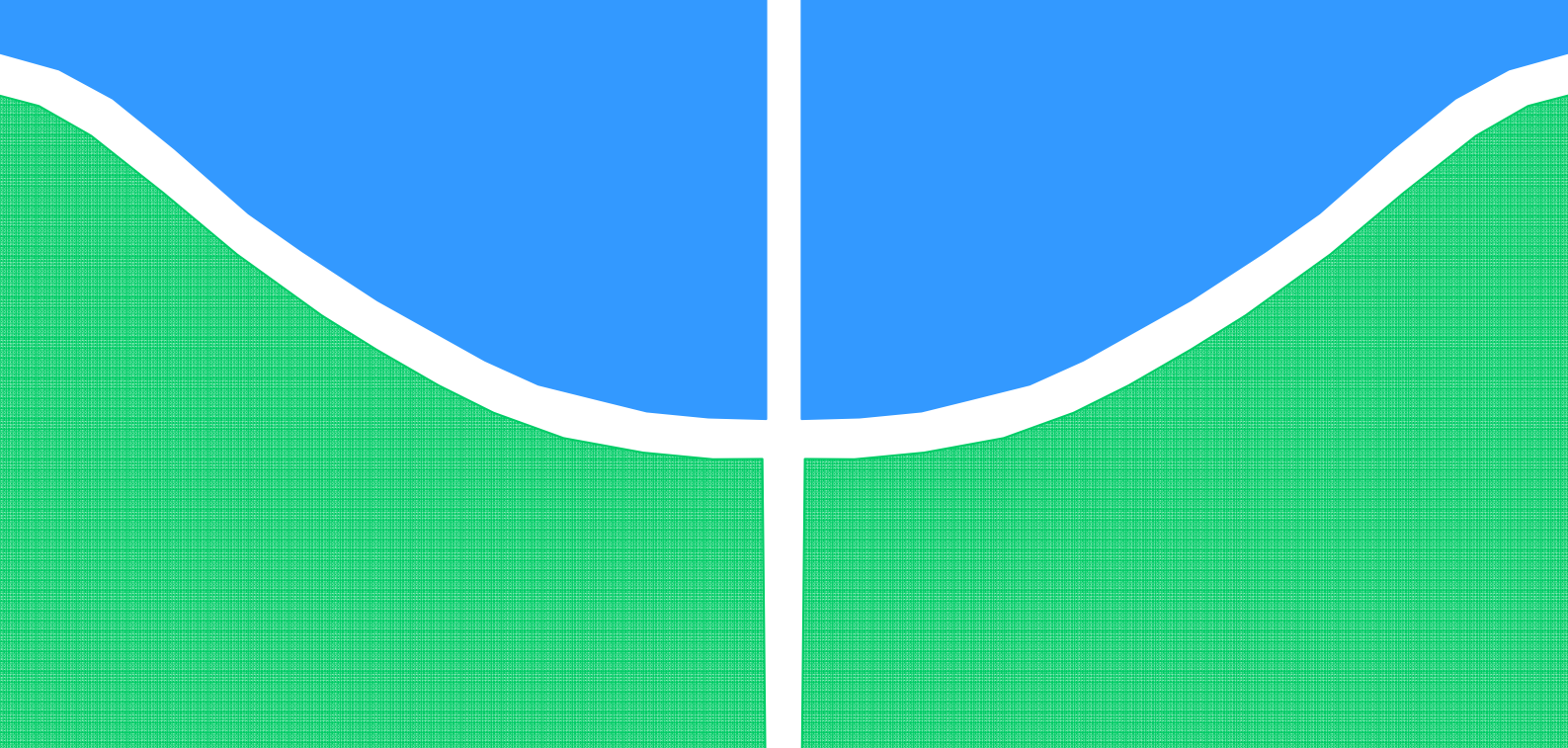




PROJETO DE GRADUAÇÃO

UM ESTUDO SOBRE MODELOS DE ACÚMULO DE DANO EM FADIGA UNIAXIAL

Por,
André Perez Jannuzzi

Brasília, 29 de junho de 2011.

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
Faculdade de Tecnologia
Departamento de Engenharia Mecânica

PROJETO DE GRADUAÇÃO

**UM ESTUDO SOBRE MODELOS DE ACÚMULO
DE DANO EM FADIGA UNIAXIAL**

POR,

André Perez Jannuzzi

Relatório submetido como requisito parcial para obtenção
do grau de Engenheiro Mecânico.

Banca Examinadora

Prof. Fábio Comes de Castro, UnB/ ENM (orientador) _____

Prof. Jorge L. A. Ferreira, UnB/ ENM _____

Prof. Edgar Nobuo Mamiya, UnB/ ENM _____

Brasília, 29 de junho de 2011

RESUMO

Esta pesquisa tem como objetivo, a partir dos modelos de Palmgren (1924) & Miner (1945), Subramanyan (1976) e Lemaitre-Chaboche (1987), produzir uma análise comparativa de modelos uniaxiais de acúmulo de dano por fadiga sob carregamentos de blocos de amplitude constante. Sendo a falha por fadiga o tipo mais frequente de problema observado em estruturas e componentes mecânicos, desde o final do século XVII pesquisadores buscam modelos para prever a vida de tais estruturas e componentes. Tomando como base os dados experimentais obtidos na literatura a partir de Manson *et al.* (1967), Subramanyan (1976) e Pavlou (2003), o procedimento de análise dos modelos realizado neste trabalho consiste na comparação da previsão de vida estimada frente à vida observada experimentalmente.

ABSTRACT

This research aims at producing a comparative analysis of uniaxial models of fatigue damage accumulation under loads of constant amplitude blocks, based on the models of Palmgren (1924) & Miner (1945), Subramanyan (1976) and Lemaitre-Chaboche (1987). Being the fatigue failure the most frequent type of problem observed in structures and mechanical components, since the end of the 17th century researchers have attempted to find models to predict the lifetime of such structures and components. Assuming the experimental data from the studies of Manson *et al.* (1967), Pavlou (2003) and Subramanyan (1976) as a basis for this work, the procedure for analyzing those models consists of contrasting the lifetime predictions to the lifetime experimentally observed.

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO	11
1.1. OBJETIVO.....	11
1.2. MOTIVAÇÃO	11
1.3. ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO	12
2. CONCEITOS BÁSICOS SOBRE FADIGA	13
2.1. MECANISMOS DE DANO POR FADIGA.....	13
2.2. METODOLOGIAS DE PROJETO À FADIGA	15
2.2.1. Projeto para vida segura (<i>Safe-life design</i>)	15
2.2.2. Projeto para tolerância ao dano (<i>Damage tolerant design</i>)	16
2.2.3. Projeto para falha segura (<i>Fail-safe design</i>).....	16
2.3. METODOLOGIA DE PROJETO PARA VIDA SEGURA.....	16
2.3.1. DEFINIÇÃO DE PARÂMETROS DE CARREGAMENTO.....	16
2.3.2. CURVA S-N.....	17
2.3.3. EFEITO DA TENSÃO MÉDIA.....	19
3. MODELOS DE ACÚMULO DE DANO.....	22
3.1. DEFINIÇÃO DO CONCEITO DE DANO POR FADIGA	22
3.2. MODELO DE PALMGREN-MINER	22
3.3. MODELO DE DANO DE MARCO E STARKEY.....	25
3.4. MODELO DE DANO DE SUBRAMANYAN.....	27
3.5. MODELO DE DANO DE LEMAITRE-CHABOCHE.....	29
3.5.1. Aplicação em carregamentos de dois blocos de amplitude constante	29
4. DADOS EXPERIMENTAIS OBTIDOS NA LITERATURA	31
4.1. DADOS EXPERIMENTAIS OBTIDOS POR MANSON ET AL.....	31
4.1.1. Composição química dos aços.....	31
4.1.2. Corpos de prova.....	31
4.1.3. Propriedades mecânicas monotônicas	32
4.1.4. Curva S-N.....	32
4.1.5. Ensaio com dois blocos de carregamento	32
4.2. DADOS EXPERIMENTAIS OBTIDOS POR SUBRAMANYAN.....	32
4.2.1. Composição química dos aços.....	33
4.2.2. Corpos de prova.....	33
4.2.3. Propriedades mecânicas monotônicas	33
4.2.4. Curva S-N.....	33
4.2.5. Ensaio com dois blocos de carregamento	34
4.3. DADOS EXPERIMENTAIS OBTIDOS POR PAVLOU.....	35
4.3.1. Curva S-N.....	35
4.3.2. Ensaio com dois blocos de carregamento	36
5. VALIDAÇÃO	37
6. CONCLUSÕES	48
7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	49
ANEXOS	51
ANEXO I: DADOS EXPERIMENTAIS DE MANSON ET AL. (1967)	52

LISTA DE FIGURAS

Figura 1. Esquema de carregamento Solo – Ar – Solo para aeronaves (Stephens et al., 2001).	12
Figura 2. (a) Formação das bandas de deslizamento em um grão metálico sob solicitação cíclica. (b) Estágios de propagação de uma trinca por fadiga (Stephens et al., 2001).	14
Figura 3. Iniciação de trinca por fadiga em liga de alumínio 7475-T7651 (Stephens et al., 2001).	14
Figura 4. Parâmetros de carregamento correspondentes a uma história de tensão de amplitude constante.	17
Figura 5. Curvas S-N típicas para metais ferrosos e não-ferrosos.	18
Figura 6. Curvas S-N para diferentes valores de tensão média, (Stephens et al., 2001).	19
Figura 7. Representação esquemática de um diagrama de Haigh.	20
Figura 8. Gráfico de comparação dos critérios de falha para efeito de tensão média.	21
Figura 9. Ilustração de um carregamento de um bloco de amplitude constante e curva S-N.	23
Figura 10. Dano versus Razão de Vida para o modelo de Palmgren-Miner.	23
Figura 11. Carregamento formado por múltiplos blocos de amplitude constante.	24
Figura 12. Esquema ilustrativo para Razão de Vida para amplitude 2 versus Razão de Vida para amplitude 1.	25
Figura 13. a) Dano versus a razão de ciclos para carregamento decrescente ($\sigma_1 > \sigma_2$). b) Dano versus a razão de ciclos para carregamento crescente $\sigma_1 > \sigma_2$.	26
Figura 14. Ilustração do conceito de reta de dano constante (linha tracejada) utilizada no modelo de dano de Subramanyan.	27
Figura 15. Parâmetros associados a linhas de dano para carregamento com dois blocos de amplitude constante.	28
Figura 16. Carregamento formado por dois blocos de amplitude constante.	30
Figura 17. Corpos de prova de flexão rotativa produzidos por Manson et al. (1967).a) Máquina Krouse. b) Máquina R. R. Moore.	31
Figura 18. Curva S-N produzida para aços ensaiados por Manson et. Al (1967).	32
Figura 19. Corpos de prova de flexão rotativa produzidos por Subramanyan (1976)	33
Figura 20. Curva S-N produzida para o aço C-35 ensaiado por Subramanyan (1976).	34
Figura 21. Curva S-N produzida para a liga de alumínio 2024 T42 ensaiado por Pavlou (2003).	35
Figura 22. Diagramas Fração de vida aplicada vs. Fração de vida observada.	38

Figura 23. Diagramas Fração de vida aplicada vs. Fração de vida observada.....	39
Figura 24. Diagramas Vida remanescente observada vs. Vida remanescente estimada.	40
Figura 25. Diagramas Fração de vida aplicada vs. Fração de vida observada.....	41
Figura 26. Diagramas Fração de vida aplicada vs. Fração de vida observada.....	42
Figura 27. Diagramas Vida remanescente observada vs. Vida remanescente estimada.	43
Figura 28. Fração de vida aplicada vs. Fração de vida observada e Diagramas Vida remanescente observada vs. Vida remanescente estimada	44
Figura 29. Diagramas Fração de vida aplicada vs. Fração de vida observada.....	45
Figura 30. Diagramas Vida remanescente observada vs. Vida remanescente estimada.	46
Figura 31. Diagramas Vida remanescente observada vs. Vida remanescente estimada e Fração de vida aplicada vs. Fração de vida observada.....	47

LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Composição química nominal dos aços (% peso).	31
Tabela 2: Propriedades mecânicas dos aços.....	32
Tabela 3: Composição química nominal do aço C-35 (% peso).	33
Tabela 4: Propriedades mecânicas do aço C-35.....	33
Tabela 5. Valores médios do número de ciclos para falha obtidos da curva S-N.....	34
Tabela 6. Dados experimentais de ensaios com dois blocos de carregamento no aço C-35 (Subramanyan, 1976).	34

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolos Latinos

N ou N_f	Número de ciclos para falha	[ciclos]
n	Número de ciclos aplicados	[ciclos]
R	Razão de tensão	[ciclos]
p	Parâmetro de carregamento	
D	Dano acumulado	
E	Módulo de elasticidade	[GPa]
M_o	Parâmetro material	
β	Parâmetro material	
a	Parâmetro material	

Símbolos Gregos

α	Parâmetro de carregamento	
Δ	Variação entre duas grandezas similares	
σ ou S	Tensão	[MPa]
θ	Ângulo	[°]

Subscritos

exp	experimental
est	estimado
a	amplitude
-1 ou e	limite de resistência à fadiga
u ou rt	ruptura
m	média
y	escoamento
f	fratura real

Siglas

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
UnB	Universidade de Brasília
ASTM	Sociedade Americana para Testes e Materiais

Dedicatória

Dedico este trabalho aos meus pais e irmãos que nos momentos mais difíceis sempre estiveram do meu lado. Aos meus amigos de turma e todos aqueles que participaram desses belos anos de graduação.

André Perez Jannuzzi

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus pela oportunidade de estudar em uma das melhores Universidades do país, a todos os funcionários e mestres do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Brasília que sempre estiveram à disposição para dividir o conhecimento. Aos amigos e familiares que dividiram os momentos de alegria e tristeza ao longo desses cinco anos de graduação.

André Perez Jannuzzi

1. INTRODUÇÃO

1.1. OBJETIVO

O objetivo deste trabalho é produzir uma análise comparativa entre modelos uniaxiais de acúmulo de dano por fadiga sob carregamentos de blocos de amplitude constante, com fundamento nos modelos de fadiga propostos por Palmgren (1924) & Miner (1945), Subramanyan (1976) e Lemaitre-Chaboche (1990), considerando-se dados experimentais disponíveis na literatura submetidos a blocos de carregamento de amplitude constante.

1.2. MOTIVAÇÃO

De acordo com a norma ASTM E206-72 o fenômeno denominado fadiga pode ser definido da seguinte forma:

“Processo de mudança estrutural, progressiva, permanente e localizada em materiais submetidos a condições que produzem tensões e deformações flutuantes em um ou vários pontos e que podem culminar na formação de trincas ou na completa fratura depois de um número suficiente de ciclos.”

Em países industrializados estima-se que 90% das falhas de componentes mecânicos ocorrem devido a fraturas causadas por fadiga (Reed et al , 1983). Considerando-se os custos vinculados ao processo das referidas falhas, destaca-se a título de exemplo que, em 1978, os Estados Unidos gastaram cerca de US\$ 119 bilhões, 4% do PIB daquele ano, com manutenção de componentes sujeitos a falha por fadiga. O estudo citado por esses autores mostrou que grande parte desse custo poderia ser reduzida caso fossem aplicadas metodologias mais apropriadas de projeto contra fadiga.

O intuito de estudar o fenômeno de falha por fadiga leva em consideração o tipo de solicitação a qual uma estrutura ou um componente mecânico é solicitado. Exemplos como, plataformas *offshore*, pontes e cabos condutores de alta tensão, podem ser considerados por terem solicitações variáveis ao longo do tempo. A partir de técnicas experimentais, os engenheiros são capazes de definir histórias de carregamento de amplitude variável. A metodologia aplicada para previsão de vida leva em consideração um método de contagem de ciclos para definir um novo carregamento em blocos de amplitude constante.

Até mesmo situações complexas como os esforços sofridos por uma aeronave, como visto na Fig (1), podem ser estudadas a partir de contextos simplificados. É possível verificar que os esforços a que a aeronave é submetida apresentam-se em duas fases distintas. A primeira quando está em solo, observa-se que os esforços solicitantes têm natureza compressiva, porém, quando em vôo, os esforços solicitantes possuem natureza trativa. A Figura (1) representa um carregamento de amplitude variável,

porém tratar esse exemplo como carregamento de blocos de amplitude constante é de extrema importância para compreensão do fenômeno de fadiga ocorrido em tais circunstâncias.

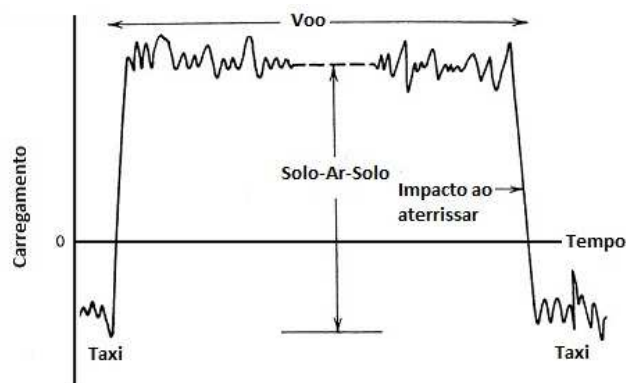


Figura 1. Esquema de carregamento Solo – Ar – Solo para aeronaves (Stephens et al., 2001).

1.3. ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

O presente trabalho está organizado da seguinte forma: o capítulo 2 apresenta revisão de conceitos básicos relacionados à fadiga, essenciais ao entendimento deste trabalho; o capítulo 3 consiste em revisão teórica do modelo linear de acúmulo de dano de Palmgren-Miner e dos não-lineares de Marco & Starkey, Subramanyan e Lemaitre-Chaboche; o capítulo 4 explicita os dados experimentais obtidos na literatura para comparação entre os modelos de acúmulo de dano; o capítulo 5 contempla a comparação gráfica entre os modelos avaliados e a discussão dos resultados encontrados; e o capítulo 6 fornece as referências bibliográficas utilizadas como base para este trabalho.

2. CONCEITOS BÁSICOS SOBRE FADIGA

2.1. MECANISMOS DE DANO POR FADIGA

O processo de falha por fadiga é caracterizado por diferentes formas de acordo com o material utilizado. A descrição a seguir explica o fenômeno que ocorre com materiais dúcteis. A *ductilidade* é a propriedade que representa o grau de deformação que um material suporta até o momento de sua ruptura. Materiais que suportam pouca ou nenhuma deformação no processo de ensaio de tração são considerados materiais *frageis*.

O fenômeno de fadiga precisa ser entendido da micro-estrutura para a macro-estrutura, dividido em iniciação das micro-trincas, crescimento destas micro-trincas e formação da macro-trinca. Nesse sentido, na dimensão do grão, em um material cristalino a deformação plástica ocorre pelo movimento de discordâncias, sob a ação de tensões cisalhantes. Este movimento tem como resultado final o deslocamento relativo entre dois planos atômicos. Este deslizamento é mais acentuado quando a tensão cisalhante é maior, e, para um dado carregamento, a deformação plástica é preponderante na direção da máxima tensão de cisalhamento. Para um material policristalino, onde os grãos possuem uma orientação aleatória dos planos atômicos, a deformação plástica inicia nos grãos mais desfavoravelmente orientados, ou seja, com os seus planos de deslizamento próximos da direção da tensão cisalhante máxima. Estes planos de deslizamento surgem já nos primeiros ciclos do carregamento, e com o prosseguimento da sollicitação, novos planos vão se formando, para acomodar as novas deformações plásticas.

Os deslizamentos cíclicos que formam as bandas de deslizamento provocam, na superfície da peça, reentrâncias na forma de pequenas fendas superficiais, chamadas intrusões, e saliências de forma irregular, como minúsculas cadeias de montanhas, chamadas extrusões. O surgimento desta topografia na superfície do material pode ser visualizado se fizermos uma analogia dos planos cristalinos com as cartas de um baralho, onde movimentos alternantes de cisalhamento, em um e em outro sentido, fazem com que as cartas, inicialmente emparelhadas, fiquem totalmente fora de posição, umas mais à frente e outras mais atrás.

Podemos dividir o processo de falha devido à fadiga em três etapas principais: (1) nucleação da trinca de fadiga; (2) propagação segundo os estágios I e II; (3) ruptura final, Dowling (1993). O modelo representado na Fig. (2) mostra a sequência de movimentos de deslizamento responsáveis pela formação de uma intrusão e de uma extrusão.

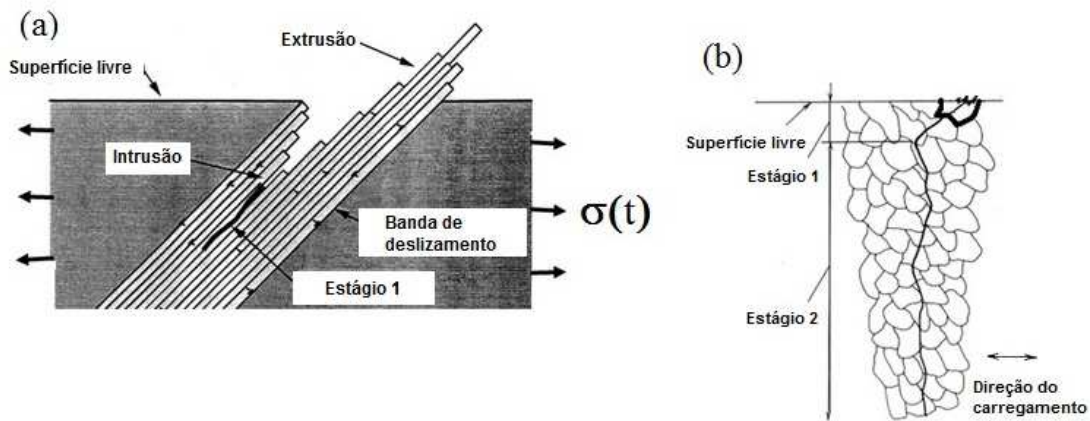


Figura 2. (a) Formação das bandas de deslizamento em um grão metálico sob solicitação cíclica. (b) Estágios de propagação de uma trinca por fadiga (Stephens et al., 2001).

Estas irregularidades formam pontos reentrantes, de concentração de tensão, que levam à formação de microtrincas. Estas microtrincas formam-se em geral nas intrusões, propagando-se paralelamente aos planos atômicos de deslizamento, coincidentes com um plano de máxima tensão cisalhante como exemplo mostrado na Fig. (3).

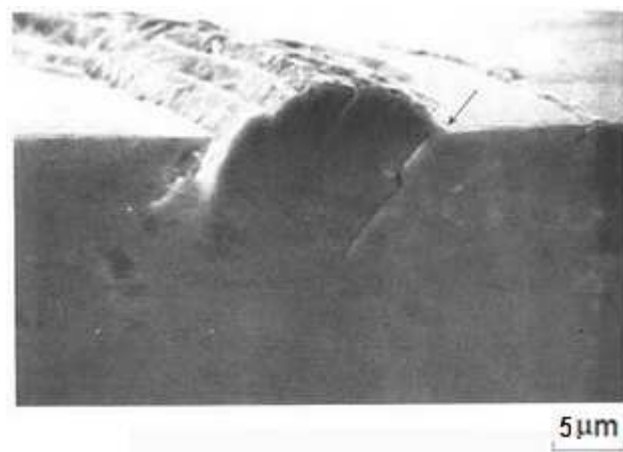


Figura 3. Iniciação de trinca por fadiga em liga de alumínio 7475-T7651 (Stephens et al., 2001).

À medida que os ciclos de tensão ocorrem, novas bandas aparecem agrupando-se em trincas microscópicas. Se as condições do processo continuarem, as microtrincas tenderão a crescer e formarão as macro-trincas, capazes de serem visualizadas pelos ensaios não destrutivos.

Existindo as macro-trincas, os mecanismos de fratura entram em funcionamento. As trincas mais pontiagudas criam concentradores de tensões maiores, desenvolvendo assim uma zona plástica em sua extremidade (ponta da trinca) e a cada ciclo de tensão poderá ocorrer um aumento do tamanho da mesma. A trinca tende a crescer até tornar-se grande o suficiente e atingir um valor crítico, oportunidade em que o evento da falha ocorrerá quase instantaneamente.

Segundo Lemaitre & Chaboche (1990), Voyiadjis & kattan (2005), o estudo da fadiga pode ser dividido em duas grandes áreas: Mecânica do Dano, que analisa a fase de iniciação das macro-trincas, e a Mecânica da Fratura, que estuda o processo de propagação das mesmas.

2.2. METODOLOGIAS DE PROJETO À FADIGA

Conforme discutido por Sharp et al. (1996), existem vários métodos disponíveis para a realização de projetos contra fadiga em componentes mecânicos e estruturas. Todos eles requerem informações similares a respeito do sistema mecânico em análise, tais como: a identificação das regiões candidatas à falha por fadiga, o conhecimento da história de carregamento a qual o componente ou estrutura encontra-se submetido, as tensões e/ou deformações nas regiões candidatas à falha, o comportamento do material e informações a respeito da agressividade do meio no qual o sistema mecânico se encontra, como ocorre em problemas de fadiga sob altas temperaturas e em ambientes corrosivos.

Apresenta-se a seguir um resumo das principais metodologias de projeto contra fadiga.

2.2.1. Projeto para vida segura (*Safe-life design*)

A metodologia utilizada nos projetos de vida segura deve começar com a determinação das condições reais de carregamento aplicadas ao componente mecânico. Assim, reproduz-se em laboratório um ambiente de testes e análises para a determinação da vida à fadiga. Feito isso, a vida estimada deve ser dividida por um fator de segurança para a determinação da vida segura à fadiga. No fim da vida segura o componente é substituído, independentemente da ocorrência de falha (Suresh, 1998).

O fator de segurança deste método depende de diversas variáveis, tais como: carregamento irregular, divergências na determinação das condições do experimento quanto às condições reais, falhas experimentais, variações na composição do material, corrosão e falha humana. Logo, como o dano acumulado ao material pode levar a uma ruptura súbita, a escolha do fator de segurança deve contrabalancear segurança, economia e eficiência. Esta abordagem de projeto é bastante encontrada nas indústrias automobilísticas.

O objetivo final deste método é determinar a vida do componente mecânico. Para isso, os ensaios são realizados com o intuito de gerar a curva *carga-vida*. O Parâmetro de carga normalmente utilizado é a tensão em (MN/m²), porém outros parâmetros podem ser utilizados, como exemplo a força em (kN). Os modelos aqui apresentados neste trabalho enquadram-se nesta categoria e os próximos tópicos deste capítulo explicaram melhor essa abordagem.

2.2.2. Projeto para tolerância ao dano (*Damage tolerant design*)

Nos estudos de tolerância ao dano, assume-se que uma trinca já está incluída no material. A partir disso, utilizam-se parâmetros da mecânica da fratura para prever a quantidade de ciclos de propagação da trinca relativa à intensidade da tensão. Na prática são empregadas ferramentas como códigos computacionais e programas de inspeções periódicas. Utiliza-se esta metodologia quando a deformação plástica é pequena comparada às características dimensionais do componente trincado ou, também, quando há a possibilidade de perda de vidas. Esta abordagem conservativa citada é encontrada geralmente nas indústrias aeroespaciais e nucleares.

Para determinar a vida do componente mecânico primeiro é realizado a etapa de ensaios não-destrutivos como ultrassom, líquido-penetrante, métodos de emissões de ondas acústicas e raio-X. Caso não seja detectada trinca alguma no material, estima-se um tamanho de trinca da dimensão da menor resolução dos testes realizados. Por fim, o número de ciclos para falha é determinado a partir da propagação da trinca inicial até um valor de dimensão crítico selecionado principalmente da teoria de tenacidade à fratura ou, podendo também, ser estimado a partir das características de deformação permitidas para o material em análise (Suresh, 1998).

2.2.3. Projeto para falha segura (*Fail-safe design*)

De acordo com a filosofia de falha segura, o dano acumulado em um elemento mecânico não implica na possível falha súbita. A metodologia baseia-se em inspeções periódicas para a manutenção ou troca de componentes. Assim, diminuem-se consequências perigosas advindas de falsas estimativas de erros. Esta abordagem de projeto é encontrada nas indústrias nucleares e de construção de aeronaves. A avaliação da tolerância ao dano realizada nas estruturas garante que o projeto estrutural atinja sua meta inicial, caso não ocorra fadiga por corrosão ou falhas acidentais. O objetivo é que mesmo ao surgir dano na estrutura, seja possível suportar cargas razoáveis sem que haja deformações plásticas excessivas.

2.3. METODOLOGIA DE PROJETO PARA VIDA SEGURA

Uma vez que os modelos de acúmulo de dano analisados neste estudo se enquadram na metodologia de projeto para vida segura, esta seção apresenta uma descrição mais detalhada dos procedimentos empregados nesse tipo de projeto.

2.3.1. DEFINIÇÃO DE PARÂMETROS DE CARREGAMENTO

Em um contexto uniaxial, assume-se que o dano por fadiga produzido em cada ciclo de carregamento depende da tensão máxima, $\sigma_{\max}$, e da tensão mínima, $\sigma_{\min}$, que ocorrem ao longo do

ciclo (Fig. 4). Alternativamente, podemos caracterizar o dano por fadiga em função dos parâmetros definidos a seguir:

A *faixa de tensão* é calculada segundo

$$\Delta\sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min} \quad (1)$$

enquanto a *amplitude de tensão* é metade da faixa de tensão

$$\sigma_a = \frac{1}{2}(\sigma_{\max} - \sigma_{\min}) \quad (2)$$

por sua vez, a *tensão média* é calculada segundo

$$\sigma_m = \frac{1}{2}(\sigma_{\max} + \sigma_{\min}) \quad (3)$$

outra forma usual de quantificar a influência da tensão média sobre o dano por fadiga é por meio da *razão de tensão*:

$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} \quad (4)$$

Um carregamento será chamado *completamente reversível* quando a tensão média é nula ou, equivalentemente, $R = -1$. Quando a tensão média é igual amplitude de tensão, ou seja, $R = 0$, o carregamento é chamado *carregamento repetido*. A Figura 4 ilustra os parâmetros de carregamento definidos acima.

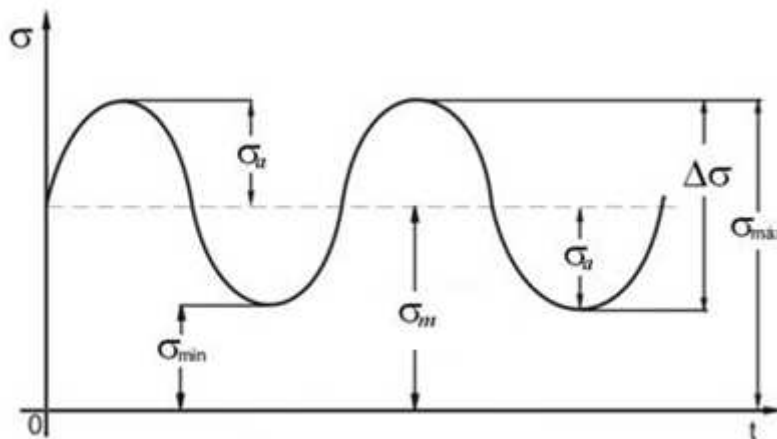


Figura 4. Parâmetros de carregamento correspondentes a uma história de tensão de amplitude constante.

2.3.2. CURVA S-N

Um dos métodos mais utilizados para avaliar a resistência à fadiga de um material ou componente mecânico é denominado *curva S-N* ou *curva de Wöhler*. Esta curva é um diagrama que relaciona o carregamento aplicado, por exemplo, em termos da sua amplitude, com o número de ciclos para falha.

Cabe notar que a definição de falha depende do tipo de componente ou estrutura ensaiado. Por exemplo, pode-se definir a falha como sendo o número de ciclos necessários para a completa ruptura do componente ou o número de ciclos para nuclear uma trinca de, digamos, 1 (um) milímetro. No contexto das normas aplicáveis, uma das mais utilizadas para levantar uma curva S-N é a norma ASTM E 739-91 (2004).

A Figura 5 ilustra esquematicamente duas curvas S-N típicas. A curva A representa o comportamento comumente observado em metais ferrosos (por exemplo, aço 1045). Nesse caso observa-se que existe uma amplitude de tensão, denominada *limite de fadiga*, abaixo da qual o componente é capaz de sustentar sem falhar um número muito grande de ciclos de carregamento (normalmente acima de 10^6 ciclos). Por outro lado, muitos metais e ligas não-ferrosas tais como ligas de alumínio, magnésio e cobre não apresentam um limite de fadiga bem definido, conforme ilustrado pela curva B. Nesse caso deve-se especificar uma *resistência à fadiga* correspondente a um dado número de ciclos.

A relação mais utilizada para representar dados experimentais relacionados a resistência à fadiga é a lei de potência proposta por Basquin (1910) dada por:

$$\sigma_a = AN_f^b \quad (5)$$

onde σ_a é a amplitude de tensão, N_f é o número de ciclos para falha, enquanto A e b são parâmetros materiais. Note que, em um gráfico do tipo log-log, a lei de Basquin torna-se uma relação linear e, portanto, representada por uma reta. É importante observar que apesar dessa lei ser a mais utilizada para descrição de dados de fadiga, existem materiais cuja resistência à fadiga não é adequadamente descrita pela lei de Basquin. Por exemplo, observa-se que a resistência à fadiga de ligas de alumínio é melhor descrita por meio de uma relação bi-linear.

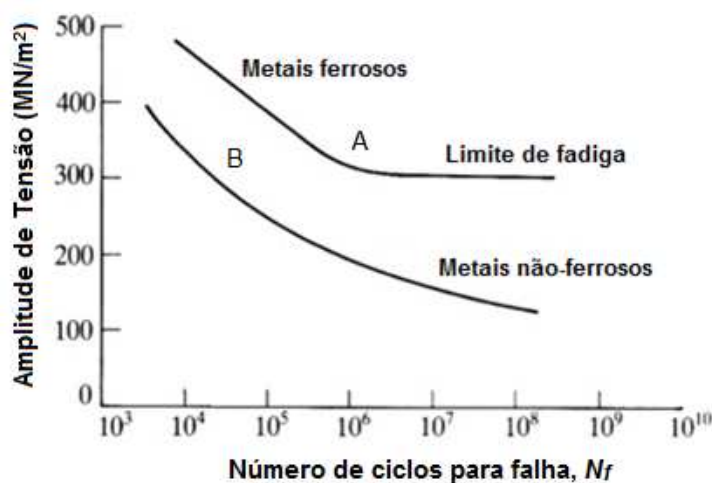


Figura 5. Curvas S-N típicas para metais ferrosos e não-ferrosos.

2.3.3. EFEITO DA TENSÃO MÉDIA

O efeito da presença de uma tensão média sobre a resistência à fadiga é ilustrado na Fig. 6, onde S_a é a amplitude de tensão e S_m é a tensão média de um carregamento cíclico. De modo geral, observa-se que para uma mesma amplitude de tensão, a presença de uma tensão média em tração diminui o número de ciclos para falha, N_{ft} , enquanto uma tensão média compressiva revela tendência de aumentar a vida do componente mecânico, N_{fc} . Quando o carregamento é completamente reversível, o número de ciclos para falha é indicado por N_{fo} .

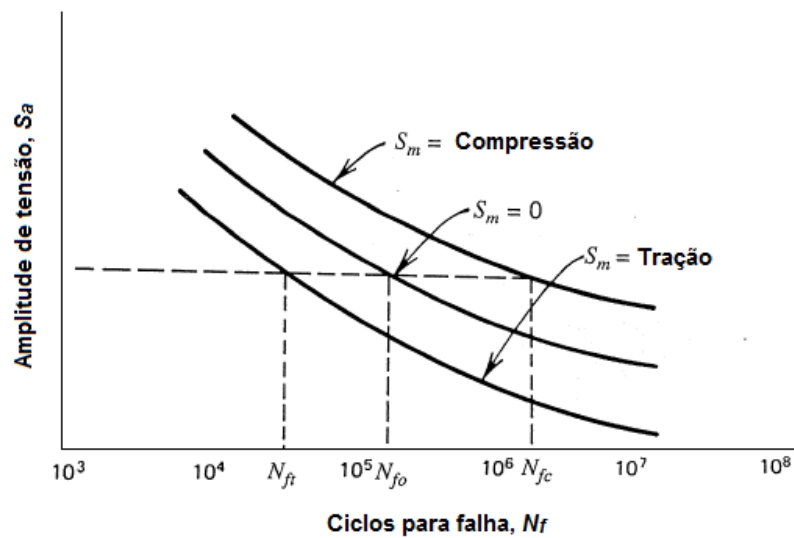


Figura 6. Curvas S-N para diferentes valores de tensão média, (Stephens et al., 2001).

Segundo Bannantine et al.(1990), uma forma alternativa de representar o efeito da tensão média é apresentada no diagrama da Fig. 7, chamado de diagrama de *Haigh*. Esse diagrama representa os pares (S_a, S_m) que resultam em um mesmo número de ciclos para falha formando as *linhas de vida constante*.

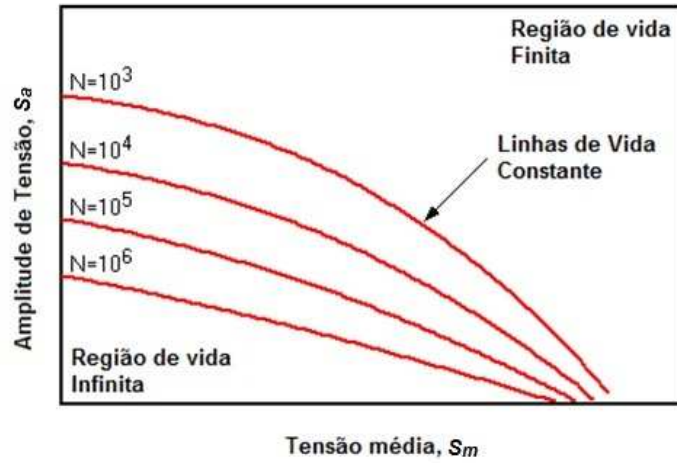


Figura 7. Representação esquemática de um diagrama de Haigh.

Para desenvolver um diagrama de Haigh é necessário um número substancial de ensaios com pares (S_a, S_m) variados. Dessa forma fica impraticável gerar todas as curvas necessárias para compreensão de cada combinação possível de carregamento. Com o objetivo de sanar esse problema, muitas relações empíricas foram formuladas. Esses critérios definem várias curvas conectando o limite de resistência à fadiga no eixo da amplitude de tensão a qualquer outra medida de tensão característica como a tensão de escoamento, tensão de ruptura ou ao próprio valor de resistência à fadiga sobre o eixo da tensão média como ilustrado na Fig. 8. Os principais critérios são:

Critério de Goodman (Inglaterra, 1899):

$$\frac{S_a}{S_e} + \frac{S_m}{S_u} = 1 \quad (6)$$

Critério de Gerber (Alemanha, 1874):

$$\frac{S_a}{S_e} + \left(\frac{S_m}{S_u} \right)^2 = 1 \quad (7)$$

Critério de Sodeberg (Estados Unidos da América, 1930):

$$\frac{S_a}{S_e} + \frac{S_m}{S_y} = 1 \quad (8)$$

Critério de Morrow (Estados Unidos da América, 1960):

$$\frac{S_a}{S_e} + \frac{S_m}{\sigma_f} = 1 \quad (9)$$

Onde S_u e S_y são a tensão máxima de tração e a tensão de escoamento do material respectivamente, S_e é o limite de resistência à fadiga e σ_f é a tensão verdadeira de fratura por fadiga do material (Bannantine et. al., 1990).

A Figura 8 representa a comparação gráfica das relações empíricas acima. Os critérios mais bem sucedidos são os de Gerber e Goodman. No contexto geral, os resultados obtidos experimentalmente concentram-se entre as curvas de Gerber e Goodman. O critério de Goodman é normalmente utilizado pela sua simplicidade e por ser moderadamente conservativo quando comparado ao critério de Gerber, que é o mais conservador, e aos demais critérios que tendem a otimizar os projetos.

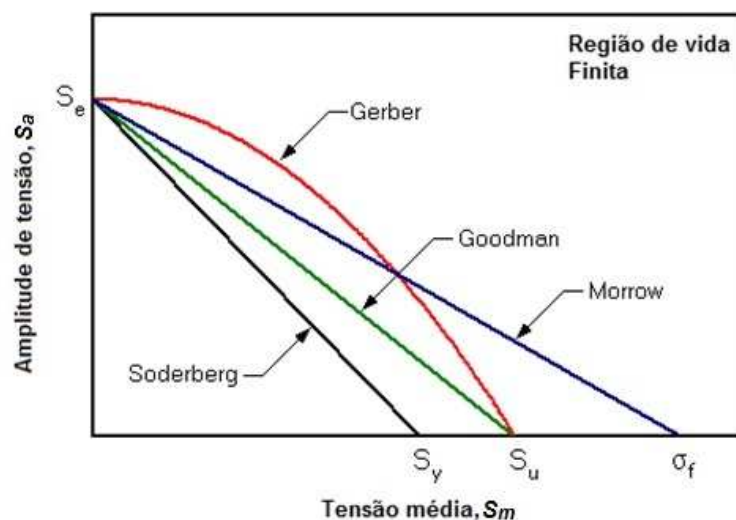


Figura 8. Gráfico de comparação dos critérios de falha para efeito de tensão média.

A seguir estão outras considerações ao se utilizar esses critérios:

Todos esses critérios de falha devem ser usados para tensões médias com natureza de tração.

Para os casos em que S_m é consideravelmente menor do que S_a , $R \ll 1$, existe uma pequena diferença entre os critérios.

O critério de Soderberg é o mais conservador, utilizado quando o material não pode escoar ou quebrar.

Quando a tensão de ruptura aproxima-se da tensão real de falha S_f , os critérios de Morrow e Goodman são essencialmente equivalentes. Para $\sigma_f > S_u$, o critério de Morrow indica menor sensibilidade ao efeito da tensão média.

Quando R se aproxima de 1, os critérios divergem bastante. Muitos ensaios já foram executados dessa forma e o fator de segurança utilizado é quem determina o limite do projeto a ser realizado.

Os detalhes evidenciados acima podem ser constatados ao analisar o gráfico da Fig. 8.

3. MODELOS DE ACÚMULO DE DANO

Neste capítulo são apresentados alguns modelos de dano por fadiga sob carregamentos uniaxiais de blocos de amplitude constante. Será dada ênfase aos modelos que serão avaliados no capítulo 4, por meio de comparação com dados experimentais disponíveis na literatura. Para uma revisão bastante completa de modelos de dano por fadiga, indica-se o trabalho de Fatemi & Yang (1998).

3.1. DEFINIÇÃO DO CONCEITO DE DANO POR FADIGA

O *dano por fadiga* é geralmente associado à degradação de uma propriedade física ou mecânica do material como, por exemplo, o módulo de elasticidade. A iniciação de uma trinca macroscópica ocorre quando o dano por fadiga atinge um valor crítico, geralmente igual à unidade. O dano por fadiga é igual a zero quando o material encontra-se em seu estado inicial (virgem).

Observa-se que o incremento de dano por fadiga por ciclo de carregamento pode ser expresso como

$$\frac{dD}{dN} = f(\sigma_a, \sigma_m, D) \quad (10)$$

onde σ_a e σ_m são os valores da amplitude e da média das tensões ao longo do ciclo de carregamento N , respectivamente, e D é o valor do dano no início desse ciclo. De forma alternativa, os parâmetros de carregamento da Eq. (10) podem ser expressos considerando-se a tensão máxima e mínima, ou a tensão máxima e a tensão média, ao longo do ciclo de carregamento.

3.2. MODELO DE PALMGREN-MINER

A primeira lei de acúmulo de dano por fadiga foi proposta por Palmgren (1924) e desenvolvida posteriormente por Miner (1945). Esse modelo assume que o incremento de dano por ciclo depende somente dos parâmetros de carregamento:

$$\frac{dD}{dN} = \frac{1}{N_f(\sigma_a)} \quad (11)$$

onde $N_f(\sigma_a)$ é o número de ciclos para falha obtidos da curva S-N do material para carregamento completamente reversível. Geralmente, a regra de Basquin (1910) é adotada para descrição da curva S-N: $N_f = A\sigma_a^b$ onde A e b são parâmetros materiais obtidos por ajuste de curva dos dados experimentais. Nesse trabalho os dados experimentais são completamente reversíveis, para o caso de

dados com tensão média diferente de zero, aplicam-se os critérios para falha apresentados no capítulo 2.

Para ilustrarmos a Eq. (12) consideremos inicialmente um carregamento de amplitude constante σ_{ai} , para o qual o número de ciclos para falha é N_{fi} (ver Fig. (9)). O dano por fadiga após n_i ciclos é obtido integrando essa equação, cujo resultado é:

$$D_i = \frac{n_i}{N_{fi}} \quad (12)$$

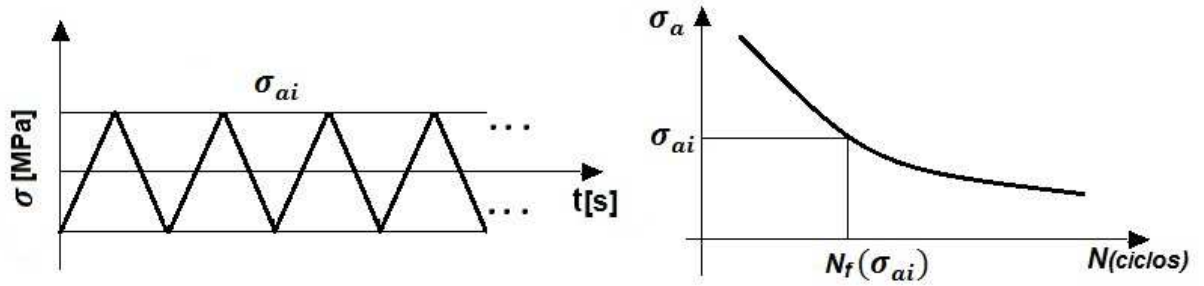


Figura 9. Ilustração de um carregamento de um bloco de amplitude constante e curva S-N.

Observa-se que o dano evolui de maneira linear em função da fração de vida, conforme ilustrado na Fig. (10).

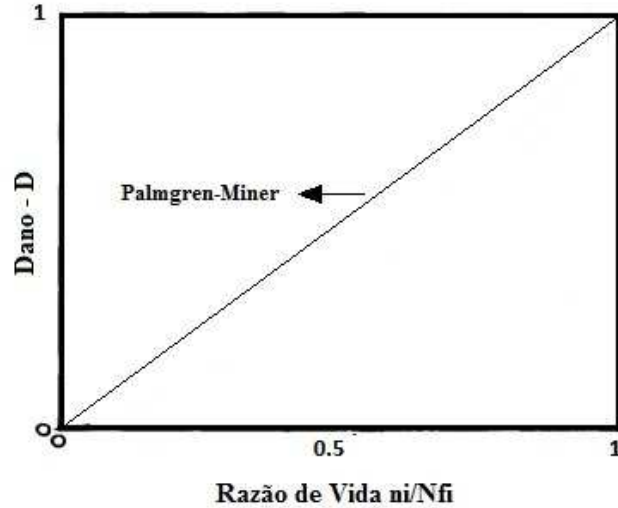


Figura 10. Dano versus Razão de Vida para o modelo de Palmgren-Miner

Consideremos agora um carregamento formado por m blocos de amplitude constante σ_{ai} aplicados durante n_i ciclos, conforme ilustrado na Fig. (11).

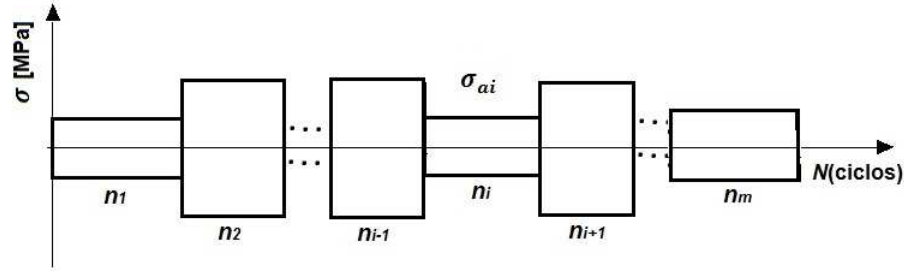


Figura 11. Carregamento formado por múltiplos blocos de amplitude constante.

Integrando a Eq. (12) até a condição de falha do material ($D = 1$) temos:

$$\int_0^1 dD = \int_0^{N_1} \frac{1}{N_f(\sigma_{a1})} dN + \dots + \int_{N_{m-1}}^{N_m} \frac{1}{N_f(\sigma_{am})} dN \quad (13)$$

Portanto

$$\sum_{i=1}^m \frac{n_i}{N_{fi}} = 1 \quad (14)$$

Essa expressão prediz que a falha por fadiga sob um carregamento formado por múltiplos blocos ocorre quando o somatório das razões de vida, n_i / N_{fi} , de cada bloco é igual a um.

Pode-se observar que a implementação do modelo de Palmgren-Miner é extremamente simples. Esse é um dos motivos pelos quais esse modelo permanece muito utilizado para o projetos de componentes contra falha por fadiga. Por outro lado, observações experimentais disponíveis na literatura (Fatemi & Zoroufi, 2002) e (Manson, 1967), indicam que o modelo possui algumas deficiências:

O modelo não leva em consideração a ordem de sequência do carregamento. Por exemplo, observações experimentais mostram que para um carregamento formado por dois blocos de amplitude constante temos:

$$\frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} > 1, \quad \text{para carregamento com amplitude crescente (Low-High)}$$

$$\frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} < 1, \quad \text{para carregamento com amplitude decrescente (High-Low)}$$

Entretanto, este modelo prevê que o somatório das razões de vida é igual a um seja para amplitude crescente ou decrescente. Esse comportamento do modelo é ilustrado na Fig. (12). Outra importante informação é que o método não considera a contribuição de cargas abaixo do limite à fadiga no que diz respeito ao dano.

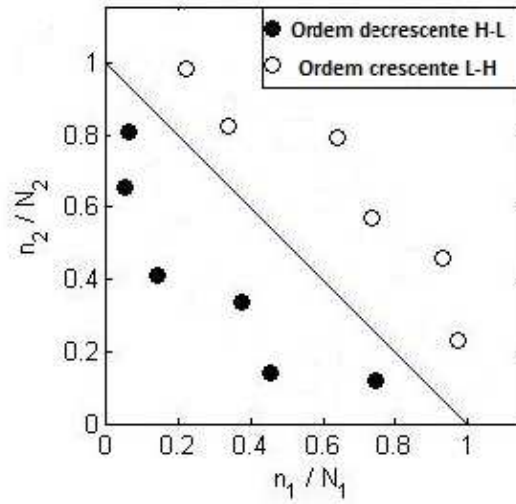


Figura 12. Esquema ilustrativo para Razão de Vida para amplitude 2 versus Razão de Vida para amplitude 1.

3.3. MODELO DE DANO DE MARCO E STARKEY

Marco & Starkey (1954) foram um dos primeiros pesquisadores a propor um modelo de acúmulo não-linear de dano por fadiga. Eles consideraram que o dano por fadiga depende do carregamento aplicado. Para um carregamento de amplitude constante, o dano por fadiga segue uma lei de potência dada por:

$$D = \left(\frac{n}{N_f} \right)^p \quad (15)$$

onde n é o número de ciclos aplicados, N_f é o número de ciclos para falha e p é um parâmetro que depende da solitação aplicada. A evolução de dano dada pela Eq. (15) é exemplificada na Fig. (13) para dois níveis distintos de carregamento de amplitude constante.

Para um carregamento de ordem crescente de amplitude constante, conforme mostrado na Fig.(13) o modelo prevê que:

$$\frac{n_1}{N_{f1}} + \frac{n_2}{N_{f2}} > 1 \quad (16)$$

Enquanto que para um carregamento de amplitude decrescente observa-se que

$$\frac{n_1}{N_{f1}} + \frac{n_2}{N_{f2}} < 1 \quad (17)$$

Conceitualmente as Eqs. (16) e (17) estão de acordo com as observações experimentais relatadas na literatura (Fatemi & Zoroufi, 2002) e (Manson, 1967). Nesse sentido, elas representam um aprimoramento do modelo de Palmgren-Miner. Entretanto, a identificação do parâmetro p da Eq. (15) não é simples.

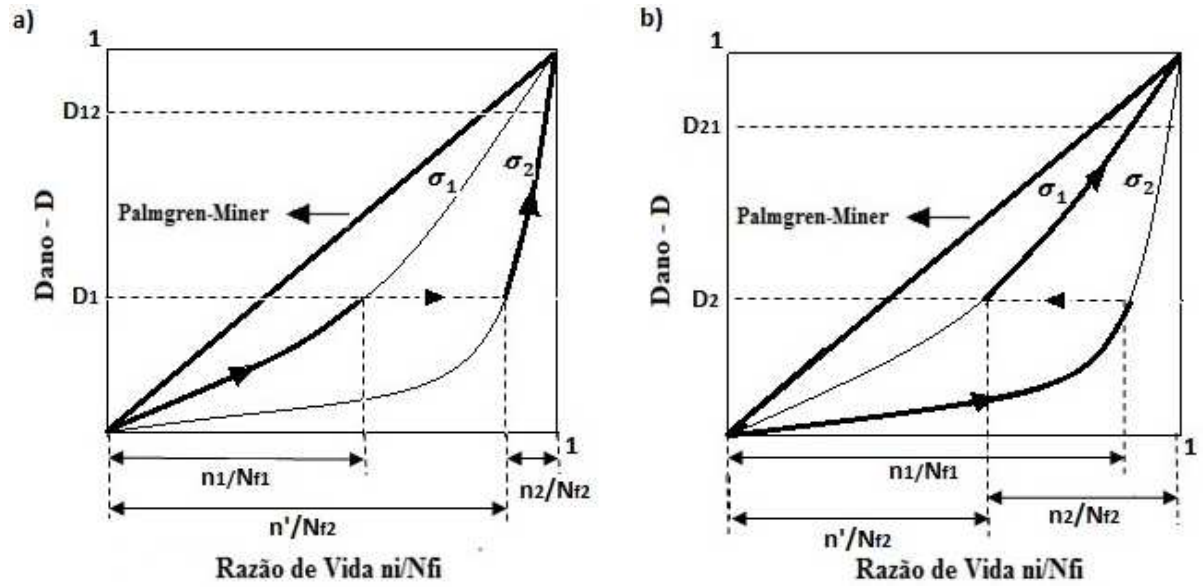


Figura 13. a) Dano versus a razão de ciclos para carregamento decrescente ($\sigma_1 > \sigma_2$). b) Dano versus a razão de ciclos para carregamento crescente $\sigma_1 > \sigma_2$.

A partir da Fig. (13), é possível obter o dano acumulado para o modelo de Marco-Starkey. O procedimento para o caso “a” (ordem decrescente de carregamento) inicia com a determinação do dano acumulado pelo primeiro nível de amplitude de tensão:

$$D = \left(\frac{n_1}{N_{f1}} \right)^{p_1} \quad (18)$$

Em seguida, determina-se o dano acumulado para o segundo nível de tensão que equivale ao dano produzido pela primeira amplitude de tensão:

$$D_1 = \left(\frac{n_1}{N_{f1}} \right)^{p_1} = \left(\frac{n''}{N_{f2}} \right)^{p_2} \quad (19)$$

Reformulando:

$$\left(\frac{n''}{N_{f2}} \right) = \left(\frac{n_1}{N_{f1}} \right)^{\frac{p_1}{p_2}} \quad (20)$$

Por fim, o dano acumulado para um carregamento decrescente de dois blocos de amplitude constante é:

$$D_{12} = \left[\left(\frac{n_1}{N_{f1}} \right)^{\frac{p_1}{p_2}} + \frac{n_2}{N_{f2}} \right]^{p_2} \quad (21)$$

Para um carregamento crescente o procedimento é o mesmo e a equação final é:

$$D_{21} = \left[\frac{n_1}{N_{f1}} + \left(\frac{n_2}{N_{f2}} \right)^{\frac{p_2}{p_1}} \right]^{p_1} \quad (22)$$

3.4. MODELO DE DANO DE SUBRAMANYAN

O modelo proposto por Subramanyan (1976) baseia-se em uma representação da curva S-N em um diagrama $\sigma - \log N$ caracterizado por duas retas, uma horizontal correspondente ao limite de fadiga, σ_e , e outra inclinada segundo um ângulo θ_k , conforme mostrado na Fig. (14). Assume-se que retas que passam pelo joelho K estão associadas ao um mesmo dano por fadiga (*isodamage lines*), como ilustrado pela reta tracejada da Fig. (14).

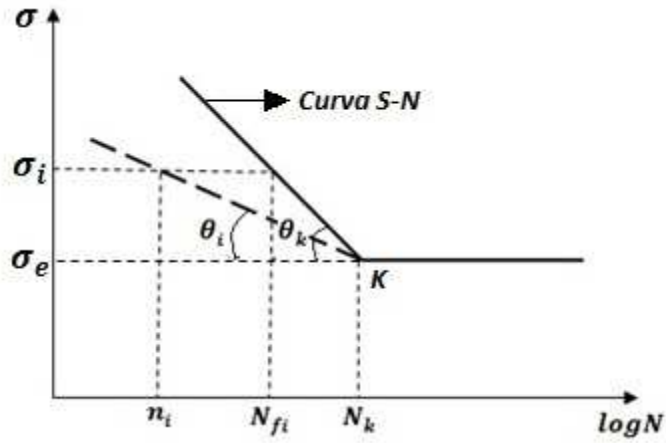


Figura 14. Ilustração do conceito de reta de dano constante (linha tracejada) utilizada no modelo de dano de Subramanyan.

Para um carregamento de amplitude constante, σ_i , o dano por fadiga é dado por:

$$D = \frac{\tan \theta_i}{\tan \theta_k}, \quad (23)$$

ou em função do número de ciclos:

$$D = \frac{\log N_k - \log N_i}{\log N_k - \log n_i} \quad (24)$$

A aplicação desse modelo para um carregamento formado por dois blocos de amplitude constante é apresentada a seguir. Considere que um corpo de prova é ensaiado por n_1 ciclos a uma amplitude de tensão σ_1 e deseja-se encontrar a vida remanescente n_2 a uma amplitude de tensão σ_2 . A linha que une o ponto (n_1, σ_1) ao joelho K é uma linha de dano constante. A partir da Fig. (15), observa-se que

para atingir o mesmo dano com uma amplitude σ_2 deve-se aplicar um número equivalente de ciclos n_{12} que satisfaça a seguinte relação:

$$D = \frac{\log N_k - \log N_1}{\log N_k - \log n_1} = \frac{\log N_k - \log N_2}{\log N_k - \log n_{12}} \quad (25)$$

Rearranjando a Eq. (25) temos:

$$\frac{\log N_k - \log N_2}{\log N_k - \log N_1} = \frac{\log(n_{12} / N_2)}{\log(n_1 / N_1)} = \alpha \quad (26)$$

Como $n_{12} = N_2 - n_2$, obtém-se a vida remanescente:

$$\frac{n_2}{N_2} = 1 - \left(\frac{n_1}{N_1} \right)^\alpha \quad (27)$$

Finalmente, a partir da Eq. (26) e analisando a Fig. (15) temos:

$$\alpha = \frac{\sigma_2 - \sigma_e}{\sigma_1 - \sigma_e} \quad (28)$$

Podem-se fazer as seguintes observações a respeito do modelo de Subramanyan:

A utilização do modelo é simples e requer somente o conhecimento da curva S-N do material;

O modelo pode ser aplicado em carregamentos formados por múltiplos blocos de amplitude constante, conforme apresentado em (Subramanyan, 1976);

O modelo é restrito a materiais que apresentam um limite de fadiga bem definido ou, em outras palavras, a curva S-N possui um “joelho”.

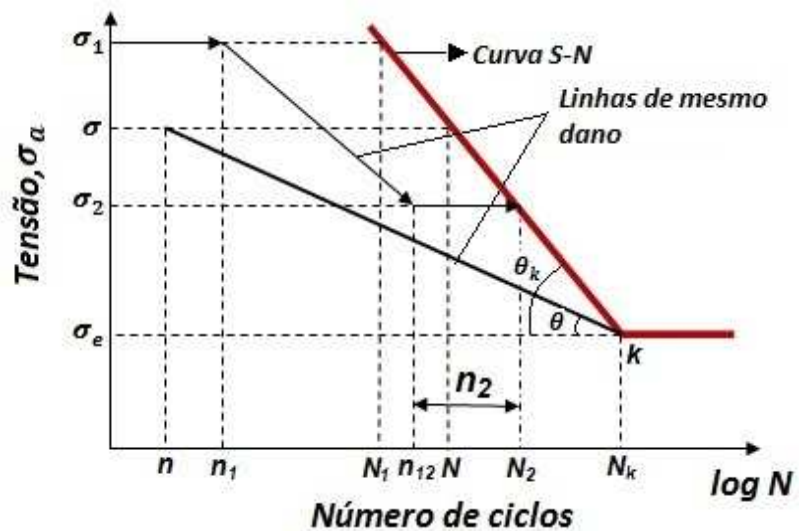


Figura 15. Parâmetros associados a linhas de dano para carregamento com dois blocos de amplitude constante.

3.5. MODELO DE DANO DE LEMAITRE-CHABOCHE

Essa seção apresenta o modelo de dano por fadiga proposto em Chaboche et. al.(1987). Para carregamentos uniaxiais e completamente reversíveis, o incremento de dano é dado por:

$$\frac{dD}{dN} = D^\alpha \left(\frac{\sigma_a}{M_0} \right)^\beta \quad (29)$$

Nessa expressão M_0 e β são parâmetros materiais e $\alpha = \alpha(\sigma_a)$ é uma função que depende da amplitude de tensão aplicada.

Para um carregamento de amplitude constante, o número de ciclos para falha é obtido integrando a Eq. (29) do estado inicial ($D=0$) até a falha ($D=1$):

$$N_f = \frac{1}{1-\alpha} \left(\frac{\sigma_a}{M_0} \right)^{-\beta} \quad (30)$$

Por sua vez, o dano por fadiga após n ciclos de carregamento vale:

$$D = \left(\frac{n}{N_f} \right)^{1/1-\alpha} \quad (31)$$

Nesse trabalho, as seguintes formas para a função $\alpha(\sigma_a)$ serão consideradas:

$$\alpha(\sigma_a) = 1 - a \left(\frac{\sigma_a - \sigma_e}{\sigma_u - \sigma_e} \right) \quad (32)$$

$$\alpha(\sigma_a) = 1 - a(\sigma_a - \sigma_e) \quad (33)$$

onde σ_u é a tensão de ruptura do material, σ_e é o limite de fadiga para um carregamento completamente reversível e a é um parâmetro material. Cabe observar que a Eq. (32) é uma expressão bastante utilizada por Chaboche e co-autores, inclusive em trabalhos recentes (Chaboche et al., 2005; Chaboche et al., 2009).

3.5.1. Aplicação em carregamentos de dois blocos de amplitude constante

Nessa seção estimaremos a vida de um corpo submetido a um carregamento uniaxial formado por dois blocos de amplitude constante, conforme ilustrado na Fig. (16).

Em primeiro lugar, integraremos a Eq. (29) do estado inicial ($D=0$) até o estado correspondente a iniciação de uma trinca por fadiga ($D=1$):

$$\int_0^{D_1} D^{-\alpha_1} dD + \int_{D_1}^1 D^{-\alpha_2} dD = \int_0^{n_1} (\sigma_1 M_0^{-1})^\beta dN + \int_{n_1}^{n_1+n_2} (\sigma_2 M_0^{-1})^\beta dN \quad (34)$$

onde D_1 é o dano acumulado até o final do primeiro bloco de carregamento, $\alpha_1 = \alpha(\sigma_1)$ e $\alpha_2 = \alpha(\sigma_2)$. O resultado da integração da Eq. (34) é:

$$\frac{D_1^{1-\alpha_1}}{1-\alpha_1} + \frac{1}{1-\alpha_2} - \frac{D_1^{1-\alpha_2}}{1-\alpha_2} = (\sigma_1 M_0^{-1})^\beta n_1 + (\sigma_2 M_0^{-1})^\beta n_2 \quad (35)$$

A partir das expressões (30) e (31) temos:

$$\left(\frac{\sigma_1}{M_0} \right)^\beta = \frac{1}{N_1(1-\alpha_1)}, \quad \left(\frac{\sigma_2}{M_0} \right)^\beta = \frac{1}{N_2(1-\alpha_2)}, \quad D_1^{1-\alpha_1} = \frac{n_1}{N_1} \quad (36)$$

Finalmente, substituindo as expressões (36) na Eq. (35), obtém-se a vida remanescente do material:

$$\frac{n_2}{N_2} = 1 - \left(\frac{n_1}{N_1} \right)^p, \quad p = \frac{1-\alpha_2}{1-\alpha_1} \quad (37)$$

Como pode ser visto na expressão (37), o expoente p depende da escolha da função $\alpha(\sigma_a)$. Quando essa função tem a forma dada pela expressão (32) temos:

$$p = \frac{\sigma_2 - \sigma_e}{\sigma_1 - \sigma_e} \frac{\sigma_u - \sigma_1}{\sigma_u - \sigma_2} \quad (38)$$

Quando $\alpha(\sigma_a)$ é igual à expressão (33) temos:

$$p = \frac{\sigma_2 - \sigma_e}{\sigma_1 - \sigma_e} \quad (39)$$

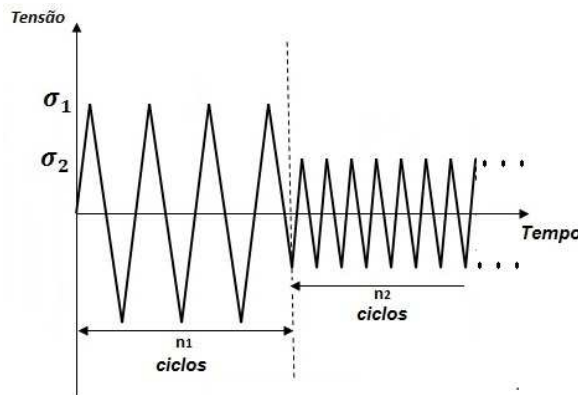


Figura 16. Carregamento formado por dois blocos de amplitude constante.

4. DADOS EXPERIMENTAIS OBTIDOS NA LITERATURA

Este capítulo apresenta os dados experimentais utilizados para avaliação dos modelos de dano por fadiga. Os dados foram produzidos por Manson et al. (1967), Subramanyan (1976) e Pavlou (2003) por meio de ensaios com dois blocos de carregamento uniaxial de amplitude constante.

4.1. DADOS EXPERIMENTAIS OBTIDOS POR MANSON ET AL.

Os ensaios de Manson et al. (1967) foram realizados em máquinas de flexão rotativa (Krouse e Moore) em aços SAE 4130 (*hard* e *soft*) e um aço *maraging* 300CVM.

4.1.1. Composição química dos aços

A Tabela (1) apresenta a composição química nominal dos aços.

Tabela 1. Composição química nominal dos aços (% peso).

Material	Composição Química														
	C	Si	Mn	S	P	Ni	Co	Mo	Al	Ti	B	Zr	Ca	Cr	Fe
SAE 4130 Macio	0,03	0,28	0,50	0,04	0,04			0,20						0,95	97,69
SAE 4130 Duro	0,03	0,28	0,50	0,04	0,04			0,20						0,95	97,69
Maraging 300CVM	0,03	0,10	0,10	0,01	0,01	18,50	9,00	4,80	0,10	0,60	0,003	0,02	0,05		66,70

4.1.2. Corpos de prova

As geometrias dos corpos de prova ensaiados são apresentadas na Fig. (17). Os corpos foram polidos sucessivamente com abrasivos com granas 320, 400 e 500.

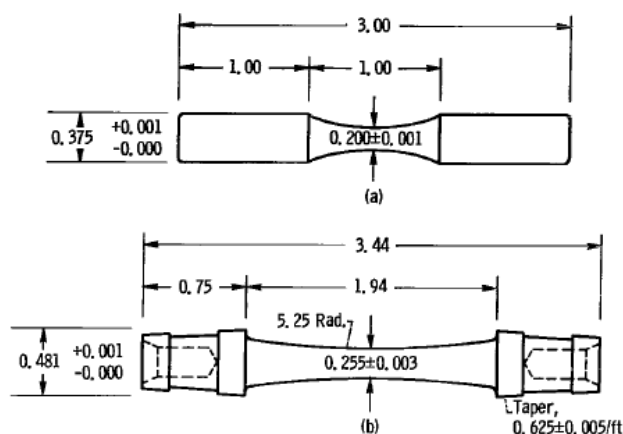


Figura 17. Corpos de prova de flexão rotativa produzidos por Manson et al. (1967).a) Máquina Krouse. b) Máquina R. R. Moore.

4.1.3. Propriedades mecânicas monotônicas

As propriedades mecânicas dos aços são apresentadas na Tabela (2).

Tabela 2: Propriedades mecânicas dos aços.

Material	σ_u (MPa)	σ_e (MPa)	E (GPa)
SAE 4130 Macio	897	440	220
SAE 4130 Duro	1427	375	199
Maraging 300CVM	2032	689	186

4.1.4. Curva S-N

A Fig.(18) é a curva S-N para carregamento completamente reversível para os materiais ensaiados por Manson et al. (1967).

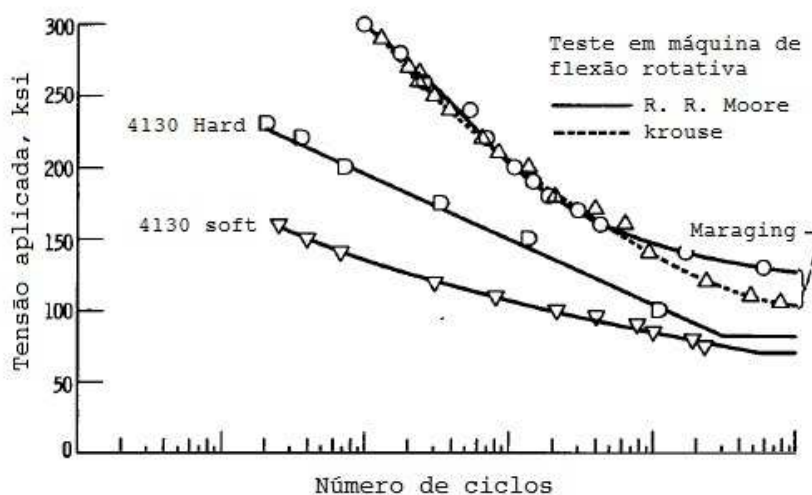


Figura 18. Curva S-N produzida para aços ensaiados por Manson et. Al (1967).

4.1.5. Ensaios com dois blocos de carregamento

Os dados experimentais obtidos por meio de ensaios com dois blocos de carregamento de amplitude constante são apresentados no Anexo 1.

4.2. DADOS EXPERIMENTAIS OBTIDOS POR SUBRAMANYAN

Os ensaios de Subramanyan (1976) foram realizados em uma máquina de flexão rotativa em um aço C-35.

4.2.1. Composição química dos aços

A Tabela (3) apresenta a composição química nominal dos aços.

Tabela 3: Composição química nominal do aço C-35 (% peso).

Material	Composição química					
	C	Mn	S	P	Si	Fe
Aço C-35	0,382	0,6	0,04	0,02	0,19	Restante

4.2.2. Corpos de prova

A geometria dos corpos de prova ensaiados é apresentada na Fig. (19).

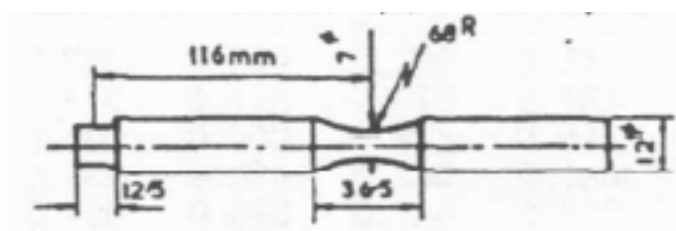


Figura 19. Corpos de prova de flexão rotativa produzidos por Subramanyan (1976)

4.2.3. Propriedades mecânicas monotônicas

As propriedades mecânicas dos aços são apresentadas Tabela (4).

Tabela 4: Propriedades mecânicas do aço C-35.

Material	σ_u (MPa)	σ_e (MPa)	E (GPa)
Aço C-35	458	255	205

4.2.4. Curva S-N

A Fig.(20) é a curva S-N para carregamento completamente reversível produzida a partir de ensaios para o aço C-35 produzida por Subramanyan (1976).

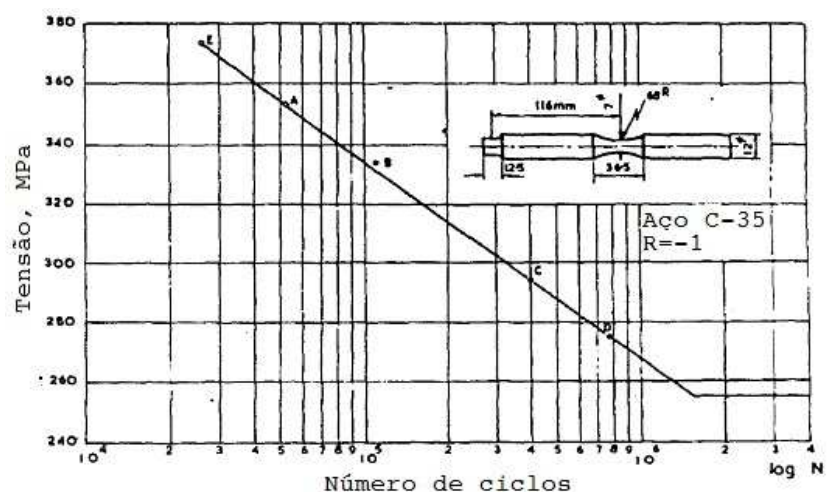


Figura 20. Curva S-N produzida para o aço C-35 ensaiado por Subramanyan (1976).

4.2.5. Ensaios com dois blocos de carregamento

Os valores médios do número de ciclos para falha para cinco amplitudes de tensão, calculados a partir da curva S-N, são apresentados na Tabela (5). Os resultados experimentais obtidos com dois blocos de carregamento encontram-se na Tabela (6).

Tabela 5. Valores médios do número de ciclos para falha obtidos da curva S-N.

σ_a (MPa)	N_f (Ciclos)
373	26 000
353	52 000
334	110 000
294	400 000
275	760 000

Tabela 6. Dados experimentais de ensaios com dois blocos de carregamento no aço C-35 (Subramanyan, 1976).

σ_1 (MPa)	n_1 / N_1	σ_2 (MPa)	n_2 / N_2
353	0.10	275	0.458
353	0.25	275	0.281
353	0.50	275	0.109
353	0.75	275	0.054
353	0.10	275	0.546
275	0.25	353	1.030
275	0.50	353	0.850
275	0.10	353	1.060
334	0.25	294	0.467
334	0.50	294	0.295
334	0.75	294	0.138

334	0.10	294	1.120
294	0.25	334	0.960
294	0.50	334	0.780
334	0.25	275	0.239
334	0.50	275	0.195
334	0.75	275	0.078
334	0.10	275	0.533
353	0.25	294	0.469
353	0.50	294	0.258
353	0.75	294	0.104
353	0.10	294	0.587

4.3. DADOS EXPERIMENTAIS OBTIDOS POR PAVLOU

O material utilizado por Pavlou (2003) foi uma liga de alumínio 2024-T42. Informações sobre o tipo de máquina utilizada nos ensaios de fadiga, a composição química do material e a geometria dos corpos de prova não foram encontradas. O limite de ruptura da liga Al é $\sigma_u = 470$ MPa e a resistência à fadiga correspondente a $N_f = 2 \times 10^6$ ciclos foi considerada igual a $\sigma_e = 100$ MPa.

4.3.1. Curva S-N

A Fig.(21) é a curva S-N para carregamento completamente reversível produzida a partir de ensaios para a liga de alumínio 2024 T42 produzida por Pavlou (2003).

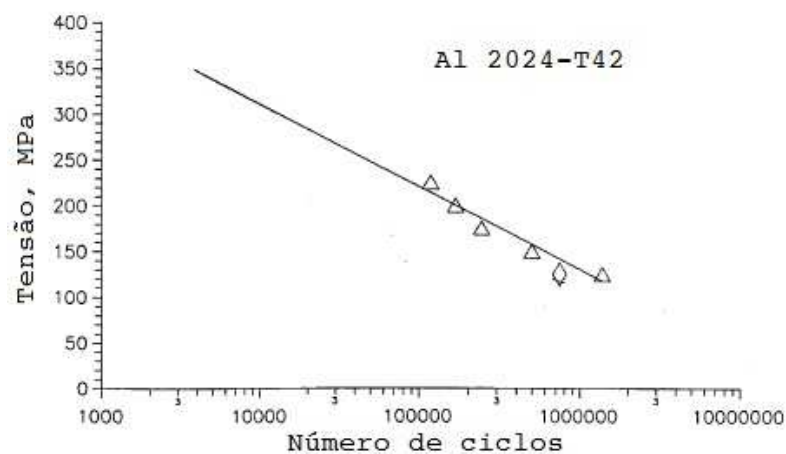


Figura 21. Curva S-N produzida para a liga de alumínio 2024 T42 ensaiado por Pavlou (2003).

4.3.2. Ensaios com dois blocos de carregamento

Foram realizados ensaios com amplitude decrescente ($200\text{ MPa} \rightarrow 150\text{ MPa}$) e com amplitude crescente ($150\text{ MPa} \rightarrow 200\text{ MPa}$). O número de ciclos para falha para uma amplitude de tensão $\sigma_a = 150\text{ MPa}$ é $N_f = 43000$ ciclos e para $\sigma_a = 200\text{ MPa}$ é $N_f = 15000$ ciclos.

Tabela 7: Dados experimentais de ensaios com dois blocos de carregamento na liga Al 2024-T42 (Pavlou, 2003).

σ_1 (MPa)	n_1 (Ciclos)	σ_2 (MPa)	n_2 (Ciclos)
Ensaios com amplitude de tensão decrescente			
200	30 000	150	259 100
200	30 000	150	233 400
200	30 000	150	193 500
200	60 000	150	90 300
200	60 000	150	98 250
200	60 000	150	114 600
200	90 000	150	86 000
200	90 000	150	42 300
200	90 000	150	99 800
Ensaios com amplitude de tensão crescente			
150	86 000	200	138 000
150	86 000	200	147 000
150	86 000	200	148 500
150	172 000	200	138 000
150	172 000	200	139 500
150	172 000	200	123 000
150	258 000	200	89 000
150	258 000	200	81 000
150	258 000	200	75 000

5. VALIDAÇÃO

Este capítulo confronta os modelos de dano por fadiga apresentados no Capítulo 3 com os dados experimentais reunidos no Capítulo 4, referentes a carregamentos de dois blocos de amplitude constante. Dentro desse contexto, os modelos de fadiga podem ser escritos como:

$$\frac{n_2}{N_2} = 1 - \left(\frac{n_1}{N_1} \right)^p \quad (37)$$

Os expoentes p considerados são:

$$p = 1 \quad (38)$$

$$p = \frac{\sigma_2 - \sigma_e}{\sigma_1 - \sigma_e} \quad (39)$$

$$p = \frac{\sigma_2 - \sigma_e}{\sigma_1 - \sigma_e} \frac{\sigma_u - \sigma_1}{\sigma_u - \sigma_2} \quad (40)$$

A expressão (38) e (39) correspondem aos modelos de Palmgren-Miner e Subramanyan, respectivamente. Neste trabalho, o modelo de Lemaitre-Chaboche calcula p a partir da expressão (40).

As Figuras (22), (23), (25), (26), (28), (29) e (31) apresentam as estimativas dos modelos em diagramas Fração de vida aplicada vs. Fração de vida observada. Fica evidente que, em todos os casos, o modelo de Palmgren-Miner não é capaz de estimar a tendência não linear da distribuição dos pontos experimentais. Para o aço maraging e os aços SAE 4130, o modelo de Lemaitre-Chaboche apresentou resultados muito ruins. Cabe notar que em alguns diagramas as estimativas desse modelo não são apresentadas, pois o expoente p calculado deu valores negativos. De forma geral, as predições do modelo de Subramanyan seguiram a tendência dos pontos experimentais; algumas exceções puderam ser notadas como, por exemplo, as sequencias 290-105, 266-105 e 260-105 da Fig. (23).

As Figuras (24), (27), (28), (30) e (31) fornecem uma avaliação dos modelos sob um ponto de vista alternativo, comparando as vidas remanescentes observadas em laboratório e estimadas pelos modelos. Novamente, nota-se que o modelo de Lemaitre-Chaboche não fornece uma boa correlação entre os experimentos e as predições, principalmente para o aço maraging e os aços SAE 4130. Para as sequencias de amplitude crescente (ensaios L-H), o modelo de Palmgren-Miner apresentou muitas estimativas não conservativas, com erros de até 200% (fator 3, sendo um terço ou três vezes a vida observada experimentalmente). Para os aços SAE 4130, C-35 e para a liga Al 2024-T42, a grande maioria das estimativas do modelo de Subramanyan apresentaram erros de até 100% (fator 2, sendo metade ou duas vezes a vida observada experimentalmente). Para o aço maraging, o modelo de Subramanyan estimou erros de até 200% (fator 3). Os ensaios H-L fora da banda de erro de fator 3 correspondem as sequencias 290-105, 266-105 e 260-105 da Fig. (23).

MODELO DE SUBRAMANYAN. MATERIAL: AÇO MARAGING

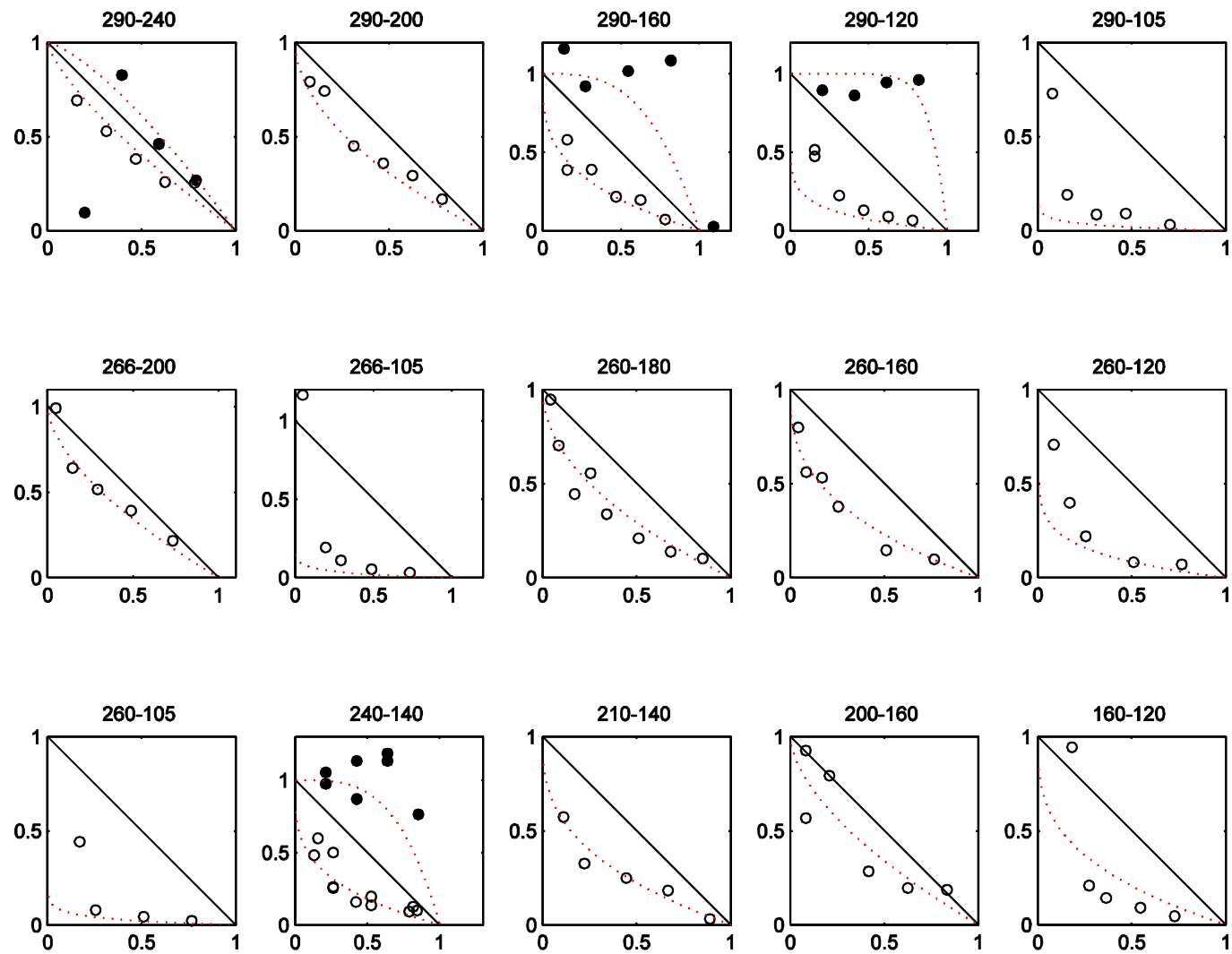


Figura 22. Diagramas Fração de vida aplicada vs. Fração de vida observada.

MODELO DE LEMAITRE-CHABOCHE. MATERIAL: AÇO MARAGING

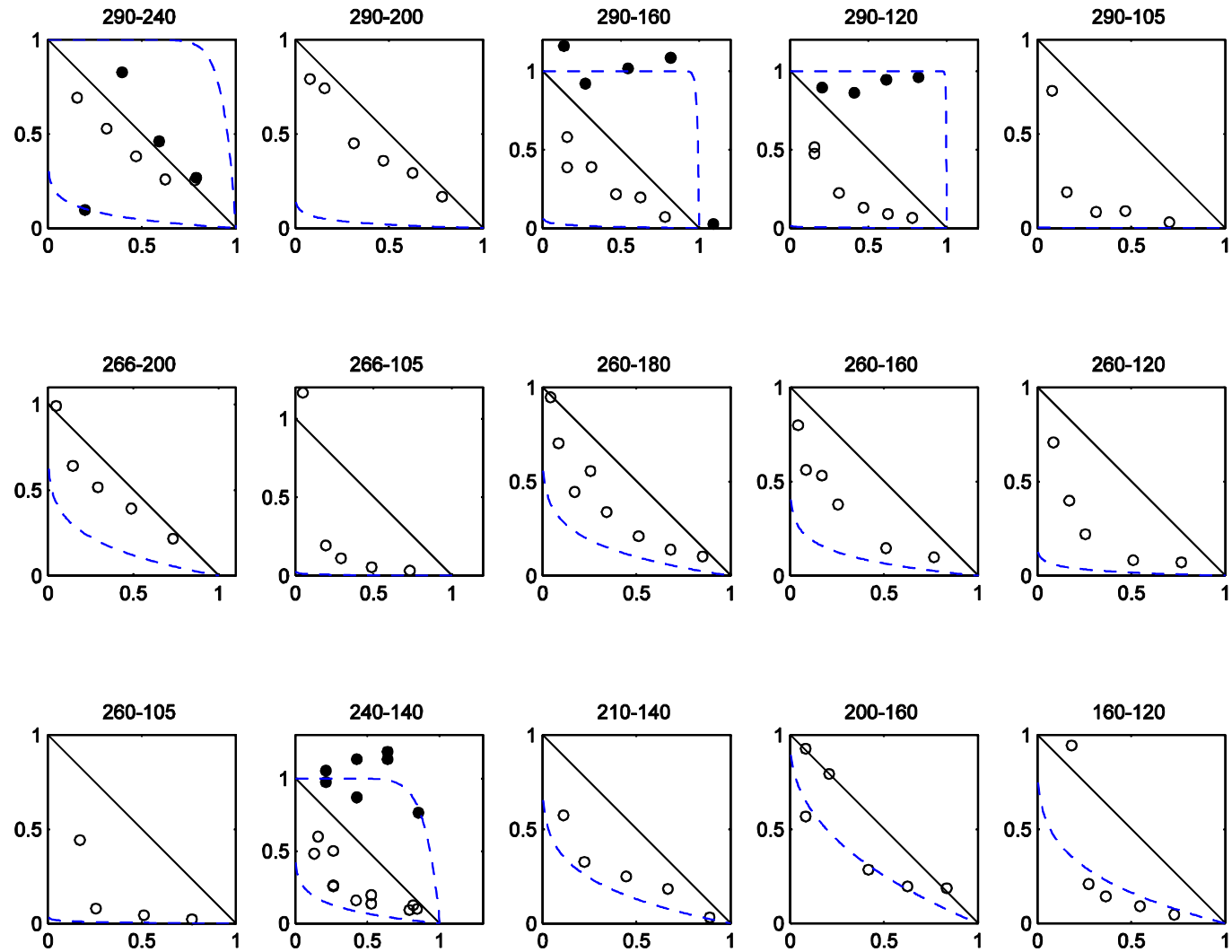


Figura 23. Diagramas Fração de vida aplicada vs. Fração de vida observada.

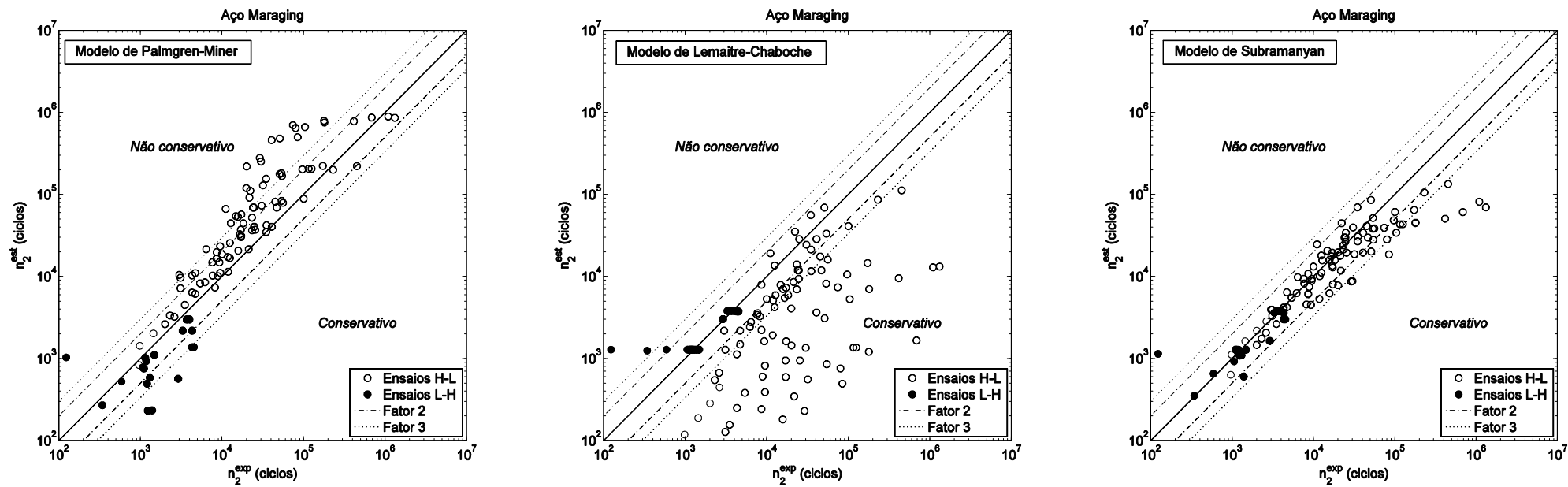


Figura 24. Diagramas Vida remanescente observada vs. Vida remanescente estimada.

MODELO DE SUBRAMANYAN. MATERIAL: AÇO SAE 4130 MACIO

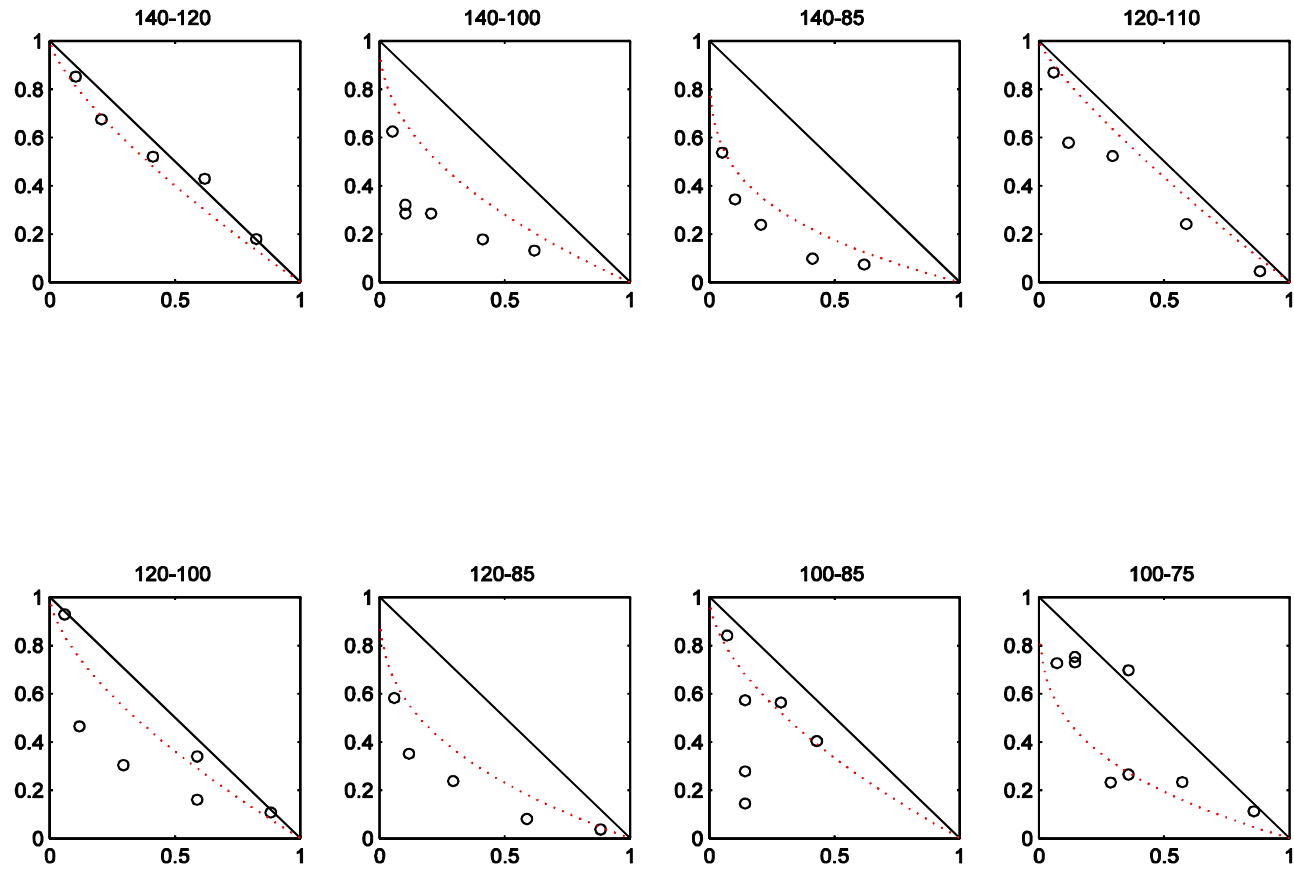


Figura 25. Diagramas Fração de vida aplicada vs. Fração de vida observada.

MODELO DE LEMAITRE-CHABOCHE. MATERIAL: AÇO SAE 4130 MACIO

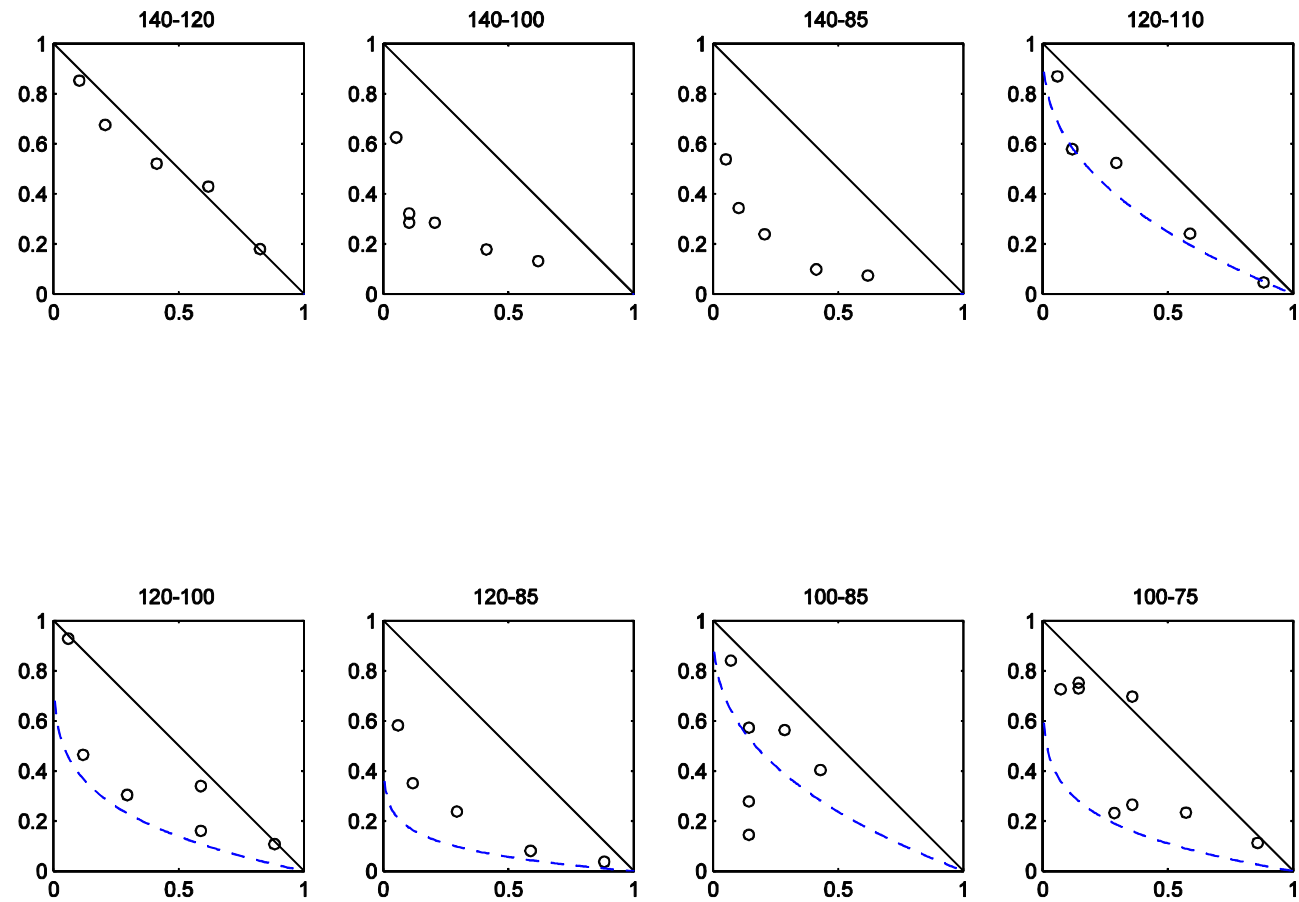


Figura 26. Diagramas Fração de vida aplicada vs. Fração de vida observada.

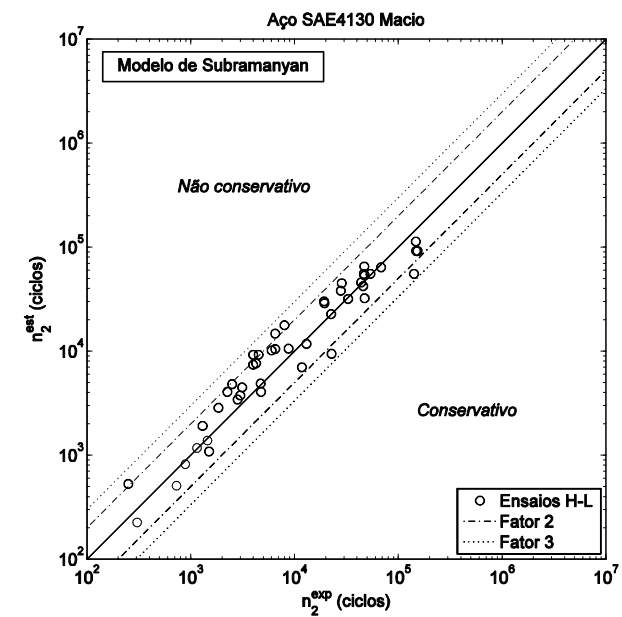
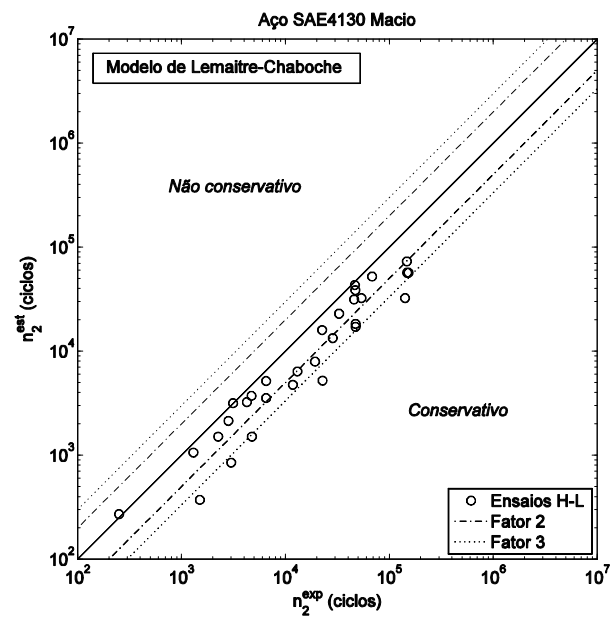
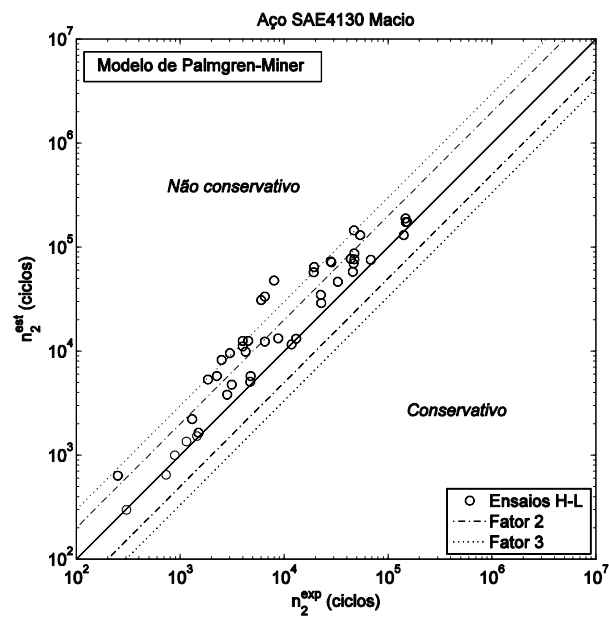


Figura 27. Diagramas Vida remanescente observada vs. Vida remanescente estimada.

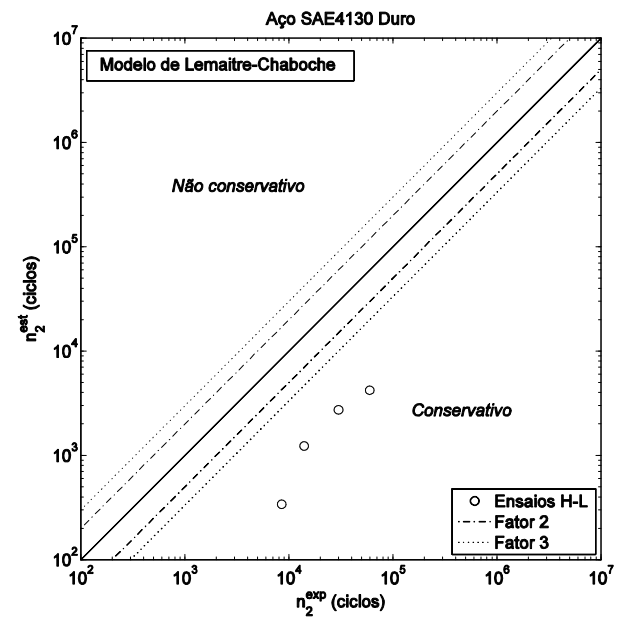
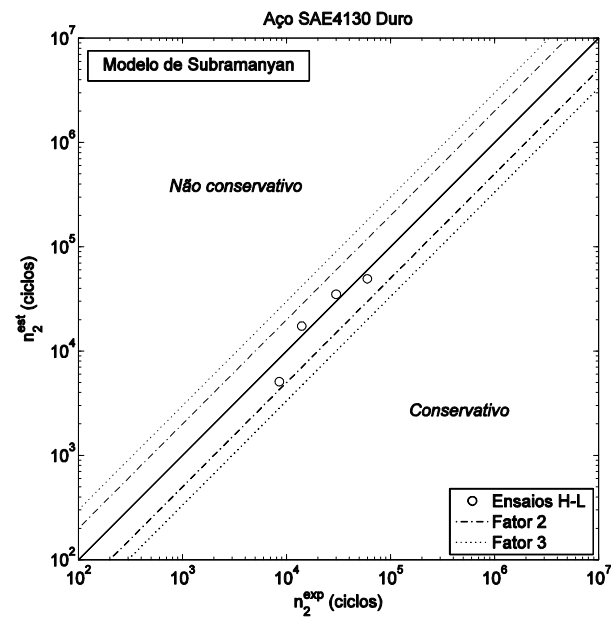
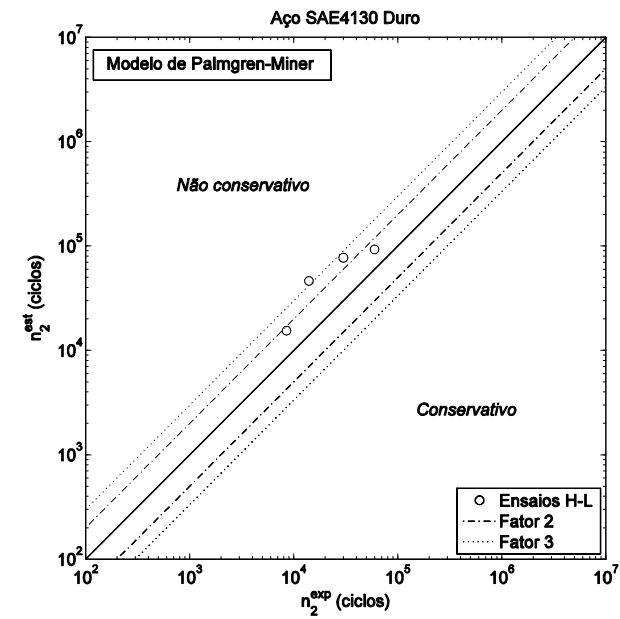
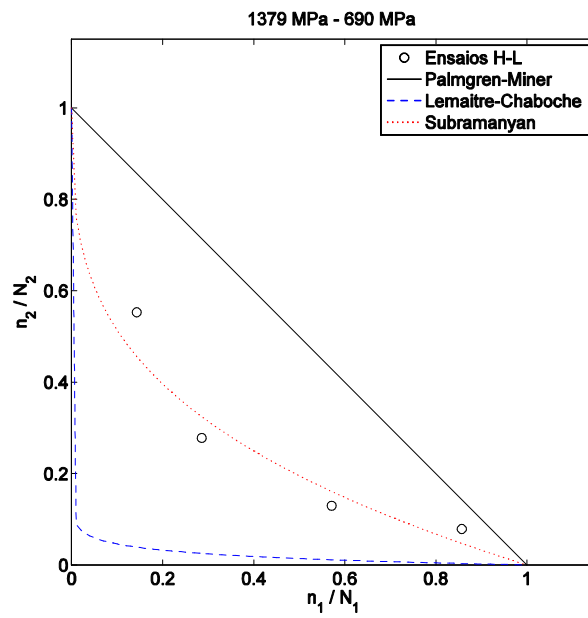


Figura 28. Fração de vida aplicada vs. Fração de vida observada e Diagramas Vida remanescente observada vs. Vida remanescente estimada .

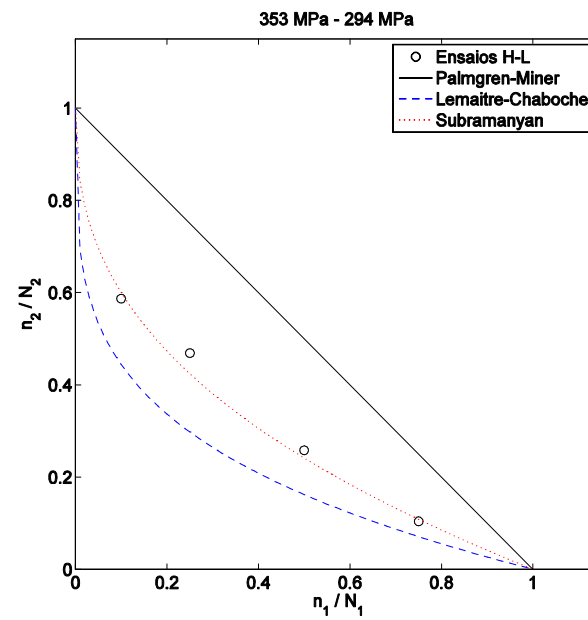
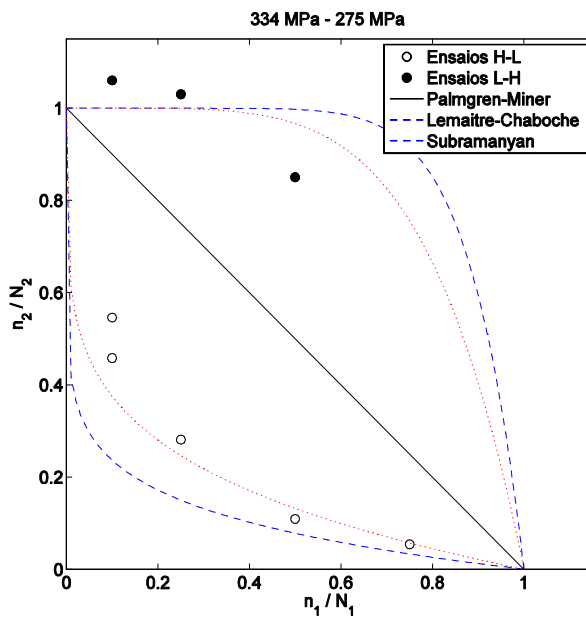
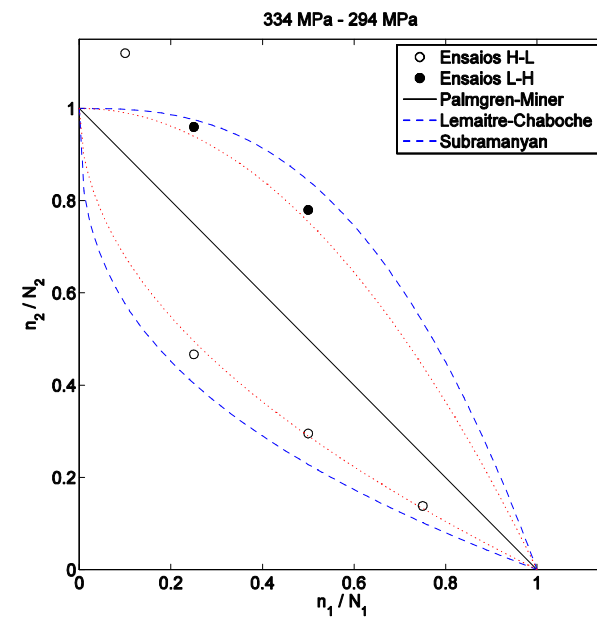
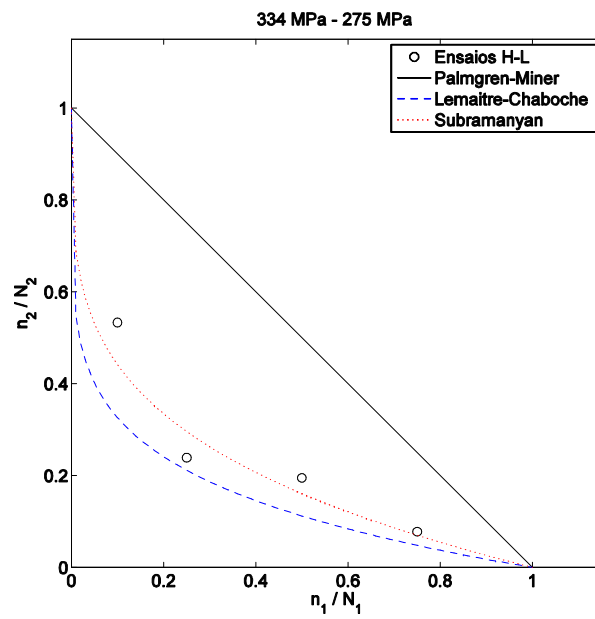


Figura 29. Diagramas Fração de vida aplicada vs. Fração de vida observada.

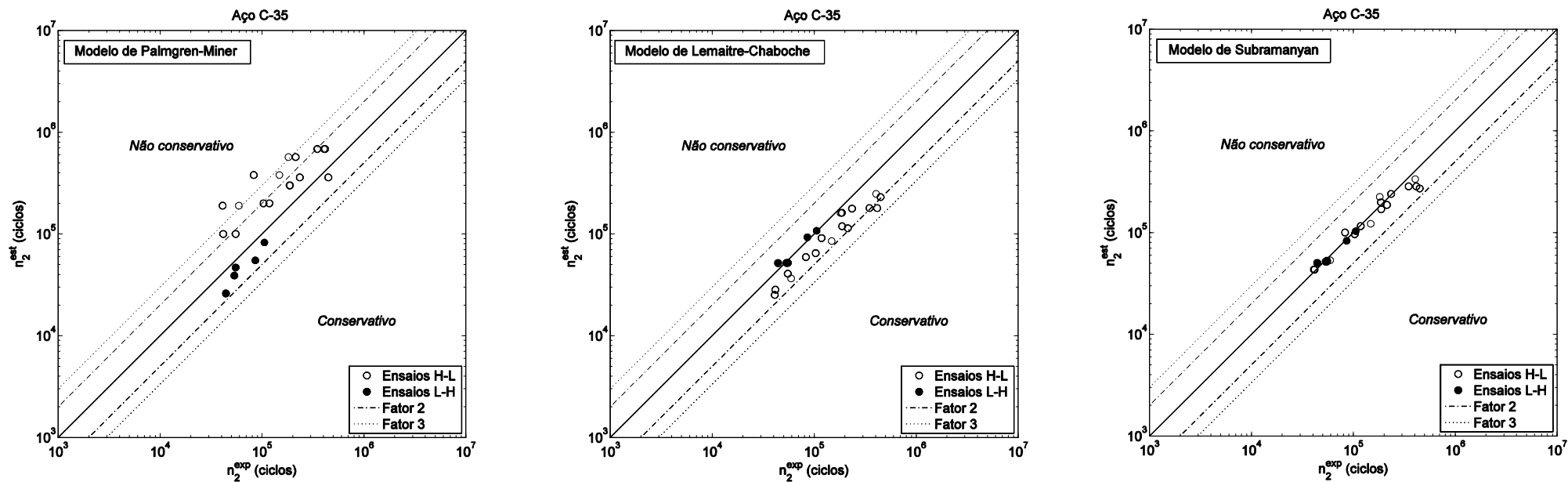


Figura 30. Diagramas Vida remanescente observada vs. Vida remanescente estimada.

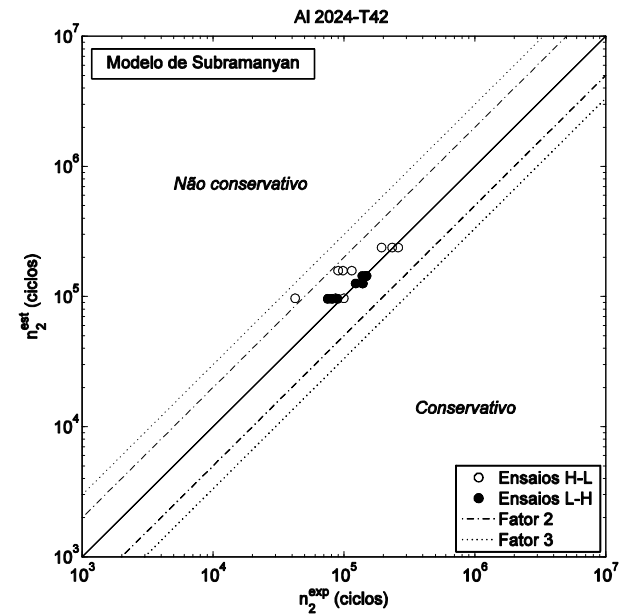
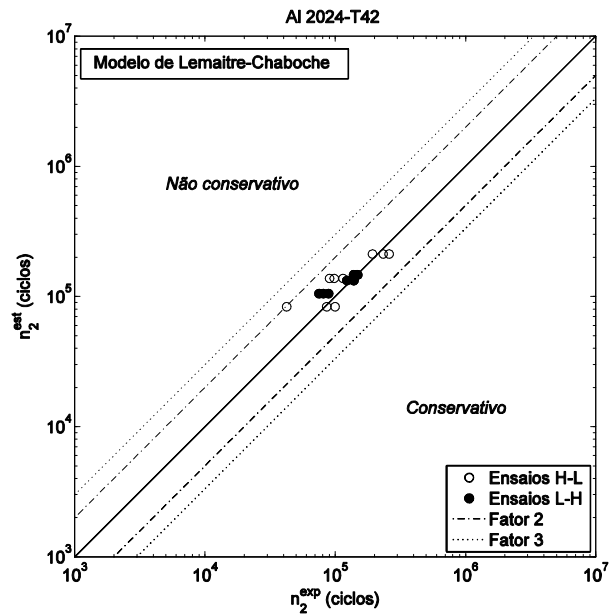
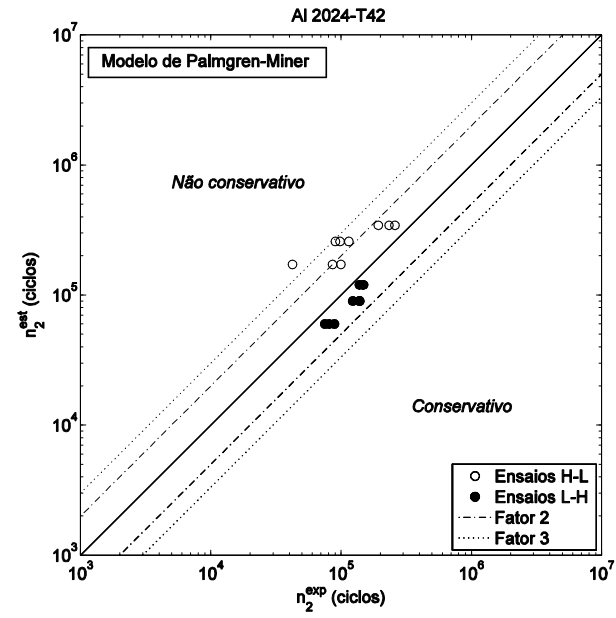
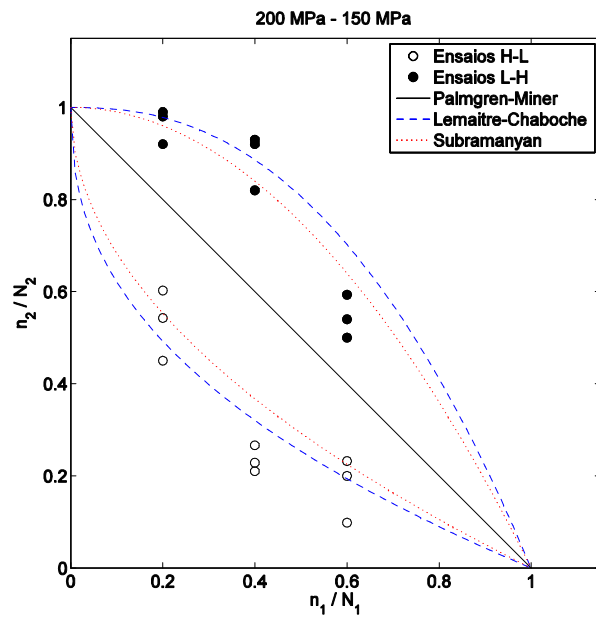


Figura 31. Diagramas Vida remanescente observada vs. Vida remanescente estimada e Fração de vida aplicada vs. Fração de vida observada.

6. CONCLUSÕES

Este trabalho apresentou um estudo sobre modelos uniaxiais de acúmulo de dano por fadiga. A motivação foi fornecer uma avaliação quantitativa do desempenho de alguns modelos quando comparado com dados experimentais. Isso porque, embora hajam alguns trabalhos de revisão sobre esses modelos na literatura (por exemplo, Fatemi & Yangt, 1998), eles são de cunho mais qualitativo. Os modelos considerados na avaliação foram os propostos por Palmgren-Miner, por sua ampla utilização em projetos, e os modelos de Subramanyan e Lemaitre-Chaboche, por preverem o efeito da sequência de carregamento. Foram coletados dados experimentais disponíveis na literatura de resistência à fadiga para carregamentos formados por dois blocos de amplitude constante. Os materiais considerados foram um aço maraging, aços SAE 4130 macio e duro, aço C-35 e uma liga de alumínio 2024-T42.

O modelo de Palmgren-Miner apresentou muitas estimativas não conservativas, com erros acima de 200% (fator 3). O modelo de Lemaitre-Chaboche não apresentou uma boa correlação com os experimentos, principalmente para o aço maraging e os aços SAE 4130. Para os aços SAE 4130 e C-35 e também para a liga Al 2024-T42, a grande maioria das estimativas do modelo de Subramanyan apresentaram erros de 100% (fator 2); para o aço maraging, as estimativas tiveram erros de 200% (fator 3).

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ASTM E 739-91, (2004). **Standard practices for Statistical Analysis of Linear or Linearized Stress-Life (S-N) and Strain-Life (ϵ -N) Fatigue data.**
- ASTM E206-72 (1979) **Definitions of Terms Relating to Fatigue Testing and Statistical Analysis of Fatigue Data.** (withdrawn 1988).
- ASTM E 1049-85, (1990). **Standard Practices for Cycle Counting in Fatigue Analysis.**
- Bannantine, J. A, Comer, J. J, Handrock, J. L. **Fundamentals of Metal Fatigue Analysis**, 1990.
- Basquin, O. The exponential Law of endurance tests. **Proceedings of the American Society for Testing and Materials.** West Conshohocken, vol. 10, PP. 625-630, 1910.
- Chaboche, J.-L., Kaminski, M., Kanoté, P. F, Gallerneau, and S. Kruch. **Lifetime predictions under complex loading for a car application.** Fatigue Design, Senlis, France 16-18 de novembro de 2005.
- Chaboche, J.-L., Kaminski, M., and Kanoté, P. (2009). **Extension and application of a non-linear fatigue damage accumulation rule for variable amplitude loading programs.** O.N.E.R.A, 29 av. de La division Leclerc, 92320 Châtillon, France.
- Chaboche, J.-L., Lesne, M, P. (1987). **A non-linear continuous fatigue damage model.** Office National d'Etudes et de Recherches Aérospatiales. BP 72. F-92322 Châtillon Cedex, France.
- Dowling, N.E. **Mechanical Behavior of Materials.** Prentice-Hall Inc., Englewood Cliffs, 1993.
- Fatemi, A; Zoroufi, M. **Fatigue Performance Evaluation of forged versus competing process Technologies:** 24th Forging Industry Technical Conference. 2002, Cleveland.
- Fatemi, A. and Yangt. L. (1998). **Cumulative fatigue damage life prediction theories: a survey of the state of the art for homogeneous materials.** International Journal of Fatigue, 20(1):9-34
- Mesmacque, G., Garcia, S., Amrouche, A., Rubio-Gonzalez, C. **Sequential law in multiaxial fatigue, a new damage indicator.** International Journal of Fatigue 27(2005). 461-467.
- Lemaitre, J. and Chaboche, J.-L. (1990). **Mechanics of solid materials.** Cambridge University Press.
- Manson, S. S., Freche, J. C., Ensign, C. R. **Application of a double linear damage rule to cumulative damage.** National Aeronautics and Space Administration, pages A1-A38, 1967.
- Marco, S. M., Starkey, W.L. **A concept of fatigue damage.** ASME Transaction, 76-1954.
- Pavlou, D. G. **A phenomenological fatigue damage accumulation rule based on hardness increasing, for the 2024-T42 aluminium.** Engineering Structures 24 (2002) 1363-1368, 2002.
- Palmgren, A. **“Die Lebensdauer Von Kugellagern”**, ZVDI, vol. 68, p. 339-341, 1924; M. A. Miner, **“Cumulative Damage in Fatigue”**, J. Appl. Mech., vol. 12, Trans. ASME, vol. 67, p. A159-A164, 1945.
- R. P. Reed, J. H. Smith, and B. W. Christ. **The Economic Effects of Fracture in the United States**, U. S. Department of commerce, National Bureau of Standards, Special Publication 647, March 1983.
- Sharp, L. M., Nordmark, E., G., Menzemer, C., C. **Fatigue Design of aluminium Components & Structures**, 1996.
- Stephens, R.I., Fatemi, A., Stephens, R.R., Fuchs, H.O. **Metal Fatigue in Engineering**, 2001.

Subramanyan, S. S., Freche, J., and Ensign, C. R. (1976). **Cumulative damage rule based on the knee point of the S-N curve.** Journal of Engineering Materials and Technology, pages A316-E3558.

Suresh, S. **Fatigue of Materials.** Cambridge University Press; 2ª edição, 1998.

Wöhler, A. Über die Festigkeits-Versuche MIT Eisen und Stahl. **Zeitschrift für Bauwesen.** Berlin, vol. 20, pp.75-106, 1870.

Voyiadjis, G. Z., Kattan, P. I.; **Damage Mechanics.** Editora Taylor & Francis, Estados Unidos, 2005

ANEXOS

	Pág.
Anexo I	
Dados experimentais produzidos por Manson et. al (1967)	53

ANEXO I: DADOS EXPERIMENTAIS DE MANSON ET AL. (1967)

As tabelas a seguir apresentam os dados experimentais produzidos por Manson et al. (1967) a partir de ensaios com dois blocos de carregamento de amplitude constante.

Aço Maraging 300CVM					
σ_1 (ksi)	N_{f1} (ciclos)	n_1 (ciclos)	σ_2 (ksi)	N_{f2} (ciclos)	n_2 (ciclos)
290	1280	200	240	3800	2628
290	1280	400	240	3800	2008
290	1280	600	240	3800	1444
290	1280	800	240	3800	982
290	1280	1000	240	3800	962
240	3800	750	290	1280	123
240	3800	1500	290	1280	1058
240	3800	2250	290	1280	589
240	3800	3000	290	1280	342

290	1280	100	200	12000	9500
290	1280	200	200	12000	8900
290	1280	400	200	12000	5400
290	1280	600	200	12000	4300
290	1280	800	200	12000	3500
290	1280	1000	200	12000	2000

290	1280	200	160	44000	25500
290	1280	200	160	44000	17000
290	1280	400	160	44000	17100
290	1280	600	160	44000	9500
290	1280	800	160	44000	8600
290	1280	1000	160	44000	3097
160	44000	6000	290	1280	1484
160	44000	12000	290	1280	1178
160	44000	24000	290	1280	1302
160	44000	36000	290	1280	1388
160	44000	48000	290	1280	33
290	1280	200	120	244000	125600
290	1280	200	120	244000	115700
290	1280	400	120	244000	54400
290	1280	600	120	244000	31800
290	1280	800	120	244000	21700
290	1280	1000	120	244000	15700
120	244000	50000	290	1280	1145
120	244000	100000	290	1280	1103
120	244000	150000	290	1280	1209
120	244000	200000	290	1280	1230

290	1280	100	105	940000	684700
290	1280	200	105	940000	178500
290	1280	400	105	940000	80200
290	1280	600	105	940000	84700
290	1280	900	105	940000	29100
266	2050	100	200	12000	11900
266	2050	300	200	12000	7700
266	2050	600	200	12000	6200
266	2050	1000	200	12000	4700
266	2050	1500	200	12000	2600
266	2050	100	105	940000	1094600
266	2050	400	105	940000	180400
266	2050	600	105	940000	104200
266	2050	1000	105	940000	51300
266	2050	1500	105	940000	30100
260	2350	100	180	22500	21300
260	2350	200	180	22500	15800
260	2350	400	180	22500	10000
260	2350	600	180	22500	12500
260	2350	800	180	22500	7600
260	2350	1200	180	22500	4700
260	2350	1600	180	22500	3100
260	2350	2000	180	22500	2300
260	2350	100	160	44000	35100
260	2350	200	160	44000	24700
260	2350	400	160	44000	23400
260	2350	600	160	44000	16600
260	2350	1200	160	44000	6400
260	2350	1800	160	44000	4300
260	2350	200	120	244000	172500
260	2350	400	120	244000	97000
260	2350	600	120	244000	53600
260	2350	1200	120	244000	20000
260	2350	1800	120	244000	17300
260	2350	200	105	940000	1319200
260	2350	400	105	940000	415600
260	2350	600	105	940000	74100
260	2350	1200	105	940000	40700
260	2350	1800	105	940000	20100

240	3800	500	140	94000	45200
240	3800	600	140	94000	56200
240	3800	1000	140	94000	47000
240	3800	1000	140	94000	24700
240	3800	1000	140	94000	24000
240	3800	1600	140	94000	14800
240	3800	2000	140	94000	18300
240	3800	2000	140	94000	12800
240	3800	3000	140	94000	8600
240	3800	3100	140	94000	11800
240	3800	3200	140	94000	9300
140	94000	20000	240	3800	4000
140	94000	20000	240	3800	3700
140	94000	40000	240	3800	4300
140	94000	40000	240	3800	3300
140	94000	60000	240	3800	4500
140	94000	60000	240	3800	4300
140	94000	70000	240	3800	c
140	94000	80000	240	3800	2900
140	94000	80000	240	3800	c
210	9000	500	140	94000	100400
210	9000	1000	140	94000	53900
210	9000	2000	140	94000	30700
210	9000	4000	140	94000	23400
210	9000	6000	140	94000	17200
210	9000	8000	140	94000	3000
200	12000	1000	160	44000	40800
200	12000	1000	160	44000	25000
200	12000	2500	160	44000	34900
200	12000	5000	160	44000	12500
200	12000	7500	160	44000	8600
200	12000	10000	160	44000	8200
160	44000	4000	120	244000	451900
160	44000	8000	120	244000	230500
160	44000	12000	120	244000	50900
160	44000	16000	120	244000	34800
160	44000	24000	120	244000	22200
160	44000	32000	120	244000	11100

Aço SAE 4130 Macio					
σ_1 (ksi)	N_{f1} (ciclos)	n_1 (ciclos)	σ_2 (ksi)	N_{f2} (ciclos)	n_2 (ciclos)
140	642	50	120	3080	1449
140	642	100	120	3080	1148
140	642	200	120	3080	886
140	642	300	120	3080	730
140	642	400	120	3080	304
140	642	25	100	22873	8750
140	642	50	100	22873	4500
140	642	50	100	22873	4000
140	642	100	100	22873	4000
140	642	200	100	22873	2500
140	642	300	100	22873	1850
140	642	25	85	133500	43700
140	642	50	85	133500	27925
140	642	100	85	133500	19400
140	642	200	85	133500	8000
140	642	300	85	133500	6000
140	642	25	75	272872	123000
140	642	50	75	272872	79000
140	642	100	75	272872	59000
140	642	200	75	272872	39750
140	642	300	75	272872	32000
140	642	400	75	272872	12750
140	642	500	75	272872	4750
120	3080	100	110	7704	4700
120	3080	200	110	7704	3125
120	3080	500	110	7704	2825
120	3080	1000	110	7704	1300
120	3080	1500	110	7704	250
120	3080	100	100	22873	13000
120	3080	200	100	22873	6500
120	3080	500	100	22873	4250
120	3080	1000	100	22873	2250
120	3080	1000	100	22873	4750
120	3080	1500	100	22873	1500
120	3080	100	85	133500	47250
120	3080	200	85	133500	28500
120	3080	500	85	133500	19250

120	3080	1000	85	133500	6500
120	3080	1500	85	133500	3000
120	3080	200	75	272872	86000
120	3080	500	75	272872	44000
120	3080	1000	75	272872	27250
120	3080	1500	75	272872	26000
120	3080	2000	75	272872	11000
100	22873	1000	85	133500	68250
100	22873	2000	85	133500	46500
100	22873	4000	85	133500	45750
100	22873	6000	85	133500	32750
100	22873	2000	85	133500	22500
100	22873	2000	85	133500	11750
100	22873	2000	75	272872	147250
100	22873	2000	75	272872	152750
100	22873	2000	75	272872	148000
100	22873	2000	75	272872	47000
100	22873	2000	75	272872	53750
100	22873	2000	75	272872	141500
100	22873	2000	75	272872	47250
100	22873	2000	75	272872	22750

Aço SAE 4130 Duro					
σ_1 (ksi)	N_{f1} (ciclos)	n_1 (ciclos)	σ_2 (ksi)	N_{f2} (ciclos)	n_2 (ciclos)
200	694	100	100	151635	59750
200	694	200	100	151635	30000
200	694	400	100	151635	14000
200	694	600	100	151635	8500