para o aço forjado.

Tabela III.14: Resistência à Tração após acúmulo de dano em corpos-de-prova Fundidos (Média)

	Resistência à Tração (MPa)			
Dano	**M1**	**M2**	**M3**	**M4**
0	909	909	909	909
25%	896	960	990	927
50%	921	941	923	935
75%	920	949	879	927

Tabela III.15: Resistência à Tração após acúmulo de dano em corpos-de-prova Forjados

	Resistência à Tração (MPa)			
Dano	**P1**	**P2**	**P3**	**P4**
0	839	839	839	839
25%	852	842	840	867
50%	901	884	828	811
75%	863	874	880	974

Comentários referentes aos gráficos de variação do Limite de Resistência com o acúmulo de dano em fadiga

A observação dos resultados acima revelou os seguintes pontos de destaque:

a) Os resultados obtidos para os corpos-de-prova fundidos situaram-se acima do limite mínimo exigido pela IACS W22 (2009).
b) Os resultados obtidos para os corpos-de-prova forjados apresentaram significativa dispersão a partir de 50% de acúmulo de dano, tanto pela região acima como pela região abaixo da reta indicativa do limite exigido pela IACS W22 (2009).
c) Considerável quantidade de resultados apresentados pelos corpos-de-prova forjados não atingiram o mínimo exigido pela IACS W22 (2009), inclusive os resultados com amplitude de tensão nula.
d) No nível P4 (forjados, amplitude de tensão de 665 MPa) e acúmulo de dano de 75%, um resultado está disperso significativamente, enquanto os outros três resultados apresentaram visível convergência para valor próximo ao limite exigido pela IACS W22 (2009).

Gráficos de variação da Redução de Área com o acúmulo de dano para o AÇO FUNDIDO e AÇO FORJADO

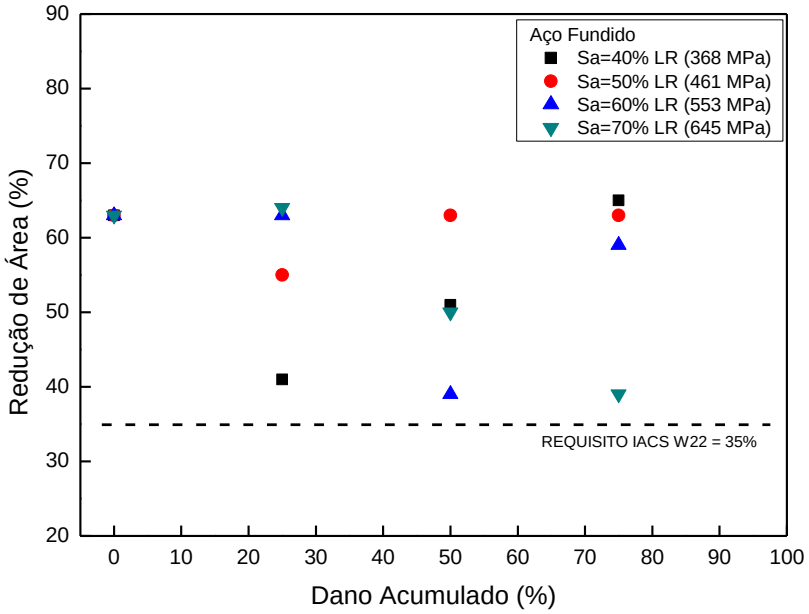


Figura III.7: Variação da Redução de Área com a vida consumida para o aço fundido

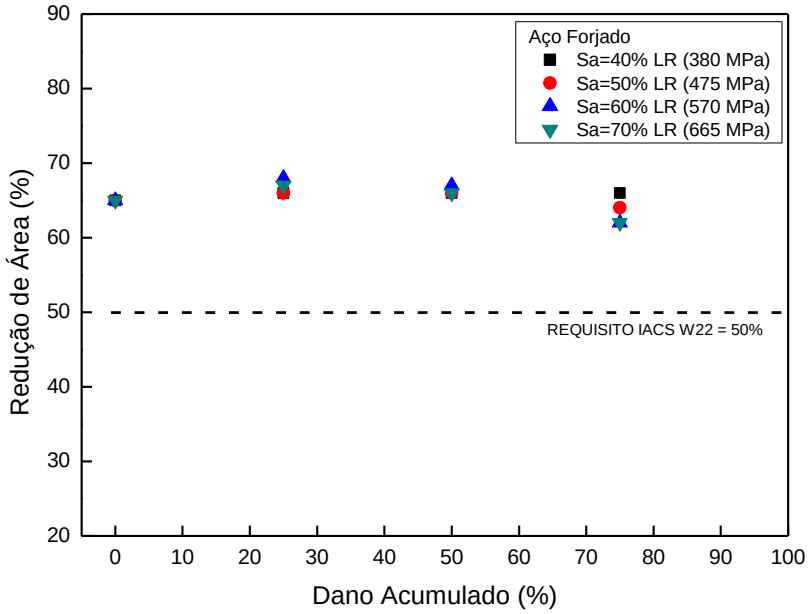


Figura III.8: Variação da Redução de Área com a vida consumida para o aço forjado

Tabela III.16: Redução de área após acúmulo de dano em corpos-de-prova Fundidos

	Redução de Área (%)			
Dano	**M1**	**M2**	**M3**	**M4**
0	63	63	63	63
25%	41	55	73	61
50%	51	63	38	49
75%	65	63	41	39

Tabela III.17: Redução de Área após acúmulo de dano em corpos-de-prova Forjados

	Redução de Área (MPa)			
Dano	**P1**	**P2**	**P3**	**P4**
0	65	65	65	65
25%	65	65	68	67
50%	66	66	67	66
75%	66	64	62	62

Comentários referentes aos gráficos de variação da Redução de Área com o acúmulo de dano em fadiga

A observação dos resultados acima revelou os seguintes pontos de destaque:

a) Ambas as rotas de fabricação mantiveram-se acima do limite preconizado pela IACS W22 (2009), considerando a variação de Redução de Área com acúmulo de dano.
b) O aço fundido demonstrou significativa dispersão de resultados independentemente do nível de acúmulo de dano.
c) O aço forjado, ao contrário, demonstrou visível convergência de resultados nos diversos níveis de acúmulo de dano em fadiga.
d) Percebe-se haver uma tendência para dispersão nos fundidos, e, uma tendência para convergir nos forjados.

III.2.2 Microdureza

Na realização dos ensaios de acúmulo de foram agrupados cinco corpos-de-prova para cada nível de amplitude de tensão, tendo em vista a ciclagem em flexão rotativa nos níveis de acúmulo de dano, conforme já mencionado. Destes cinco espécimes, dois foram separados para ensaios de microdureza VICKERS com carga de 100 gf. A sequência de ensaios foi devidamente assinalada pela marca ‘d1’ para o primeiro corpo-de-prova testado naquele nível de tensão e de acúmulo de dano, e, d2 para o segundo, e, assim, sucessivamente.

Deste modo, um corpo-de-prova com a marca M3-50-d2, significa: aço fundido de manilha, amplitude de tensão de 60% do Limite de Ruptura (nível 3), ensaiado em fadiga com 50% de vida consumida, segundo corpo de prova com medições de dureza vinculado àquele grupo de tensão e de vida consumida.

A Tabela III.18 contém os valores medidos de microdureza VICKERS medida em corpos-de-prova de aço fundido com nenhuma carga de tensão ou ciclos consumidos em flexão rotativa. Para o aço forjado, a Tabela III.21 lista as microdurezas medidas em corpo-de-prova em condição similar.

Tabela III.18: Microdureza Vickers medida em corpos de prova sem dano acumulado para o aço fundido

Medidas de Micro Dureza Vickers aço fundido						
1	2	3	4	5	6	Média
254,9	277,8	280,8	250,8	265,1	285,9	272
291,6	258,5	275,4	280,8	260,2	288,0	

Tabela III.19: Resultados obtidos dos ensaios de microdureza VICKERS com carga de 100 gf para corpos-de-prova de aço fundido

25%			**50%**			**75%**		
Ensaio	**M1-25**		**Ensaio**	**M1-50**		**Ensaio**	**M1-75**	
	87.437	**Dureza**		**174.874**	**Dureza**		**262.310**	**Dureza**
		325,2			323,2			308,3
		239,9			315,2			307,3
d1	87450	269,7	d1	181800	389,5	d1	504000	320,7
		322,6			350,7			330,7
		315,5			369,4			317,7
MÉDIA		**295**	MÉDIA		**350**	MÉDIA		**317**
DESVIO PADRÃO		38	DESVIO PADRÃO		31	DESVIO PADRÃO		10
		341,0			335,4			280,4
		315,5			326,6			272,2
d2	91450	317,6	d2	175400	316,6	d2	504000	315,9
		309,1			306,6			319,8
		327,9			323,3			302,1
MÉDIA		**322**	MÉDIA		**322**	MÉDIA		**298**
DESVIO PADRÃO		12	DESVIO PADRÃO		11	DESVIO PADRÃO		21
Ensaio	**M2-25**		**Ensaio**	**M2-50**		**Ensaio**	**M2-75**	
	33.974	**Dureza**		**67.348**	**Dureza**		**101.022**	**Dureza**
		353,8			351,8			342,2
		391,8			324,4			353,5
d1	34000	368,3	d1	73400	297,7	d1	389100	341,0
		304,9			334,8			348,3
		308,3			329,9			351,3
MÉDIA		**345**	MÉDIA		**344**	MÉDIA		**347**
DESVIO PADRÃO		38	DESVIO PADRÃO		20	DESVIO PADRÃO		6
		304,7			379,7			281,9
		415,1			313,3			309,2
d2	34100	287,2	d2	73400	287,7	d2	17800	310,3
		392,2			326,7			305,7
		343,1			288,7			312,1
MÉDIA		**348**	MÉDIA		**306**	MÉDIA		**304**
DESVIO PADRÃO		55	DESVIO PADRÃO		14	DESVIO PADRÃO		12

Continuação Tabela III.19

25%			50%			75%		
Ensaio	**M3-25**		**Ensaio**	**M3-50**		**Ensaio**	**M3-75**	
	12.969	**Dureza**		**25.938**	**Dureza**		**38.906**	**Dureza**
		360,2			351,8			359,9
		358,1			324,4			355,8
d1	13000	300,1	d1	25950	297,7	d1	39700	315,9
		313,7			334,8			329,7
		341,3			329,9			294,2
MÉDIA		**335**	MÉDIA		**328**	MÉDIA		**331**
DESVIO PADRÃO		27	DESVIO PADRÃO		20	DESVIO PADRÃO		28
		321,5			379,7			320,9
		311,1			313,3			314,2
d2	13200	328,2	d2	26200	287,7	d2	39400	344,5
		302,7			326,7			291,6
		319,8			288,7			359,6
MÉDIA		**317**	MÉDIA		**319**	MÉDIA		**326**
DESVIO PADRÃO		10	DESVIO PADRÃO		38	DESVIO PADRÃO		27
Ensaio	**M4-25**		**Ensaio**	**M4-50**		**Ensaio**	**M4-75**	
	4.995	**Dureza**		**9.989**	**Dureza**		**14.984**	**Dureza**
		327,2			295,5			321,0
		317,3			323,4			315,1
d1	5000	377,8	d1	10500	350,4	d1	15100	310,2
		298,9			323,3			299,0
		320,2			281,7			272,0
MÉDIA		**328**	MÉDIA		**315**	MÉDIA		**303**
DESVIO PADRÃO		30	DESVIO PADRÃO		27	DESVIO PADRÃO		19
		263,1			306,4			327,7
		318,5			309,6			276,1
d2	5000	294,6	d2	10500	296,2	d2	15100	307,2
		319,4			317,0			296,1
		270,7			289,6			267,9
MÉDIA		**293**	MÉDIA		**304**	MÉDIA		**295**
DESVIO PADRÃO		26	DESVIO PADRÃO		11	DESVIO PADRÃO		24

Tabela III.20: Médias das microdurezas medidas em corpos-de-prova com dano acumulado para o aço fundido

Dano Acumulado	368 MPa	461 Mpa	553 Mpa	645 Mpa
0	272,5	272,5	272,5	272,5
25%	308,4	346,9	325,7	310,8
50%	335,7	325,1	323,5	309,3
75%	307,5	325,6	328,6	299,2

Tabela III.21: Microdureza Vickers medida em corpos de prova sem dano acumulado para o aço forjado

Corpo de prova	Medidas de Micro Dureza Vickers aço forjado						
	1	2	3	4	5	6	Média
# 42	259,4	287	280,3	265,1	258	268,1	275
#51	280,5	288,8	263,2	286,8	283,8	274,5	

Tabela III.22: Resultados obtidos dos ensaios de microdureza VICKERS com carga de 100 gf para corpos-de-prova de aço forjado

25%			**50%**			**75%**		
Ensaio	**P1-25**		**Ensaio**	**P1-50**		**Ensaio**	**P1-75**	
	165.713	**Dureza**		**331.425**	**Dureza**		**497.138**	**Dureza**
		302,9			300,2			291,3
		298,9			286,9			299,8
d1	165900	279,9	d1	333700	299,8	d1	498450	320,9
		291,6			292,2			277,8
		336,8			293,3			326
MÉDIA		**302**	MÉDIA		**294**	MÉDIA		**303**
DESVIO PADRÃO		21	DESVIO PADRÃO		6	DESVIO PADRÃO		20
		267,4			300,3			283,5
		266,9			305,7			277,9
d2	173450	266,3	d2	334200	269,2	d2	498000	279,7
		278,7			287,9			298,9
		284,0			303,6			303,1
MÉDIA		**273**	MÉDIA		**293**	MÉDIA		**289**
DESVIO PADRÃO		8	DESVIO PADRÃO		15	DESVIO PADRÃO		12

Ensaio	**P2-25**		**Ensaio**	**P2-50**		**Ensaio**	**P2-75**	
	30.886	**Dureza**		**61.772**	**Dureza**		**92.657**	**Dureza**
		285,1			312,1			306,4
		314,4			313,4			321,9
d1	30950	296,2	d1	79700	270,5	d1	97100	357,5
		291,4			316,1			301,5
		282,6			308,9			299,3
MÉDIA		**294**	MÉDIA		**304**	MÉDIA		**317**
DESVIO PADRÃO		13	DESVIO PADRÃO		19	DESVIO PADRÃO		24
		299,0			309,6			291,2
		300,9			308,3			277,6
d2	30950	268,2	d2	62800	278,5	d2	97900	289,4
		251,9			280,4			287,4
		262,7			288,3			296,1
MÉDIA		**277**	MÉDIA		**293**	MÉDIA		**288**
DESVIO PADRÃO		22	DESVIO PADRÃO		15	DESVIO PADRÃO		7

Continuação Tabela III.22

25%			50%			75%		
Ensaio	**M3-25**		**Ensaio**	**M3-50**		**Ensaio**	**M3-75**	
	12.969	**Dureza**		**25.938**	**Dureza**		**38.906**	**Dureza**
		360,2			351,8			359,9
		358,1			324,4			355,8
d1	13000	300,1	d1	25950	297,7	d1	39700	315,9
		313,7			334,8			329,7
		341,3			329,9			294,2
MÉDIA		**335**	MÉDIA		**328**	MÉDIA		**331**
DESVIO PADRÃO		27	DESVIO PADRÃO		20	DESVIO PADRÃO		28
		321,5			379,7			320,9
		311,1			313,3			314,2
d2	13200	328,2	d2	26200	287,7	d2	39400	344,5
		302,7			326,7			291,6
		319,8			288,7			359,6
MÉDIA		**317**	MÉDIA		**319**	MÉDIA		**326**
DESVIO PADRÃO		10	DESVIO PADRÃO		38	DESVIO PADRÃO		27
Ensaio	**M4-25**		**Ensaio**	**M4-50**		**Ensaio**	**M4-75**	
	4.995	**Dureza**		**9.989**	**Dureza**		**14.984**	**Dureza**
		327,2			295,5			321,0
		317,3			323,4			315,1
d1	5000	377,8	d1	10500	350,4	d1	15100	310,2
		298,9			323,3			299,0
		320,2			281,7			272,0
MÉDIA		**328**	MÉDIA		**315**	MÉDIA		**303**
DESVIO PADRÃO		30	DESVIO PADRÃO		27	DESVIO PADRÃO		19
		263,1			306,4			327,7
		318,5			309,6			276,1
d2	5000	294,6	d2	10500	296,2	d2	15100	307,2
		319,4			317,0			296,1
		270,7			289,6			267,9
MÉDIA		**293**	MÉDIA		**304**	MÉDIA		**295**
DESVIO PADRÃO		26	DESVIO PADRÃO		11	DESVIO PADRÃO		24

Tabela III.23 Médias das microdurezas medidas em corpos-de-prova com dano acumulado para o aço forjado

	380 MPa	475 Mpa	570 Mpa	665 Mpa
0	274,6	274,6	274,6	274,6
25%	287,5	285,2	269,9	260,6
50%	290,8	298,6	278,6	271,1
75%	294,5	302,8	287,2	316,7

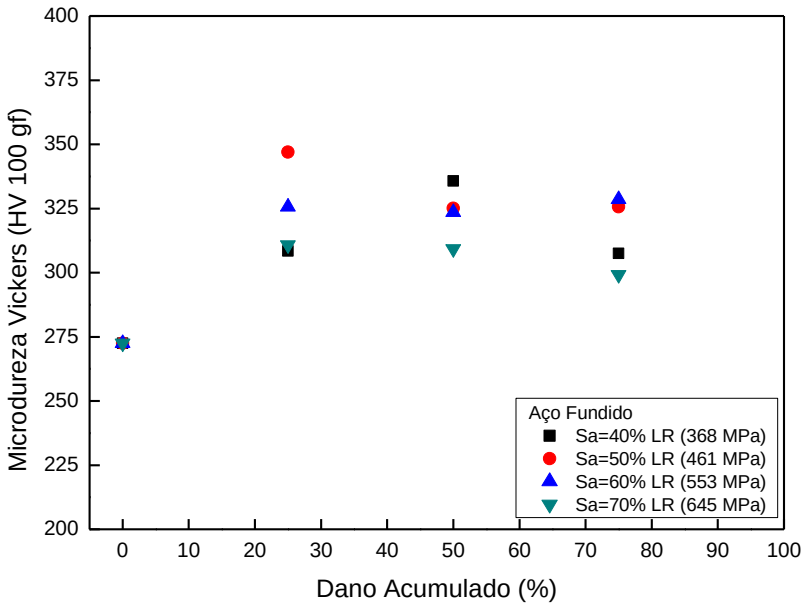


Figura III.9: Variação da Microdureza com o dano acumulado para corpos-de-prova de aço fundido

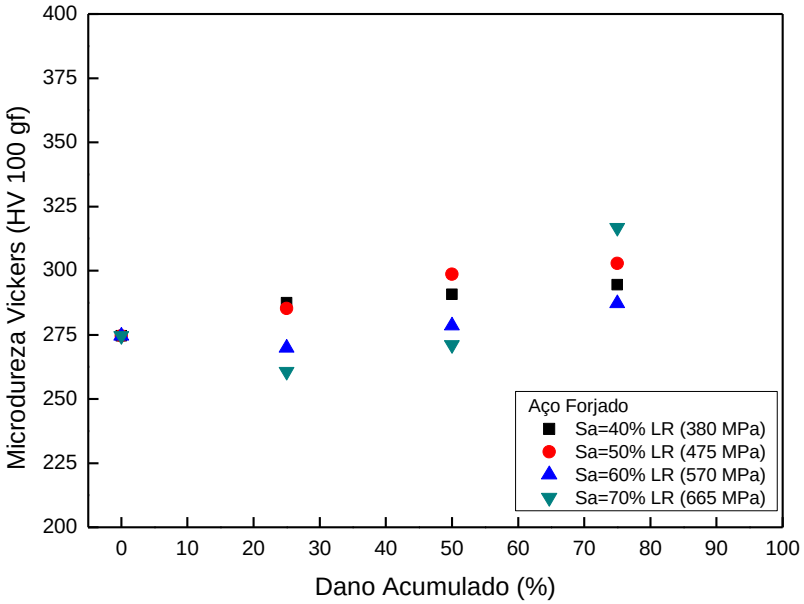
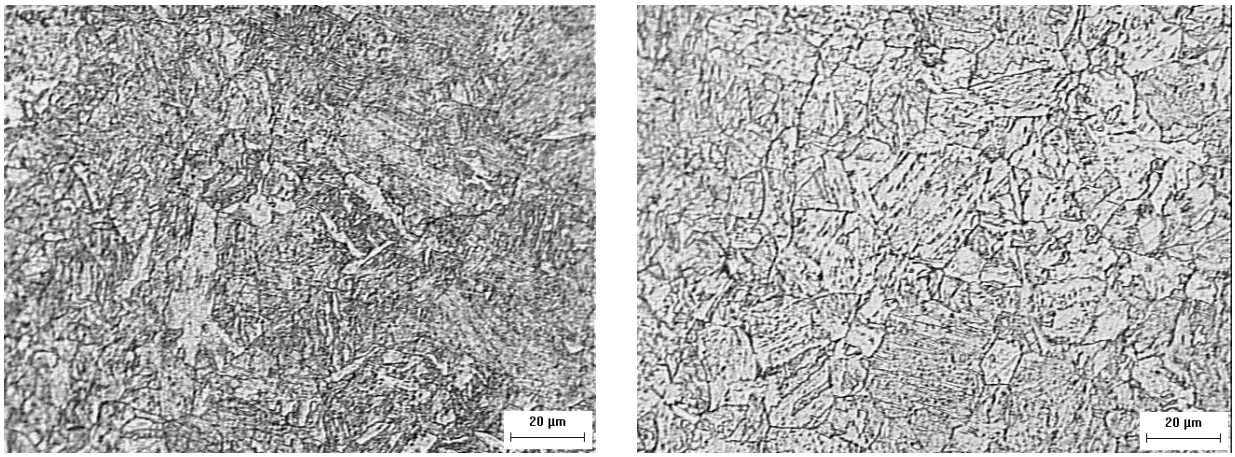


Figura III.10: Variação da Microdureza com o dano acumulado para corpos-de-prova de aço forjado

A observação dos resultados acima revelou os seguintes pontos de destaque:

a) Os resultados para os corpos-de-prova fundidos revelaram dispersão de resultados de microdureza em todos os níveis de acúmulo de dano a partir de 25%.
b) Os resultados de microdureza para os corpos de prova fundidos demonstraram regularidade de resultados dentro do intervalo de 100 unidades de dureza Vickers, exceto para o nível de tensão P4 (665 Mpa de amplitude de tensão) que dispersou no nível de acúmulo de dano de 75%.
c) Os resultados de microdureza, para ambas as rotas de fabricação, confirmaram tendência de aumento da dureza com o acúmulo de dano, indicando endurecimento cíclico para ambas as rotas de fabricação de aços para amarras e acessórios.
d) Para os corpos-de-prova forjados é marcante a tendência para o crescimento da microdureza com o acúmulo de dano.

III.3 Ensaios metalográficos



(a) Aço Forjado. Ataque: Nital 2%. (b) Aço Fundido. Ataque: Nital 2%.

Figura III.11: Aspecto microestrutural dos aços forjado e fundido observados por microscopia ótica.

As Figura III.11 (a) e (b) representam as microestruturas características dos aços das rotas de fabricação forjada e fundida, respectivamente.

Nota-se nestas figuras, que em ambos os casos a microestrutura é constituída de martensita revenida, sendo que a microestrutura da rota fundida é mais grosseira que a da fundida, como esperado.

Capítulo IV Discussão

IV.1 Ensaios de Fadiga

Com relação ao comportamento em fadiga dos aços fundidos e forjados IACS W22 (2009) Grau R4, os resultados do levantamento das curvas S-N evidenciaram que os forjados apresentam vantagens em relação ao limite de fadiga e à vida em fadiga. Experimentos relatados na literatura técnica (ASM, 2000), confirmam esta constatação para corpos de prova de aço isentos de entalhes. Contudo, estes mesmos experimentos indicam que os fundidos apresentam uma menor sensibilidade ao entalhe que os forjados, ou seja, os forjados apresentam sensibilidade ao entalhe de 1,5 a 2,3 vezes a sensibilidade ao entalhe apresentada pelos fundidos.

Conforme SHIGLEY (1972), o limite de vida em fadiga para os aços, situa-se na faixa de 40% e 60% do Limite de Resistência. Do ponto de vista estatístico, portanto, pode-se estimar que o limite de fadiga como o valor médio de 50% do citado Limite de Resistência. Para os aços IACS W22 Grau R4 usados nesta pesquisa, após aplicação desta regra, encontra-se para a rota fundida o limite de 461 Mpa, e para a rota forjada 475 Mpa. Aplicado o critério de início de vida infinita a partir do limite prático de um milhão de ciclos (SHIGLEY, 1972)(ASM HANDBOOK COMITEE – VOL. 19, 2000), os limites de vida em fadiga verificado para os corpos-de-prova forjados é de 359 Mpa, e, para os fundidos de 277 Mpa. Estes valores estão abaixo de 40% dos Limites de Resistência de ambas as rotas de fabricação, portanto, fora da região entre 40% e 60%, como mencionado acima.

Ademais, nos resultados dos ensaios a 40% do Limite de Resistência encontram-se corpos-de-prova rompidos e não rompidos, em ambas as rotas. Por este fato, pode-se entender que o limite de fadiga para as duas rotas encontra-se abaixo de 40%, contrariando, de certo modo, o preconizado em SHIGLEY (1972) quanto à região do espaço amostral onde é mais provável de ocorrer o Limite de Fadiga para os aços em geral, ou seja, de 40% a 60% do Limite de Resistência.

Analisando a composição química das duas rotas vemos que o percentual de Carbono, Cromo, Níquel, Alumínio e Manganês diferem apreciavelmente entre si. Entretanto, os aços para amarras segundo IACS W22 (2009) não têm requisitos de composição química, sendo obrigatório, tão somente, atender aos requisitos estabelecidos para as propriedades mecânicas. Assim, pela possível influência devida às diferenças entre os percentuais dos

elementos de liga, não foi possível antever indicações de eventuais relações que expliquem as diferentes respostas dos dois materiais com relação à vida em fadiga.

A Figura IV.1 ilustra as duas curvas S-N plotadas no mesmo gráfico, de modo a possibilitar a visualização das diferenças entre os dos dois materiais em termos de vida em fadiga e limite de vida infinita. A inclinação mais acentuada para a direita do aço fundido demonstra claramente que possui vida em fadiga maior que o aço forjado, para amplitudes de tensão acima do ponto de intercessão. Por outro lado, ao longo da curva S-N, a menor inclinação da reta de regressão do aço forjado demonstra que possui maior extensão de vida em fadiga, ao longo da curva como um todo.

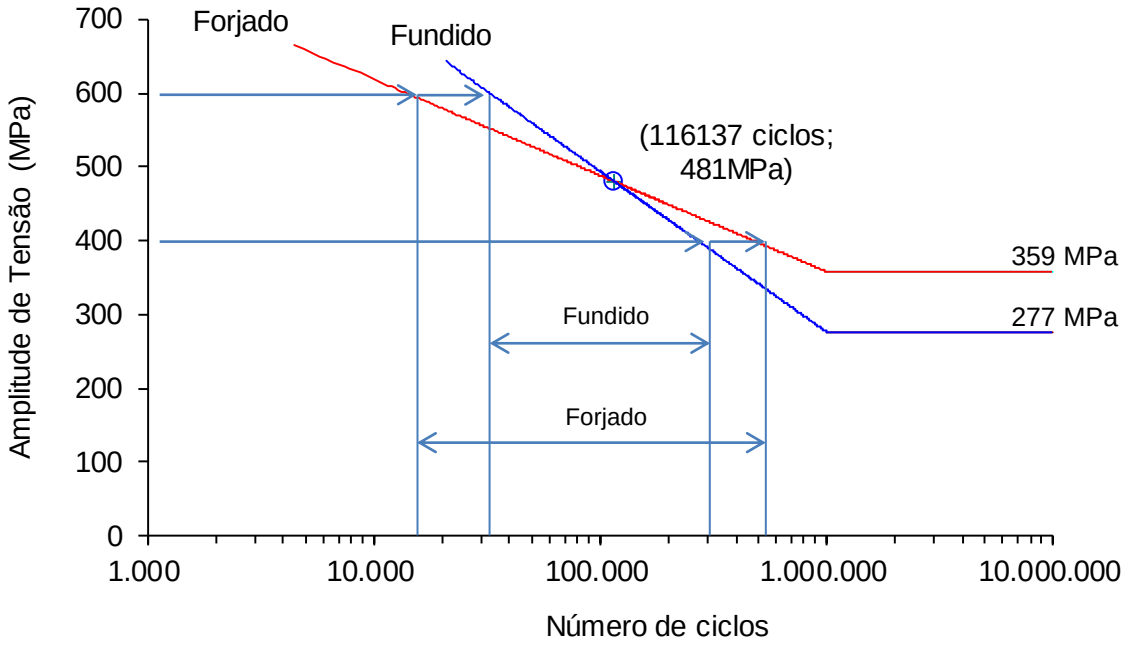


Figura IV.1: Comparação entre as curvas S-N levantadas para aços IACS W22 Grau R4 fundido e forjado

IV.1.1 Adequação da amostra conforme Manual ASTM STP 588 (1975)

a) Verificação da amostra

O Manual ASTM STP 588 (1975) apud ASTM E739-91 (2006), faz recomendação do quantitativo mínimo de corpos de prova para realização dos ensaios de levantamento de curvas S-N. Abaixo, estão tabulados os valores recomendados pelo Manual ASTM STP 588 (Tabela IV.1), e, os valores efetivamente ensaiados neste trabalho de pesquisa (Tabela IV.2).

Tabela IV.1: Quantitativo mínimo de corpos-de-prova para levantamento de curvas S-N segundo Manual ASTM STP 588

Tipo de Ensaio	Quantidade mínima de corpos-de-prova a ensaiar
Ensaios preliminares de sondagem	6 a 8
Pesquisa e Desenvolvimento	6 a 8
Levantamento de dados de Projeto	12 a 24
Levantamento de dados de Confiabilidade	12 a 24

Tabela IV.2: Quantidade de corpos-de-prova ensaiados para levantamento de curvas S-N neste trabalho de pesquisa

Aço Forjado	34
Aço Fundido	37

Vê-se, portanto, que os quantitativos de ensaios realizados para levantamento das respectivas curvas S-N, para as duas rotas de fabricação em análise, superam com folga os valores mínimos estabelecidos pelo Manual ASTM STP 588 (1975).

b) Replicação

O Manual ASTM STP 588 (1975) apud ASTM E739-91 (2006) introduz o percentual de replicação de forma a estabelecer um critério para determinar se o quantitativo de ensaios realizados relativamente ao número de níveis de amplitude de tensão selecionados está adequado. O percentual de replicação é calculado como informado abaixo:

$$\%\ REPLICAÇÂO = 100 \times \left[1 - \frac{N^{o}\ de\ níveis\ de\ amplitude\ de\ tensão}{N^{o}\ total\ de\ ensaios\ realizados} \right] \quad [23]$$

Os percentuais recomendados de replicação pelo Manual ASTM STP 588(1975) estão informados pela Tabela IV.3, abaixo.

Tabela IV.3: Percentuais recomendados pelo Manual ASTM STP 588 (1975)

Tipo de ensaio	Percentual de Replicação
Ensaios preliminares de sondagem	17 a 33 Mínimo
Pesquisa e Desenvolvimento	33 a 50 Mínimo
Levantamento de dados de Projeto	50 a 75 Mínimo
Levantamento de dados de Confiabilidade	75 a 88 Mínimo

Tabela IV.4: Percentuais de replicação atingidos neste trabalho de pesquisa

Aço Forjado	$100 \times \left[1 - \frac{4}{34}\right] = 88{,}2\%$
Aço Fundido	$100 \times \left[1 - \frac{4}{37}\right] = 89{,}2\%$

Confrontando os valores de referência acima com os valores atingidos pelo número de níveis de tensão e de ensaios realizados neste trabalho de pesquisa, vê-se que estes últimos estão superando com folga o mínimo exigido para todos os tipos de ensaios previstos pelo Manual ASTM STP 588.

IV.1.2 Análise estatística conforme ASTM E739-91

As condições seguintes devem estar satisfeitas para que Método seja aplicável:

a) A vida em fadiga seja um dado aleatório;
b) Inexistência de testes suspensos: nenhum corpo-de-prova com ensaio suspenso por vida infinita pode ser incluído;
c) Possibilidade de a curva ser descrita na forma: Y = A + BX, sendo que a variável independente X corresponde à amplitude de tensão e a variável dependente Y corresponde ao número de ciclos medido até a falha;
d) A vida em fadiga é variável aleatória descrita por uma distribuição log-Normal;
e) A variância da distribuição é constante.

Em face da condição b acima, os dados pertencentes às sequências de ensaios na amplitude de tensão de 40% do Limite de Resistência, para ambas as rotas de fabricação, não estão incluídas nesta análise.

As estimativas dos valores máximos dos coeficientes A e B podem ser determinadas por:

$$\hat{A} = \overline{Y} - \hat{B}\overline{X} \qquad [24]$$

$$\hat{B} = \frac{\sum_{i=1}^{k} (X_i - \overline{X})\left(Y_i - \overline{Y}\right)}{\sum_{i=1}^{k} \left(X_i - \overline{X}\right)^2} \qquad [25]$$

Onde:

(^) – Denota valor estimativo;

($^-$) – Denota valor médio;

$X_i = \log S_i$: i variando até k corpos de prova ensaiados (k=37 fundidos, k=34 forjados);

$Y_i = \log N_i$: i variando até l níveis de tensão (l=3 para ambas as rotas)

k – Número total de corpos-de-prova ensaiados em 50%, 60% e 70% do Limite de Resistência.

IV.1.3 Intervalos de confiança de $\hat{A}$ e $\hat{B}$:

$$\hat{A} \pm t_P \hat{\sigma} \left[\frac{1}{k} + \frac{\overline{X}^2}{\sum_{i=1}^{k} \left(X - \overline{X} \right)^2} \right]^{\frac{1}{2}} \quad [26]$$

$$\hat{B} \pm t_P \hat{\sigma} \left[\sum_{i=1}^{k} \left(X - \overline{X} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad [27]$$

Tabela IV.5: Coeficientes estimados $\hat{A}$ e $\hat{B}$

	$\hat{A}$	$\hat{B}$
Fundidos	19,0771266	-5,243004577
Forjados	30,39891966	-9,452863202

O parâmetro t_P é obtido de Tabela de distribuição de Student, entrando com os graus de liberdade e com a probabilidade relacionada com o nível de confiança, que no caso, é de 95%, conforme consta do padrão ASTM E739-91 (2004). Este nível de confiança corresponde à probabilidade 'P' de que o t_P lido da tabela esteja entre $-t_P$ e $+t_P$. Os dados de entrada para as rotas em análise estão listados na Tabela IV.6, abaixo.

Tabela IV.6: Valores de entrada na Tabela de Distribuição Student para obtenção do parâmetro t_P, conforme disponibilizado no site http://www.statsoft.com/textbook/distribution-tables/#f05

	Grau de Liberdade n	P (0,025)	t_P
Fundidos	n = 20 – 2 = 18	1 – 2 x 0,025	2,1009
Forjados	n = 26 – 2 = 24	1 – 2 x 0,025	2,0639

Para corpos-de-prova fundidos:

$$Y = 19{,}0771266 - 5{,}243004577.X \quad [28]$$

Para corpos-de-prova forjados:

$$Y = 30{,}39891966 - 9{,}452863202.X \quad [29]$$

Cálculo da Variância dos resultados para levantamento das curvas S-N (Tabela IV.7)

$$\hat{\sigma}^2 = \frac{\sum_{i=1}^{k}\left(Y_i - \hat{Y}_i\right)^2}{k-2} \qquad [30]$$

Onde:

$\hat{Y}_i = \hat{A} + \hat{B}X$

$(k-2)$ é usado em lugar de k (número de corpos-de-prova rompidos) para tornar $\hat{\sigma}^2$ uma estimativa confiável da Variância.

Tabela IV.7: Intervalos de Confiança para os coeficientes A e B e valores auxiliares para cálculo estatístico da Distribuição F para fundidos e forjados

	$\hat{\sigma}^2$	$\hat{\sigma}$	$k-2$	t_P	$t_P\hat{\sigma}$	Intervalos de Confiança 95% $\hat{A}$	$\hat{B}$
Fundidos	0,00761	0,08726	18	2,1009	0,18332	[17,252 , 20,902]	[-5,914 , -4,572]
Forjados	0,01056	0,10277	24	2,0639	0,21314	[28,088, 32,710]	[-10,302, -8,603]

O significado do intervalo de confiança associado com a equação 21 (referente a $\hat{B}$) depende do entendimento do fator t_P. Os valores de t_P incluídos na Tabela IV.7 foram extraídos de tabela correspondente do padrão ASTM E739-91 (2006), tendo como argumento de entrada o valor de $k-2$, e selecionado na série de probabilidades de ocorrência de t_P no intervalo [- t_P , + - t_P], sendo que o valor desta probabilidade é o próprio t_P. Deste modo, se os valores de t_P para 95% de confiança são usados para estimativa do fator $\hat{B}$, para conjuntos de resultados independentes, então se pode esperar que 95% dos intervalos estimados incluam $\hat{B}$. Assim, se em cada caso em 100 casos, o cálculo estimativo fosse feito considerando que $\hat{B}$ pertence a este intervalo de confiança, pode-se esperar estar certo em 95 vezes. Ou seja, a afirmação "$\hat{B}$ vai estar dentro do intervalo" tem 95% de chance de estar certa.

Para o caso do presente trabalho comparativo entre as rotas fundida e forjada, pode-se entender que se estes experimentos fossem executados para outros trabalhos de pesquisa, mantendo as mesmas especificações dos materiais para obtenção de corpos-de-prova e as mesmas condições de ensaios, o valor estimado de $\hat{B}$ no levantamento das curvas S-N, respectivamente para fundidos e forjados, estará dentro dos intervalos acima em 95 casos de 100.

IV.1.4 Bandas de Confiança da Curva S-N

Se as condições estabelecidas em IV.1.3 estão satisfeitas, pode ser computada uma banda que exprime o grau de significância da reta de regressão representativa da curva S-N como um todo, por meio da expressão abaixo:

$$\hat{A} + \hat{B}X \pm \sqrt{2F_P}\,\hat{\sigma}\left[\frac{1}{k} + \frac{\left(X - \overline{X}\right)^2}{\sum_{i=1}^{k}\left(X - \overline{X}\right)^2}\right]^{\frac{1}{2}} \qquad [31]$$

Tabela IV.8: Intervalos de Confiança para $\hat{A} + \hat{B}X$ e valores auxiliares para cálculo estatístico da Distribuição F para fundidos e forjados conforme ASTM E739-91

	$\hat{\sigma}$	n_1	n_2	F_P	Pontos			Banda de Confiança 95%
					S_i	$N_i^{(-)}$	$N_i^{(+)}$	
Fundidos	0,087260825	2	18	3,5546	600	27494	38308	± 0,072027452
					500	74386	95794	± 0,054924943
					400	209737	352657	± 0,11283832
Forjados	0,102774537	2	24	3,4028	600	12111	17239	± 0,076663542
					500	74145	96105	± 0,056329835
					400	204025	362530	± 0,124829974

As figuras IV.2 e IV.3 contêm as bandas de confiança de 95% pela aplicação da Equação 25. O significado das bandas de confiança da curva S-N é similar ao significado dos intervalos de confiança de A e B. As linhas que delimitam as bandas são representativas de funções hiperbólicas. Do ponto de vista estatístico, representam corretamente as bandas de confiança de 95%, embora retas paralelas à curva S-N sejam também usadas, conforme LITTLE (1975) apud ASTM E739-91 (2004). Deste modo, espera-se que as retas que representam as curvas S-N para o aço fundido e forjado, respectivamente, estejam dentro da banda de confiança de 95% conforme mostrado pelas figuras IV.2 e IV.3, em conjunto com a Tabela IV.8.

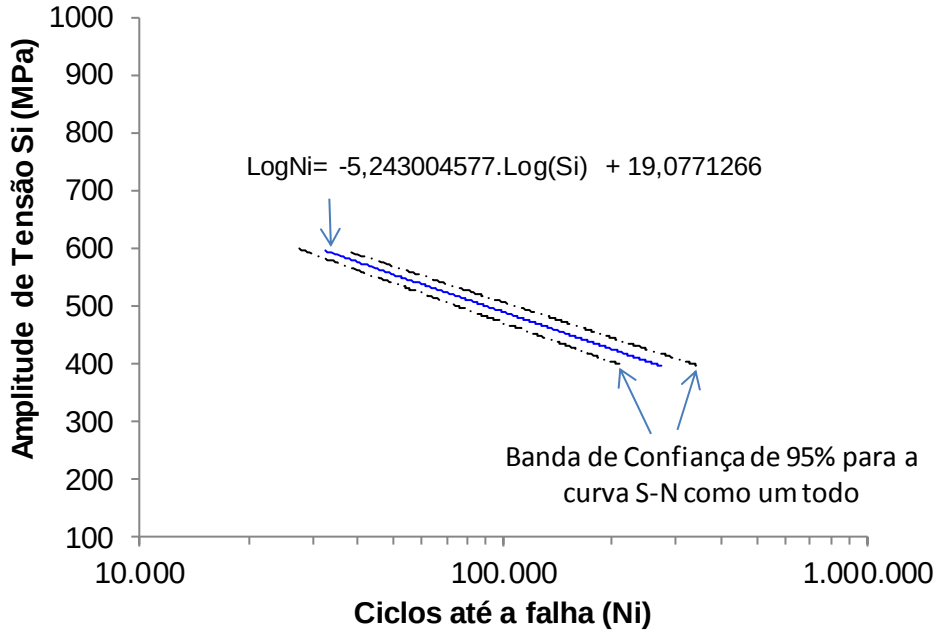


Figura IV.2: Banda de Confiança de 95% para a curva S-N levantada para corpos-de-prova de manilha (aço fundido).

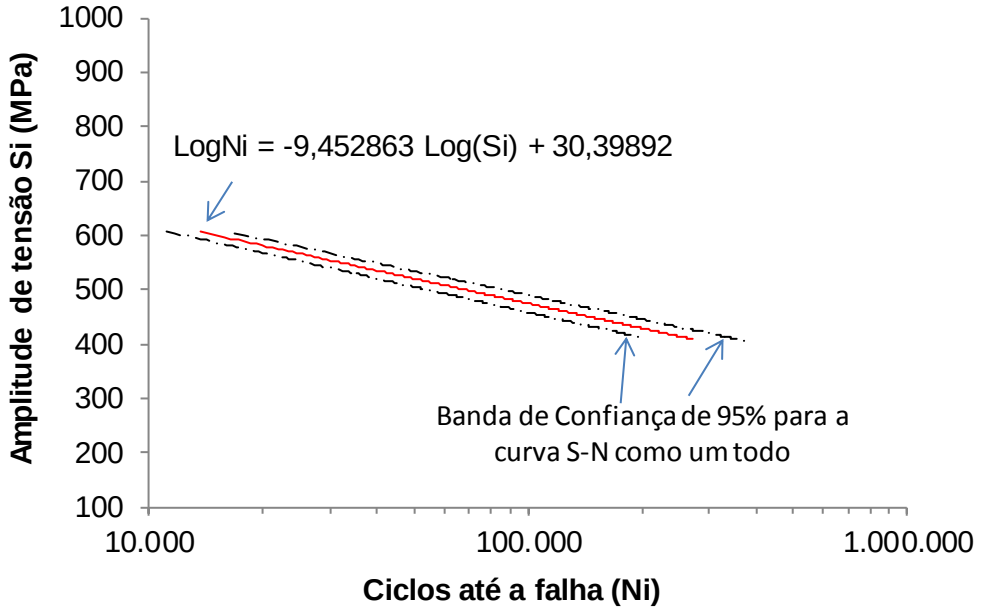


Figura IV.3: Banda de Confiança para a curva S-N levantada para corpos-de-prova de placa triangular (aço forjado).

IV.1.5 Teste de adequação ao modelo linear pela Distribuição F

Segundo a metodologia da Distribuição probabilística F, conforme apresentado no padrão ASTM E739-91 (2004), o modelo linear de representação da curva S-N deve ser rejeitado se:

$$\frac{\sum_{i=1}^{l} m_i \left(\hat{Y} - \bar{Y}_i\right) / (l-2)}{\sum_{i=1}^{l}\sum_{j=1}^{m_i} \left(Y_{ij} - Y_i\right) / (k-l)} > F_P \qquad [32]$$

l: Número de níveis de tensão para realização de ensaios de flexão rotativa

m: Número de ensaios repetidos em cada nível de tensão (Replicação)

$$n_1 = l - 2 \qquad [33]$$

$$n_2 = k - l \qquad [34]$$

$$k = \sum_{i=1}^{l} m_i \qquad [35]$$

F_P é obtido através de Tabela de Distribuição F, entrando-se com os graus de liberdade n_1 e n_2 de F, para o nível de significância desejado. Encontram-se valores de F_P tabelados nos níveis de significância de 10%, 5%, 2,5% e 1%.

O nível de significância é definido como a probabilidade de se rejeitar incorretamente a hipótese de linearidade quando na realidade houver uma relação linear entre a variável independente X (amplitude de tensão) e a variável dependente Y (número de ciclos até a falha). Para representação em gráfico, a variável dependente está plotada no eixo das abscissas, enquanto que a variável independente está plotada no eixo das ordenadas (Figura IV.2 e Figura IV.3).

O chamado Teste F compara a variabilidade do valor médio quadrático representado pela reta de regressão S-N (numerador da Equação 26), com a variabilidade dos valores dos ciclos até a falha relativa aos ensaios repetidos em cada nível de tensão (denominador da Equação 26), como medido pela média quadrática. Os valores do parâmetro F_B estão

tabelados, e, neste trabalho, foram consultados junto ao site Statsoft.com, disponível em: http://www.statsoft.com/textbook/distribution-tables/#f05.

As tabelas IV.11, IV.12, IV.13 e IV.14, a seguir, incluem cálculos auxiliares e intermediários para obtenção dos valores do numerador e do denominador para cálculo do parâmetro F, conforme equação 32, considerando os resultados dos experimentos para levantamento da curva S-N para o aço fundido (manilha), e, para o aço forjado (placa triangular). Conforme recomendado pelo padrão ASTM E739-91, os resultados referentes a ensaios suspensos por consideração de vida infinita não foram incluídos na análise.

A análise de adequação ao modelo linear foi realizada primeiramente para os três níveis de amplitude de tensão usados para levantamento da curva S-N, ou seja, 50%, 60% e 70% do Limite de Resistência. Posteriormente, a análise foi estendida para inclusão do grupo de resultados no nível de amplitude de tensão de 40%, tendo em vista simular se a exclusão deste nível de tensão afetaria a adequabilidade do modelo linear. No nível de tensão de 40%, para ambas as rotas de fabricação, ocorreram resultados de vida infinita, ou seja, na denominação do padrão ASTM E739-91 (2004), são testes suspensos, que não podem ser incluídos nos cálculos de adequação ao modelo linear, como premissa. Além disto, neste nível de tensão ocorreu grande dispersão de resultados (vide figuras IV.4 e IV.5, principalmente para o aço fundido. De fato, ocorrência de resultados com falhas e sem falhas, ou testes suspensos (run out), denota proximidade do Limite de Fadiga, o que torna o nível de amplitude de tensões de 40% do Limite de Resistência impróprio para inclusão na análise de regressão. Resta a dúvida, entretanto, se a inclusão dos resultados a 40% do Limite de Resistência em que ocorreram falhas, em conjunto com os resultados dos demais níveis de amplitude de tensão, se adequaria ao modelo linear. A análise estatística conforme ASTM E739-91 (2004) para verificação da adequação do modelo linear foi aplicada para este caso e resultou que o modelo linear é aplicável, pois a fração do teste F mostrou quociente menor que o parâmetro F_B. Para os corpos-de-prova forjados, entretanto, a fração do teste F revelou quociente maior que F_B, demonstrando que o modelo linear não é adequado ao aço forjado, quando os resultados de 40% L.R. são incluídos na análise. De fato, analisando os pontos dos gráficos de dispersão (Figura IV.4 e Figura IV.5), pode-se observar o afastamento dos resultados de 40% L.R. para os corpos-de-prova de aço forjado em relação à visível tendência de linearidade para os níveis acima de 40% L.R. Neste aspecto, comente-se, por fim, que a proximidade do limite de fadiga, para ambas as rotas, trouxe incerteza sobre linearidade da relação nesta região, impossibilitando a determinação do ponto de inflexão, impondo, assim a utilização do limite prático de 10^6 ciclos para início de vida infinita. Em razão disto, e, da premissa estabelecida no padrão ASTM E739-91 de não incluir testes suspensos (run out) em levantamento de curva S-N, os ensaios a 40% L.R. não foram computados na regressão linear.

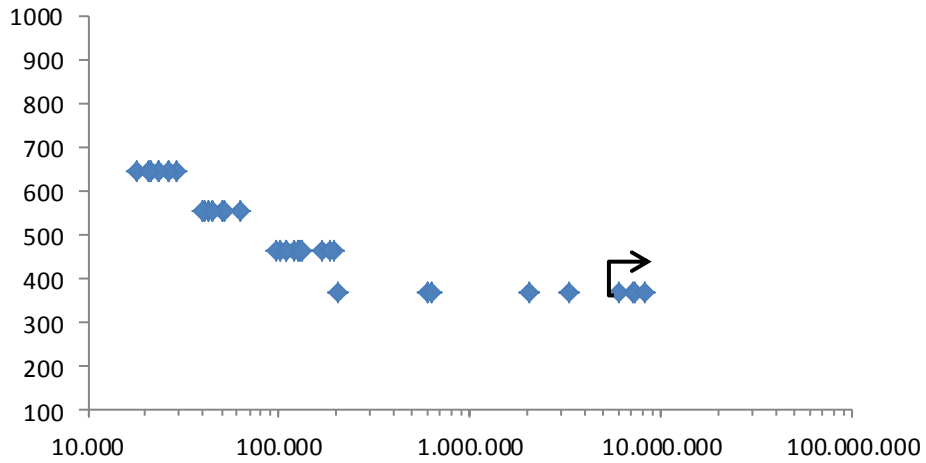


Figura IV.4: Gráfico de dispersão dos resultados para o aço fundido.

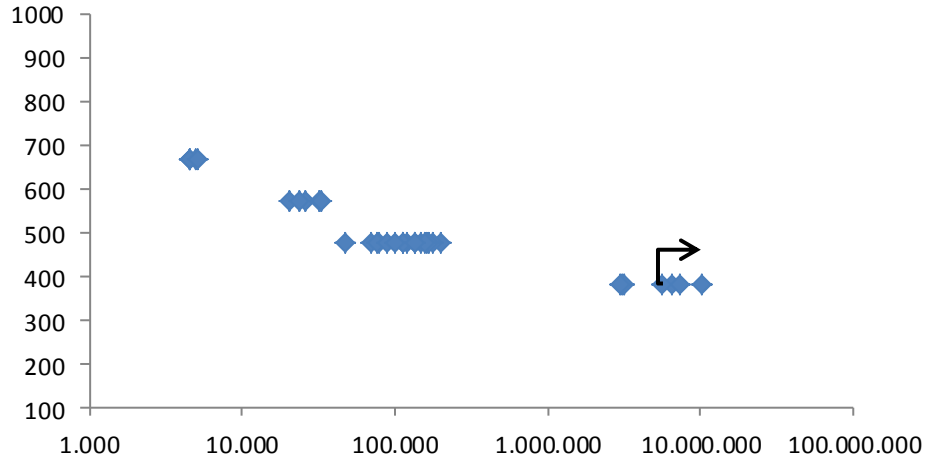


Figura IV.5: Gráfico de dispersão dos resultados para o aço forjado.

Tabela IV.9: Média e desvio padrão dos resultados para levantamento da curva S-N para o aço fundido

AMPLITUDE DE TENSÃO	MÉDIA	DESVIO PADRÃO
40% L.R.	3.916.850	3.217.036
50% L.R.	133.955	33.792
60% L.R.	47.529	8.124
70% L.R.	23.060	3.358

Tabela IV.10: Média e desvio padrão dos resultados para levantamento da curva S-N para o aço forjado

AMPLITUDE DE TENSÃO	MÉDIA	DESVIO PADRÃO
40% L.R.	5.516.114	2.669.644
50% L.R.	122.768	42.364
60% L.R.	27.040	5.318
70% L.R.	4.720	268

Tabela IV.11: Tabela auxiliar para cálculo dos intervalos de confiança dos coeficientes A e B e da banda de confiança da curva S-N para corpos-de-prova de aço fundido conforme padrão ASTM E739-91 (2004).

Nível de Tensão	Corpos-de-prova de aço fundido (manilha)									
	N_i	$Log\ N_i$	Y_i-Y	S_i	$Log\ S_i$	X_i-$X_{médio}$	$(Yi-Y_m)(Xi-X_m)$	$(X_i-X_m)^2$	$(Yi-A-BX)^2$	$A+BX$
50%	195900	5,292034	0,474052	460,6	2,663324	-0,05633	-0,026702068	0,003173	0,0319435	5,113307
	119400	5,077004	0,259022	460,6	2,663324	-0,05633	-0,014589998	0,003173	0,0013179	
	102100	5,009026	0,191043	460,6	2,663324	-0,05633	-0,010760947	0,003173	0,0108746	
	109400	5,039017	0,221035	460,6	2,663324	-0,05633	-0,012450292	0,003173	0,005519	
	125950	5,100198	0,282216	460,6	2,663324	-0,05633	-0,015896445	0,003173	0,0001718	
	125950	5,100198	0,282216	460,6	2,663324	-0,05633	-0,015896445	0,003173	0,0001718	
	169000	5,227887	0,409904	460,6	2,663324	-0,05633	-0,023088798	0,003173	0,0131285	
	183200	5,262925	0,444943	460,6	2,663324	-0,05633	-0,025062438	0,003173	0,0223857	
	109200	5,038223	0,22024	460,6	2,663324	-0,05633	-0,01240553	0,003173	0,0056377	
	133200	5,124504	0,306522	460,6	2,663324	-0,05633	-0,01726554	0,003173	0,0001254	
60%	42400	4,627366	-0,19062	552,72	2,742505	0,022854	-0,004356342	0,000522	0,0050117	4,698159
	41100	4,613842	-0,20414	552,72	2,742505	0,022854	-0,004665419	0,000522	0,0071095	
	50400	4,702431	-0,11555	552,72	2,742505	0,022854	-0,002640819	0,000522	1,824E-05	
	39600	4,597695	-0,22029	552,72	2,742505	0,022854	-0,005034433	0,000522	0,0100931	
	44500	4,64836	-0,16962	552,72	2,742505	0,022854	-0,003876543	0,000522	0,00248	
70%	29200	4,465383	-0,3526	644,84	2,809452	0,089801	-0,031663712	0,008064	0,0139773	4,347157
	21100	4,324282	-0,4937	644,84	2,809452	0,089801	-0,044334629	0,008064	0,0005232	4,347157
	26200	4,418301	-0,39968	644,84	2,809452	0,089801	-0,03589167	0,008064	0,0050615	4,347157
	23600	4,372912	-0,44507	644,84	2,809452	0,089801	-0,03996766	0,008064	0,0006633	4,347157
	20800	4,318063	-0,49992	644,84	2,809452	0,089801	-0,04489311	0,008064	0,0008464	4,347157
	$Y_{médio}$ =	4,817983	$X_{médio}$ =	2,719651	$\sum \rightarrow$	0,391442838	0,07466	0,1370601		

Tabela IV.12: Tabela auxiliar para análise estatística de adequação ao modelo linear da relação ‘Amplitude de tensão x Número de ciclos até a falha’ para corpos-de-prova de aço fundido conforme padrão ASTM E739-91 (2004)

Níveis de tensão (flexão)	Ciclos (N_i)	Níveis 50%, 60% e 70%		Resultados incluindo falhas a 40% de L.R. (2)	
		Parcelas Numerador	Parcelas Denominador	Parcelas Numerador	Parcelas Denominador
40% de L.R.	6.002.500*				
	7.119.800*				
	7.223.300*				
	595.000			0,032423239	0,00135
	205.000				0,01897
	2.058.100				0,00654
	627.400				0,00101
	3.288.250				0,01570
50% de L.R.	195.900	0,001902936	0,00160	0,032406076	0,00130
	119.400		0,00015		0,00012
	102.100		0,00082		0,00066
	109.400		0,00046		0,00037
	125.950		0,00004		0,00003
	125.950		0,00004		0,00003
	169.000		0,00060		0,00048
	183.200		0,00109		0,00088
	109.200		0,00046		0,00038
	133.200		0,00000		0,00000
60% de L.R.	42.400	0,018132669	0,00001	0,009604399	0,00001
	41.100		0,00003		0,00003
	50.400		0,00024		0,00020
	39.600		0,00010		0,00008
	44.500		0,00001		0,00001
70% de L.R.	29.200	0,005324015	0,00043	0,029763083	0,00035
	21.100		0,00018		0,00015
	26.200		0,00009		0,00007
	23.600		0,00000		0,00000
	20.800		0,00022		0,00018
Adequação ao modelo linear	∑→	0,02535962 3,859548612**	0,006570618 F_B = 4,4513	0,104196797 2,1318582***	0,04888 F_B = 3.4668

* Testes suspensos (run out).

** Resultado positivo de adequabilidade ($F<F_B$) ao modelo linear se considerados apenas os resultados de 50%, 60%, 70% L.R., para corpos-de-prova de aço fundido.

*** Resultado positivo de adequabilidade ($F<F_B$) ao modelo linear quando todos os níveis são computados na regressão linear, para corpos-de-prova de aço fundido.

Tabela IV.13: Tabela auxiliar para cálculo dos intervalos de confiança dos coeficientes A e B e da banda de confiança da curva S-N para corpos-de-prova de aço forjado conforme padrão ASTM E739-91 (2004).

Nível de Tensão	Corpos-de-prova forjados (placa triangular)									
	N_i	$Log\ N_i$	Y_i-Y	S_i	$Log\ S_i$	X_i-$X_{médio}$	$(Yi-Y_m)(Xi-X_m)$	$(X_i-X_m)^2$	$(Yi-A-BX)^2$	$A+BX$
50%	161.900	5,209247	0,522326	475	2,6766936	-0,0433287	-0,0226317	0,0018774	0,0127116	5,09650114
	198.700	5,298198	0,611277	475	2,6766936	-0,0433287	-0,0264858	0,0018774	0,0406816	
	135.000	5,130334	0,443413	475	2,6766936	-0,0433287	-0,0192125	0,0018774	0,0011446	
	177.700	5,249687	0,562767	475	2,6766936	-0,0433287	-0,0243840	0,0018774	0,0234660	
	165.300	5,218273	0,531352	475	2,6766936	-0,0433287	-0,0230228	0,0018774	0,0148284	
	147.200	5,167908	0,480987	475	2,6766936	-0,0433287	-0,0208405	0,0018774	0,0050989	
	121.100	5,083144	0,396223	475	2,6766936	-0,0433287	-0,0171678	0,0018774	0,0001784	
	79.200	4,898725	0,211804	475	2,6766936	-0,0433287	-0,0091772	0,0018774	0,0391153	
	70.700	4,849419	0,162499	475	2,6766936	-0,0433287	-0,0070409	0,0018774	0,0610494	
	113.700	5,05576	0,36884	475	2,6766936	-0,0433287	-0,0159813	0,0018774	0,0016598	
	75.700	4,879096	0,192175	475	2,6766936	-0,0433287	-0,0083267	0,0018774	0,0472650	
	111.300	5,046495	0,359574	475	2,6766936	-0,0433287	-0,0155799	0,0018774	0,0025006	
	89.000	4,94939	0,262469	475	2,6766936	-0,0433287	-0,0113725	0,0018774	0,0216417	
	100.500	5,002166	0,315245	475	2,6766936	-0,0433287	-0,0136592	0,0018774	0,0088991	
	158.200	5,199206	0,512286	475	2,6766936	-0,0433287	-0,0221967	0,0018774	0,0105484	
	135.000	5,130334	0,443413	475	2,6766936	-0,0433287	-0,0192125	0,0018774	0,0011446	
60%	26.300	4,419956	-0,266965	570	2,7558749	0,0358525	-0,0095714	0,0012854	0,0051760	4,34801165
	20.500	4,311754	-0,375167	570	2,7558749	0,0358525	-0,0134507	0,0012854	0,0013146	
	31.900	4,503791	-0,18313	570	2,7558749	0,0358525	-0,0065657	0,0012854	0,0242671	
	32.900	4,517196	-0,169725	570	2,7558749	0,0358525	-0,0060851	0,0012854	0,0286233	
	23.600	4,372912	-0,314009	570	2,7558749	0,0358525	-0,0112580	0,0012854	0,0006200	
70%	4.500	3,653213	-1,033708	665	2,8228216	0,1027993	-0,1062645	0,0105677	0,0038391	3,71517280
	4.900	3,690196	-0,996725	665	2,8228216	0,1027993	-0,1024626	0,0105677	0,0006238	
	4.600	3,662758	-1,024163	665	2,8228216	0,1027993	-0,1052833	0,0105677	0,0027473	
	4.500	3,653213	-1,033708	665	2,8228216	0,1027993	-0,1062645	0,0105677	0,0038391	
	5.100	3,70757	-0,979351	665	2,8228216	0,1027993	-0,1006766	0,0105677	0,0000578	
	$Y_{médio}$ =	4,686921		$X_{médio}$ =	2,7200223		-0,8441744	0,0893036	0,3630417	

Tabela IV.14: Tabela auxiliar para análise estatística de adequação ao modelo linear da relação 'Amplitude de tensão x Número de ciclos até a falha' para corpos-de-prova de aço forjado conforme padrão ASTM E739-91 (2004)

Níveis de Tensão (flexão)	*Ciclos (N_i)*	Níveis 50%, 60% e 70%		Resultados com falhas a 40%	
		Parcelas Numerador	*Parcelas Denominador*	*Parcelas Numerador*	*Parcelas Denominador*
40%	10.067.200*				
	6.412.700*				
	7.329.100*				
	1.989.400			0,069946419	0,00043
	3.112.200				0,00024
	5.592.000				0,00393
	3.116.300				0,00024
	2.363.500				0,00005
	2.983.300				0,00014
	973.400				0,00613
50%	161.900	0,00195000	0,00066621	0,00052052	0,00052837
	198.700		0,00196769		0,00156058
	135.000		0,00008754		0,00006943
	177.700		0,00117262		0,00093001
	165.300		0,00076691		0,00060824
	147.200		0,00029554		0,00023439
	121.100		0,00000023		0,00000019
	79.200		0,00151611		0,00120243
	70.700		0,00242243		0,00192124
	113.700		0,00003835		0,00003042
	75.700		0,00185160		0,00146851
	111.300		0,00006602		0,00005236
	89.000		0,00080502		0,00063846
	100.500		0,00030166		0,00023925
	158.200		0,00056252		0,00044614
	135.000		0,00008754		0,00006943
60%	**26.300**	**0,02972975**	**0,00000116**	**0,03629961**	**0,00000092**
	20.500		0,00055879		0,00044318
	31.900		0,00026908		0,00021341
	32.900		0,00036859		0,00029233
	23.600		0,00011852		0,00009399
70%	4.500	0,00872909	0,00001770	0,15478684	0,00001404
	4.900		0,00001228		0,00000974
	4.600		0,00000491		0,00000390
	4.500		0,00001770		0,00001404
	5.100		0,00005080		0,00004029
Adequação ao modelo linear	∑→	0,04040884	0,01394182	0,19160698	0,01105731
		2,89838994**	F_B = 3,4434	17,32853939***	F_B = 3,3277

*Testes suspensos (run out)

** Resultado positivo de adequabilidade ($F<F_B$) ao modelo linear se considerados apenas os resultados de 50%, 60%, 70% L.R., para corpos-de-prova de aço forjado.

***Resultado negativo de adequabilidade ao modelo linear ($F>F_B$) quando são incluídos os resultados dos ensaios no nível de tensão de 40% L.R., e, todos os níveis são computados na regressão linear. Nesta situação, portanto, a curva S-N para o aço fundido não se adequa ao modelo linear na região próxima a 40% L.R., para corpos-de-prova de aço forjado.

IV.2 Ensaios mecânicos após ensaios de fadiga

De conformidade com o escalonamento mostrado na Figura II.3 os ensaios de dano acumulado em fadiga foram realizados para a condição zero (nenhuma flexão rotativa), e, para 25%, 50% e 75%, correspondendo a cada um dos níveis de tensão utilizados para obtenção da curva S-N (40%, 50%, 60% e 70%), tendo como objetivo a pesquisa de um algoritmo que permita, de forma direta, a estimativa de vida remanescente de componentes estruturais de amarras e acessórios. Pelos resultados apresentados acima, não foram percebidos indícios, nem tampouco se pôde concluir que de fato há uma possibilidade de se encontrar indícios da relação desejada. No entanto, estudos publicados (ASM, 2000) demonstraram haver proporcionalidade entre resistência à fadiga e resistência à tração e dureza, embora, isto não seja verdade para materiais com alta resistência, onde a tenacidade e o tamanho crítico da trinca podem preponderar sobre a capacidade máxima de resistir à carga.

Da análise individual dos gráficos representativos do Limite de Escoamento e do Limite de Resistência não é possível identificar tendência ou relação entre estas propriedades e o dano acumulado em fadiga. Da mesma forma, examinando os gráficos, de modo a compor uma comparação entre fundidos e forjados, ainda não é possível distinguir uma tendência ou relação com o acúmulo de dano, que os distinga entre si em termos de caracterização de materiais. Entretanto, com relação à propriedade Redução de Área os ensaios revelaram particularidade dos fundidos para acúmulo de dano de 50% e 75%. Ocorreu que alguns resultados de redução de área ficaram apreciavelmente abaixo de 50%. Dada a magnitude deste percentual, e, análise da macrografia após ensaio de tração, ficou evidente a evolução de trinca que absorveu grande parte da área de resistência (Figura IV.6). Segue, portanto, que trinca evoluiu a partir da superfície do corpo de prova. O aço forjado demonstrou convergência de resultados, para os ensaios realizados, mantidas as condições de amplitude de tensão e nível de acúmulo de dano, entretanto, no Limite de Resistência alguns resultados não superaram o Limite estabelecido pela IACS W22/2009. O aço fundido demonstrou dispersão de resultados para a maioria dos ensaios, principalmente em relação à propriedade Redução de Área. Neste requisito, a convergência do aço forjado está contrastada pela dispersão do aço fundido, não permitindo, para este, qualquer conclusão no que diz respeito à relação com acúmulo de dano.

A dispersão observada no aço forjado, ainda que menor que no aço fundido, pode ser explicada pela anisotropia provocada pelo processo de forjamento, principalmente quando este não é gerado de forma tri axial. No que diz respeito à dispersão dos resultados observada nos aços fundidos, destaque para a redução de área, sendo esta a propriedade onde se verificou

variação significativa nos valores aferidos, notadamente para valores elevados de percentual de vida consumida. Acredita-se que estes resultados sejam consequência de trincas pré-existentes nos corpos-de-prova, previamente aos ensaios mecânicos, o que, pode ter propiciado uma série de frentes de propagação de trinca, tal como mostrado na superfície de fratura do corpo-de-prova de tração (Figura IV.6). Deste modo, existem indicações de grande dispersão nos resultados dos aços fundidos, mas mesmo assim não ficou evidenciada uma tendência de resultados dos ensaios mecânicos.



Figura IV.6: Corpo-de-prova de manilha (fundido) após ensaio de tração com dano acumulado em fadiga de 75%

Adicionalmente, nos corpos-de-prova com dano acumulado, foram realizadas medições de microdureza com o intuito de colher dados para subsidiar análise comparativa, e, assim possibilitar a pesquisa de modelos, ou indícios, que pudessem correlacionar esta propriedade com o dano acumulado em fadiga. Estes ensaios foram realizados em corpos-de-prova sem sofrerem ciclos de flexão rotativa, ou carga zero, e, com dano acumulado após ciclagem em quatro níveis de tensão, e em 3 graus de acúmulo de dano.

Dado o fenômeno conhecido do endurecimento e do amolecimento cíclicos (FORREST, 1962) bem como da possível invariabilidade da tensão durante os ciclos de flexão rotativa, as medições de microdureza dotou esta pesquisa de registros que possibilitaram uma análise dos dados obtidos com relação a estes fenômenos. Pela observação da linha de tendência linear mostrada nos gráficos da Figura III.9 e da Figura III.10, para a condição de carga de 50% do

Limite de Resistência, é possível comprovar o fenômeno de endurecimento cíclico, ou seja, é nítida a tendência de crescimento da microdureza com o acúmulo de dano. Entretanto, não é possível associar esta tendência com outro indicativo relacionado, por exemplo, com o Limite de Escoamento ou o Limite de Resistência.

De acordo com os resultados, pode-se observar que o aço forjado apresenta vantagem em relação ao aço fundido para o limite de fadiga conforme apresentado na Figura IV.1. A abordagem objetivando uma relação entre os valores das propriedades mecânicas e o dano acumulado tem como obstáculo a dispersão nos resultados dos ensaios mecânicos de tração, em particular para os valores de redução de área do aço fundido. Esta dispersão pode ser atribuída ao fato de que, ao se estabelecer um número de ciclos correspondente a um percentual de dano acumulado, podem-se produzir corpos-de-prova contendo diferentes quantidades de defeitos, somando-se a isto diferenças de sensibilidade em relação às imperfeições dos materiais. Por exemplo, no caso de ensaios de fadiga realizados em corpos-de-prova com e sem entalhe (ASM, 2000) onde o aço forjado apresenta uma sensibilidade ao entalhe de 1,5 a 2,3 vezes maior do que o aço fundido. Esta sensibilidade depende da microestrutura e do fato de que o aço fundido tende a ser isotrópico enquanto que o aço forjado tende a ser anisotrópico particularmente quando o forjamento não é tri axial. Pode-se observar ainda que, para a condição de amplitude de tensão mais elevada existe maior tendência para deformação plástica do que para as amplitudes menores. Isto leva a uma heterogeneidade na distribuição de deformação na seção transversal do corpo-de-prova uma vez que as deformações são maiores na superfície que no interior do corpo-de-prova, o que pode contribuir para uma maior dispersão nos resultados de tração. Por este fato, a microdureza seria mais eficiente nesta avaliação.

Verifica-se, portanto, que no caso da microdureza, existe uma tendência para o endurecimento bem visível para o aço forjado (Figura III.10), sendo inconclusivo para o aço fundido. Embora relevantes, acredita-se que estes resultados sejam consequência de defeitos pré-existentes nos corpos-de-prova, previamente aos ensaios mecânicos, o que, pode ter propiciado uma série de frentes de propagação de trinca, tal como mostrado na superfície de fratura do corpo-de-prova de tração (Figura IV.6).

IV.3 Ensaios metalográficos

Em face do comportamento apresentado pelo aço fundido em relação à propagação de trincas superficiais, distorcendo o resultado para a propriedade Redução de Área, foi realizado um ensaio de acúmulo de dano a 75%, com amplitude de tensão de 70% do Limite de Resistência, para um corpo de prova de manilha.

O resultado está ilustrado pela micrografia apresentada na Figura IV.7 onde se nota perfeitamente a trinca iniciada. Como discutido anteriormente, acredita-se que estas trincas resultaram de defeitos pré-existentes nos corpos-de-prova, previamente aos ensaios de fadiga e de tração, o que, pode ter propiciado uma série de frentes de propagação.

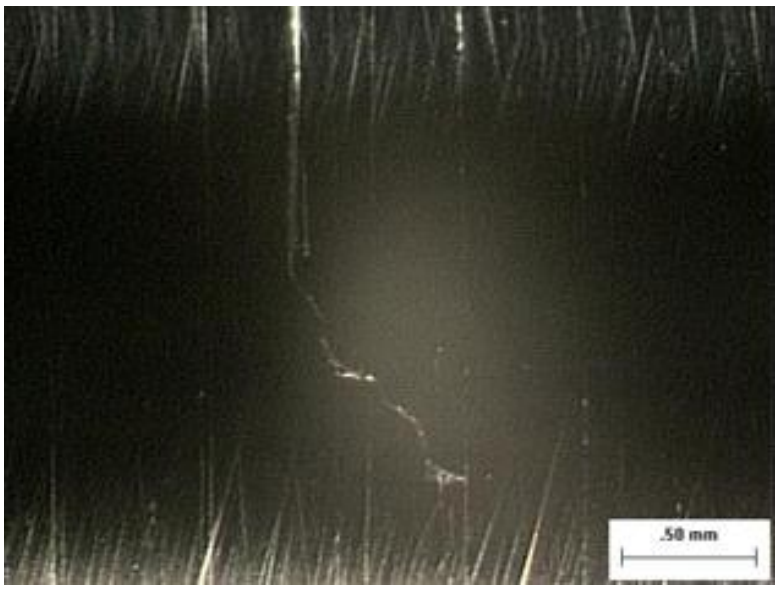


Figura IV.7: Trinca na superfície de um corpo-de-prova de aço fundido com dano de 75% observado em lupa estereoscópica.

Conclusões e Sugestões

Depreende-se dos resultados e da análise comparativa objeto da discussão acima, que os corpos-de-prova fundidos e forjados oriundos do aço do tipo IACS W22 (2009) Grau R4 apresentaram diferenças apreciáveis com relação ao limite de fadiga e à vida em fadiga. Os forjados demonstraram possuir maior limite de fadiga (S_e). Em contrapartida, os fundidos demonstraram possuir maior vida em fadiga para trabalho em determinado nível de tensão acima de 481 MPa (intercessão das duas curvas S-N).

De modo geral, não foram encontradas evidências de que exista relação entre degradação de propriedades mecânicas e dano acumulado em fadiga, além do que já é de conhecimento geral, como endurecimento e amolecimento cíclico após dano acumulado em fadiga. Neste quesito, sugere-se realização de pesquisa por meio de novos ensaios de dureza com carga menor, na faixa de 10 gf, tendo em vista melhor evidenciar o fenômeno, que, neste trabalho revelou-se claramente apenas para os forjados. Entretanto, não há fundamentação experimental para afirmar que pelos resultados apresentados neste trabalho estaria provado que definitivamente não exista relação entre as propriedades analisadas e fadiga. Novas linhas de pesquisa deverão ser planejadas com este intuito, ou mesmo, o de provar, por consequência, a impossibilidade de se encontrar esta relação.

Uma constatação importante extraída deste trabalho se faz com relação à dúvida remanescente da influência dos elementos de liga no desempenho em fadiga das rotas fundida e forjada. Neste aspecto, sugere-se uma nova investigação com o mesmo objetivo deste trabalho, em que os corpos-de-prova fundidos e forjados contenham composições químicas análogas, cobrindo os requisitos mínimos de propriedades mecânicas, como requerido pelas sociedades classificadoras (IACS W22/2009, 2009). Deste modo, no que se refere à comparação das duas rotas, e, conforme evidenciado pelos resultados deste trabalho, este melhor desempenho dos forjados poderia ser confirmado.

Dentro destas novas linhas de pesquisa, e ainda dentro desta classe de materiais para linhas de ancoragem, sugere-se investigar possíveis relações entre degradação de propriedades mecânicas e dano acumulado em fadiga por meio da Metodologia ε-N, bem como indagar por uma nova análise comparativa confirmação do melhor desempenho em fadiga da rota de fabricação por forjamento. Assim, após realização dos ciclos estipulados para consumo de vida em fadiga, pode-se fazer uso do ensaio de ultrassom, por exemplo, tendo em vista quantificar a evolução do dano, para cada rota de fabricação.

Referências Bibliográficas

ABNT. NBR 13715-3, Associação Brasileira de Normas Técnicas, *"Estruturas Oceânicas – Amarras – Parte 3: Manilha"*, versão corrigida 04/09/2009, Rio de Janeiro, RJ, www.abnt.org.br.

ABNT. NBR 13715-4, Associação Brasileira de Normas Técnicas, *"Estruturas Oceânicas – Amarras – Parte 4: Placa Triangular"*, versão corrigida 04/09/2009, Rio de Janeiro, RJ, www.abnt.org.br.

ABS. AMERICAN BUREAU OF SHIPPING, "*Guide for the Certification of Offshore Mooring Chain"*, December 2009, Houston, TX, USA.

API. API RP 2SK, American Petroleum Institute, *"Design and Analysis of Station keeping Systems for Floating Structures"*, API Recommended Practice 2SK, 3rd Edition, 2005, Addendum May 2008.

ASM. ASM HANDBOOK COMITEE, "Metals Handbook", *"Fatigue and Fracture"*, Volume 19, published in 2000.

ASM. ASM HANDBOOK COMITEE, "Metals Handbook", *"Mechanical Testing and Evaluation"*, Volume 8, published in 2000.

ASM. ASM HANDBOOK COMITEE, "Metals Handbook", *"Properties and Selection: Irons, Steels, and High Performance Alloys"*, Volume 1, published in 2000.

ASTM. ASTM E 466-07, *"Standard Practice for Conducting Force Controlled Constant Amplitude Axial Fatigue Tests of Metallic Materials"*, November 2007.

ASTM. ASTM E 468-90, *"Standard Practice for Presentation of Constant amplitude Fatigue Test Results for Metallic Materials"*, Reapproved 2004.

ASTM. ASTM E 739-91, *"Standard Practice for Statistical analysis of Linear or Linearized Stress-Life (S-N) and Strain-Life (ε-N) Fatigue Data"*, Reapproved 2004, Changed in May 2006.

ASTM. SPECIAL TECHNICAL PRACTICE STP 566; "*ASTM Handbook of Fatigue Testing"*, 1974.

ASTM. SPECIAL TECHNICAL PRACTICE STP 588; *Manual on Statistical Planning and Analysis for Fatigue Experiments*, ASTM International, 1975.

DIETER, G. E. *"Mechanical Metallurgy"*. McGraw Hill : London 1988 SI metric ed.

DOWLING, N.E. *"Mechanical Behavior of Materials"*, 3rd Edition, Pearson Prentice Hall, Pearson Education, Inc., 2007.

FATEMI, A., YANG, L., Cumulative fatigue damage and life prediction theories: a survey of the state of the art for homogeneous materials, *"International Journal of Fatigue",* Volume 20, Issue 1, January 1998, pp. 9-34.

FERREIRA, J.L.A., FREIRE, J.L.F., A New Model to Determine the Dispersion of Fatigue Damage Evaluations. *Journal of Brazilian Society of Mechanical Sciences*, 2001, vol.23, n.4, pp. 533-543. Disponível em: http://www.scielo.br/scielo.php?pid=S0100-73862001000400014&script=sci_arttext; acesso em 30/11/2010.

FORREST, P.G.; *"Fadiga de los metalles"*, tradução de "Fatigue of Metals", 1962, por González, L. Mª Sáenz de Tejada, e, Muñoz, José Maroto, Ediciones Urmo, Bilbao, Espanha.

IACS W22 (2009). International Association of Classification Societies, *"Offshore mooring chain",* 2009.

KENEDI, P.P.; **Estimativa de taxa de propagação de trincas de fadiga a partir de propriedades mecânicas cíclicas**, Dissertação de Mestrado, PUC-RJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 1991.

LEMAITRE, J., Desmorat, R., *"Engineering Damage Mechanics",* Université Paris, Ecole Normal Superieure de Cachan, disponível em: http://www.springerlink.com/content978-3-540-21503-5/; acesso em 16/08/2010.

LITTLE, R. E., JEBE, E. H., "*Statistical Design of Fatigue Experiments"*, Applied Science Publishers, London, 1975.

MAKKONEN, M., Predicting the total life in metals, *"International Journal of Fatigue",* 31 (2009), pp. 1163-1175, disponível em: <http://www.sciencedirect.com>; acesso em

14/05/2009.

MEDEIROS, Léo Floriano Ferraz de; **Estudo da vida em fadiga de aço API-2F utilizando a técnica de flexão rotativa**, Dissertação de Mestrado, Rio de Janeiro: PPTEC/CEFET, RJ, 2003.

MINER, M.A.; "Cumulative damage in fatigue", *Journal of Applied Mechanics*, Volume 12, Trans. ASME, Vol. 67, pp. A159-A164, 1945.

PAIVA, A.M.C.; "**Integridade de Sistemas de Ancoragem: contribuições às metodologias de análise**", Dissertação de Mestrado, Rio de Janeiro, PPTEC/CEFET-RJ, 2000.

PIRES, Fábio de Souza; "**Avaliação do efeito do dano por fadiga nas propriedades de tração e dureza do aço grau R4 da IACS W22/2004 utilizado na confecção de amarras de linhas de ancoragem**", Dissertação de Mestrado, Rio de Janeiro, PPTEC/CEFET-RJ, Rio de Janeiro, Brasil, 2007.

ROLFE, S.T. e Barson, J.M., "Fracture and fatigue control in structures", Prentice-Hall", 1997.

SCHIJVE, Jaap – *"Fatigue of structures and materials"*, Kluwer Academic Publishers, 2001.

SHIGLEY, J. E.; "*Mechanical Engineering Design"*. 2nd edition, International Student Edition, McGraw-Hill Kogakusha, Tokyo, 1972;

SHIGLEY, J.E., MISCHKE, C.R., BUDYNAS, R.G., *"Mechanical Engineering Design"*, 7th Edition, McGraw Hill International Edition, 2004.

SONSINO, C.M., Course of S-N-curves especially in the high-cycle fatigue regime with regard to component design and safety, *"International Journal of Fatigue",* 29 (2007), pp. 2246–2258, disponível em: <http://www.sciencedirect.com>; acesso em 22/05/2009.

STATSOFT. Electronic Statistics Textbook, Distribution Tables, disponível em: http://www.statsoft.com/textbook/distribution-tables/#f05; acesso em 09/09/2010.

VICINAY. Catálogo Eletrônico, MarineChains/Shackles", disponível em: <http://www.vicinaycadenas.com/offshore_anchors.html#uno>; acesso em 31/07/2010.