

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA – UNB**

**FACULDADE DO GAMA**

**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM INTEGRIDADE DE MATERIAIS DA ENGENHARIA**

**AVALIAÇÃO DE MÉTODOS MULTIAXIAIS E CLÁSSICOS NA PREVISÃO DE VIDA À FADIGA:  
ESTUDOS EM LIGAS AISI/SAE 4130 E AL 2024-T3**

**SIMELIA DOS SANTOS**

**ORIENTADOR: PROF. DR. JORGE LUIZ DE ALMEIDA FERREIRA**

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA – UNB

FACULDADE DO GAMA

**AVALIAÇÃO DE MÉTODOS MULTIAXIAIS E CLÁSSICOS NA PREVISÃO DE VIDA À FADIGA:  
ESTUDOS EM LIGAS AISI/SAE 4130 E AL 2024-T3**

**SIMELIA DOS SANTOS**

**ORIENTADOR: PROF. DR. JORGE LUIZ DE ALMEIDA FERREIRA**

**DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM INTEGRIDADE DE MATERIAIS DA ENGENHARIA**

**PUBLICAÇÃO: 109A/2024**

**BRASÍLIA/DF, MARÇO DE 2024**

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA – UNB  
FACULDADE DO GAMA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM INTEGRIDADE DE MATERIAIS DA  
ENGENHARIA

**AVALIAÇÃO DE MÉTODOS MULTIAXIAIS E CLÁSSICOS NA PREVISÃO DE VIDA À  
FADIGA: ESTUDOS EM LIGAS AISI/SAE 4130 E AL 2024-T3**

SIMELIA DOS SANTOS

DISSERTAÇÃO DE Mestrado submetida ao Programa de Pós-Graduação em Integridade de Materiais da Engenharia da Universidade de Brasília, como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre.

APROVADA POR:

---

PROF. DR. JORGE LUIZ DE ALMEIDA FERREIRA  
(ORIENTADOR)

---

DR. ÉDER LIMA DE ALBUQUERQUE, FT/UNB  
(EXAMINADOR INTERNO)

---

DR. MARCUS VINÍCIUS COSTA SÁ, IFB  
(EXAMINADOR EXTERNO)

**BRASÍLIA/DF, MARÇO DE 2024**

## FICHA CATALOGRÁFICA

SANTOS, D, SIMELIA

Avaliação de Métodos Multiaxiais e Clássicos na Previsão de Vida à Fadiga:

Estudos em Ligas AISI/SAE 4130 e Al 2024-T3

[Distrito Federal], 2024.

62p., 210 × 297 mm (FGA/UnB Gama, Mestrado em Integridade de Materiais da Engenharia, 2024).

Dissertação de Mestrado - Universidade de Brasília.

Faculdade do Gama

- |                    |                      |
|--------------------|----------------------|
| 1. Curva de Wöhler | 2. Planos críticos   |
| 3. Falha           | 4. Fadiga multiaxial |
| I. ENC/FT/UnB.     | II. Título (série)   |

## REFERÊNCIA

SANTOS, D, SIMELIA (2024). Avaliação de Métodos Multiaxiais e Clássicos na Previsão de Vida à Fadiga:Estudos em Ligas AISI/SAE 4130 e Al 2024-T3. Dissertação de mestrado em Integridade de Materiais da Engenharia, Publicação 109A/2024, Programa de Pós-Graduação, Faculdade do Gama, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 62p.

## CESSÃO DE DIREITOS

AUTOR: SIMELIA DOS SANTOS

TÍTULO: Avaliação de Métodos Multiaxiais e Clássicos na Previsão de Vida à Fadiga:Estudos em Ligas AISI/SAE 4130 e Al 2024-T3

GRAU: Mestre

ANO: 2024

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

---

[eng.simeiageotec@gmail.com](mailto:eng.simeiageotec@gmail.com)

Brasília, DF – Brasil

*Não fui eu que ordenei a você? Seja forte e corajoso! Não se apavore nem desanime, pois o Senhor, o seu Deus, estará com você por onde você andar”.*

Josué 1:9

## **AGRADECIMENTOS**

Agradeço à Deus, por não me deixar desistir, esse mestrado é apenas uma das suas promessas cumpridas.

À minha irmã Bia, por acreditar e sempre apoiar nas minhas escolhas.

À minha amiga Ingrid, por sempre me incentivar e apoiar na minha trajetória.

Agradeço ao meu orientador Jorge Luiz pelo auxílio na execução deste trabalho, agradeço por ele ser esse profissional tão humano, paciente e cheio de luz, ele não se importa apenas com números, sim com pessoas, graças a você professor, eu não desisti, serei muito grata sempre.

À todos os colegas do curso de mestrado pelo companheirismo e convivência neste período, em especial ao colega Jailson França, que me ajudou muito, foi um coorientador todo esse tempo.

Agradeço à todas as pessoas que, de forma direta ou indireta, torcem por mim e intercedem pela minha vida.

Por fim, agradeço à CAPES (Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior) pelo incentivo financeiro tão importante para a realização deste mestrado.

## RESUMO

O presente trabalho tem como objetivo realizar a comparação da previsão de vida à fadiga sob efeito da tensão média das ligas de aço SAE 4130 e do alumínio Al 2024-T3, utilizando modelos multiaxiais e clássicos, abordando modelos de planos críticos. Para isso foram implementadas as rotinas do método com auxílio do software MATLAB de forma direta, para o processo de determinação do plano crítico, incluindo o carregamento com e fora de fase, varredura de como as tensões normal e cisalhante variam no plano, definição e armazenamento da evolução máxima das tensões em cada plano de corte e cálculo das previsões de vida.

O método consiste em prever a vida em fadiga e a orientação dos planos de falhas através da máxima amplitude tensão normal e cisalhante. A fim de avaliar o método foram estimados os planos críticos dos modelos multiaxiais, subsequente a calibração das constantes das Curvas de Wöhler Modificadas, e as calibrações dos modelos tradicionais de Walker e Kwofie. Foram realizadas as previsões de vida da liga de aço SAE 4130 e a liga de Al 2024-T3 considerando os testes experimentais disponíveis na literatura para diferentes razões de carregamento sob efeito de tensão de tração com diferentes razões de tensão.

A validação dos modelos de previsão de vida, considerando modelos multiaxiais e uniaxiais, foi realizada através da comparação analítica entre as vidas estimadas com as vidas experimentais. Os resultados foram avaliados por meio da performance do índice de erro e banda de confiança de  $\pm 3$  vidas, permitindo uma análise da proximidade entre as vidas previstas e as vidas experimentais.

Analisando os resultados obtidos das previsões de vida baseando-se nos resultados apresentados, não parece haver um modelo único de previsão de vida à fadiga que seja supremo tanto para o aço SAE 4130 quanto para a liga de alumínio Al 2024-T3. Entretanto, observa-se que os modelos de Walker e de Kwofie se destacam como boas opções, oferecendo previsões razoavelmente satisfatórias para ambos os materiais.

Palavras-chave: Planos críticos, vida experimental, fadiga multiaxial, tensão cisalhante, tensão média.

## ABSTRACT

The present work aims to compare fatigue life prediction under the influence of mean stress for SAE 4130 steel and Al 2024-T3 aluminum alloys, using multiaxial and classical models, with the critical plane models approach. The routines of the method were implemented directly using MATLAB software for the critical plane determination process, including in-phase and out-of-phase loading, scanning how normal and shear stresses vary on the plane, defining and storing the maximum stress evolution on each cutting plane, and calculating life predictions.

The method involves predicting fatigue life and failure plane orientation through the maximum amplitude of normal and shear stress. Critical planes of multiaxial models were estimated to evaluate the method, followed by the calibration of constants of Modified Wöhler Curves, and calibrations of traditional Walker and Kwofie models. Life predictions for SAE 4130 steel and Al 2024-T3 alloy were made considering experimental tests available in the literature for different loading ratios under tensile stress with different stress ratios.

Validation of life prediction models, considering both multiaxial and uniaxial models, was performed through analytical comparison between estimated and experimental lives. The results were evaluated using the error-index performance and a confidence band of  $\pm 3$  lives, allowing an analysis of the proximity between predicted and experimental lives.

Analyzing the results obtained from the fatigue life predictions based on the presented outcomes, it does not seem to exist a single supreme model for predicting fatigue life that applies equally well to both SAE 4130 steel and Al 2024-T3 aluminum alloy. However, it is observed that the Walker and Kwofie models stand out as good options, providing reasonably satisfactory predictions for both materials.

Keywords: Critical planes, experimental life, multiaxial fatigue, shear stress, mean stress.

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>Introdução</b>	<b>1</b>
1.1	Contextualização e Motivação . . . . .	1
1.2	Objetivo . . . . .	2
<b>2</b>	<b>Fadiga</b>	<b>3</b>
2.1	Fadiga Uniaxial . . . . .	3
2.1.1	Abordagem Tensão-Vida . . . . .	3
2.1.2	Efeito da Amplitude de Tensão Média . . . . .	4
2.1.3	Revisão dos Modelos Clássicos de Fadiga . . . . .	6
<b>3</b>	<b>Fadiga Multiaxial</b>	<b>9</b>
3.1	Aspectos Gerais . . . . .	9
3.1.1	Conceitos Preliminares de Planos de Tensão . . . . .	10
3.2	Modelos de Fadiga Multiaxial . . . . .	13
3.2.1	Modelos Baseados em Planos Críticos . . . . .	13
3.2.2	Método da Curva de Wöhler Modificada (MCWM) . . . . .	14
3.2.3	Modelo de Susmel e Lazzarin . . . . .	15
3.2.4	Calibração da CWM . . . . .	16
3.2.5	Modelo de Fatemi- Socie (FS) . . . . .	19
3.2.6	Modelo de Smith-Watson-Topper (SWT) . . . . .	20
<b>4</b>	<b>Materiais e Métodos</b>	<b>22</b>
4.1	Materiais . . . . .	22
4.1.1	Dados Experimentais . . . . .	22
4.1.2	Liga AL 2024-T3 . . . . .	22
4.1.3	Liga SAE 4130 . . . . .	23
4.2	Métodos . . . . .	23

4.2.1	Considerações Gerais . . . . .	23
4.2.2	Estimativa de Planos Críticos . . . . .	25
4.2.3	Calibração das Constantes da Curva da Amplitude da Tensão Cisalhante <i>versus</i> Vida . . . . .	26
4.2.4	Calibração das Curvas dos Parâmetros de $P_{SWT}$ e $P_{FS}$ <i>versus</i> Vida . . . . .	28
4.2.5	Calibração do Parâmetro de Walker . . . . .	29
4.2.6	Calibração do Parâmetro de Kwofie . . . . .	30
4.2.7	Previsão de Vida baseada em Modelos Uniaxiais e Multiaxiais de Fadiga . . . . .	31
<b>5</b>	<b>Resultados e Discussões</b>	<b>33</b>
5.1	Curvas S-N . . . . .	33
5.1.1	Curvas da Amplitude da Tensão Cisalhante <i>versus</i> Vida . . . . .	34
5.1.2	Curvas das Constantes $A_\rho$ e $b_\rho$ <i>versus</i> Razão de Tensão . . . . .	35
5.1.3	Curvas dos Parâmetros de FS e SWT <i>versus</i> Vida . . . . .	37
5.1.4	Curvas dos parâmetros de Walker e Kwofie <i>versus</i> Vida . . . . .	39
5.1.5	Avaliação de Métodos Multiaxiais e Clássicos na Previsão de Vida à Fadiga . . . . .	41
<b>6</b>	<b>Conclusões</b>	<b>53</b>
<b>7</b>	<b>Sugestões de Trabalhos Futuros</b>	<b>55</b>
7.1	Trabalhos Futuros . . . . .	55
	<b>Lista de Referências</b>	<b>55</b>
	<b>Apêndice A</b>	<b>59</b>

## LISTA DE TABELAS

3.1	Propriedades axiais e cisalhantes . . . . .	20
4.1	Propriedades mecânicas liga Al 2024-T3, [Borges, 2018] . . . . .	22
4.2	Propriedades mecânicas liga SAE 4130 [Borges, 2018] . . . . .	23
4.3	Equações das estimativa das tesões equivalentes e vidas previstas . . . . .	32
5.1	Parâmetros de caracterização das curvas S-N . . . . .	34
5.2	Parâmetros de caracterização das curvas $\tau-N$ . . . . .	35
5.3	Síntese das curvas das constantes $A_\rho$ e $b_\rho$ . . . . .	36
5.4	Parâmetros das curvas $P_* - N$ . . . . .	37
5.5	Síntese dos parâmetros $P_W$ e $P_k$ . . . . .	40
5.6	Síntese dos eventos dentro da Banda de Confiança para $R \neq -1$ . . . . .	41
5.7	Síntese dos erros . . . . .	49

## LISTA DE FIGURAS

2.1	Representação da Curva S-N . . . . .	3
2.2	Representação do ciclo de tensão senoidal. . . . .	5
2.3	Efeito da tensão média na vida em fadiga. . . . .	6
2.4	Efeito da tensão média na resistência à fadiga. . . . .	7
3.1	Representação: a) Forças externas atuante em um ponto material. b) Componentes de tensão em um plano infinitesimal [Carpinteri et al., 2008, Fatemi and Socie, 1988]. . . . .	11
3.2	Vetor unitário $\mathbf{n}$ referenciado em um sistema de coordenadas cilíndricas $O_{xyz}$ , Carpinteri et al. [2008]. . . . .	12
3.3	Representação: a) Vetor tensão $\mathbf{t}$ e suas componentes normal e cisalhante no plano $O_{xyz}$ . b) Projeção do vetor $\mathbf{t}$ sobre o plano para um período de um ciclo de carregamento, Susmel et al. [2005]. . . . .	12
3.4	Bandas de deslizamento persistentes, Fonte: Modificada Susmel [2009]. . . . .	15
3.5	Espécime submetido a carregamento de tensão biaxial, Susmel [2009]. . . . .	17
3.6	Círculo de Möhr: a) Carregamento reverso de Tração/Compressão. b) Carregamento reverso de torção [Susmel, 2009]. . . . .	17
3.7	Representação da CWM. . . . .	18
3.8	Representação do Diagrama de Wöhler. . . . .	19
3.9	Representação do Modelo FS, [Fatemi and Socie, 1988]. . . . .	19
3.10	Representação do Modelo SWT, [Fatemi and Socie, 1988]. . . . .	21
4.1	Representação esquemática da estratégia de avaliação da aderência dos modelos para estimativa de vida sob efeito da tensão média sobre a resistência à Fadiga . . . . .	24
4.2	Representação esquemática para determinação dos planos críticos. . . . .	25
4.3	Representação esquemática para calibração das constantes da curva $\tau-N$ . . . . .	27
4.4	Representação do círculo de Mohr sob carregamento de tração: a) Considerando amplitude de tensão normal. b) Considerando amplitude de tensão média. . . . .	28
4.5	Representação da calibração para determinação do $\gamma$ do $P_W$ . . . . .	30
4.6	Representação da calibração para determinação do $\alpha_K$ do $P_k$ . . . . .	31

5.1	Diagrama $\sigma_a - N$ : a) Al 2024-T3. b) SAE 4130. . . . .	34
5.2	Diagrama $\tau - N$ : a) Al 2024-T3.b) SAE 4130. . . . .	35
5.3	Estratégias de calibração da constante de $A$ versus $\rho$ : a) Al 2024-T3.b) SAE 4130. . . . .	36
5.4	Estratégias de calibração da constante $b$ versus $\rho$ : a)Al 2024-T3.b) SAE 4130. . . . .	37
5.5	Diagrama parâmetro Fatemi-Socie versus vida: a) Al 2024-T3. b) SAE 4130.. . . . .	38
5.6	Diagrama parâmetro Smith-Watson-Topper versus vida: a) Al 2024-T3.b) SAE 4130. . . . .	38
5.7	Diagrama $\sigma_a - N$ : a) Al 2024-T3. b) SAE 4130. . . . .	39
5.8	Diagrama de Walker versus vida: a) Al 2024-T3. b) SAE 4130. . . . .	40
5.9	Diagrama de Kwofie versus vida: a) Al 2024-T3. b) SAE 4130. . . . .	40
5.10	Diagrama vida-vida modelo Gerber: a) Liga Al 2024-T3. b) Liga SAE 4130. . . . .	42
5.11	Diagrama vida- vida modelo Goodman: a) Al 2024-T3. b) SAE 4130. . . . .	43
5.12	Diagrama vida-vida modelo MCWM:a) Al 2024-T3. b) SAE 4130. . . . .	44
5.13	Diagrama vida-vida modelo MCWMI: a) Al 2024-T3. b) SAE 4130. . . . .	45
5.14	Diagrama vida-vida modelo Morrow: a) Al 2024-T3. b) SAE 4130. . . . .	45
5.15	Diagrama vida-vida modelo PFS: a) Al 2024-T3.b) SAE 4130. . . . .	46
5.16	Diagrama vida-vida modelo PSWT: a) Al 2024-T3. b) SAE 4130. . . . .	47
5.17	Diagrama vida-vida modelo Walker: a) Al 2024-T3. b) SAE 4130. . . . .	48
5.18	Diagrama vida-vida modelo Kwofie: a) Al 2024-T3. b) SAE 4130. . . . .	49

## LISTA DE NOMENCLATURA ABREVIACÕES E SÍMBOLOS

<b>BDP</b>	Bandas de deslizamento persistentes
<b>FS</b>	Fatemi-Socie
<b>MCWM</b>	Método da Curva de Wöhler Modificada
<b>NACA</b>	National Advisory for Aeronautics
<b>NT</b>	Notas Técnicas
<b>SAE</b>	Sociedade de Engenheiros Automotivos – BR, <i>Society of Automotive Engineers</i> – EUA
<b>SWT</b>	Smith - Watson- Topper
<b>S-N</b>	Curva S-N ou Curva de Wöhler

## NOMENCLATURA MATEMÁTICA

$P_{FS}$	Parâmetro de Fatemi-Socie
$P_{SWT}$	Parâmetro de Smith-Watson-Topper
$P_K$	Parâmetro de Kwofie
$P_W$	Parâmetro de Walker

## SÍMBOLOS LATINOS

$A$	Razão de amplitude
$A, b$	Constantes de ajustes da Curva S-N
$A_\rho, b_\rho$	Constantes da Curva $\tau$ -N
$b_0$	Expoente de resistência à fadiga
$c_0$	Expoente de ductibilidade à fadiga
$E$	Módulo de elasticidade
$G$	Módulo de cisalhamento
$I$	Índice de performance
$I_{max}$	Índice de performance máximo
$I_{min}$	Índice de performance mínimo
$k$	Constante do material
$k_\tau$	Coefficiente de inclinação negativa da curva
$L$	Direção longitudinal
$m$	Índice médio de sensibilidade a tensão
$n$	Vetor unitário
$N$	Número de ciclos
$N_{Exp}$	Vida experimental
$N_P$	Vida Prevista
$N_f$	Número de ciclos de vida até a falha
$N_{f,e}$	Número de ciclos de Vida até a falha submetido a um carregamento específico
$R$	Razão de Carregamento
$t$	Tempo
$\mathbf{t}$	Vetor tensão

## SÍMBOLOS GREGOS

$\alpha$	Expoente de resistência à fadiga
$\alpha_\rho$	Constante do material do MCWM
$\alpha_k$	Constante de Kwofie
$\beta_\rho$	Constante material do MCWM
$\gamma$	Constante de Walker
$\Delta$	Plano material
$\Delta_\sigma$	Faixa de tensão constante
$\Delta\gamma$	Amplitude de deformação
$\in\Delta$	Historia de carregamento no plano cisalhante
$\Delta F$	Componente de força
$\Delta A$	Componente de Área
$\Delta\varepsilon_1$	Amplitude de deformação principal
$\varepsilon'_f$	Coefficiente de ductibilidade à fadiga
$\theta, \phi$	Coordenadas esféricas
$\theta_c, \phi_c$	Coordenadas esféricas no plano crítico
$\rho$	Razão de tensão
$\rho_*$	Razão de tensão equivalente
$\rho_{eff}$	Razão de Tensão efetiva
$\sigma_{n,max}$	Amplitude de tensão normal máxima
$\sigma_{n,total}$	Amplitude de tensão normal total
$\sigma_{max}$	Tensão normal máxima
$\sigma_{min}$	Tensão normal mínima
$\sigma_m$	Tensão normal média
$\sigma'_f$	Coefficiente de resistência à fadiga
$\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}$	Componentes de tensão normal
$\sigma_{-1}$	Limite de fadiga para R=-1
$\tilde{\sigma}_{fB}$	Tensão verdadeira na fratura
$\sigma_f(N)$	Limite de fadiga para $\sigma_m = 0$
$\sigma_{rt}$	Limite de resistência a tração
$\sigma_{ar}$ ou $S_{ar}$	Amplitude de tensão equivalente
$\sigma_{ut}$	Limite de resistência última
$\sigma_y$	Tensão de escoamento do material
$\sigma_a$	Amplitude de tensão normal alternada
$\sigma$	Amplitude de Tensão
$\sigma(t)$	Tensor das tensões
$\tau'_f$	Coefficiente de resistência à fadiga cisalhante
$\tau_{m,max}$	Amplitude de tensão cisalhante média
$\tau_{a,max}$	Amplitude de tensão cisalhante alternada máxima
$\tau$	Amplitude de tensão cisalhante
$\tau_x, \tau_y, \tau_z$	Componentes de tensão cisalhantes
$\tau_{A,Ref(\rho=0)}$	Limite de fadiga expresso em termos da amplitude cisalhante
$\Psi$	Projeção da Curva fechada

# 1 INTRODUÇÃO

## 1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO E MOTIVAÇÃO

Falhas por fadiga têm sido objeto de estudo na engenharia há mais de 150 anos. Um dos primeiros estudos notáveis foi conduzido por W. A. J. Albert, que realizou testes em correntes de içamento de minas sob carga cíclica na Alemanha por volta de 1828. Componentes de máquinas, veículos e estruturas são frequentemente submetidos a cargas e tensões cíclicas, o que pode resultar em danos físicos microscópicos nos materiais envolvidos. Esses danos microscópicos podem se acumular ao longo de ciclos contínuos até que se desenvolva uma trinca ou dano macroscópico, potencialmente levando à falha do componente [Dowling, 2013].

O processo de dano e falha em um componente devido ao carregamento cíclico é conhecido como fadiga. Esse fenômeno é resultado de um processo cumulativo que compreende o início de uma trinca, sua propagação e a fratura final do componente [Sá, 2017]. Durante o carregamento cíclico, é possível que ocorra deformação plástica localizada no ponto de maior tensão, causando danos permanentes ao componente e desenvolvendo uma fissura. À medida que o componente passa por um número crescente de ciclos de carregamento, o comprimento da fissura aumenta e, após um certo número de ciclos, a trinca causará a falha do componente [Lee, 2005]. Em geral, é comum observar que o processo de fadiga compreende as seguintes etapas: (I) formação da trinca, (II) expansão da trinca inicial, (III) desenvolvimento da trinca, e (IV) ruptura final. As trincas se iniciam no plano de cisalhamento localizado em ou próximo de regiões com alta concentração de tensão, como faixas persistentes de deslizamento, inclusões, porosidade ou descontinuidades. Esse plano de cisalhamento localizado normalmente se manifesta na superfície ou nos limites dos grãos. O processo inicial, a formação da trinca, marca o primeiro estágio na fadiga. Uma vez iniciada a formação da trinca e continuada a aplicação de carga cíclica, a trinca tende a se expandir ao longo do plano de máxima tensão de cisalhamento e através dos limites dos grãos [Lee, 2005].

Na área da integridade dos materiais de engenharia e no projeto de funcionamento de máquinas e estruturas, é importante realizar estudos sobre a fadiga do material com o objetivo de prever e prevenir falhas mecânicas. Em grande parte das situações práticas, os carregamentos aplicados geram uma tensão média diferente de zero, em torno da qual a carga varia ciclicamente. Essa componente de tensão média é crucial, pois influencia diretamente na resistência à fadiga do material [Callister and Rethwisch, 2019].

Na tentativa de desenvolver teorias aplicáveis a situações gerais e complexas, considerando as diversas particularidades da fadiga multiaxial, foram propostos diversos modelos. Entre eles, destacam-se aqueles fundamentados em tensões, deformações e energia de deformação. Esses modelos visam representar os resultados experimentais, analisando o efeito da tensão média no limite de fadiga [Dowling,

2013]. Alguns dos modelos mais clássicos e amplamente reconhecidos incluem as propostas de Goodman, Gerber, Morrow, SWT (Smith-Watson-Topper), FS (Fatemi-Socie), Walker e Kwofie.

Os modelos de planos críticos representam uma alternativa eficaz em termos de precisão na previsão da vida à fadiga [Susmel and Lazzarin, 2002]. No entanto, a determinação do plano crítico não segue um padrão e é uma tarefa complexa, resultando em várias propostas sobre como identificá-lo.

Miller [1982] afirmou que o plano crítico é aquele de máxima amplitude da deformação cisalhante, e que as trincas podem crescer paralelamente à superfície ou do interior para o exterior. Os autores Fatemi and Socie [1988] e Lazzarin and Susmel [2003] propuseram um critério de fadiga que utiliza uma combinação linear entre a máxima amplitude da tensão cisalhante observada no plano crítico e a máxima tensão normal para esse plano.

Nesse sentido, este trabalho centrado na abordagem das tensões médias, associados ao critério dos planos críticos, aplicando modelos uniaxiais e multiaxiais de fadiga, observa-se que, em geral, os critérios baseados nessa abordagem têm como parâmetro experimental a nucleação e o crescimento de microfissuras em um material submetido a carregamento cíclico [Susmel, 2009]. Esse comportamento pressupõe que as trincas têm origem em planos materiais específicos, nos quais as combinações de tensões de cisalhamento e tensões/deformações normais são mais severas.

## **1.2 OBJETIVO**

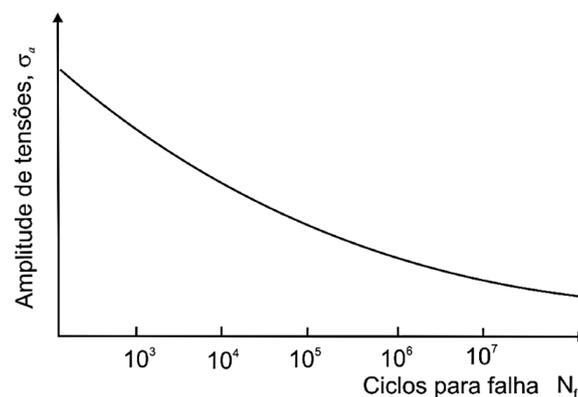
O propósito deste estudo foi avaliar e comparar a eficácia de modelos uniaxiais e multiaxiais de fadiga, utilizando os dados experimentais da literatura [Grover et al., 1951], para previsão de vida em componentes sujeitos a carga de tração com diferentes razões de carregamento, utilizando como material as ligas de aço SAE 4130 e o Alumínio 2024-T3. Serão considerados os modelos de Goodman, Gerber, Morrow, Smith - Watson- Topper (SWT), Fatemi-Socie (FS) ,Walker, Kwofie, Método da Curva de Wöhler Modificada (MCWM). A eficácia dos resultados obtidos através desses modelos foram avaliadas através da banda de confiança e performace do índice de erro.

## 2 FADIGA

### 2.1 FADIGA UNIAXIAL

#### 2.1.1 Abordagem Tensão-Vida

O conceito de Tensão-Vida consiste na caracterização da amplitude de tensão em função da vida à fadiga [Dowling, 2013]. Em 1870, Wöhler, ao analisar o processo de fadiga em eixos ferroviários, propôs um diagrama conhecido como Curva de Wöhler ou curva S-N, Figura(2.1). Essa curva relaciona a amplitude de tensão nominal, representada por  $\sigma_a$  ou  $S_a$ , em um corpo de prova padrão, com o número de ciclos até a falha,  $N_f$ .



**Figura 2.1.** Representação da Curva S-N

Comportamentos observados em um corpo de prova de um material ou componente, quando submetido a uma tensão cíclica, resultarão no desenvolvimento de uma trinca por fadiga ou dano, levando esse corpo à falha. Se o teste for repetido com um nível de tensão elevada, o número de ciclos até a falha será menor. Os resultados desses testes, realizados com vários níveis de tensão diferentes, podem ser plotados para obter a relação Curva S-N ou Curva de Wöhler (S-N), obtida por meio de ensaios com carregamentos de torção, flexão ou tração/compressão [Dowling, 2013]. Em 1910, Basquin propôs que esses dados gerados da curva poderiam ser apresentados por um modelo linear em escala logarítmica, como mostrado na Eq. (2.1):

$$\sigma_a = A(N)^b, \quad (2.1)$$

sendo  $\sigma_a$ , é a amplitude de tensão ou tensão nominal,  $N$  o número de ciclos de vida à fadiga,  $A$  e  $b$  são constantes de ajustes da curva S-N.

O comportamento à fadiga de um componente estrutural pode ser modificado por diversos fatores, tais como: composição do material, resistência, ambiente, solitação do material, temperatura, concentradores de tensão e confiabilidade. Esse comportamento é classificado em dois domínios, sendo um deles relacionado a cargas relativamente altas que produzem deformações elásticas e deformações plásticas durante cada ciclo. Em geral, considera-se fadiga de baixo ciclo as situações em que a falha ocorre em menos de 1.000 ciclos [Dowling, 2013]. No regime de fadiga de baixo ciclo, a maior parte da vida em fadiga é consumida na propagação de trincas [Lee, 2005]. O período inicial da trinca é responsável pela maior parte da vida à fadiga de um componente feito de aço, especialmente no regime de fadiga de alto ciclo, superior a 10.000 ciclos [Lee, 2005]. Para os níveis de tensões inferiores, onde as deformações são totalmente elásticas, resultam em vidas em fadiga elevadas. Esse domínio é conhecido como fadiga de alto ciclo, uma vez que um número relativamente elevado de ciclos é necessário para provocar uma falha por fadiga [Callister and Rethwisch, 2007].

### 2.1.2 Efeito da Amplitude de Tensão Média

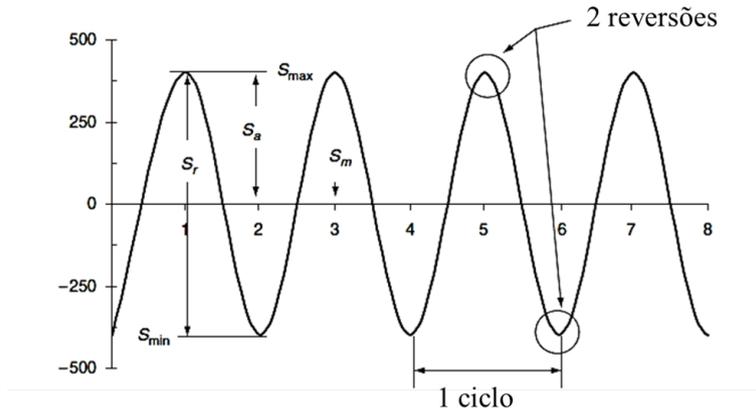
A curva S-N pode ser gerada para corpos de provas padronizados, para componentes estruturais fabricados individualmente, submontagens ou estruturas completas. As amostras podem ser planas ou cilíndricas, sem entalhes, usinadas com precisão e com superfícies polidas, de modo a minimizar os efeitos da rugosidade da superfície. A curva S-N do material fornece os dados de fadiga da linha de base em uma determinada geometria, condição de carregamento e processamento de material para uso em análises subsequentes de vida à fadiga e resistência. Em geral, uma limitação da Curva S-N é a falta de previsão da plasticidade e do efeito da tensão média [Lee, 2005]. Durante o teste de fadiga, o corpo de prova é submetido a cargas cíclicas até a falha. As cargas aplicadas à amostra são definidas por uma faixa de tensão constante  $\Delta\sigma$  ou por uma amplitude de tensão alternada constante  $\sigma_a$ . Essa faixa de tensão é definida como a diferença entre a tensão máxima  $\sigma_{max}$  e a tensão mínima  $\sigma_{min}$  ao longo dos ciclos:

$$\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min}, \quad (2.2)$$

A amplitude da tensão é igual à metade da faixa de tensão e é uma das entradas mais importantes em um gráfico S-N:

$$\sigma_a = \frac{\Delta\sigma}{2} = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2}, \quad (2.3)$$

Na análise de fadiga, é comum considerar tensões de tração como positivas e compressivas como negativas. A magnitude da faixa de tensão ou amplitude é a variável controlada (independente), e o número de ciclos até a falha é a variável de resposta (dependente). O número de ciclos até a falha é a vida em fadiga ( $N_f$ ), e cada ciclo é equivalente a duas reversões ( $2N_f$ ), como representado na Figura 2.2. Na maioria das vezes, o teste de fadiga S-N é realizado usando carregamento totalmente reverso, indicando que o carregamento está alternando em torno da tensão média zero [Lee, 2005]. A tensão média é definida por:



**Figura 2.2.** Representação do ciclo de tensão senoidal.

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2}, \quad (2.4)$$

sendo,  $\sigma_m$ , é a tensão média que representa a média aritmética entre a tensão máxima,  $\sigma_{max}$ , e a tensão mínima  $\sigma_{min}$ , correspondentes à variação de tensão,  $\Delta\sigma$ , respectivamente:

$$\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min}, \quad (2.5)$$

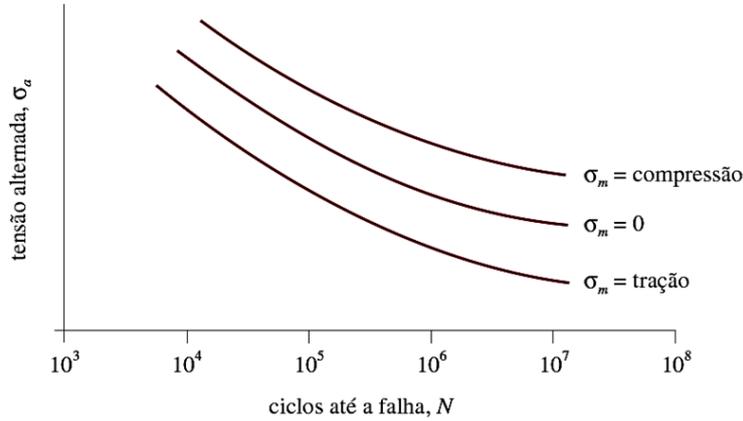
Uma forma muito utilizada para descrever o nível de tensão média consiste em adotar um fator que caracterize o grau de simetria do carregamento, geralmente chamado de fator de simetria do ciclo ou simplesmente razão de carregamento  $R$ , ou razão de amplitude  $A$ :

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}, \quad (2.6)$$

$$A = \frac{\sigma_a}{\sigma_m} = \frac{1 - R}{1 + R}, \quad (2.7)$$

A Figura (2.3) apresenta outra perspectiva desse fenômeno por meio da plotagem da curva S-N em escala logarítmica para um material hipotético com tensão média de compressão, tensão média ( $\sigma_m = 0$ ) e tensão média de tração. A resistência à fadiga, ou limite de fadiga do material, é efetivamente aumentada com a introdução de uma tensão média de compressão, tanto aplicada intencionalmente quanto na forma residual, o jateamento de esferas de aço é uma das formas de introduzir tensões residuais de compressão.

Dessa maneira, a curva de fadiga do material é consideravelmente alterada, pois o aumento da tensão média resulta em uma redução no limite de fadiga e na resistência do material. O efeito funciona da seguinte maneira: quanto maior for a tensão média trativa, em menos ciclos o material tende a falhar para uma mesma tensão alternada. Por outro lado, quando as tensões médias são compressivas, o material se romperá em um número maior de ciclos para a mesma amplitude de tensão aplicada [Norton, 2013].



**Figura 2.3.** Efeito da tensão média na vida em fadiga.

### 2.1.3 Revisão dos Modelos Clássicos de Fadiga

Diversas equações adicionais para representar a influência da tensão média na resistência à fadiga foram propostas na tentativa de modelar dados experimentais dessa natureza [Dowling, 2013]. As relações mais conhecidas e utilizadas são apresentadas a seguir:

#### a) Modelo de Gerber

Gerber o primeiro a usar os resultados experimentais de Wöhler para preparar especificações para tensões admissíveis para a construção de pontes ferroviárias de ferro e aço. Gerber assumiu que os dados experimentais de Wöhler podiam ser representado pela parábola:

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_f(N)} + \left(\frac{\sigma_m}{S_{rt}}\right)^2 = 1, \quad (2.8)$$

sendo,  $\sigma_f(N)$  é o limite de fadiga para  $\sigma_m = 0$ ,  $S_{rt}$  é o limite de resistência à tração.

#### b) Modelo de Goodman

Com base no trabalho de outros autores, propôs que a máxima carga de segurança operacional que pode ser aplicada em uma estrutura seria determinada usando a teoria dinâmica. Tal teoria supõe que as cargas variantes são equivalentes às aplicadas repentinamente e conseqüentemente, uma peça de material não irá romper com cargas repetidas, a menos que a tensão dinâmica equivalente não exceda a resistência estática do material.

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_f(N)} + \frac{\sigma_m}{S_{rt}} = 1, \quad (2.9)$$

#### c) Modelo de Morrow

Morrow revisita a teoria dinâmica, entretanto, diferindo de Goodman, destacou que a tensão média poderia ir além da resistência máxima  $S_{rt}$  do material e atingir a tensão verdadeira na fratura,  $\tilde{\sigma}_{fB}$ , assim substituiu a constante da curva S-N para  $\sigma'_f$ .

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_f(N)} + \frac{\sigma_m}{\tilde{\sigma}_{fB}} = \frac{\sigma_a}{\sigma_f(N)} + \frac{\sigma_m}{\sigma'_f} = 1, \quad (2.10)$$

sendo,  $\sigma'_f$ , é o coeficiente de resistência à fadiga do material, e a tensão verdadeira na fratura,  $\tilde{\sigma}_{fB}$ .

d) Modelo de Smith-Watson-Topper SWT

Em 1970 SWT propuseram uma relação adequada que inclui tanto a faixa de deformação cíclica quanto a tensão máxima. Tal proposição é baseada na hipótese de que existe um parâmetro que relaciona tensão e deformação e que governa o processo de fadiga de metais. Segundo os autores essa função que controla o processo de fadiga é escrita como:

$$PSWT = \sqrt{\sigma_{max}\sigma_m}, \quad (2.11)$$

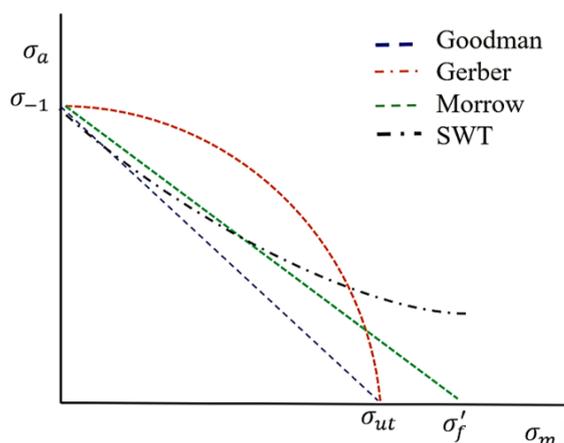
sendo,  $P_{SWT}$  o parâmetro de Smith-Watson-Topper, para ( $\sigma_{max} > 0$ ).

Segundo os autores, ocorrerá falha por fadiga após a aplicação de  $N_f$  ciclos quando o  $P_{SWT}$  for igual a amplitude de tensão para  $\sigma_m = \sigma_{ar}$ , ou seja:

$$\sigma_{ar} = \sigma_a(R = -1) = \sigma'_f \cdot (N_f)^b, \quad (2.12)$$

sendo,  $N_f$  é o número de ciclos de falha,  $\sigma_{ar}$  é a amplitude de tensão equivalente,  $b$  é o expoente de resistência á fadiga.

De acordo com Dowling [2013], os modelos de Gerber e Goodman não são muito precisos. O modelo de Goodman é conservador, enquanto o de Gerber não é conservador. O modelo de Morrow fornece bons resultados para aços. O modelo de Smith,-Watson-Topper (SWT) é uma boa opção para aplicações gerais, sendo sua principal vantagem o fato de não depender de nenhum parâmetro de material. O modelo de SWT apresenta resultados precisos para alumínio e resultados aceitáveis para aços. A Figura 2.4 ilustra a relação das Equações(2.8)-(2.11) apresentadas.



**Figura 2.4.** Efeito da tensão média na resistência à fadiga.

e) O modelo de Walker

$$\sigma_{ar} = \sigma_m^{(1-\gamma)} \sigma_a^\gamma, \quad (2.13)$$

sendo,  $\gamma$  é o parâmetro do material que depende do material (precisa ser estimado experimentalmente) e possui um único valor para propagação de trinca e vida de fadiga.

Observa-se que  $\gamma = 0.5$ , o modelo se reduz ao modelo de SWT, Walker é uma extrapolação do modelo de SWT. O parâmetro  $\gamma$  precisa ser estimado experimentalmente e possui um único valor para propagação de trinca e vida à fadiga, quando existem dados disponíveis para ajustar o  $\gamma$ , o método de Walker fornece resultados superiores a qualquer outro modelo. Na ausência desses dados, podemos usar as seguintes aproximações: para aços, a correlação de  $\gamma$  com  $(\sigma_u)$  permite fornecer a seguinte relação:

$$\gamma = -0,0002(\sigma_u) + 0,8818, \quad (2.14)$$

Walker demonstra que o efeito de  $R$ , é aproximadamente o mesmo para os dados de propagação de trinca e para os dados de vida à fadiga, não havendo necessidade de separar a iniciação da propagação da trinca. Considerando as relações entre  $\sigma_{max}$ ,  $\sigma_{mim}$ ,  $\sigma_a$  e  $\sigma_m$ ,  $R$ , o Parâmetro de Walker ( $P_W$ ), pode ser representado por meio das seguintes relações:

$$P_W = (\sigma_m + \sigma_a) \left( \frac{1 - R}{2} \right)^\gamma, \quad (2.15)$$

$$P_W = (\sigma_{max})^{1-\gamma} + \sigma_a^\gamma = (\sigma_m + \sigma_a)^{1-\gamma} + \sigma_a^\gamma, \quad (2.16)$$

#### f) Modelo de Kwofie

Considerando estudos de fadiga que mostram que a vida em fadiga diminui de forma não linear com a tensão aplicada, e que o crescimento da trinca aumenta com o número de ciclos, também de forma não linear. Kwofie [2001], sugere que o dano por fadiga especialmente o crescimento da trinca, varie exponencialmente com os ciclos, e que a diminuição da vida devido à tensão média de tração pode resultar numa diminuição exponencial do parâmetro de resistência à fadiga  $\sigma'_f$  com a tensão média. Assim, ele propôs que a relação funcional apresentada a seguir pode expressar o efeito da tensão média para  $R = -1$ :

$$\sigma_{ar} = \sigma_a = \sigma'_f \cdot (N_f)^b, \quad (2.17)$$

O Parâmetro de Kwofie ( $P_K$ ) é definido pela relação:

$$P_K = \sigma_a \cdot e^{\left( \alpha \frac{\sigma_m}{\sigma_{rt}} \right)}, \quad (2.18)$$

sendo,  $\alpha$  é o parâmetro de Kwofie que representa a sensibilidade do material a presença da tensão média.

## 3 FADIGA MULTIAXIAL

### 3.1 ASPECTOS GERAIS

Os danos causados sob carga de fadiga multiaxial são observados em diversas aplicações, onde os componentes mecânicos são submetidos a sistemas intensos de forças cíclicas, resultando em estados multiaxiais de tensão e danificando os componentes em pontos críticos. Estimar a resistência à fadiga de materiais de engenharia submetidos a carregamentos cíclicos multiaxiais é uma tarefa complexa que requer metodologias precisas e confiáveis para realizar uma avaliação correta da fadiga na presença desses pontos específicos de carregamento. É evidente que realizar uma avaliação de fadiga em componentes reais sujeitos a carregamento de fadiga multiaxial é um processo de alta complexidade, exigindo a consideração de várias variáveis. Devido a essa complexidade, vários pesquisadores têm tentado desenvolver ferramentas de engenharia adequadas para estimar danos à fadiga em componentes mecânicos reais que experimentam estados biaxiais/triaxiais de deformação e tensão.

Há menos de 30 anos, após Wöhler definir um conceito seguro de limite de tensão, no qual as falhas por fadiga não ocorreriam, alguns profissionais da engenharia começaram a realizar pesquisas sobre carregamentos multiaxiais [Dantas, 2009].

Os primeiros resultados sobre fadiga multiaxial sob carregamento de torção e flexão foram apresentados por Lanza [1886]. Os primeiros modelos utilizados para previsão de falhas por fadiga multiaxial foram baseados na aplicação de deformações elásticas associadas com tensões aplicadas [Fatemi and Socie, 1988].

A partir do trabalho pioneiro realizado por Gough [1949], grandes esforços foram feitos por diversos pesquisadores para entender o comportamento das fissuras em materiais danificados por cargas cíclicas, sob efeitos de tensão bi/tridimensionais em estados de tensão/deformação/torção e desenvolver procedimentos de engenharia seguros e apropriados para projetar componentes contra a fadiga multiaxial. O comportamento à fadiga multiaxial em materiais de engenharia é motivado pelo estado de tensões médias diferentes de zero [Susmel, 2009].

A partir da década de 1970, concentrou-se os estudos em modelos de fadiga multiaxial baseados em deformação, que são mais úteis para a análise de fadiga de baixo ciclo. No entanto, os modelos baseados em tensão continuam a ser amplamente utilizados e são adequados para uma grande classe de componentes que devem operar próximo ou abaixo do limite de fadiga [Fatemi and Socie, 1988].

De acordo com os pesquisadores Garud [1981], Fatemi and Socie [1988], a análise de fadiga multiaxial pode ser realizada seguindo duas vertentes: no regime de baixo ciclo, quando a plasticidade cíclica desempenha um papel importante no fenômeno de iniciação de trincas por fadiga, os métodos

fundamentados em deformação são sugeridos para serem utilizados. No campo de fadiga de alto ciclo, as abordagens baseadas em tensão são geralmente as mais utilizadas [Fatemi and Socie, 1988, Susmel, 2009].

Susmel and Lazzarin [2002] desenvolveram um método para determinar a resistência à fadiga de alto ciclo em condições de carregamento multiaxial. A análise física dos danos por fadiga baseia-se na teoria de deformação cíclica em cristais. Essa abordagem é empregada para identificar as componentes de tensão que são significativas para a nucleação e o crescimento no primeiro estágio da propagação de trincas. As estimativas de vida à fadiga são realizadas por meio de uma curva conhecida como Curva de Wöhler Modificada (CWM), a qual pode ser aplicada a componentes com ou sem entalhes sujeitos a carregamentos em fase ou fora de fase. As CWM são funções que relacionam a resistência à fadiga com a máxima amplitude de tensão cisalhante macroscópica. O plano onde se observa a máxima amplitude de tensão cisalhante é considerado coincidente com aquele onde inicia uma microtrinca e, portanto, é crítico. Essas curvas levam em consideração a componente normal da tensão nesse plano, assim como os ângulos de fase.

Conforme destacado por Susmel and Tovo [2011], a estimativa de danos por fadiga em materiais de engenharia sujeitos a carregamento multiaxial é um desafio complexo e crucial de ser abordado. Isso se deve ao fato de que, em situações de interesse prático, os componentes mecânicos experimentam estados de tensão/deformação em seus planos críticos que não se limitam apenas a condições multiaxiais.

A maioria dos estados de carga que surgem durante o serviço em componentes estruturais são multiaxiais. Portanto, muitos critérios de fadiga multiaxial de alto ciclo baseiam-se em tensão e visam reduzir um estado de tensão multiaxial para uma tensão uniaxial equivalente. Essa tensão equivalente é então comparada à resistência à fadiga uniaxial em um número específico de ciclos de carregamento [Carpinteri et al., 2011]. Atualmente, existem diversos modelos multiaxiais de fadiga, baseados em diferentes critérios, como critérios empíricos, invariantes do tensor tensão, energia, tensões médias associadas a planos críticos, entre outros Dantas [2009].

### 3.1.1 Conceitos Preliminares de Planos de Tensão

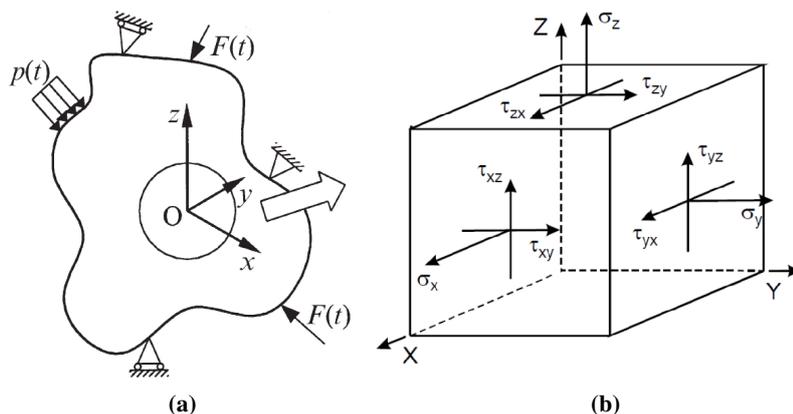
Na engenharia, seja qual for o componente ou estrutura, é fundamental assegurar a sua integridade, garantindo que o material não irá falhar. Para atingir esse objetivo, é necessário identificar os esforços atuantes e avaliar os locais onde os danos são mais críticos.

Considere um ponto material, conforme ilustrado na Figura (3.1a), sujeito a forças externas cíclicas. Nesse corpo, o ponto O, localizado sobre a superfície, é considerado o ponto crítico na resistência à fadiga. Este ponto O coincide também com a origem do sistema de coordenadas absolutas  $O_{xyz}$ , conforme representado na Figura (3.1a). O estado de tensão de um determinado plano material é definido por seis componentes de tensão, conforme mostrado na Figura (3.1b). Essas componentes consistem em tensões normais,  $\sigma$ , e tensões cisalhantes,  $\tau$ . Os subscritos indicam o plano, a direção em que o vetor tensão atua e o eixo ao qual essa tensão é paralela [Dantas, 2009]. O plano de corte que passa pelo ponto "O", é definido pelo vetor unitário  $\mathbf{n}$  e o vetor tensão  $\mathbf{t}$  atuante nesse ponto, resultante da ação de uma força  $\Delta \mathbf{F}$  sobre a componente de área  $\Delta A$ . O vetor tensão  $\mathbf{t}$  pode ser decomposto em dois vetores: o vetor tensão normal  $\sigma(t)\mathbf{n}$  à superfície de corte e o vetor cisalhante  $\tau(t)$  tangente à superfície de corte,

conforme definido pelas Eqs. (3.1) e (3.2):

$$\sigma_{\mathbf{n}}(t) = \sigma(t) \mathbf{n} \cdot \mathbf{n}, \quad (3.1)$$

$$\tau(t) = \sigma(t) \mathbf{n} - (\sigma(t) \mathbf{n} \cdot \mathbf{n}) \mathbf{n}, \quad (3.2)$$



**Figura 3.1.** Representação: a) Forças externas atuante em um ponto material. b) Componentes de tensão em um plano infinitesimal [Carpinteri et al., 2008, Fatemi and Socie, 1988].

O vetor tensão  $\mathbf{t}$  não depende apenas do ponto O, mas também do plano normal  $\mathbf{n}$  atuante, como definido na Eq. (3.3). Essa dependência é conhecida como Hipótese de Cauchy, e a relação entre o vetor tensão e  $\mathbf{n}$  é dada pelo Teorema de Cauchy:

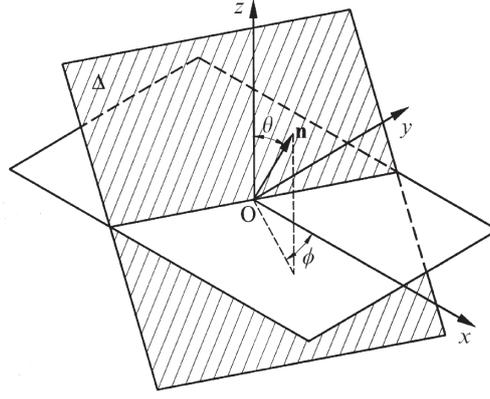
$$\mathbf{t}(O, \mathbf{n}) = \sigma(O) \cdot \mathbf{n}, \quad (3.3)$$

O tensor  $\sigma(t)$  é um tensor de segunda ordem simétrico conhecido como Tensor Tensão de Cauchy, conforme definido pela Eq. (3.4). O estado de tensão em um ponto pode ser determinado por meio do tensor tensão  $\sigma(t)$ , composto pelas componentes de tensão normal e cisalhante que atuam sobre o plano [Borges, 2018].

$$\sigma(t) = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{yx} & \tau_{zx} \\ \tau_{xy} & \sigma_{yy} & \tau_{zy} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} \quad (3.4)$$

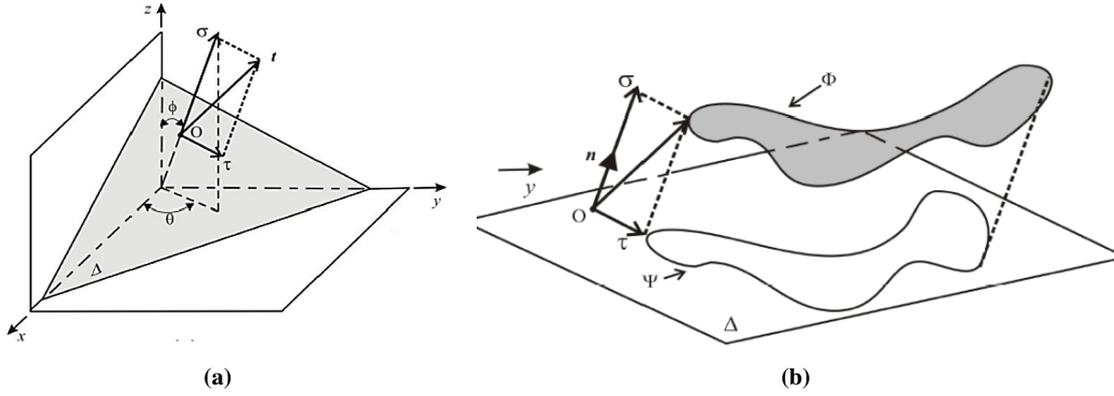
A Figura (3.2) ilustra o plano material que corta o ponto O em relação ao plano  $O_{xyz}$ . Este plano pode ser definido através da variação de  $\theta$  e  $\phi$ , entre  $(0$  e  $2\pi)$ . No entanto, a propriedade de simetria entre as componentes de tensão considera a variação de  $\theta$  e  $\phi$  ( $\in [0, \pi]$ ) [Susmel et al., 2005].

Para cargas cíclicas complexas, a determinação de um período do vetor de tensão  $\mathbf{t}$  resulta em uma curva fechada  $\Psi$  expressa por  $(\sigma(t) \cdot \mathbf{n})$ . Isso indica que o vetor tensão normal  $\sigma$  é uma projeção do vetor  $\mathbf{t}$  com relação ao vetor unitário  $\mathbf{n}$  no plano  $\Delta$ , considerando apenas a direção invariante, alternando apenas seu tamanho, como mostra a Figura (3.3a). O vetor de tensão cíclica com definição da amplitude



**Figura 3.2.** Vetor unitário  $\mathbf{n}$  referenciado em um sistema de coordenadas cilíndricas  $O_{xyz}$ , Carpinteri et al. [2008].

de tensão média e normal  $\sigma_m$  e  $\sigma_a$  pode ser baseado apenas no valor de  $(\mathbf{t}(t) \cdot \mathbf{n})$ , que é um produto escalar Borges et al. [2019]. Em um período de carregamento, essas tensões são dadas pelas Eqs.(3.7-3.13):



**Figura 3.3.** Representação: a) Vetor tensão  $\mathbf{t}$  e suas componentes normal e cisalhante no plano  $O_{xyz}$ . b) Projeção do vetor  $\mathbf{t}$  sobre o plano para um período de um ciclo de carregamento, Susmel et al. [2005].

$$\sigma_a = \frac{1}{2} \left[ \max_{t \in \Delta} (\mathbf{t}(t) \cdot \mathbf{n}) - \min_{t \in \Delta} (\mathbf{t}(t) \cdot \mathbf{n}) \right], \quad (3.5)$$

$$\sigma_m = \frac{1}{2} \left[ \max_{t \in \Delta} (\mathbf{t}(t) \cdot \mathbf{n}) + \min_{t \in \Delta} (\mathbf{t}(t) \cdot \mathbf{n}) \right], \quad (3.6)$$

$$\sigma_{n,max}(\theta, \phi) = \sigma_{n,a}(\theta, \phi) + \sigma_{n,m}(\theta, \phi), \quad (3.7)$$

Definir a amplitude e o valor médio da tensão de cisalhamento é um problema complexo. A história de carregamento do vetor cisalhante  $\tau_a$ , formado pelas projeções cíclicas do vetor  $\mathbf{t}$  no plano  $\Delta$ , forma uma curva projetada, ilustrada pela Figura 3.3b. O vetor tensão cisalhante varia em direção, sentido e magnitude ao longo do tempo. A curva fechada  $\Psi$ , formada pela projeção do vetor tensão  $\mathbf{t}$ , varia

para cada plano de corte que passa pelo ponto  $O$ . Isso significa que a amplitude da tensão cisalhante  $\tau_a$  depende da orientação do plano em que atua, ou seja, é uma função do vetor  $\mathbf{n}$  definido pelas coordenadas cilíndricas  $\theta$  e  $\phi$  [ $\tau_a = \tau(\theta, \phi)$ ], [Susmel et al., 2005].

## 3.2 MODELOS DE FADIGA MULTIAXIAL

### 3.2.1 Modelos Baseados em Planos Críticos

Os autores Brown and Miller [1979], propuseram na abordagem do plano crítico, que as deformações de cisalhamento cíclico dominam a nucleação e o crescimento de microfissuras, enquanto as deformações normais favorecem o crescimento dessas microfissuras. Modelos baseados em planos críticos têm a capacidade de prever não apenas a vida em fadiga, mas também a orientação de trincas ou planos de fratura.

É crucial que os modelos baseados em plano crítico sejam capazes de prever a vida em fadiga nos planos de falha ativos. A hipótese fundamental desses modelos pressupõe que a orientação das microfissuras pode ser identificada pelos planos mais danificados, entre os possíveis planos para o início das trincas. O dano causado em um plano pode ser mensurado por meio de um parâmetro conhecido como parâmetro de dano, frequentemente representado por uma combinação de componentes normais e tensões de cisalhamento que atuam sobre aquele plano. Para realizar essa análise dos danos causados pelos planos críticos, é essencial considerar alguns fatores, como tensão, deformação e energia [Fatemi and Socie, 1988]. A análise de planos críticos consiste em avaliar os danos em diferentes planos de falhas e determinar o plano onde o dano é mais severo, sendo esse plano definido como plano crítico [Fatemi and Socie, 1988].

Susmel and Lazzarin [2002], desenvolveram um método baseado na abordagem de planos críticos e na Curva de Wöhler bi-paramétrica não convencional. Este método visa estimar a resistência à fadiga de alto ciclo sob condições de carregamento multiaxial. A interpretação física do dano por fadiga é fundamentada na teoria da deformação cíclica em monocristais. Essa teoria também é empregada para destacar componentes de tensão que são considerados significantes para a nucleação e crescimento de fissuras no denominado regime de Estágio I. As estimativas de vida em fadiga são conduzidas através da Curva de Wöhler Modificada (CWM), que representa graficamente a resistência à fadiga em termos das amplitudes máximas macroscópicas da tensão de cisalhamento. O plano de referência é o plano de iniciação da microfissura por fadiga. A posição da curva de resistência à fadiga também depende do componente de tensão normal a tal plano e do ângulo de fase. De acordo com Lazzarin and Susmel [2003], as tensões normais e cisalhantes em relação ao plano crítico são os parâmetros responsáveis pelo dano por fadiga multiaxial.

Os critérios baseados no plano crítico demonstraram ser bem-sucedidos, apresentando diferentes graus de precisão na previsão dos limites de fadiga, tanto na presença de cargas de fadiga multiaxial proporcionais quanto não proporcionais [Susmel et al., 2005]. O local do plano crítico varia de acordo com o estágio de fadiga, as condições de carregamento e o tipo de material [Karolczuk et al., 2019]. Em materiais dúcteis, o plano de falha atuante favorece o desenvolvimento da tensão de cisalhamento ou tensão modo II/III. Por outro lado, em materiais frágeis, o plano de falha atuante contribui para o

desenvolvimento da deformação normal no modo I [Cruces et al., 2022].

No contexto da análise de fadiga multiaxial sob condições de amplitude constante, vários modelos assumem que o plano crítico é aquele onde a combinação linear da amplitude de tensão cisalhante,  $\tau_{a,max}$ , e a tensão normal máxima,  $\sigma_{a,max}$ , atingem seu valor máximo. Como exemplo, podemos citar os parâmetros de dano associados aos modelos de Susmel and Lazzarin [2002], Fatemi and Socie [1988], Smith [1970], Susmel et al. [2005] entre outros.

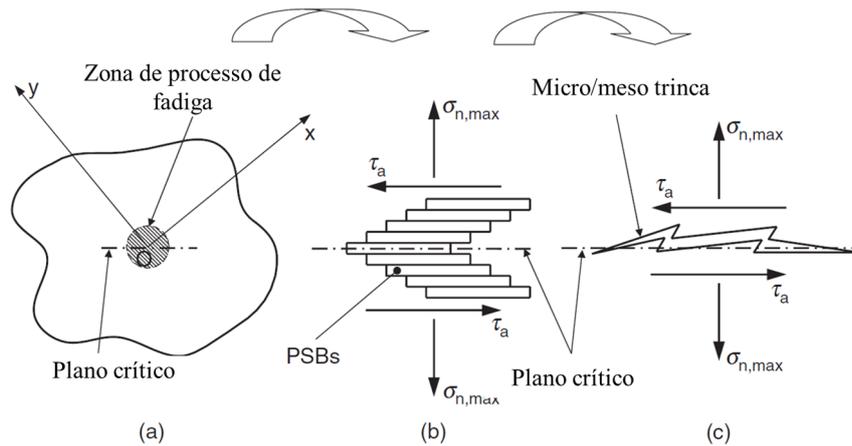
A aplicação de modelos baseados em aproximações de planos críticos tem se destacado devido aos resultados promissores alcançados na previsão da vida de fadiga. A premissa essencial desses modelos é que a orientação das microfissuras pode ser identificada ao procurar os pontos mais críticos de danos no plano, entre as diversas opções de planos de iniciação de fissuras. A quantificação do nível de dano por fadiga introduzido em um plano é expressa em termos de um parâmetro denominado parâmetro de dano, frequentemente representado como uma função que combina os componentes de tensão normal e de cisalhamento que atuam nesse plano.

### 3.2.2 Método da Curva de Wöhler Modificada (MCWM)

O Método da Curva de Wöhler Modificada (MCWM) tem como princípio a previsão do dano por fadiga em materiais homogêneos e isotrópicos submetidos a cargas cíclicas, modelando tanto a iniciação quanto o início da propagação de micro/mesofissuras [Susmel, 2009]. Segundo Bolotin [1990], na engenharia, o comportamento das fissuras do material sob carregamento cíclico pode ser investigado em níveis micro, meso ou macro.

Segundo a idéia de Miller [1982], a maneira correta de modelar o comportamento da micro e mesofissura é considerar a morfologia real do material e o comportamento elastoplástico dos grãos. No entanto, estimar rigorosamente a resistência à fadiga considerando todos esses critérios resultaria em uma metodologia complexa e de difícil praticidade. Esse modelo exigiria a determinação de diversas constantes de material, um tempo extremamente elevado e custos onerosos. Apesar das dificuldades da metodologia, o modelo de dano por fadiga no qual se baseia o MCWM tenta descrever a formação e a propagação inicial de micro/mesofissuras exclusivamente usando tensões macroscópicas [Susmel, 2009].

Considere um material submetido a um conjunto complexo de forças cíclicas, resultando em um estado de tensão multiaxial que danifica a zona de processo de fadiga Figura (3.4a). O MCWM admite que, no regime de fadiga de médio/alto ciclo, tanto a iniciação quanto o crescimento inicial de micro/mesofissuras dependem da tensão cisalhante que danifica os grãos dentro da zona de processo de fadiga [Miller, 1982]. A eficácia dessa suposição é respaldada por amostras experimentais, indicando que a formação persistente de bandas de deslizamento (PSBs), assim como a iniciação e a propagação inicial de micro/mesofissuras Figura (3.4), estão relacionadas à variação cíclica das forças cisalhantes. A presença dos PSBs nos grãos deve-se ao fato de que, durante uma série de ciclos de carregamento, certos planos deslizam em direções preferenciais, resultando na formação de intrusões e extrusões Figura (3.4b). Após um certo número de ciclos, iniciam-se microfissuras nos grãos, devido à concentração de microtensões cisalhantes no plano [Susmel, 2009, Susmel and Lazzarin, 2002].



**Figura 3.4.** Bandas de deslizamento persistentes, Fonte: Modificada Susmel [2009].

Fatemi and Socie [1988] acredita que o início e a propagação de fissuras por fadiga dependem principalmente da amplitude da tensão de cisalhamento aplicada. Isso implica que, sob carga de fadiga multiaxial, entre os infinitos planos que passam pelo ponto crítico do material, o plano no qual o dano por fadiga atinge seu valor máximo é aquele que experimenta a máxima amplitude da tensão de cisalhamento,  $\tau_a$ . Além disso, a iniciação e a propagação dos fenômenos também são influenciadas pela componente de tensão normal máxima,  $\sigma_{n,max}$ , perpendicular ao plano de iniciação de trinca. Em particular, a tensão normal de tração é responsável pela abertura das micro/mesofissuras, favorecendo o crescimento, enquanto a tensão normal compressiva reduz a taxa de crescimento Figura (3.4c) devido ao atrito entre as superfícies da fissura [Fatemi and Socie, 1988]. Da mesma forma, a tensão perpendicular ao plano de iniciação influencia a formação dos Bandas de deslizamento persistentes (BDP) Figura (3.4b). Na verdade, a tensão compressiva evita o fluxo laminar das BDP, enquanto a tensão de tração favorece seu fluxo [Susmel and Lazzarin, 2002].

### 3.2.3 Modelo de Susmel e Lazzarin

O Modelo de Susmel e Lazzarin baseia-se no MCWM, em particular, aborda a teoria da deformação cíclica em monocristais. Essa abordagem é utilizada para estimar a resistência à fadiga sob condições multiaxiais de carregamento. A mesma teoria é empregada para determinar as tensões críticas de iniciação e crescimento das trincas durante o Estágio I [Susmel and Lazzarin, 2002, Lazzarin and Susmel, 2003].

Dentre todos os planos críticos potenciais, aquele que deve ser utilizado para a avaliação de fadiga é o plano em que a tensão normal máxima atinge seu valor máximo [Susmel and Lazzarin, 2002]. Para uma estimativa precisa da resistência à fadiga e do grau de multiaxialidade, representado por  $\rho$ , no campo de tensão danificadora na zona de processo de fadiga do material, é necessário definir o fator relacionado à tensão em relação ao plano crítico por meio da seguinte expressão:

$$\rho = \frac{\sigma_{n,max}}{\tau_a} = \frac{2}{1 - R}, \quad (3.8)$$

$$\rho = \frac{\sigma_{n,max}}{\tau_a} = (\theta^c, \phi^c), \quad (3.9)$$

sendo,  $R$  é a relação de carga  $R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}$ , característica principal desse parâmetro é a sensibilidade à sobreposição de tensões estáticas, assim como à presença de carregamentos não-proporcionais.

Segundo a teoria de Susmel [2009], para alguns materiais sob carregamento uniaxial, a relação da tensão relativa ao plano crítico aumenta significativamente de acordo com o carregamento,  $R$ , aplicado. Especificamente, sob condições de carregamento totalmente reverso,  $\rho = 1$  é igual a 1, para carregamentos de tração, enquanto  $R$  se aproxima da unidade,  $\rho$  tende ao infinito, no caso de torção pura. No entanto, Susmel and Lazzarin [2002] afirma que no regime de fadiga de alto ciclo, a presença de tensões estáticas de torção pura sobrepostas pode ser desprezível, desde que a tensão de cisalhamento máxima,  $\tau_a$ , seja constantemente igual à amplitude de tensão de torção aplicada,  $\tau_{xy,a}$ , e a tensão normal máxima,  $\sigma_{n,max} = 0$ , perpendicular ao plano crítico seja igual a zero. Sob condições de carregamento de torção,  $\rho = 0$ . Desse modo, sob carregamento de fadiga multiaxial, o plano em que for observada a maior amplitude de tensão cisalhante,  $\tau_a$ , será considerado um plano crítico, ou seja, o plano com maior probabilidade de causar dano, definido pela Eq. (3.10):

$$\tau_a = \max_{\theta, \phi} \{ \tau(\theta, \phi) \} = \tau(\theta^c, \phi^c), \quad (3.10)$$

O MCWM considera que a resistência à fadiga em componentes sujeitos a carregamento cíclico pode ser prevista por meio da amplitude da tensão cisalhante no plano crítico,  $\tau_a$ , desde que as curvas de fadiga utilizadas para determinar a vida útil tenham considerado corretamente a razão de tensão,  $\rho$ , no campo de tensão que afeta a fadiga na zona de processo [Sá, 2017].

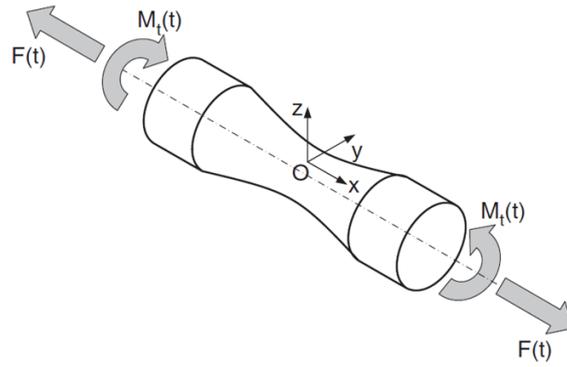
### 3.2.4 Calibração da CWM

Com o intuito de proporcionar um entendimento mais claro, considere o espécime representado pela Figura (3.5), submetido a um carregamento combinado de tração/torção, de modo que o ponto O do material seja afetado por um estado biaxial de tensão cíclica. Esse ponto é tomado como a origem do sistema de coordenadas e o centro de referência absoluto,  $O_{xyz}$ . O estado de tensão gerado nesse ponto é devido às tensões cisalhantes  $\tau_a$ , e às componentes de tensão normal  $\sigma_{n,a}$  e tensão média  $\sigma_{n,m}$  em relação ao plano crítico, [Susmel, 2009].

O MWCM considera que a resistência à fadiga sob carregamento cíclico pode ser prevista com sucesso em termos da amplitude de tensão de cisalhamento relativa ao plano crítico,  $\tau_a$ , desde que as curvas de fadiga usadas para estimar a vida útil sejam determinadas considerando corretamente a relação da razão de tensão efetiva do plano crítico,  $\rho_{eff}$ , [Susmel and Taylor, 2008]. Essa relação pode ser definida pela Eq.(3.11):

$$\rho_{eff} = \frac{m\sigma_{n,m}}{\tau_a} + \frac{\sigma_{n,a}}{\tau_a}, \quad (3.11)$$

sendo,  $m$  é o índice médio de sensibilidade ao estresse, propriedade constante do material adequada para determinar a porção da tensão normal média relativa ao plano crítico que efetivamente abre as



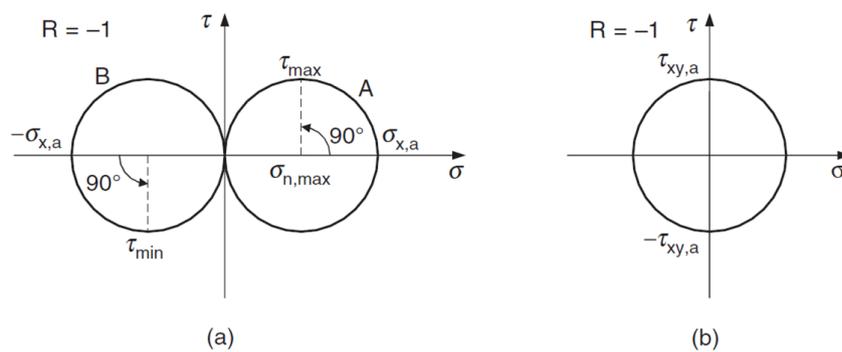
**Figura 3.5.** Espécime submetido a carregamento de tensão biaxial, Susmel [2009].

micro/meso fissuras favorecendo o fenômeno de propagação. Para compreender como as curvas de fadiga devem ser estimadas de acordo com o MWCM, considerando a mesma amostra da Figura (3.5), seja inicialmente submetida a um carregamento de fadiga uniaxial totalmente reverso,  $R = -1$ , para a condição de  $\rho = 1$ . Os Círculos de Mohr descrevendo os estados de tensão resultantes no ponto  $O$ , representados na Figura (3.6), onde o círculo A representa o estado de tensão sob a carga máxima aplicada, de acordo com as Equações (3.12), (3.13) e (3.14), [Sá, 2017].

$$\tau_a = \left( \frac{\sigma_{x,a}}{2} \right), \quad (3.12)$$

$$\sigma_{n,a} = \left( \frac{\sigma_{x,a}}{2} \right), \quad (3.13)$$

$$\sigma_{n,m} = 0, \quad (3.14)$$

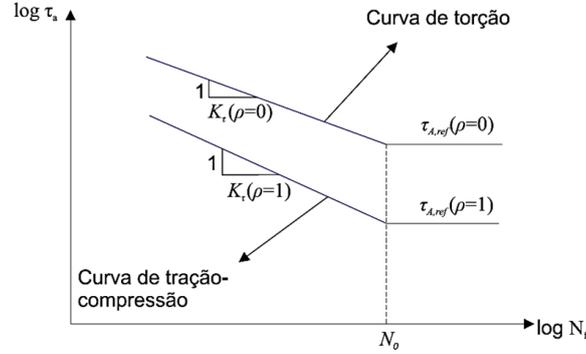


**Figura 3.6.** Círculo de Möhr: a) Carregamento reverso de Tração/Compressão. b) Carregamento reverso de torção [Susmel, 2009].

Enquanto o círculo B representa o estado de tensão sob o carregamento mínimo, representado pelas Eqs.(3.15)e (3.16), descritos pela a amplitude da tensão de cisalhamento e os componentes da tensão normal em relação ao plano crítico. Para o caso de torção completamente reversa, na condição de  $R = 0$  e ( $\rho = 0$ ):

$$\tau_a = (\tau_{xy,a}), \quad (3.15)$$

$$\sigma_{n,a} = \sigma_{n,m} = 0, \quad (3.16)$$



**Figura 3.7.** Representação da CWM.

A CWM pode ser representada de maneira não convencional, por meio de um gráfico em escala log-log, relacionando a amplitude da tensão cisalhante no plano crítico,  $\tau_a$ , com a vida em fadiga até a falha,  $N_f$ , conforme ilustrado na Figura (3.7). As curvas no diagrama representam os limites de fadiga para tração ( $\rho = 1$ ) e torção ( $\rho = 0$ ) [Susmel and Lazzarin, 2002, Lazzarin and Susmel, 2003]. A curva de torção é caracterizada pelos valores da inclinação  $k_\tau(\rho = 0)$  e o limite de fadiga referente à amplitude de tensão cisalhante  $\tau_{A,Ref(\rho=0)}$ , onde  $\tau_{A,Ref(\rho=0)} = \tau_0$ . Para a curva de tração, temos  $k_\tau(\rho = 1)$  e o limite de fadiga em relação à amplitude de tensão  $\tau_{A,Ref(\rho=1)}$ , onde  $\tau_{A,Ref(\rho=1)} = \tau_0/2$ .

É importante destacar que o Diagrama de Wöhler apresentado refere-se aos ensaios de tração/torção, assumindo que os limites de fadiga permanecem constantes para um determinado número de ciclos de falha, denotado por  $N_0$ , independentemente da complexidade do carregamento. A estimativa da vida em fadiga pode ser realizada considerando a razão de tensão no campo de tensão na zona do processo de fadiga. As relações da calibração de  $k_\tau$  e  $\tau_{A,Ref}$  podem ser determinadas da seguinte forma:

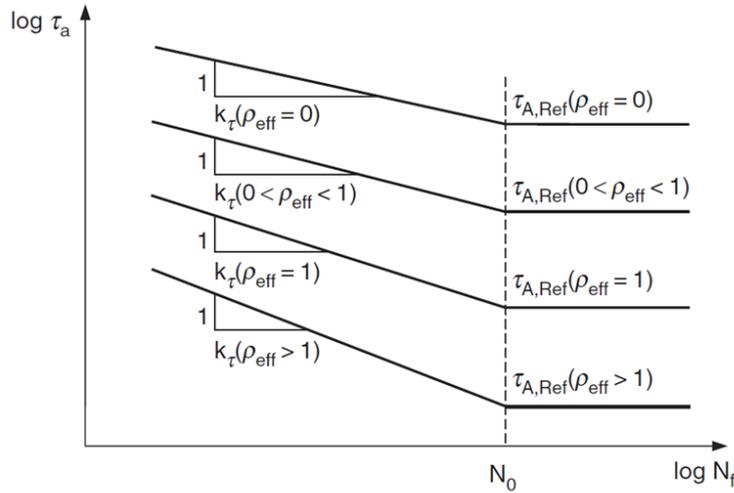
$$k_\tau(\rho) = a\rho + b, \quad (3.17)$$

$$\tau_{A,Ref(\rho)} = \alpha\rho + \beta, \quad (3.18)$$

sendo  $k_\tau$  é o coeficiente de inclinação negativo da curva,  $\alpha$ ,  $\beta$  são constantes do material obtidas experimentalmente. Essas constantes calculadas a partir de duas curvas de fadiga geradas com dois valores diferentes de  $\rho$ .

Evidências experimentais demonstraram que, para um determinado material, o valor de  $\tau_{A,Ref}$  diminui proporcionalmente ao aumento de  $\rho$ , conforme ilustrado esquematicamente no Diagrama de Wöhler da Figura (3.8). A vida em fadiga, denotada como  $N_{f,e}$ , de um material sujeito a um carregamento específico de fadiga pode ser definida por:

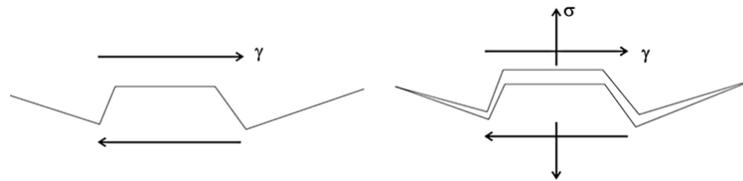
$$N_{f,e} = N_o \left[ \frac{\tau_{A,Ref}(\rho)}{\sigma_a} \right]^{k_{\tau}(\rho)}, \quad (3.19)$$



**Figura 3.8.** Representação do Diagrama de Wöhler.

### 3.2.5 Modelo de Fatemi- Socie (FS)

O modelo de plano crítico de Fatemi-Socie foi desenvolvido com base no trabalho de Brown and Miller [1979], no entanto, os autores propuseram a substituição do termo de deformação normal pelo termo de tensão normal. Essa modificação foi sugerida devido à contribuição das deformações cisa-lhantes no processo de formação de fissuras, enquanto a tensão normal desempenha um papel crucial na abertura e crescimento das trincas [Fatemi and Socie, 1988]. Durante o carregamento, as tensões normais na superfície da trinca de geometria assimétrica tendem a abrir as faces, reduzindo as forças de atrito entre elas e contribuindo para o crescimento da trinca, como ilustrado na Figura (3.9). Ao substituir o termo de deformação  $\Delta\varepsilon_n$  pela tensão normal  $\sigma_{n,max}$ , o modelo de Fatemi-Socie pode ser descrito pela Eq.(3.20):



**Figura 3.9.** Representação do Modelo FS, [Fatemi and Socie, 1988].

$$\frac{\Delta\gamma_{,max}}{2} = \left( 1 + k \frac{\sigma_{n,max}}{\sigma_y} \right) = C, \quad (3.20)$$

sendo  $\Delta\gamma_{,max}$  a amplitude de deformação máxima,  $k$  constante do material (variando entre  $0 \leq k \leq 1$ ), obtida a partir de ensaios de fadiga),  $\sigma_{n,max}$  tensão normal máxima em um carregamento cíclico,  $\sigma_y$  tensão de escoamento do material, e  $C = c_o$  o expoente de ductilidade de fadiga.

O Parâmetro de Fatemi-Socie ( $P_{FS}$ ) é influenciado pela amplitude de deformação cisalhante máxima. Este modelo apresenta diferenças entre carregamento de tração e torção, e descreve o efeito da tensão média e do endurecimento não proporcional. É indicado para representar o comportamento dos materiais quando a maior parte da vida em fadiga ocorre durante a nucleação das trincas, faltando apenas uma curta parcela da vida para o desenvolvimento completo das trincas. A Eq.(3.20) pode ser expressa em termos da vida, conforme a Eq.(3.21), e pode ser interpretada como a deformação de cisalhamento cíclica modificada pela tensão normal para incluir os efeitos de fechamento de trinca.

$$\frac{\Delta\gamma_{,max}}{2} = \left(1 + k \frac{\sigma_{n,max}}{\sigma_y}\right) = \frac{\tau'_f}{G}(2N)^{b_0} + \gamma'_f(2N)^{c_0}, \quad (3.21)$$

sendo,  $G$  é o módulo de cisalhamento,  $\tau'_f$  o coeficiente de resistência à fadiga cisalhante,  $\gamma'_f$  o coeficiente de ductilidade à fadiga cisalhante. As constantes  $b_0$  e  $c_0$  representam o expoente de resistência e ductibilidade à fadiga, respectivamente. A Tabela 3.1 apresenta como obter as propriedades da vida de tensão de cisalhamento.

**Tabela 3.1.** Propriedades axiais e cisalhantes

Parâmetros	Axial	Cisalhante
Coefficiente de resistência à fadiga	$\sigma'_f$	$\tau'_f = \frac{\sigma'_f}{\sqrt{3}}$
Expoente de resistência à fadiga	$b$	$b_0 \approx b$
coeficiente de ductibilidade à fadiga	$\varepsilon'_f$	$\gamma'_f \approx \varepsilon'_f \sqrt{3}$
Expoente de ductibilidade à fadiga	$c$	$c_0 \approx c$
Módulo de Elasticidade	$E$	$G$

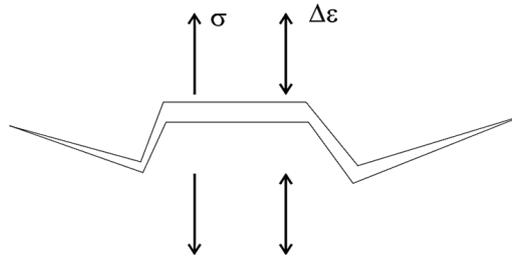
### 3.2.6 Modelo de Smith-Watson-Topper (SWT)

Os modelos de Brown and Miller [1979] e Fatemi and Socie [1988], baseiam-se principalmente em materiais nos quais os modos de falha predominantes são a nucleação e a propagação de trincas de cisalhamento. A partir do desenvolvimento desses modelos, surgiu uma proposta de modelo de dano alternativo, aplicável a materiais que falham principalmente devido ao desenvolvimento de trincas em planos de tensão ou deformação máxima. Isso é especialmente relevante para materiais como ferro fundido e aço inoxidável 304, quando submetidos a determinados históricos de carga. Nessas situações, embora as trincas se iniciem devido ao cisalhamento, a vida inicial é controlada pelo crescimento das trincas em planos perpendiculares às tensões e deformações principais máximas [Fatemi and Socie, 1988, Smith, 1970]. Conforme ilustrado na Figura (3.10).

Fatemi and Socie [1988], propuseram um modelo de plano crítico com uma relação consistente entre a faixa de deformação cíclica e a tensão máxima. Este modelo, comumente conhecido como Parâmetro de Smith-Watson-Topper ( $P_{SWT}$ ) ou SWT, foi desenvolvido e é usualmente utilizado para corrigir tensões médias em situações de carregamento uniaxial, sendo descrito por:

$$\frac{\Delta\varepsilon_1}{2} \sigma_{n,max} = f(N), \quad (3.22)$$

O Parâmetro de Smith-Watson-Topper  $P_{SWT}$ , para carregamento multiaxial é fundamentado na



**Figura 3.10.** Representação do Modelo SWT, [Fatemi and Socie, 1988].

amplitude de deformação principal,  $\Delta\varepsilon_1$ , e na tensão normal máxima,  $\sigma_{n,max}$ , no plano crítico ao combinar a Eq. (3.2.6) para carregamento multiaxial, assume:

$$\sigma_{n,max} \frac{\Delta\varepsilon_1}{2} = \frac{\sigma' f^2}{E} (2N_f)^{2b} + \sigma' f \varepsilon' f (2N_f)^{b+c}, \quad (3.23)$$

## 4 MATERIAIS E MÉTODOS

### 4.1 MATERIAIS

Nesta seção, é fornecido um breve resumo dos materiais em estudo, nomeadamente por AL 2024-T3 e SAE 4130, incluindo suas principais aplicações, bem como suas características mecânicas em condições monotônicas.

#### 4.1.1 Dados Experimentais

Os dados experimentais utilizados neste trabalho foram adquiridos por meio de ensaios uniaxiais de fadiga. Esses ensaios foram conduzidos em corpos de prova sem entalhe, sujeitos a carga uniaxial de tração. As informações detalhadas sobre os experimentos foram obtidas a partir das Notas Técnicas (NT) 2334 e 3866, dos relatórios National Advisory for Aeronautics (NACA), Grover [1951].

#### 4.1.2 Liga AL 2024-T3

A liga de alumínio AL 2024-T3 é frequentemente empregada na fabricação de componentes estruturais nas indústrias aeronáutica e automotiva. Ela é comumente utilizada em estruturas de aeronaves, especialmente em asas e fuselagem, assim como em veículos e máquinas sujeitas a elevadas tensões. Isso se deve às suas características notáveis, como alta resistência mecânica, boa resistência à corrosão, usinabilidade e capacidade de absorção de danos. Pertencente à categoria das ligas Al-Cu-Mg, a adição de cobre tem como principal objetivo aumentar a resistência do material [Cavalcante and da Silva, 2016].

**Tabela 4.1.** Propriedades mecânicas liga Al 2024-T3, [Borges, 2018]

Propriedades Mecânicas e Monotônicas	
Direção	L
Alongamento (%)	18,2
Tensão de escoamento à tração, $\sigma_y$ (MPa)	372
Tensão de resistência à tração, $\sigma_u$ (MPa)	503
Tensão de escoamento à compressão, $\sigma_y$ (MPa)	307
Módulo de Elasticidade $E$ (GPa)	73

As ligas de alumínio mais comuns para a fabricação de estruturas pertencem às séries 2000 e 7000, sendo preferíveis em relação ao alumínio puro devido à sua combinação de propriedades mecânicas. Na série 2000, à qual a Al 2024-T3 pertence, observa-se taxas de crescimento de trinca mais baixas, conferindo-lhe um melhor desempenho à fadiga quando comparada às ligas da série 7000 [Dowling,

2013]. As propriedades mecânicas específicas da liga Al 2024-T3 são apresentadas na Tabela 4.1.

### 4.1.3 Liga SAE 4130

A Sociedade de Engenheiros Automotivos Sociedade de Engenheiros Automotivos – BR, *Society of Automotive Engineers – EUA* (SAE) define a liga de aço 4130 como um material de baixa liga de carbono, enriquecido com cromo e molibdênio como elementos de liga. Esses aditivos aprimoram suas propriedades de resistência à corrosão e dureza, contribuindo significativamente para suas características mecânicas. A liga SAE 4130 exibe boa tenacidade, soldabilidade e usinabilidade, suas propriedades físicas são influenciadas pela composição química e microestrutura, que podem ser ajustadas com base no processo de formação empregado. Este material é comumente empregado para componentes de tamanho médio quando submetido a têmpera em água e para peças menores quando temperado em óleo.

Os aços pertencentes à família 41XX encontram ampla aplicação na fabricação de veículos automotivos, aeronaves e na indústria do petróleo, notadamente em perfuradores de poços, entre outras utilizações. Suas aplicações típicas abrangem bielas, braços de direção, eixos, parafusos, rebites, corpos de válvulas, bombas e diversos acessórios. Esses aços são particularmente vantajosos em construções que demandam limites de resistência e tensão de escoamento situados entre 410 MPa e 965 MPa, conforme indicado por Paixão et al.. As propriedades mecânicas específicas do aço SAE 4130 podem ser visualizadas na Tabela 4.2.

**Tabela 4.2.** Propriedades mecânicas liga SAE 4130 [Borges, 2018]

Propriedades Mecânicas e Monotônicas	
Direção	L
Alongamento (%)	14,25
Tensão de escoamento á tração, $\sigma_y$ (MPa)	679
Tensão de resistência á tração, $\sigma_u$ (MPa)	807
Tensão de escoamento à compressão, $\sigma_y$ (MPa)	593
Módulo de Elasticidade $E$ (GPa)	210

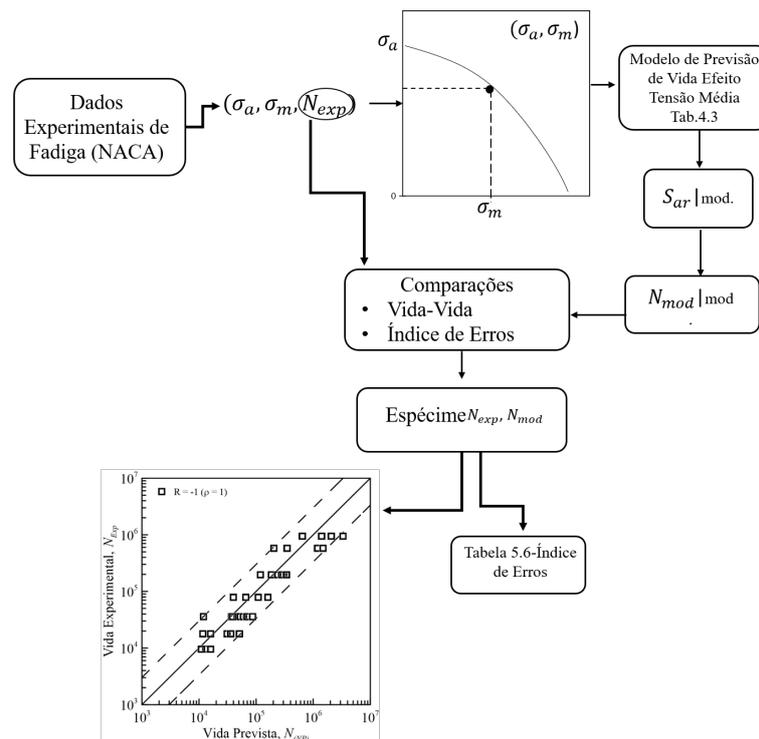
## 4.2 MÉTODOS

### 4.2.1 Considerações Gerais

Nesta seção, apresentamos as rotinas e procedimentos essenciais para a análise da previsão de fadiga em componentes mecânicos sujeitos a carregamentos alternados, especificamente em condição uniaxial de tração, para fadiga de baixa e média/alto ciclo. Essa análise é conduzida por meio de modelos uniaxiais quanto multiaxiais de fadiga, os quais se fundamentam no impacto da amplitude de tensão média e nos critérios dos planos críticos. Os dados experimentais fundamentais para esta pesquisa foram extraídos das NT 2324 e 3866 dos relatórios da NACA Grover et al. [1951]. Esses relatórios detalharam o comportamento das ligas SAE 4130 e Al 2024-T3 em condições de fadiga, fornecendo uma base robusta para a investigação proposta. Inicialmente, procedemos com a estimativa dos planos críticos, abrangendo os modelos SWT, FS e MCWM, bem como a calibração das curvas dos parâmetros de falha. Além disso, foram calibrados os parâmetros de Walker e Kwofie. Utilizando as curvas S-N e

$\tau - N$ , realizamos a calibração e elaboração das curvas das constantes da CWM em relação à razão de tensão, explorando duas estratégias de avaliação, denominadas Estratégia1 e Estratégia2. Adicionalmente, conduzimos previsões de vida por meio dos modelos Goodman, Gerber, Morrow, Walker, Kwofie, MCWME1, MCWME2, SWT e FS.

Com o propósito de validar os modelos de previsão de vida, as estimativas de vida, considerando tanto os modelos uniaxiais quanto os multiaxiais propostos, foram submetidas a uma análise comparativa com as vidas experimentalmente obtidas. A eficácia das estimativas de vida também foi avaliada por meio da performance do índice de erro, fornecendo uma medida da proximidade entre as previsões de vida e os dados experimentais. Adicionalmente, examinamos qual método demonstrou os resultados mais satisfatórios e avaliamos o desempenho diferenciado dos materiais em questão.



**Figura 4.1.** Representação esquemática da estratégia de avaliação da aderência dos modelos para estimativa de vida sob efeito da tensão média sobre a resistência à Fadiga .

- O fluxograma, retratado na Figura (4.1), apresenta a estratégia adotada para a avaliação da concordância dos modelos de previsão de vida.
- O conjunto de dados foi extraído dos relatórios NACA [Grover, 1951]. Com base nesses dados, foram considerados os parâmetros  $(\sigma_m, \sigma_a, N_{Prev})$ , efeitos da tensão média e alternada como modelos de previsão de vida.
- O formato da curva abordada assemelha-se a uma curva genérica semelhante a parábola de Goodman. Realiza-se a previsão de vida sob efeito da tensão média a partir da tensão equivalente, para todos os modelos em estudo.
- Aplica-se a relação  $N_{Exp} - N_{Prev}$ , utilizando gráficos vida-vida, e faz uma análise quantitativa através

do índice de performance do erro e bandas de confiança, a fim de determinar qual modelo e material apresentam os melhores resultados.

#### 4.2.2 Estimativa de Planos Críticos

A pesquisa do plano crítico pode ser realizada utilizando estratégias e algoritmos disponíveis na literatura [Borges, 2018, Susmel, 2010], sob condições gerais de carregamento. No entanto, para situações mais simples, como no caso da condição uniaxial de tração, abordando os modelos de SWT, FS e MCWM, desenvolvemos rotinas diretamente no software Matlab código em anexo. Essas rotinas abrangem todo o processo de determinação do plano crítico, incluindo o carregamento com ângulos em fase e fora de fase, significa que elas atingem seus valores extremos simultaneamente. Por outro lado, quando as cargas estão fora de fase, significa que elas atingem seus valores extremos em momentos diferentes ao longo do ciclo de carga. varredura das variações da tensão normal e cisalhante no plano  $\theta$ , definição e armazenamento da evolução máxima de  $\tau_a$ ,  $\sigma_a$ ,  $\sigma_{n,max}$ , para cada plano de corte, estimativa dos planos críticos  $P_{SWT-N}$ ,  $P_{FS-N}$  e MCWM no plano onde a tensão atinge seu valor máximo, e cálculo das previsões de vida. A esquemática utilizada na determinação dos planos críticos é ilustrada pela Figura (4.2).

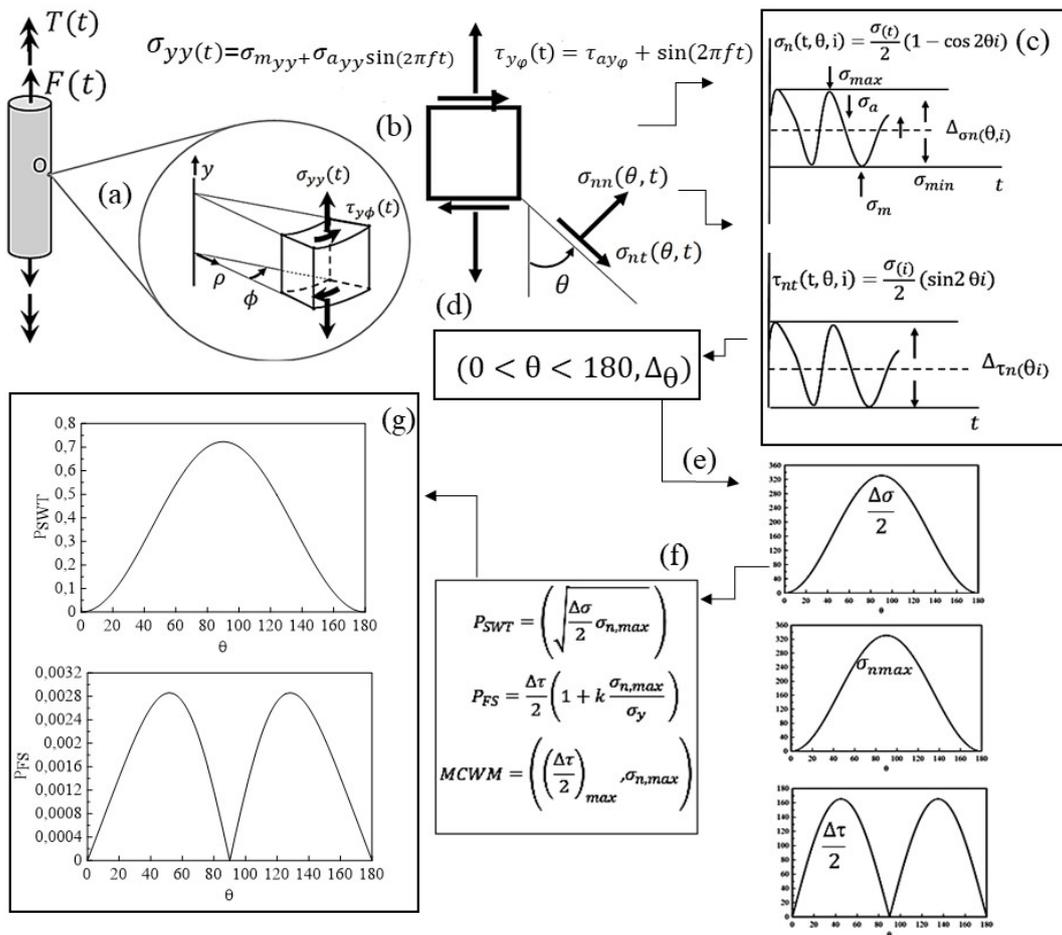


Figura 4.2. Representação esquemática para determinação dos planos críticos.

a) A Figura (4.2a) exibe um componente mecânico submetido a um esforço de tração variável no tempo

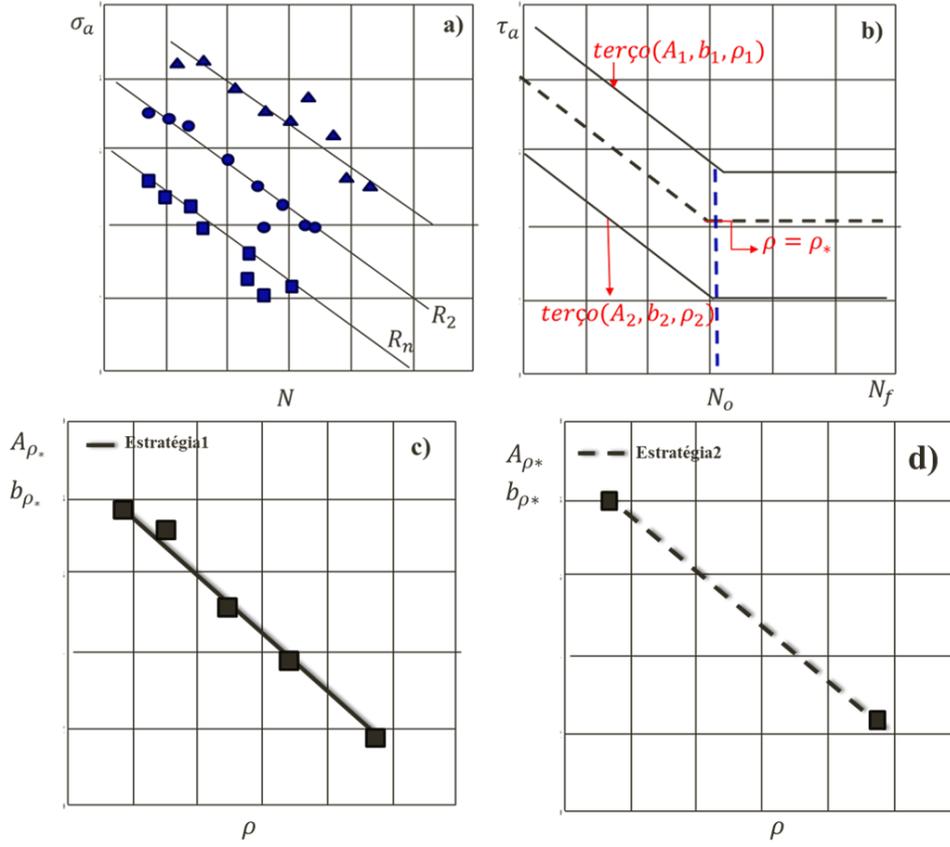
em um ponto material específico, que pertence à estrutura representando o elemento de tensão. As coordenadas cilíndricas são extraídas como parâmetro de interesse.

- b) Descrevendo um plano material  $\Delta$ , em um estado plano de tensão que está referenciado pelos ângulos  $\theta$  e  $\phi$ , é varrido sistematicamente. Varrer os planos para  $\theta$  e  $\phi$ , implica examinar uma gama de valores desses ângulos, para cobrir todas as orientações possíveis do plano  $\Delta$  em relação ao corpo de prova. Para cada posição  $\theta$  e  $\phi$ , são calculadas as componentes de tensão normal  $\sigma_{nn(\theta,t)}$  e cisalhante  $\sigma_{nt(\theta,t)}$ , e esses valores são armazenados, conforme ilustrada na Figura (4.2b).
- c) Para Cada modelo, extraem-se os parâmetros necessários para construir os modos de falha. No caso do MCWM, são extraídas a amplitude de tensão normal máxima e a amplitude de tensão cisalhante. Para o modelo de SWT, são extraídas a amplitude de tensão normal e a tensão normal máxima. Já no modelo FS, são extraídas a amplitude de tensão cisalhante e a tensão máxima normal, como representado na Figura (4.2c).
- d) As faixas de variação dos ângulos de carregamento variam entre ( $\theta \leftarrow 0 : 0,5 : 180^\circ$ ), conforme ilustrada na Figura (4.2d).
- e) A partir dos dados armazenados para cada parâmetro ( $\tau_a, \sigma_a, \sigma_{n,max}, P_{FS}, P_{SWT}$ ), avalia-se o valor máximo em função de cada plano de falha,  $P_*$ , como mostrado na Figura (4.2e). Posteriormente, constrói-se o parâmetro de falha para cada modelo, conforme representado na Figura (4.2f).
- f) A Figura (4.2g) ilustra os parâmetros críticos em função do ângulo máximo atingido, estabelecendo assim o plano crítico, de cada modelo.

### 4.2.3 Calibração das Constantes da Curva da Amplitude da Tensão Cisalhante *versus* Vida

Nesta seção, são apresentadas duas estratégias de calibração das constantes  $A_\rho$  e  $b_\rho$  da curva  $\tau - N$ , essas estratégias podem ser aplicadas para determinar qualquer valor da razão de tensão  $\rho$ , conforme apresentado na seção 3.2.3, pela Equação 3.8.

- a) A calibração das constantes da curva é realizada com base nos dados experimentais das curvas  $\sigma - N$ , como ilustrado na Figura (4.3a), para a condição de carregamento uniaxial de tração em corpos de prova experimentais sem entalhe, considerando diferentes razões de  $R$ . Essa calibração estabelece uma relação entre a amplitude de tensão cisalhante no plano crítico  $\tau_a - N$  e a vida em fadiga, para razões específicas de  $\rho$ , conforme demonstrado na Figura (4.3b). Essas razões são obtidas de acordo com as Equações 3.17, 3.18, e 3.19, apresentadas na seção (3.2.4).
- b) A constante  $\beta$  é determinada através da análise do círculo de Mohr para o estado uniaxial de tração, conforme representado na Figura (4.4a). Nesse caso, no plano de  $45^\circ$  onde ocorre a máxima amplitude de tensão cisalhante  $\tau_{a,max}$ , ela é igual à amplitude de tensão alternada máxima  $\sigma_{a,max}$  e à metade da amplitude de tensão normal  $\sigma_a/2$ . Portanto, para a componente de tensão normal, temos:



**Figura 4.3.** Representação esquemática para calibração das constantes da curva  $\tau-N$ .

$$\tau_{a,max} = \left( \frac{\sigma_{a,max}}{2} \right), \quad (4.1)$$

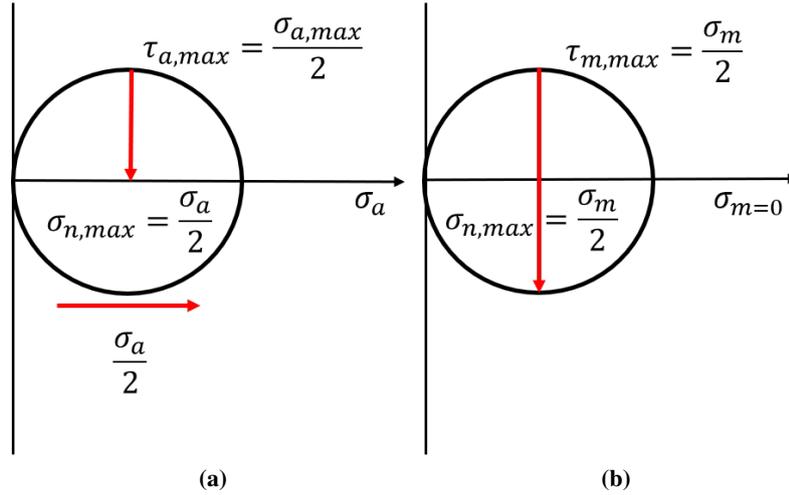
$$\sigma_{n,max} = \left( \frac{\sigma_a}{2} \right), \quad (4.2)$$

- c) A constante  $\alpha$  pode ser obtida utilizando a relação análoga à constante  $\beta$ . No estado uniaxial de tensão, conforme ilustrado na Figura (4.4b), a componente de tensão média no plano de  $90^\circ$ , onde a amplitude de tensão cisalhante é máxima  $\tau_{a,max}$ , é igual à amplitude de tensão média  $\sigma_m$ , sendo a tensão média nesse plano igual a zero. Portanto, a amplitude de tensão cisalhante máxima será igual a  $\sigma_{a,max}$ , conforme as equações:

$$\tau_{m,max} = \left( \frac{\sigma_m}{2} \right), \quad (4.3)$$

$$\sigma_{n,max} = \left( \frac{\sigma_m}{2} \right), \quad (4.4)$$

$$\sigma_{ntotal,max} = \left( \frac{\sigma_a}{2} + \frac{\sigma_m}{2} \right), \quad (4.5)$$



**Figura 4.4.** Representação do círculo de Mohr sob carregamento de tração: a) Considerando amplitude de tensão normal. b) Considerando amplitude de tensão média.

$$\rho^* = \frac{\sigma_{n,max}}{\tau_{a,max}} = \frac{\left(\frac{\sigma_a}{2} + \frac{\sigma_m}{2}\right)}{\left(\frac{\sigma_{a,max}}{2}\right)}, \quad (4.6)$$

- d) O esquema da calibração das constantes  $A$  e  $b$  foi construído conforme ilustrado na Figura (4.3b). Com os terços dos parâmetros ( $A, b, \rho$ ), foram determinadas, uma nova curva genérica e plotada com a relação  $A_\rho - \rho$  e  $b_\rho - \rho$ , como ilustrado na Figura (4.3c). A linha preta cheia representa a Estratégia 1, ajustada através da inclinação e interseção da curva ( $\tau_a - N$ ), para diversas razões de  $R$ . Na Estratégia 2, representada pela linha pontilhada, a calibração foi feita através de dois pontos extremos de  $R$ , interpolados para qualquer valor da razão de tensão equivalente  $\rho_*$ .

#### 4.2.4 Calibração das Curvas dos Parâmetros de $P_{SWT}$ e $P_{FS}$ versus Vida

Com o propósito de avaliar se as previsões de vida à fadiga em condições uniaxiais podem ser realizadas de forma direta, incorporando o conceito de planos críticos junto a um parâmetro representativo de um modelo de falha por fadiga, inicialmente foram desenvolvidas as curvas de  $P_{SWT-N}$  e  $P_{FS-N}$ . Essas curvas estabelecem uma correlação entre os respectivos parâmetros de falha e as vidas previstas experimentalmente. Considerando que os materiais apresentaram comportamento à fadiga distinto em relação à condição de ensaio de tração, foram geradas curvas que caracterizam essa condição específica de carregamento. A seguir, é apresentada a estratégia utilizada para a determinação dos parâmetros das curvas associadas ao plano crítico.

- Determinam-se as trajetórias das componentes de tensões nominais relacionadas à condição de carregamento uniaxial de tração aplicado sobre o espécime. Isso define o tensor das tensões nominais alternadas, máximas e cisalhantes, conforme ilustrado na Figura (4.2c) na seção 4.2.2.
- Calcula-se o plano crítico de acordo com os critérios específicos  $P_{SWT}$  e  $P_{FS}$ :

$$P_{SWT} = \left( \sqrt{\frac{\Delta\sigma}{2}} \sigma_{n,max} \right) \quad (4.7)$$

para o parâmetro  $P_{SWT}$ , neste tipo de carregamento, o plano atinge seu valor máximo no ângulo de  $90^\circ$ , como pode ser observado na Figura (4.2g). Já para  $P_{FS}$ , neste tipo de carregamento, o plano atinge seu valor máximo no ângulo de  $48^\circ$ , conforme pode ser observado na mesma Figura (4.2g).

$$P_{FS} = \frac{\Delta\tau}{2} \left( 1 + k \frac{\sigma_{n,max}}{\sigma_y} \right), \quad (4.8)$$

- c) Estimam-se os pares  $(P_*, N_{exp})$  para todos os casos (espécimes). Assumindo que os dados experimentais melhor se ajustaram à função de potência, a utilização dos mínimos quadrados pode ser empregada para determinar as constantes  $A$  e  $b$  da curva que caracteriza a relação entre o parâmetro do plano crítico e a vida  $(P - N)$ , considerando a razão de  $R = -1$ .
- d) Após a definir os pares das constantes  $A$  e  $b$ , são calculadas as previsões de vida à fadiga para cada espécime e modelo. As vidas são determinadas, conforme a Equação seguinte:

$$N_* = \left( \frac{P_*}{A^{(R=-1)}} \right)^{\left( \frac{1}{b^{(R=-1)}} \right)}, \quad (4.9)$$

sendo  $N_*$  a vida,  $P_*$  é o parâmetro estimado para cada espécime.

#### 4.2.5 Calibração do Parâmetro de Walker

A calibração do Parâmetro de Walker foi realizada seguindo os seguintes passos:

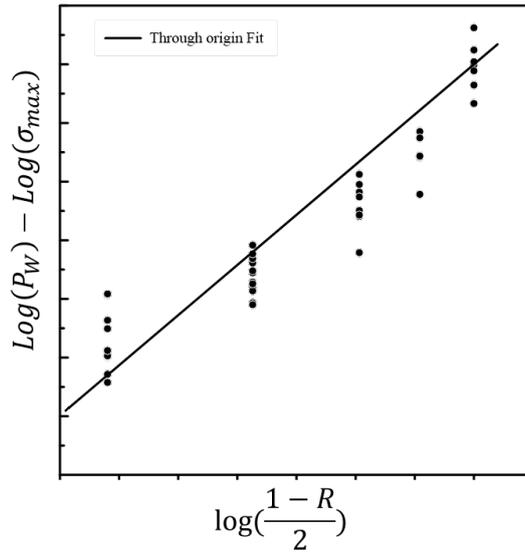
- a) Realize a linearização da curva e trace a função conforme ilustrado na Figura 4.5, aplique o logaritmo natural em ambos os lados da equação original para linearizar a curva. Isso transformará a equação em uma forma linear que pode ser ajustada por regressão linear:

$$P_W = A(N)^b, \quad (4.10)$$

$$\log(P_W) - \log(\sigma_m) = \gamma \log\left(\frac{1-R}{2}\right), \quad (4.11)$$

- b) Através da inclinação da curva, é determinado o parâmetro de *gamma*:

$$Y = \gamma \cdot X, \quad (4.12)$$



**Figura 4.5.** Representação da calibração para determinação do  $\gamma$  do  $P_W$ .

- c) Utilize o valor de ( $\gamma$ ) obtido na etapa anterior juntamente com os valores da amplitude de tensão máxima ( $\sigma_{max}$ ) e a razão de carga ( $R$ ) para calibração do modelo.
- d) Ajuste os pares da curvas de ( $P_{W-N}$ ) através da equação do parâmetro:

$$P_W = \sigma_{max} \cdot \left(\frac{1-R}{2}\right)^\gamma \quad (4.13)$$

#### 4.2.6 Calibração do Parâmetro de Kwofie

A calibração do Parâmetro de Kwofie  $P_k$ , foi realizada seguindo os passos abaixo:

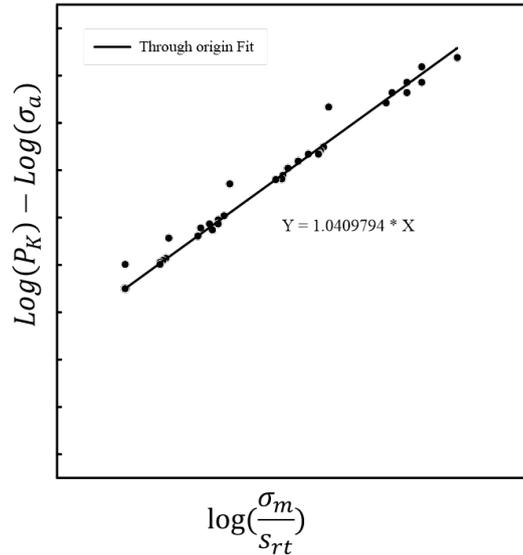
- a) Realize a linearização da equação conforme ilustrado na Figura (4.6) relacionada a  $\ln(P_k)$ :

$$P_K = A(N)^b, \quad (4.14)$$

$$\ln(P_K) = \ln(\sigma_a) + \alpha_k \left(\frac{\sigma_m}{S_{rt}}\right), \quad (4.15)$$

$$\ln(P_K) - \ln(\sigma_a) = \alpha_k \left(\frac{\sigma_m}{S_{rt}}\right), \quad (4.16)$$

- b) Através da inclinação da curva defina o coeficiente de Kwofie  $\alpha_k$ , esse parâmetro representa a sensibilidade do material, na presença da tensão média.



**Figura 4.6.** Representação da calibração para determinação do  $\alpha_K$  do  $P_k$ .

$$Y = \alpha_k \cdot X, \quad (4.17)$$

c) Após a definição do parâmetro calibre os pares da curva e aplique na equação de  $P_{k-N}$ .

$$P_k = \sigma_a \cdot e \left( \alpha_k \cdot \frac{\sigma_m}{\sigma_{rt}} \right). \quad (4.18)$$

#### 4.2.7 Previsão de Vida baseada em Modelos Uniaxiais e Multiaxiais de Fadiga

A estratégia aplicada para avaliar a eficácia dos modelos consiste no uso dos três parâmetros que caracterizam um ensaio de fadiga: tensão alternada,  $\sigma_a$ , Tensão equivalente,  $\sigma_{ar}$ , vida experimental,  $N_{exp}$ . Para definir a vida segundo o modelo específico  $N_{mod}$ , a partir da tensão equivalente de cada modelo, aplica-se as equações apresentadas na Tabela 4.3.

Pensando numa melhor avaliação da qualidade dos resultados fornecidos pela abordagem do efeito da tensão média sobre a vida em fadiga. Foi utilizada a relação  $I = \frac{N_{exp}}{N_{modelo}}$ , essa relação pode ser chamada de índice de performance e é usada para avaliar a qualidade dos modelos de previsão de vida em comparação com os resultados experimentais, permite saber o quão próxima é a previsão do modelo em relação aos dados experimentais.

Quando  $I = 1$ , indica que o modelo de previsão está perfeitamente alinhado com os resultados experimentais. Na prática, isso raramente acontece devido a variáveis incontroláveis e incertezas inerentes a qualquer experimento ou modelagem. Quando  $I > 1$ , significa que a vida de fadiga prevista pelo modelo é conservadora, pois o modelo prevê uma vida útil menor do que a observada experimentalmente. Isso pode ser desejável em muitas aplicações de engenharia onde margens de segurança são necessárias. Quando  $I < 1$ , indica que o modelo é não conservador e superestima a vida de fadiga, o modelo prevê uma vida útil mais longa do que a observada, indica ser perigoso em aplicações de engenharia, pois pode

**Tabela 4.3.** Equações das estimativa das tensões equivalentes e vidas previstas

Modelo	Equação de estimativa da tensão alternada equivalente	Equação vida prevista
FS	$S_{ar} = \sigma_a \cdot \left(\frac{2}{1-R}\right)^{\left(\frac{1}{2}\right)}$	$N_{mod} = \left(\frac{S_{ar}}{A}\right)^{\frac{1}{2}}$
Goodman	$S_{ar} = \frac{\sigma_a}{1 - \left(\frac{\sigma_m}{s_{rt}}\right)}$	$N_{mod} = A \cdot (s_{ar})^b$
Gerber	$S_{ar} = \sigma_a \cdot \left(\frac{2}{1-R}\right)^2$	$N_{mod} = A \cdot (s_{ar})^b$
Morrow	$S_{ar} = \sigma_a \cdot \left(\frac{2}{1-R}\right)^2$	$N_{mod} = A \cdot (s_{ar})^b$
MCWM	$\tau_a = \frac{\sigma_a}{2}$	$N_{mod} = [\tau_{A,ref(\rho)}] \cdot k_{\tau,ref(\rho)}$
SWT	$S_{ar} = \sigma_a \cdot \left(\frac{2}{1-R}\right)^{\frac{1}{2}}$	$N_{mod} = \left(\frac{S_{ar}}{A}\right)^b$
Walker	$S_{ar} = \sigma_a \cdot \left(\frac{2}{1-R}\right)^{1-\gamma}$	$N_{mod} = A^{(R=-1)} \cdot (S_{ar})^{b=(R-1)}$
Kwofie	$S_{ar} = \sigma_a \cdot e^{\left(\alpha_k \frac{\sigma_m}{s_{rt}}\right)}$	$N_{mod} = A^{(R=-1)} \cdot (S_{ar})^{b=(R-1)}$

levar a falhas prematuras.

## 5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Com o propósito de validar as metodologias investigadas a partir dos dados experimentais mencionados nas NT dos relatório do National Advisory Committee for Aeronautics (NACA), disponíveis nas obras [Grover, 1951], são apresentados os resultados seguindo a ordem: Inicialmente, são abordados os resultados referentes à caracterização dos materiais, juntamente com o levantamento das curvas ( $\sigma - N$ ) e ( $\tau - N$ ). Em seguida, são apresentadas as curvas dos parâmetros  $P_{SWT}$ ,  $P_{FS}$ ,  $MCWM$ , a calibração das constantes da CWM e dos parâmetros de Walker e Kwofie, e por último a avaliação das previsões de vida experimental e estimadas, através da performance do índice de erros e banda de confiança.

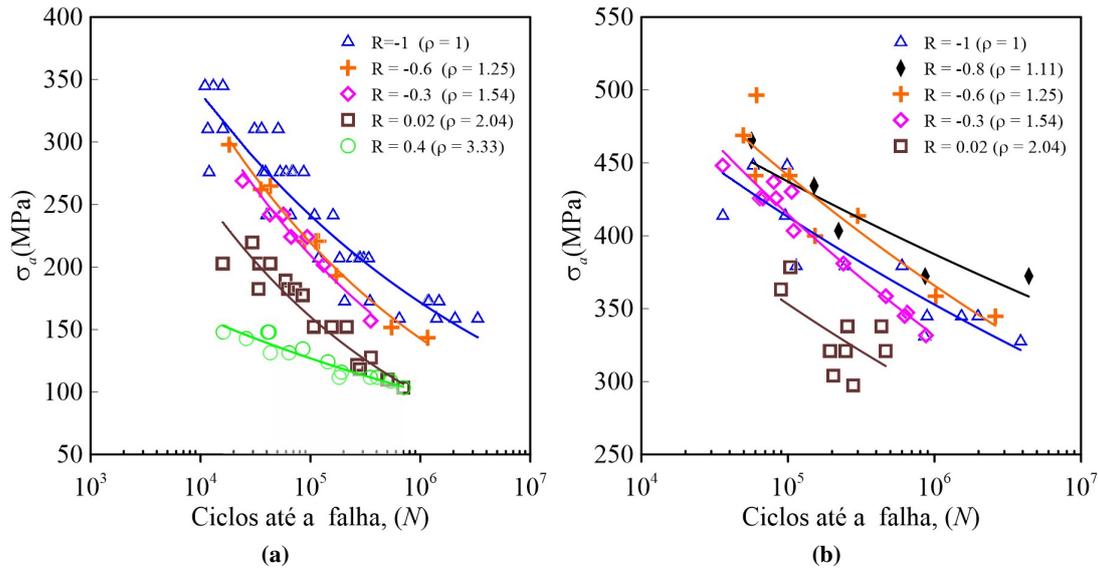
### 5.1 CURVAS S-N

No sentido de realizar a caracterização do comportamento das curvas de fadiga, das ligas de aço SAE 4130 e Al 2024-T3, foram empregados um total de 133 espécimes. No caso do Al 2024-T3, utilizou-se um conjunto de 84 espécimes, abrangendo diversas razões de carregamento, nomeadamente  $R=(-1;-0,6;-0,3;0,02;0,4)$ . Já para a liga de aço SAE 4130, foram adotados 49 espécimes, com razões de carregamento de  $R=(-1;-0,8;-0,6;-0,3;0;0,02)$ . Apesar da significativa quantidade de razões de carregamento e espécimes testados, apenas algumas delas proporcionaram dados suficientes para uma análise consistente do comportamento à fadiga desses materiais.

Nas Figuras (5.1a) e (5.1b), são apresentados os diagramas tensão-vida juntamente com suas curvas de tendência, que sintetizam o comportamento à fadiga dos materiais em estudo, das ligas Al 2024-T3 e SAE 4130, essas ilustram a amplitude de tensão normal alternada em relação ao número de ciclos de vida em fadiga em escala logarítmica, e as curvas de tendência representadas por linhas contínuas para diferentes razões de carregamento. Uma análise qualitativa dos gráficos revela, em primeiro lugar, que o nível de dispersão dos resultados experimentais para Al 2024-T3 Figura (5.1a) e para o aço SAE 4130 Figura (5.1b) foi relativamente insignificante. No entanto, destaca-se que o aço, sob a condição de  $R = 0,02$ , apresentou um notável aumento na dispersão das tensões na faixa entre 300 e 350 MPa.

A Tabela 5.1 sintetiza os resultados obtidos, incluindo o número de espécimes analisados, as condições dos ensaios, suas respectivas razões de tensão, e os parâmetros da curva S-N que descrevem o comportamento à fadiga.

Do ponto de vista quantitativo, a liga Al 2024-T3 exibiu níveis insignificantes de dispersão. Isso é evidenciado pelo coeficiente de determinação  $R^2$  da curva de fadiga para todas as razões de carregamento, que foi superior a 0,8661, indicando que a curva S-N representa mais de 86,61% dos dados experimentais. Ao analisar o aço SAE 4130, nota-se que a razão de  $R=0,02$  apresentou um nível re-



**Figura 5.1.** Diagrama  $\sigma_a - N$ : a) Al 2024-T3. b) SAE 4130.

**Tabela 5.1.** Parâmetros de caracterização das curvas S-N

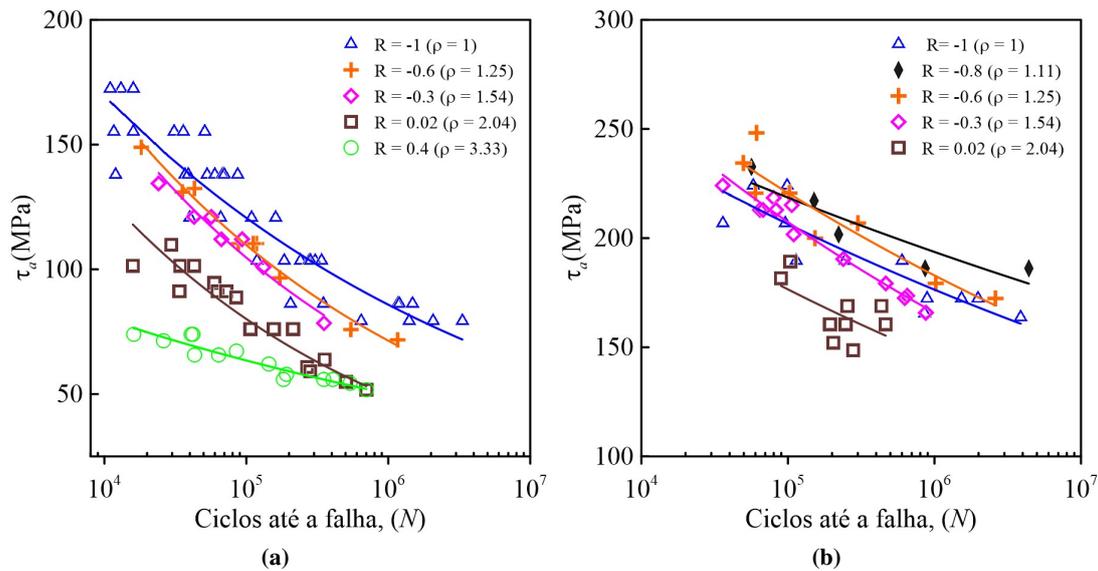
Material	$N^\circ$ de espécimes	$R$	$\rho$	$A$	$b$	$R^2$
Al 2024-T3	14	0,4	3,33	409,83	-0,102	0,8953
	18	0,02	2,04	1805,4	-0,210	0,8951
	7	-0,3	1,54	2034	-0,198	0,9548
	9	-0,6	1,25	1880,1	-0,187	0,9846
	36	-1	1,00	1323,1	-0,148	0,8661
SAE 4130	9	0,02	2,04	921,73	-0,083	0,3921
	12	-0,3	1,54	1266,3	-0,097	0,9598
	8	-0,6	1,25	1130,1	-0,082	0,8633
	5	-0,8	1,11	800,62	-0,053	0,8427
	15	-1	1,00	907,08	-0,068	0,7795

lativamente elevado de dispersão nos resultados experimentais. Isso é corroborado pelo coeficiente de determinação  $R^2$  da curva de fadiga, que é da ordem de 0,3921, indicando que a curva S-N representa apenas 39, 21% dos dados experimentais. Acredita-se que essa discrepância possa ser influenciada pela quantidade de espécimes utilizadas. No entanto, para as demais razões, o coeficiente foi da ordem de 0,7795, indicando que a curva é capaz de representar mais de 77, 95% dos dados experimentais.

### 5.1.1 Curvas da Amplitude da Tensão Cisalhante versus Vida

Nas Figuras 5.2a e 5.2b, são apresentados os diagramas das Curvas  $\tau - N$  sob carregamento alternado de tração. Estas curvas são caracterizadas pelos valores da inclinação e interseção das constantes da CWM, representando a amplitude de tensão cisalhante em relação à vida em fadiga. Os resultados estão agrupados para destacar o efeito da tensão média na resposta à fadiga, considerando diferentes razões de carregamento e influência da razão de tensão  $\rho$ . Ao analisar qualitativamente, nota-se que, para a liga Al 2024-T3, todos os dados ajustaram-se de forma significativa às curvas, independentemente da razão de carregamento. Por outro lado, o aço SAE 4130 não obteve a mesma resposta, exibindo uma considerável

dispersão para a razão de carregamento de  $R = 0,02$ .



**Figura 5.2.** Diagrama  $\tau-N$ : a) Al 2024-T3. b) SAE 4130.

A Tabela 5.2 resume os resultados obtidos, incluindo o número de espécimes analisados, as condições dos ensaios, as respectivas razões de tensão e os valores das constantes  $A$  e  $b$ . Sob uma análise quantitativa, a liga Al 2024-T3 demonstrou um coeficiente de determinação  $R^2$  de 0,8661 em relação à curva de fadiga, abrangendo todas as razões de carregamento. Isso indica que a curva S-N representou mais de 86,61% dos dados experimentais. No caso do aço SAE 4130, o coeficiente de determinação  $R^2$  foi da ordem de 0,7795, indicando que a curva S-N representou mais de 77,95% dos dados experimentais, exceto para a razão de  $R = 0,02$ , onde o coeficiente foi de 0,3921. Nesse caso, apenas 39,21% dos dados experimentais foram representados pela curva, evidenciando uma dispersão significativa.

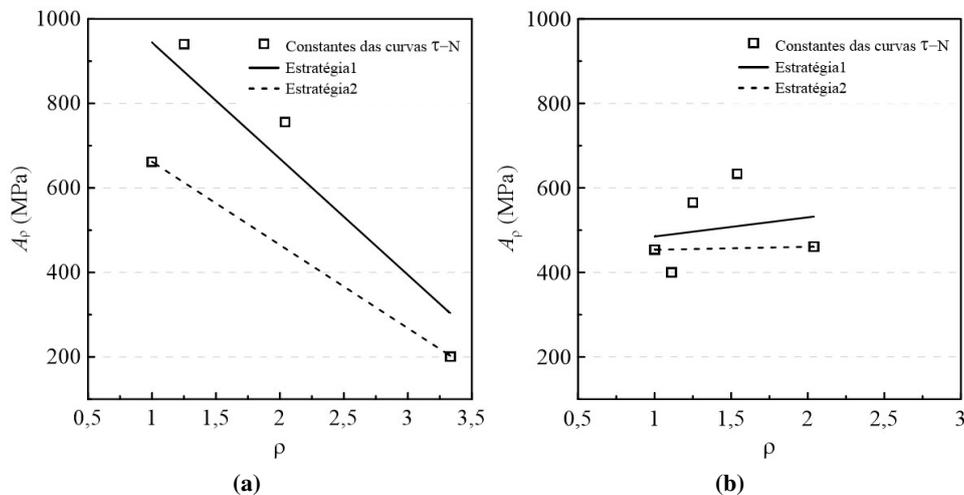
### 5.1.2 Curvas das Constantes $A_\rho$ e $b_\rho$ versus Razão de Tensão

Dando continuidade à caracterização do comportamento à fadiga das ligas Al 2024-T3 e SAE 4130, por meio da calibração das constantes da CWM para quantificar o grau de multiaxialidade do campo de

**Tabela 5.2.** Parâmetros de caracterização das curvas  $\tau-N$

Material	Qtd. espécimes	$R$	$\rho$	$A$	$b$	$R^2$
Al 2024-T3	14	0,4	3,33	204,92	-0,102	0,8953
	18	0,02	2,04	902,7	-0,21	0,8951
	7	-0,3	1,54	1017	-0,198	0,9548
	9	-0,6	1,25	940,05	-0,187	0,9846
	36	-1	1,00	661,55	-0,148	0,8661
SAE 4130	9	0,02	2,04	460,87	-0,083	0,3921
	12	-0,3	1,54	633,15	-0,097	0,9598
	8	-0,6	1,25	565,05	-0,082	0,8633
	5	-0,8	1,11	400,31	-0,053	0,8427
	15	-1	1,00	453,54	-0,068	0,7795

tensões. As estratégias de calibração das curvas dos parâmetros, que relacionam as constantes  $A_\rho$  e  $b_\rho$ , da CWM em função da razão de tensão  $\rho$ , são ilustradas nas Figuras ( 5.3a, 5.3b, 5.4a e 5.4b).



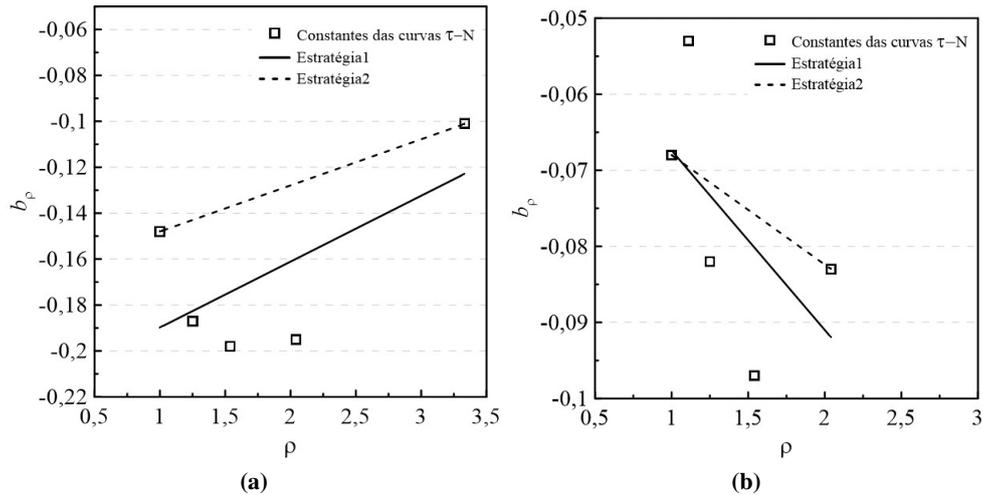
**Figura 5.3.** Estratégias de calibração da constante de  $A$  versus  $\rho$ : a) Al 2024-T3.b) SAE 4130.

**Tabela 5.3.** Síntese das curvas das constantes  $A_\rho$  e  $b_\rho$

Parâmetros das constantes das curvas $A_\rho - \rho$ e $b_\rho - \rho$				
SAE 4130	$A_\rho$	$R^2$	$b_\rho$	$R^2$
Estratégia1	$45,299x + 439,71$	0,0401	$-0,0236x - 0,0438$	0,3475
Estratégia2	$7,0433x + 446,5$	1	$-0,0144x - 0,0536$	1
Al 2024	$A_\rho$	$R^2$	$b_\rho$	$R^2$
Estratégia1	$-274,85x + 1218,8$	0,6280	$0,0287x - 0,2185$	0,4117
Estratégia2	$-197,45x + 859$	1	$0,0201x - 0,1681$	1

Nas Figuras apresentadas, a linha sólida referente à Estrategia1 representa a curva ajustada por meio da inclinação e interseção das curvas  $\tau - N$ . Por sua vez, a linha tracejada da Estrategia2 representa a curva ajustada através da interpolação de dois dados experimentais extremos. Essas estratégias, aplicadas aos materiais em estudo, não evidenciaram uma relação clara entre as constantes da CWM e a razão de tensão  $\rho$ . Conforme a teoria do MCWM, esperava-se que existisse alguma relação entre as constantes, assumindo um comportamento linear onde a tensão diminuiria proporcionalmente ao aumento da razão de tensão [Susmel and Lazzarin, 2002]. No entanto, a Estrategia2, como consiste apenas em dois pontos, apresentou uma adaptação linear dos dados à curva. Na Tabela (5.3), são apresentados os parâmetros das constantes  $A_\rho$  e  $b_\rho$  e suas respectivas curvas.

Do ponto de vista quantitativo, para a Estrategia 1, as curvas  $A_\rho$  e  $b_\rho$  da liga SAE 4130 apresentaram coeficientes de determinação da ordem de 0,0401 e 0,3475, respectivamente. Isso indica que as curvas representaram 04, 01% e 34, 75% dos dados experimentais. Já as curvas da liga Al 2024-T3 apresentaram coeficientes de determinação da ordem de 0,6280 e 0,4117 para  $A_\rho$  e  $b_\rho$ , respectivamente. Isso indica que as curvas representaram 62, 80% e 41, 17% dos dados experimentais.



**Figura 5.4.** Estratégias de calibração da constante  $b$  versus  $\rho$ : a) Al 2024-T3. b) SAE 4130.

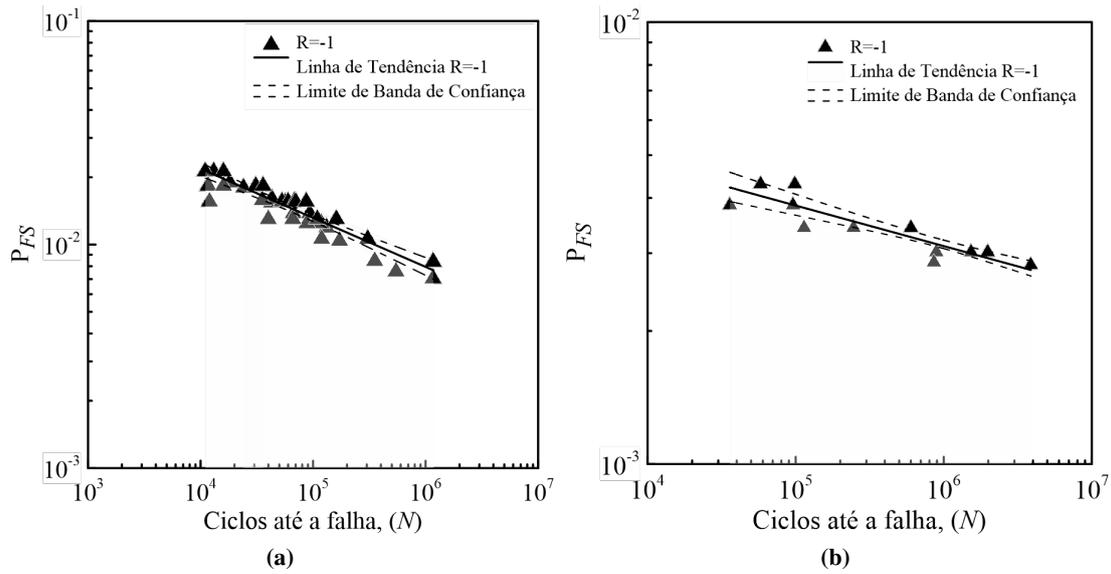
### 5.1.3 Curvas dos Parâmetros de FS e SWT versus Vida

Com base nos dados experimentais disponíveis, foram desenvolvidas curvas que relacionam os parâmetros representativos de falha ao número de ciclos incluindo  $P_{FS-N}$ ,  $P_{SWT-N}$  e  $\sigma_a-N$ , Figuras (5.5a, 5.5b, 5.6a, 5.6b, 5.7a e 5.7b) na Tabela (5.4) é apresentado uma síntese desses parâmetros. Os parâmetros foram calibrados para a condição de carregamento de  $R = -1$ . As curvas foram ajustadas utilizando a função de potência e são representadas por linhas sólidas, as quais foram construídas com base no conjunto de pontos experimentais marcados pelos triângulos. Além das curvas de tendência, as Figuras (5.5a, 5.5b, 5.6a, 5.6b, 5.7a e 5.7b) também exibem os limites da banda de confiança, indicados por linhas tracejadas, correspondendo a um intervalo de confiança de 95%. Esses limites oferecem uma visão da variabilidade nos resultados e são fundamentais para a interpretação robusta dos comportamentos dos materiais em diferentes condições de carregamento.

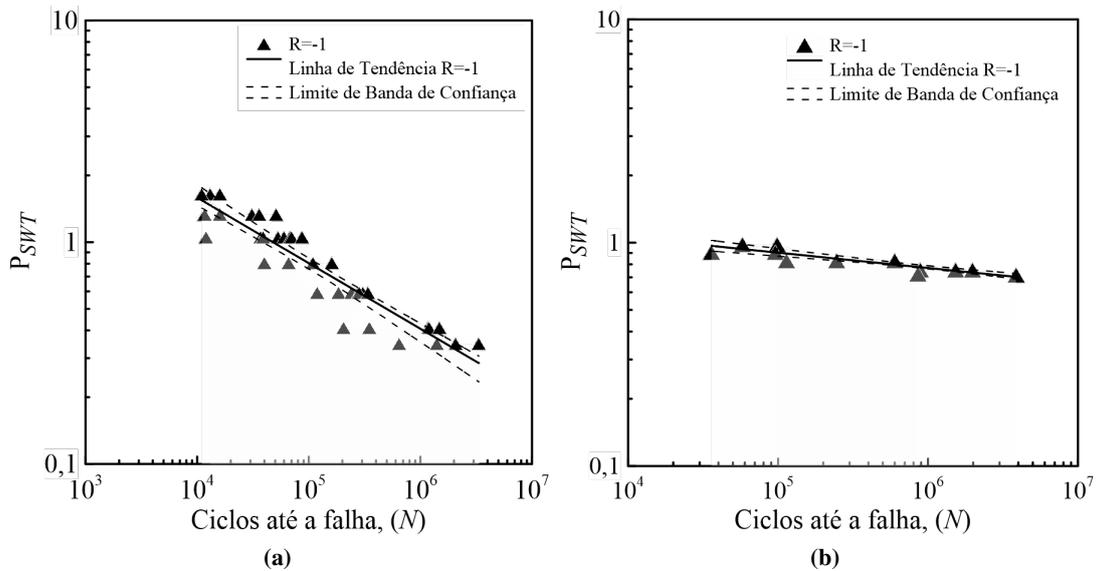
**Tabela 5.4.** Parâmetros das curvas  $P_* - N$

Material	Qtd. espécimes	$R$	Modelos de fadiga	Constantes de fadiga		Coefficiente de determinação
				$A$ (MPa)	$b$	$R^2$
Al 2024-T3	36	-1	$P_{SWT}$	2,42E+01	-0,296	0,8452
			$P_{FS}$	1,28E-01	-0,196	0,8579
			$\sigma_a$	1,32E+03	-0,148	0,8661
SAE 4130	15	-1	$P_{SWT}$	1,98E+00	-0,068	0,7795
			$P_{FS}$	1,11E-02	-0,092	0,7684
			$\sigma_a$	9,07E+02	-0,068	0,7795

Ao analisar qualitativamente as Figuras (5.5a e 5.5b), observa-se que, para o parâmetro  $P_{FS}$ , os dados experimentais da liga Al 2024-T3 apresentaram uma proximidade considerável, e a curva ajustou-se bem aos dados. Por outro lado, os dados experimentais da liga SAE 4130 não seguiram a mesma tendência, exibindo uma pequena dispersão entre os pontos obtidos. A análise quantitativa foi conduzida com base nos resultados de regressão linear, utilizados para o comportamento das bandas de previsões de vida, os quais estão detalhados na Tabela (5.4). Nota-se que, para a liga Al 2024-T3, o coeficiente de determinação  $R^2$  revelou-se significativamente elevado, atingindo aproximadamente 0,8579. Isso indica



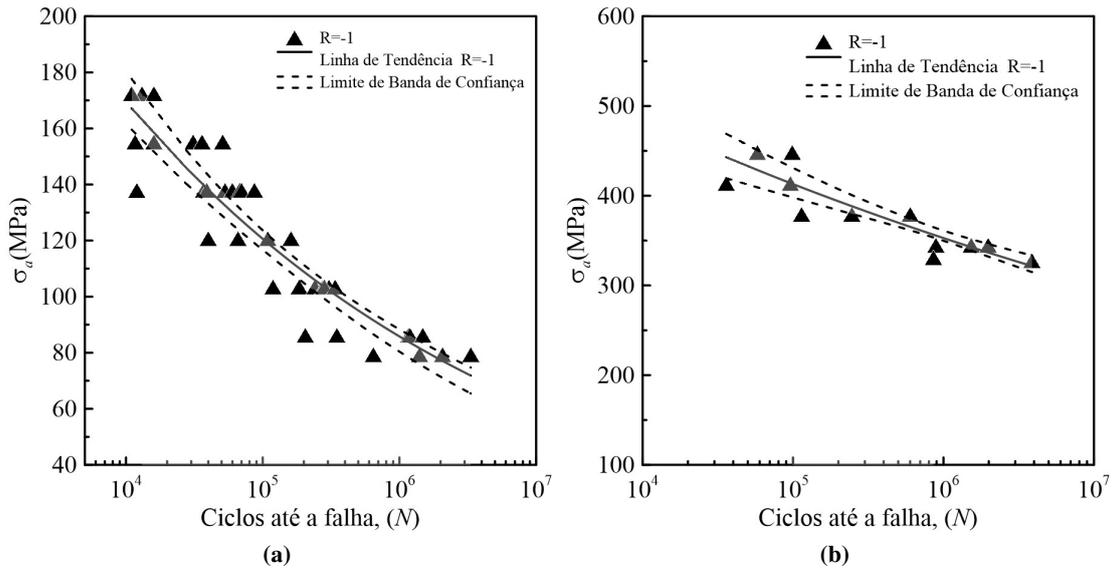
**Figura 5.5.** Diagrama parâmetro Fatemi-Socie *versus* vida: a) Al 2024-T3. b) SAE 4130..



**Figura 5.6.** Diagrama parâmetro Smith-Watson-Topper *versus* vida: a) Al 2024-T3. b) SAE 4130.

que a curva representada pela função  $P_{FS}$  robustamente capturou cerca de 85,79% da variabilidade observada nos dados experimentais de maneira consistente. Da mesma forma, o aço SAE 4130 também apresentou um elevado coeficiente de determinação da ordem de 0,7684, evidenciando que a curva consistentemente representou cerca de 76,84% dos dados experimentais analisados.

Ao analisar qualitativamente o parâmetro de SWT, representado nas Figuras (5.6a e 5.6b), percebe-se que, aparentemente, os dados experimentais da liga Al 2024-T3 Figura (5.6a) apresentaram uma dispersão relativa em relação à curva de tendência e ficaram fora dos limites da banda. Por outro lado, os dados experimentais da liga SAE 4130 ajustaram-se bem à curva de tendência Figura (5.5b). Do ponto de vista quantitativo, ambos os materiais apresentaram um coeficiente de determinação  $R^2$  da ordem de 77,95%, indicando que os dados foram representados de forma significativa pela curva  $P_{SWT-N}$ .



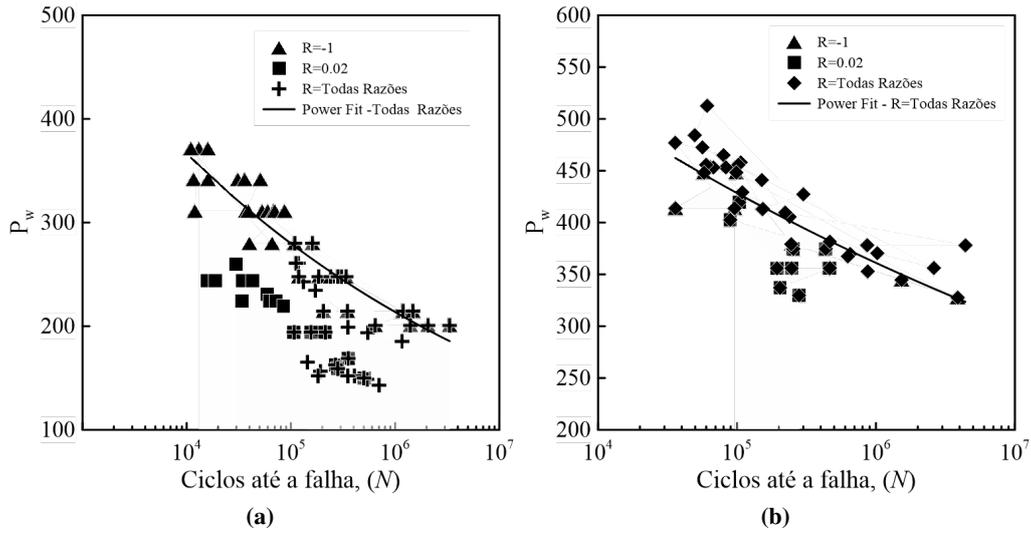
**Figura 5.7.** Diagrama  $\sigma_a - N$ : a) Al 2024-T3. b) SAE 4130.

Nas Figuras (5.7a) e (5.7b), são apresentados os resultados correlacionando a amplitude da máxima tensão normal e à vida  $\sigma_a - N$  para a razão de carregamento de  $R = -1$ . Ao analisar qualitativamente essas figuras, nota-se que, aparentemente, os dados experimentais obtidos sob a mesma razão de carregamento não apresentam uma tendência semelhante. Isso é evidente nas Figuras (5.7a) e (5.7b), onde ocorre uma clara separação entre os pontos experimentais obtidos. Observa-se que os resultados experimentais obtidos com a mesma razão de carga estão relativamente próximos entre si e, aparentemente, a amplitude da máxima tensão normal não consegue explicar a variação na vida dos espécimes. Acredita-se que esteja ligado a quantidade de espécimes utilizadas.

#### 5.1.4 Curvas dos parâmetros de Walker e Kwofie versus Vida

Nas Figuras (5.8a) e (5.8b), são exibidas as curvas que relacionam  $P_W$  em função da vida em fadiga, representadas como  $P_W - N$ . O parâmetro material  $\gamma$ , foi estimado conforme apresentado na seção (4.2.5), pela Eq.(4.10), considerando  $R = -1$ . Analisando qualitativamente o comportamento do  $P_W$ , nota-se que, aparentemente, os dados experimentais tanto da liga Al 2024-T3 Figura (5.8a) quanto do SAE 4130 Figura (5.8b) ajustaram-se bem à curva de tendência.

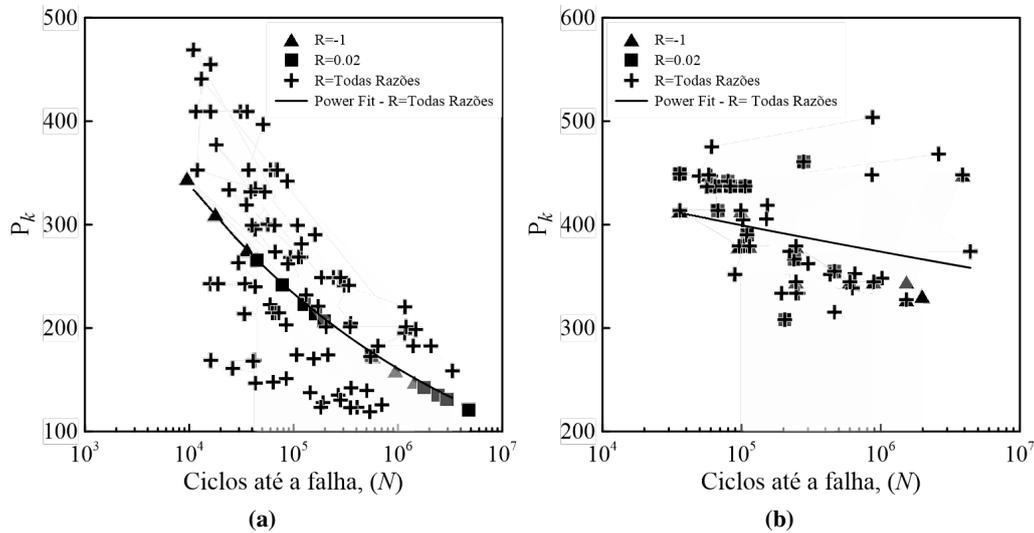
Do ponto de vista quantitativo, conforme apresentado na Tabela (5.5), o parâmetro  $\gamma$  para ambas as ligas, Al 2024-T3 e SAE 4130, apresentou valores consistentes, sendo  $\gamma = 0,7923$  e  $\gamma = 0,8552$ , respectivamente. No caso da liga Al 2024-T3, o coeficiente de determinação  $R^2$  foi da ordem de 41,38%, indicando que os dados não foram representados de forma tão significativa pela curva  $P_W - N$ . Por outro lado, para o SAE 4130, o coeficiente de determinação foi de 95,31%, demonstrando uma representação consistente dos dados pela curva. Segundo a literatura Dowling [2013], as ligas de resistência relativamente alta (2014, 2024 e 7075) costumam apresentar valores de  $\gamma$  na faixa de 0,41 a 0,57, com uma média em torno de 0,47. Para aços, a correlação de  $\gamma$  com  $\sigma_u$  permite fornecer a seguinte relação  $-0,0002 \cdot \sigma_u + 0,8818$ . Assim, os materiais em análise mostraram valores superiores a média teórica.



**Figura 5.8.** Diagrama de Walker *versus* vida: a) Al 2024-T3. b) SAE 4130.

**Tabela 5.5.** Síntese dos parâmetros  $P_W$  e  $P_K$

Material	Modelo	Número de casos	$\gamma$	$\alpha$	$R^2$
Al 2024-T3	$P_W$	84	0,7923	-	0,4138
SAE 4130	$P_W$	48	0,8552	-	0,9531
Al 2024-T3	$P_K$	84	-	0,4487	0,8951
SAE 4130	$P_K$	48	-	0,1020	0,3129



**Figura 5.9.** Diagrama de Kwofie *versus* vida: a) Al 2024-T3. b) SAE 4130.

Nas Figuras (5.9a) e (5.9b), são apresentadas as curvas que relacionam o parâmetro de Kwofie em função da vida em fadiga, representadas por  $P_{K-N}$ . O parâmetro  $\alpha$ , foi estimado conforme apresentado na seção 4.2.6, pela Eq.(4.18), considerando  $R = -1$ . Ao analisar qualitativamente o comportamento do  $P_{K-N}$ , nota-se que, aparentemente, os dados experimentais tanto da liga Al 2024-T3 Figura (5.9a) quanto do SAE 4130 Figura (5.9b) ajustaram-se bem à curva de tendência. Do ponto de vista quantitativo, conforme apresentado na Tabela 5.5, o parâmetro  $\alpha$  para ambas as ligas, Al 2024-T3 e SAE 4130,

apresentou valores de  $\alpha = 0,4487$  e  $\alpha = 0,102$ , respectivamente. O coeficiente de determinação  $R^2$  foi da ordem de 89,51% para o Al 2024-T3 e 31,29% para o SAE 4130. Isso indica que os dados para o Al 2024-T3 foram representados de forma significativa pela curva, enquanto a liga de aço não obteve um valor significativo, mostrando inferioridade para os valores de  $\alpha$ .

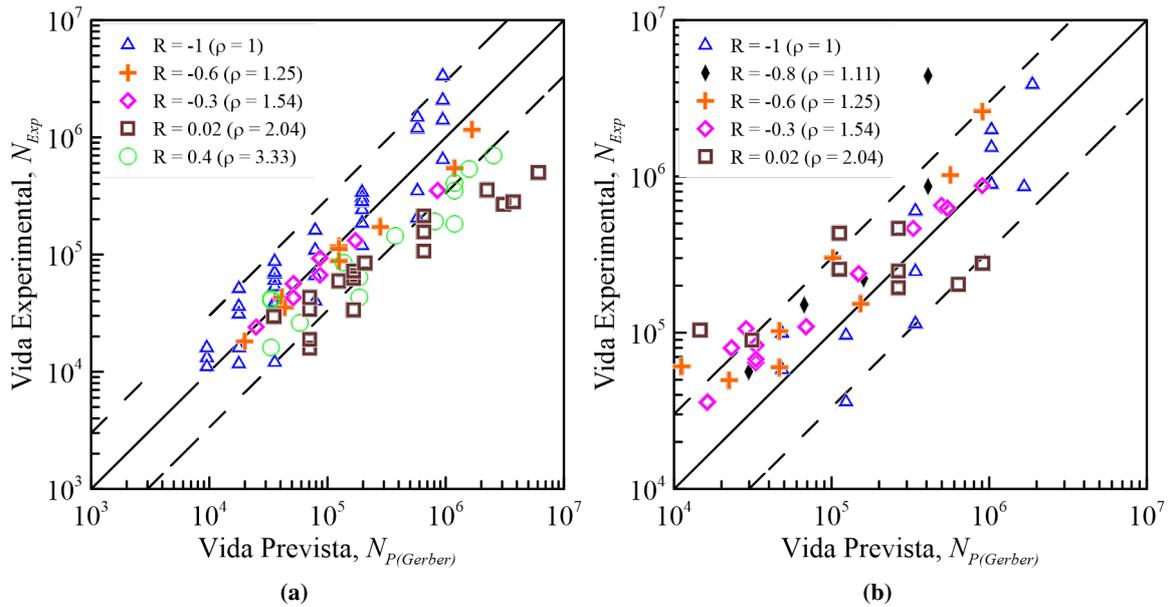
### 5.1.5 Avaliação de Métodos Multiaxiais e Clássicos na Previsão de Vida à Fadiga

Foram criados os diagramas vida-vida com o objetivo de comparar a vida prevista em relação à vida experimental por meio dos modelos de Gerber, Goodman, Morrow, MCWME1, MCWME2, SWT, FS, Walker e Kwofie. Essa análise proporciona uma compreensão mais aprofundada sobre a aplicabilidade do material em questão. Essencialmente, há uma linha de referência  $X=Y$  associada a duas faixas de confiança de  $\pm 3$  vidas em relação à vida prevista pelos dados experimentais. Dessa forma, se os pontos de dados estiverem acima da faixa, interpreta-se que o material para o modelo específico terá uma vida superior à estipulada pelos dados experimentais, por pelo menos três vezes. Caso contrário, o material terá uma vida inferior, e o modelo será considerado conservador. As previsões dos eventos dentro das faixas foram conduzidas apenas para as razões de carregamento  $R \neq -1$ , a síntese dos eventos dentro dos limites de confiança é apresentado na Tabela (5.6).

**Tabela 5.6.** Síntese dos eventos dentro da Banda de Confiança para  $R \neq -1$

Modelo de Fadiga	Banda de Confiança ( $\pm 3$ vidas)	
	Al 2024-T3	SAE 4130
Gerber	68,75%	76,47%
Goodman	52,08%	2,94%
MCWM(E1)	52,08%	88,24%
MCWM(E2)	54,17%	64,71%
Morrow	52,08%	2,94%
PFS	33,33%	32,35%
PSWT	93,75%	0,00%
Walker	100,00%	17,65%
Kwofie	52,08%	38,24%

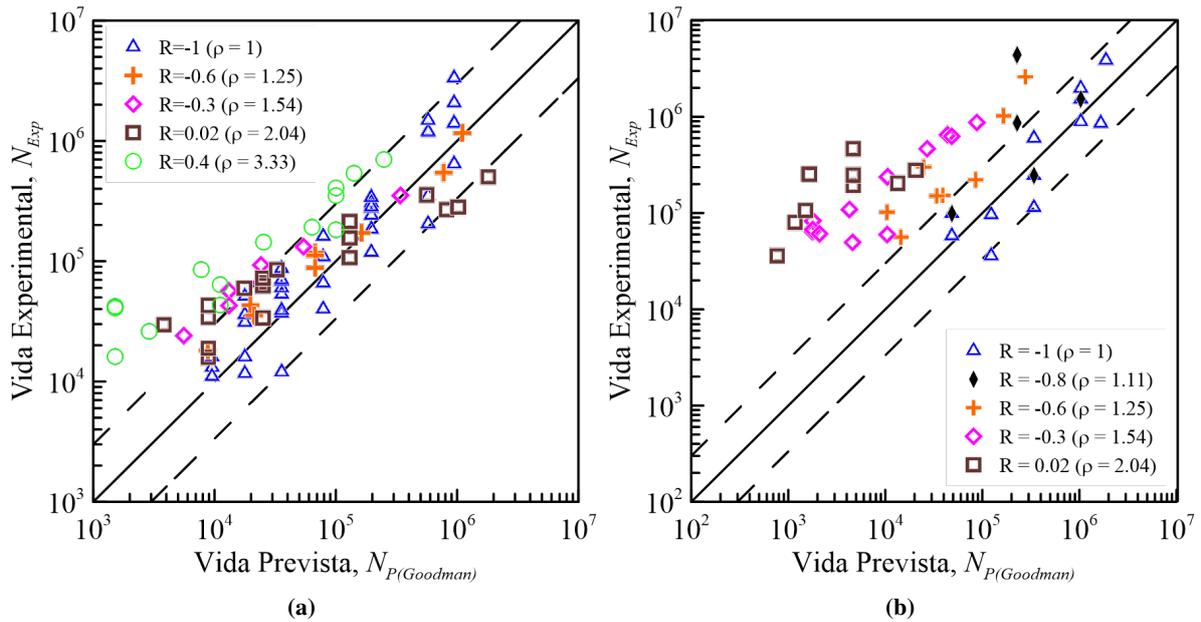
- Modelo de Gerber Al 2024-T3: O diagrama representado pela Figura (5.10a) ilustra os resultados obtidos da liga Al 2024-T3. Observa-se um comportamento menos conservador nesse modelo, evidenciado pela maior concentração de dados abaixo do limite da banda inferior, caracterizando a região considerada não segura. Apenas 68,75% das previsões se situaram dentro das bandas de confiança, conforme detalhado na Tabela (5.6). A porcentagem de casos em que o índice de performance está dentro da faixa de 3 a 1/3, foi de aproximadamente 68,75% das previsões precisa, ver Tabela (5.7), o que é coerente ao considerarmos a presença de dados na região não segura. Isso indica uma alta concordância com os resultados experimentais.
- Modelo de Gerber SAE 4130: O diagrama apresentado pela Figura (5.10b) exibe as previsões de vida à fadiga para a liga SAE 4130. Observa-se que a grande maioria dos resultados está dentro dos limites da banda. Em apenas oito casos, o modelo ultrapassou esses limites, resultando em 76,47% dos casos situados dentro das bandas de confiança, conforme detalhado na Tabela (5.6).



**Figura 5.10.** Diagrama vida-vida modelo Gerber: a) Liga Al 2024-T3. b) Liga SAE 4130.

Além disso, não se observa um padrão claro em relação às razões de carregamento de maneira geral. É relevante notar que o modelo de Gerber é ajustado com base em ensaios com  $R=-1$ , o que se torna uma propriedade intrínseca do material e do modelo utilizado. A porcentagem de casos do índice de performance dentro da banda de erro foi da ordem de 74,29%, demonstrando uma considerável capacidade na previsão de vidas, conforme evidenciado na Tabela (5.7).

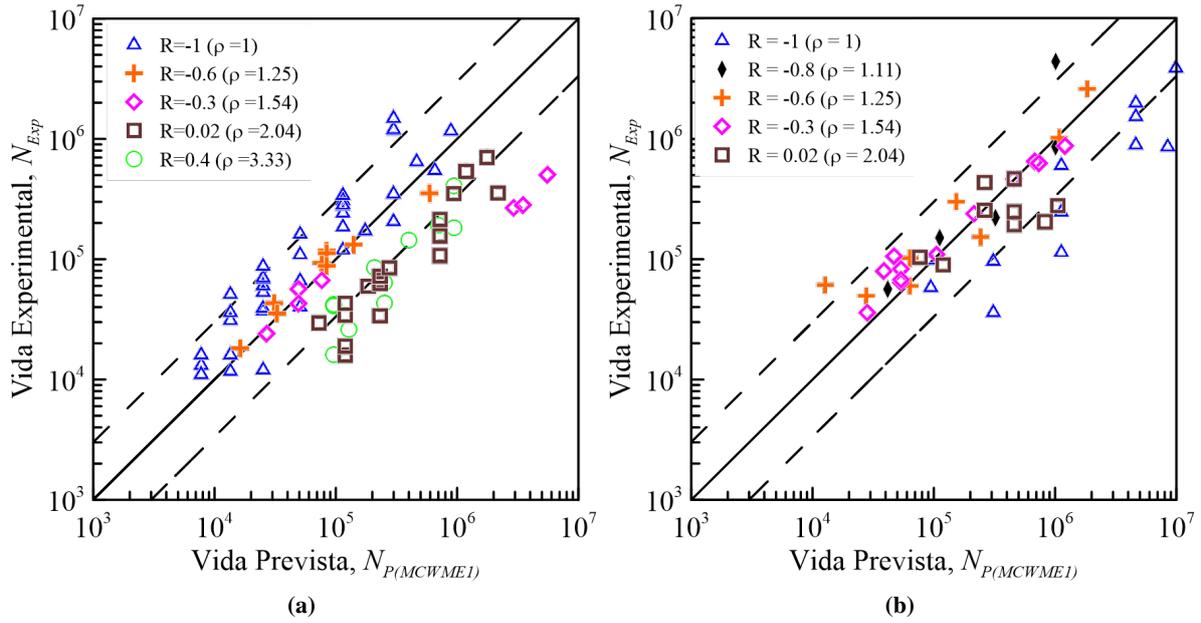
- Modelo de Goodman AL 2024-T3: O diagrama representado pela Figura (5.11a) ilustra a distribuição dos valores de vida prevista pelo modelo de Goodman em comparação com os valores experimentais para a liga Al 2024-T3. É evidente que a maioria dos resultados para  $R=0,04$  está acima da banda de confiança, indicando previsões de vida significativamente superiores à curva S-N. Apenas 52,08% das previsões se encontram dentro da banda de confiança, conforme detalhado na Tabela (5.6). Analisando qualitativamente, observa-se 52,08% dos casos dentro da banda de erro, indicando um desvio substancial Tabela (5.7). É importante avaliar o modelo quanto a quantidade de casos dentro da banda de confiança e da banda de erro.
- Modelo de Goodman SAE 4130: O diagrama representado pela Figura (5.11b) apresenta as previsões de vida à fadiga para o aço SAE 4130 pelo modelo de Goodman. É evidente que quase todas as previsões de vida estão posicionadas acima da linha  $N_E = N_P$ . Dessa forma, o modelo de Goodman para o aço não é conservador, com apenas 2,94% das previsões situando-se dentro da banda de confiança, conforme indicado na Tabela (5.6). Também é notável que, à medida que as razões de carregamento se afastam de  $R = -1$ , as discrepâncias se ampliam, o que faz sentido considerando que no modelo de Goodman as constantes A e B são determinadas com base apenas nos ensaios com  $R=-1$ . A performance de casos de erro na previsão de vida atingiu 2,86%, conforme detalhado na Tabela (5.7). Este valor de erro expressivo destaca a necessidade de uma avaliação cuidadosa ao empregar o modelo de Goodman para estimar a vida à fadiga do aço 4130, especialmente em condições de carregamento que se afastam do padrão utilizado na calibração do



**Figura 5.11.** Diagrama vida- vida modelo Goodman: a) Al 2024-T3. b) SAE 4130.

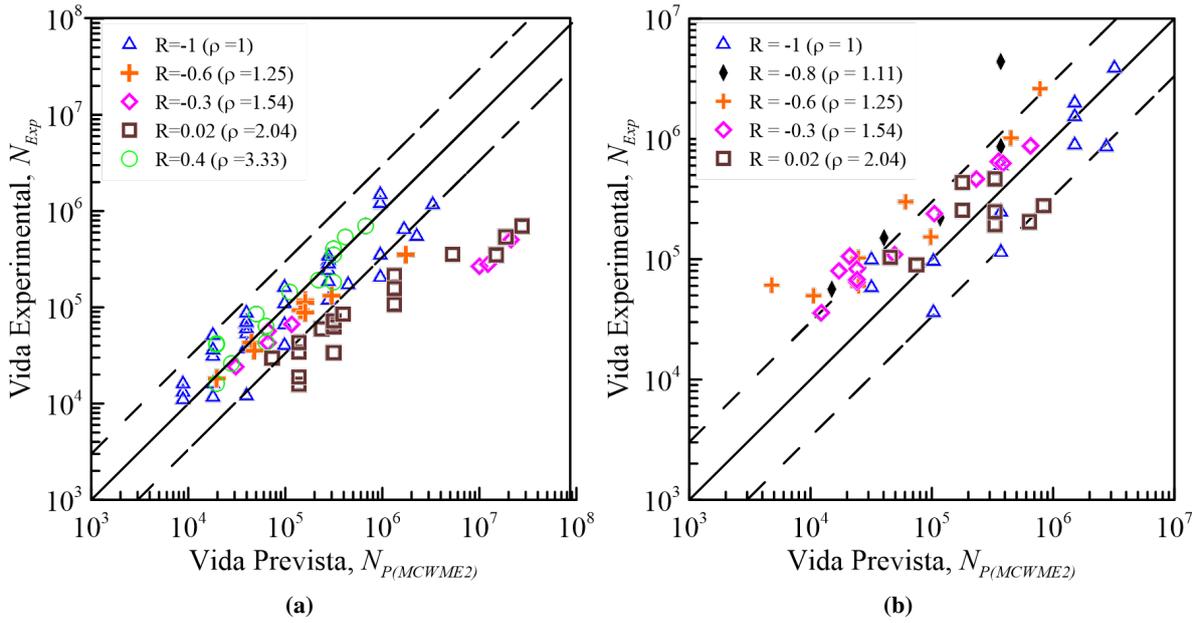
modelo.

- Modelo MCWM Estratégia1 Al 2024-T3: O diagrama representado pela Figura (5.12a) exibe as previsões de vida da liga Al 2024-T3, observa-se que as estimativas de vida para as razões de  $R=(0,02; 0,4 \text{ e } 0,3)$  encontram-se abaixo dos limites da banda de confiança, indicando que as vidas estão sendo previstas muito antes da ocorrência da falha. Apenas 52,08% das previsões de vida estão dentro dos limites de confiança, conforme detalhado na Tabela (5.6). Em termos qualitativos, ao analisar a Tabela (5.7), verifica-se que a performance de casos de erro nas previsões de vida atingiu cerca de 52,08%. Essa constatação sugere que há uma tendência do modelo MCWM (Estratégia1) em subestimar a vida da liga Al 2024-T3, especialmente para determinadas razões de carregamento. Isso ressalta a importância de uma avaliação ao desempenho do modelo em condições específicas e destaca a necessidade de considerar ajustes ou refinamentos no método para melhor conformidade com os resultados experimentais.
- Modelo do MCWMI Estratégia1 SAE 4130: A Figura (5.12b) ilustra as previsões de vida à fadiga para o aço SAE 4130, observa-se que em alguns casos com razões de  $R = -1$  e  $R = 0,02$ , as previsões estão fora dos limites da banda, abaixo da linha  $N_P$ , indicando a ocorrência na região não segura. Entretanto, um expressivo número de casos de 88,24% dessas previsões encontra-se dentro da banda de confiança, evidenciando um desempenho consistente. Essa consistência é comprovada com as porcentagens de casos da performance do erro nas previsões de vida da ordem de 85,71%, conforme detalhado na Tabela (5.7). Esses resultados apontam para um comportamento geral positivo do modelo do MCWME1 ao prever a vida à fadiga do aço 4130, especialmente para razões de carregamento específicas. O fato de a maioria das previsões estar dentro da banda de confiança sugere uma boa capacidade de generalização do modelo, enquanto o erro identificado destaca áreas de potencial melhoria ou refinamento.

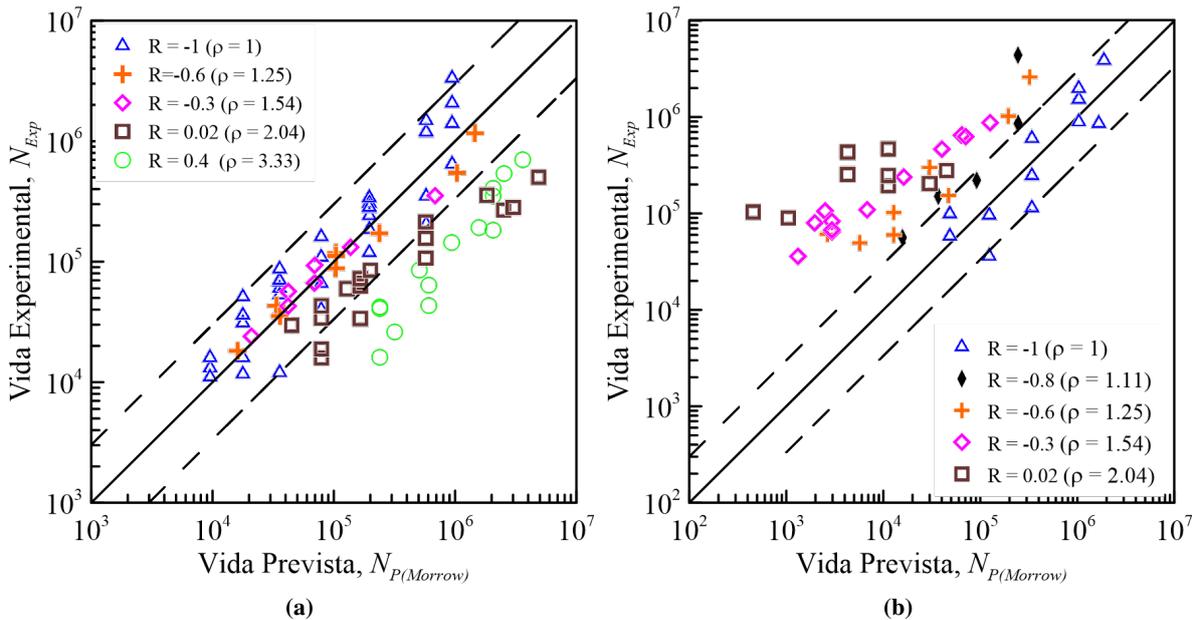


**Figura 5.12.** Diagrama vida-vida modelo MCWM:a) Al 2024-T3. b) SAE 4130.

- Modelo de MCWM Estratégia2 AL 2024-T3: O diagrama resenhado pela Figura (5.13a) revela as previsões de vida para a liga 2024-T3, pelo modelo do MCWMI Estratégia2, evidenciando um comportamento semelhante ao observado na Estratégia1. As previsões de vida para a razão de  $R=0,02$  estão consistentemente abaixo dos limites da banda de confiança, assim como em alguns casos específicos de  $R=(-0,3;-1;-0,6)$ . Nota-se que 54, 17% dos casos situaram-se dentro das bandas de confiança, conforme detalhado na Tabela (5.6). Ao analisar a Tabela (5.7), observa-se a performance de casos de erro nas estimativas de vida atingiu cerca de 54, 17%. Esses resultados sugerem que, a Estratégia2 do modelo MCWMI demonstra ter uma proporção significativa de previsões dentro da banda de confiança, e que a performance do erro nas estimativas de vida apresenta um bom desempenho.
- Modelo de MCWM Estratégia2 SAE 4130: A Figura (5.13a) exibe as previsões de vida para o aço SAE 4130. Observa-se que as estimativas de vida apresentaram um desempenho inferior em comparação com a Estratégia1, onde apenas 64, 71% dos casos situaram-se dentro das bandas de confiança. A performance de casos de erro associado a essas previsões foi da ordem de 62, 86%. Esses resultados indicam que a Estratégia2 do modelo MCWMI para o aço SAE 4130 demonstra uma menor precisão nas previsões de vida em comparação com a Estratégia1. A análise desses padrões pode ser útil para identificar possíveis áreas de aprimoramento ou ajustes no modelo, visando melhorar sua confiabilidade e acurácia em diferentes cenários de carregamento para este tipo específico de material.
- Modelo de Morrow Al 2024-T3: Na Figura (5.14a), é apresentado o diagrama vida-vida da liga Al 2024-T3, os resultados indicam que, em sua maioria, os valores previstos pelo modelo, 52, 08% dessas previsões estão dentro da banda de confiança, conforme detalhado na Tabela (5.6). O valor da performance de casos de erro associado a essas previsões é da ordem de 52, 08%, conforme evidenciado na Tabela (5.7), apresentando um comportamento razoável.



**Figura 5.13.** Diagrama vida-vida modelo MCWMI: a) AI 2024-T3. b) SAE 4130.

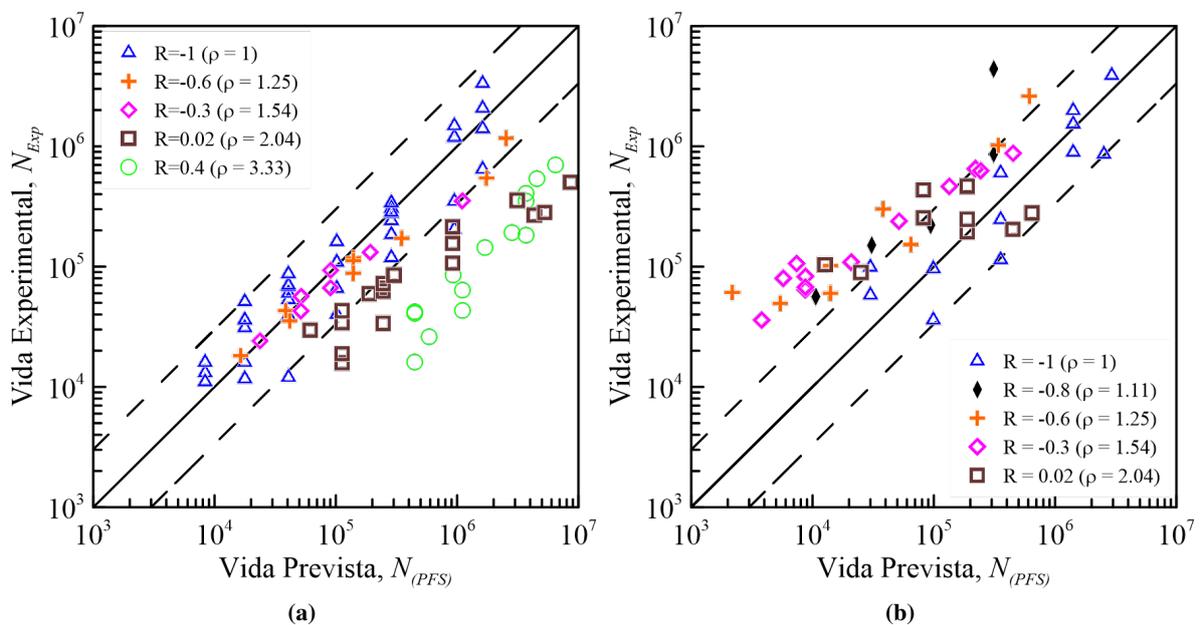


**Figura 5.14.** Diagrama vida-vida modelo Morrow: a) AI 2024-T3. b) SAE 4130.

- Modelo de Morrow SAE 4130: A Figura (5.14b) é apresentado o diagrama vida-vida do aço SAE 4130. Em termos gerais, os resultados estão predominantemente na região conservativa. No entanto, os casos se encontram fora dos limites de confiança, representando apenas 2,94% dos casos que estão dentro da banda de confiança. Vale ressaltar que o modelo de Morrow é ajustado com base nos ensaios com  $R = -1$ , indicando que há uma garantia de confiabilidade nas previsões para essa razão de carregamento específica neste material. Entretanto, nota-se que o modelo de Morrow apresenta uma performance de casos de erro na previsão de vida de 2,86%, comprovando que o método não é conservador, conforme apresentado na Tabela (5.7). Essa observação destaca

a necessidade de cautela ao utilizar o modelo de Morrow para previsões de vida à fadiga em condições de carregamento diferentes de  $R=-1$  para o aço SAE 4130. A análise crítica desses resultados pode guiar ajustes necessários no modelo para melhorar sua capacidade de previsão em diferentes cenários de carregamento.

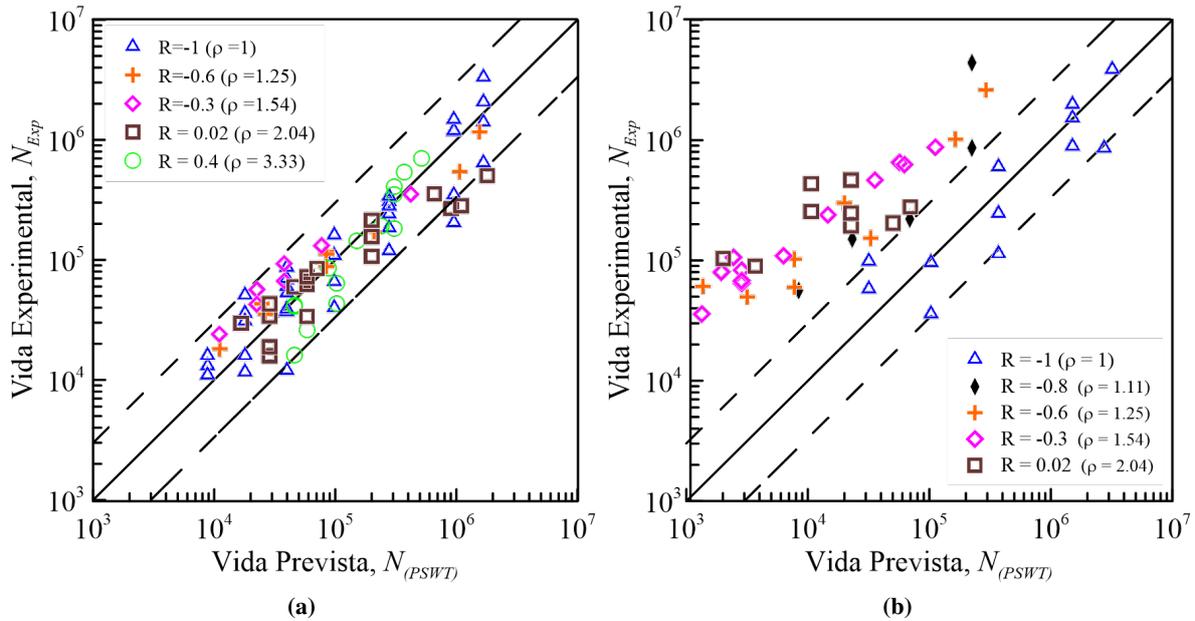
- Modelo de PFS AL 2024-T3: Na Figura (5.15a), é apresentado o diagrama vida-vida considerando a liga Al 2024-T3. Os resultados indicam que, em sua maioria, os valores previstos pelo modelo, como para as razões de carga de 0,4 e 0,02, estão na região não conservativa. Apenas 33,33% dessas previsões situaram-se dentro da banda de confiança, conforme detalhado na Tabela (5.6). A performance de casos de erro associado a essas previsões é da ordem de 33,33%, comprovando que esse modelo apresenta não ser um modelo conservador, conforme evidenciado na Tabela (5.7). Esses resultados sugerem que o modelo de Fatemi-Socie para a liga 2024-T3 tende a não ser conservativo em suas previsões, especialmente para determinadas razões de carga.



**Figura 5.15.** Diagrama vida-vida modelo PFS: a) Al 2024-T3. b) SAE 4130.

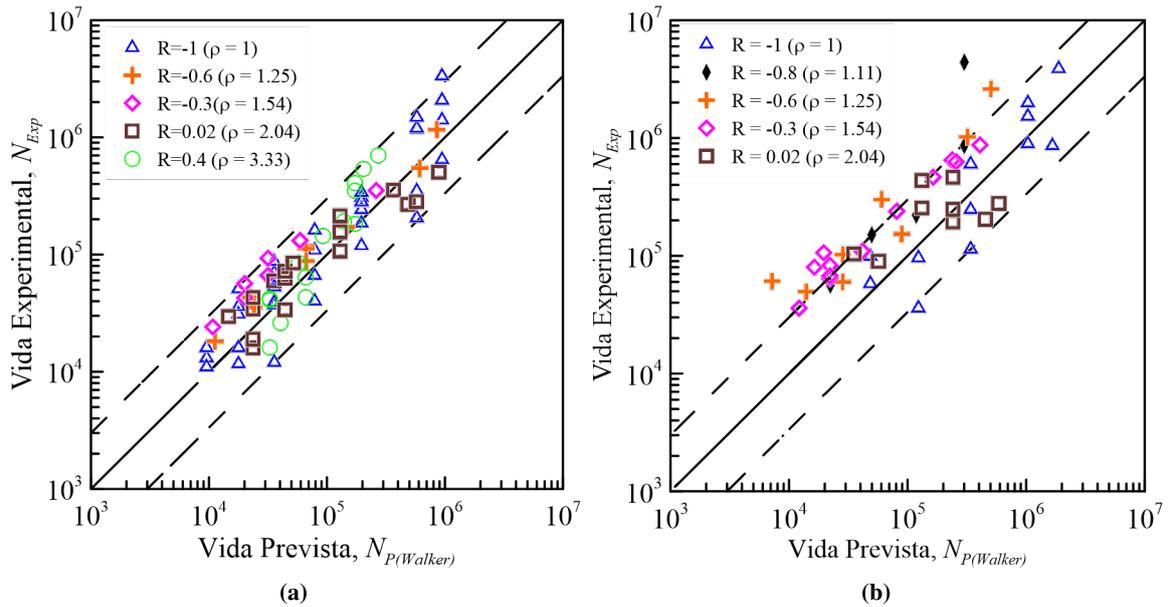
- O modelo de PFS SAE 4130: A Figura (5.15b) apresenta o diagrama vida-vida do aço SAE 4130. Em geral, os resultados mostram-se na região conservativa. No entanto, para razões de carga como -0,3, -0,6, -0,8 e 0,02, alguns casos estão fora dos limites da banda de confiança, com apenas 32,35% dos casos situando-se dentro da banda, conforme detalhado na Tabela (5.6). A performance dos casos de erro associado a essas previsões foi da ordem de 31,43%, conforme evidenciado na Tabela (5.7). Esses resultados sugerem que o modelo de Fatemi-Socie para o aço SAE 4130 tende a ser conservativo na maioria dos casos, mas pode apresentar limitações específicas para determinadas razões de carga.
- Modelo PSWT AL 2024-T3: Na Figura (5.16a), são apresentados os resultados para a liga Al 2024-T3. Percebe-se que praticamente todos os dados estão localizados entre os limites das bandas, totalizando 93,75%. Em outras palavras, as vidas previstas situam-se dentro de uma faixa de

mais ou menos 3 vezes o valor da vida obtida com base na curva S-N construída a partir dos dados experimentais. Essa tendência também é confirmada pelo valor da performance de erro, que foi da ordem de 93,75%, como detalhado na Tabela (5.7), indicando que o modelo SWT apresentou consistência e robustez em seus resultados. A elevada proporção de dados dentro dos limites de banda e a performance de erros evidenciam a eficácia deste modelo para previsão de vida, para este tipo específico de material.



**Figura 5.16.** Diagrama vida-vida modelo PSWT: a) Al 2024-T3. b) SAE 4130.

- Modelo de SWT SAE 4130: A Figura (5.16b), apresenta os resultados para o aço SAE 4130, observa-se um comportamento não conservador. É notável que quase todos os ensaios resultaram em previsões desfavoráveis, mesmo que conservadoras, nenhuma razão  $R \neq -1$  situou-se dentro dos limites das bandas de confiança. Tal resultado é compreensível, uma vez que as constantes  $A$  e  $b$  no modelo de SWT são ajustadas analisando exclusivamente os ensaios com  $R = -1$ . A performance de erros comprovou que o modelo, apresenta baixa satisfação na previsão de vidas 0,0%. Essa observação sugere que, embora o modelo de SWT seja conservador para o Al 2024-T3, sua capacidade de previsão para o aço SAE 4130 destaca a necessidade de cautela ao usar o modelo SWT para estimativas de vida à fadiga para esse material.
- Modelo de Walker Al 2024-T3: Na Figura (5.17a), são apresentados os resultados obtidos para a liga Al 2024-T3. Este modelo exibe uma distribuição excelente dos valores, com todas as razões de carga situadas dentro dos limites das bandas de confiança, totalizando 100%, como detalhado na Tabela (5.7). Nota-se que o modelo é relativamente o mais conservador neste caso, evidenciado pelo fato dos dados estarem, em geral, mais próximos da linha central. A performance dos casos de erro associado ao modelo de Walker foi de 100%, comprovando a eficiência do modelo, para este material. Esses resultados indicam que o modelo de Walker é altamente eficaz na previsão de vidas à fadiga para a liga Al 2024-T3. Sua consistência, com todas as razões de carga dentro dos limites de confiança, destaca sua capacidade de fornecer previsões robustas e conservadoras.

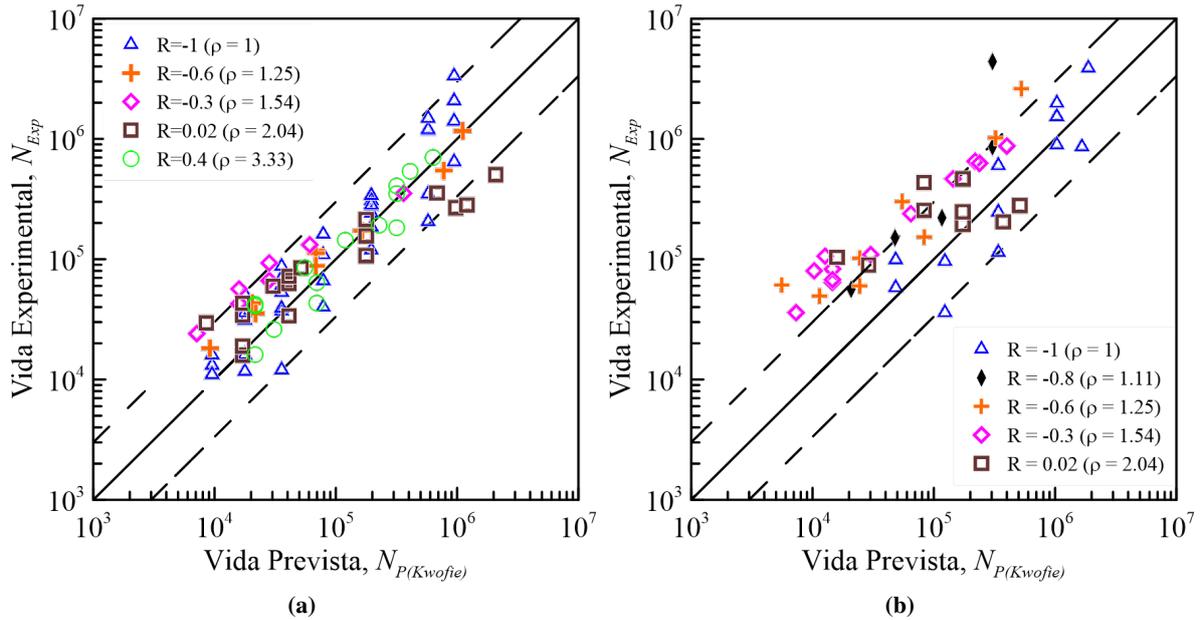


**Figura 5.17.** Diagrama vida-vida modelo Walker: a) Al 2024-T3. b) SAE 4130.

- Modelo de Walker SAE 4130: A Figura (5.17b) apresenta o diagrama vida-vida para o aço SAE 4130 pelo modelo de Walker. Observa-se, em geral, uma representação satisfatória dos resultados experimentais pelo modelo. Diferentemente do modelo de (SWT), as constantes A e B no modelo de Walker são calculadas considerando todas as razões de carregamento. Portanto, espera-se que o modelo de Walker possa gerar resultados mais precisos de forma geral, o que é de fato observado na figura, com 17,65% dos casos situando-se dentro das bandas de confiança e dentro da região conservativa. No entanto, apresentou uma performance de erro de 60%, demonstrando ter uma performance considerável. Esses resultados sugerem que o modelo de Walker, ao considerar todas as razões de carregamento na sua calibração, demonstra uma capacidade mais abrangente de representar a vida à fadiga para o aço SAE 4130.
- Modelo de Kwofie Al 2024-T3: A Figura (5.18a) apresenta o diagrama vida-vida para a liga Al 2024-T3, exibindo os resultados obtidos pelo modelo de Kwofie. Observa-se uma distribuição satisfatória dos valores, com a maioria deles localizados na faixa entre os limites das bandas, e apenas alguns poucos dados abaixo do limite inferior, na região considerada não segura. Conforme evidenciado na Tabela (5.6), aproximadamente 52,08% das previsões situaram-se dentro das bandas de confiança. A performance de erro associado a previsão de vida foi de 85,42%, conforme detalhado na Tabela (5.7).

Esses resultados indicam que o modelo de Kwofie apresenta uma boa capacidade de representar as vidas à fadiga para a liga Al 2024-T3. A proporção das previsões de vida dentro das bandas de confiança sugerem uma precisão consistente do modelo na estimativa da vida à fadiga.

- Modelo de Kwofie SAE 4130: A Figura (5.18b) ilustra as previsões de vida para o aço SAE 4130. Em termos gerais, os a maioria dos casos encontram-se dentro dos limites de banda, e alguns casos dentro da região segura ultrapassando os limites. Contudo, apenas 38,24% dos casos situaram-se dentro das bandas de confiança. Dessa forma, o modelo pode ser caracterizado como conservador



**Figura 5.18.** Diagrama vida-vida modelo Kwofie: a) Al 2024-T3. b) SAE 4130.

para este material, apresentando uma performance de 37, 14% na previsão de vida. Estes resultados sugerem que o modelo de Kwofie tende a ser mais conservador em suas previsões para o aço SAE 4130. A baixa proporção de casos dentro das bandas de confiança e a performance de erro indicam que o modelo pode não ser tão preciso ao representar as condições específicas de vida à fadiga para este material.

**Tabela 5.7.** Síntese dos erros

Modelo (Al 2024-T3)	Total de casos	Casos dentro da banda de erro	Porcentagem de casos com índice de performance entre (3 e 1/3 da banda de erro)	Mediana	Média Geométrica	$I_{max}$	$I_{min}$
Gerber	48	33	68,75%	0,44	0,43	1,26	0,08
Goodman	48	25	52,08%	2,62	2,48	27,79	0,28
MCWM(E1)	48	25	52,08%	0,39	0,34	13,83	0,0
MCWM(E2)	48	26	54,17%	0,63	0,33	7,26	0,0
Morrow	48	25	52,08%	0,38	0,33	1,35	0,07
PFS	48	16	33,33 %	0,24	0,22	1,12	0,04
PSWT	48	45	93,75%	1,05	0,94	2,51	0,26
Walker	48	48	100%	1,46	1,34	2,94	0,49
Kwofie	48	41	85,42%	1,28	1,23	3,55	0,23

Modelo (SAE 4130)	Total de casos	Casos dentro da banda de erro	Porcentagem de casos com índice de performance entre (3 e 1/3 da banda de erro)	Mediana	Média Geométrica	$I_{max}$	$I_{min}$
Gerber	35	26	74,29%	1,99	1,88	10,76	0,31
Goodman	35	1	2,86%	18,26	63,36	732,46	2,60
MCWM(E1)	35	30	85,71%	1,08	1,33	4,78	0,25
MCWM(E2)	35	22	62,86%	2,31	3,04	1,75	0,32
Morrow	35	1	2,86%	13,13	27,06	227,72	2,41
PFS	35	11	31,43%	4,44	6,01	27,93	0,43
PSWT	35	0	0,00%	14,10	17,82	51,30	3,21
Walker	35	21	60%	2,89	3,26	14,64	0,45
Kwofie	35	13	37,14%	3,19	4,14	14,44	0,54

- Comportamento dos modelos considerando o Aço SAE 4130

A análise dos resultados apresentados na Tabela (5.7) permite a avaliação da qualidade dos modelos de previsão de vida à fadiga para o aço SAE 4130 sob diferentes perspectivas. Primeiramente, observa-se

a porcentagem de casos em que o índice de performance está dentro da faixa de 3 a 1/3. Nesse aspecto, o modelo MCWM se destaca com uma impressionante taxa de 85,71% das previsões precisas. Isso indica uma alta concordância com os resultados experimentais, sugerindo que o modelo MCWM representa de forma muito adequada o comportamento à fadiga deste material. No entanto, outros modelos também apresentam desempenhos dignos de nota. Modelos como Gerber, Walker e Kwofie demonstram porcentagens razoáveis de casos dentro da faixa de índice de performance desejada, com 74,29%, 60,00% e 37,14%, respectivamente. Esses modelos mostram uma capacidade considerável de fazer previsões precisas.

Considerando agora o desempenho dos modelos em relação às medidas de tendência central, destaca-se que o modelo MCWM continua se sobressaindo. Sua média geométrica de 1,33 indica previsões consistentemente próximas aos resultados experimentais, e a mediana de 1,08 complementa essa análise, evidenciando a consistência em suas previsões. Ao considerar outros modelos, observam-se variações significativas. Modelos como Gerber, Walker e Kwofie demonstram porcentagens razoáveis de casos dentro da faixa de índice de performance desejada, com suas medianas também em níveis aceitáveis. Por exemplo, o Gerber possui uma média geométrica de 1,88 e uma mediana de 1,99, indicando previsões consistentes em geral. No entanto, alguns modelos, como Goodman, Morrow, PFS e PSWT, apresentam desempenhos insatisfatórios em ambas as métricas. O modelo Goodman, com uma média geométrica de 63,36 e uma mediana de 18,26, revela previsões altamente divergentes em relação aos resultados reais. O Morrow e o PFS também apresentam médias geométricas elevadas, acompanhadas de medianas preocupantes, refletindo superestimações significativas em algumas previsões.

Ao analisar as métricas  $I_{max}$  e  $I_{min}$ , que permitem a avaliação do nível de dispersão (ou a presença de outliers) nas previsões de vida, observa-se que o modelo MCWM se destaca com um valor baixo de 0,25 no  $I_{min}$ . Isso sugere que o modelo tende a ser conservador em suas previsões, evitando superestimar significativamente a vida de fadiga do aço SAE 4130. Por outro lado, quando se analisa o  $I_{min}$  para outros modelos, como Goodman e Morrow, observam-se valores significativamente superior a 2. O modelo Goodman, por exemplo, mostra um  $I_{min}$  de 2,60, sugerindo a possibilidade de uma previsão excessivamente otimista em pelo menos um caso. O modelo de Morrow também apresenta um  $I_{min}$  elevado, o que indica a tendência de superestimar a vida de fadiga em algumas situações. Vale ressaltar que o modelo MCWM, com um valor de  $I_{min}$  igual a 0,25, é o modelo mais conservador dentre todos os avaliados.

No que diz respeito ao  $I_{max}$ , que indica o erro máximo de previsão, o modelo Goodman se destaca negativamente com um valor elevado de 732,46. Esse valor sugere a possibilidade de superestimar drasticamente a vida de fadiga em pelo menos um caso, o que, como mencionado anteriormente, pode ser problemático em aplicações de engenharia. Por outro lado, o modelo Gerber também exibe um  $I_{max}$  considerável, atingindo 10,76, indicando superestimações, porém em menor magnitude em comparação com o Goodman. O modelo Walker mostra um  $I_{max}$  de 14,64, sugerindo a possibilidade de superestimações, embora não tão acentuadas quanto no Goodman. O modelo Kwofie, com um  $I_{max}$  de 14,44, apresenta um perfil semelhante ao Walker, indicando uma probabilidade comparável de superestimar a vida de fadiga, mas com Kwofie sendo ligeiramente menos confiável em termos de previsões precisas.

Em resumo, ao analisar os resultados detalhados da avaliação dos modelos de previsão de vida à

fadiga para o aço SAE 4130, conclui-se que o modelo MCWM se destaca como um modelo confiável, demonstrou uma notável taxa de previsões precisas, com 85,71% dos casos dentro da faixa desejada do índice de performance, refletindo uma alta concordância com os resultados experimentais. Além disso, o MCWM apresentou a menor média geométrica de 1,33, indicando previsões consistentemente próximas aos resultados reais, juntamente com uma mediana favorável de 1,08, evidenciando sua consistência. No entanto, outros modelos também mostraram desempenho digno de nota. Modelos como Gerber, Walker e Kwofie demonstraram porcentagens razoáveis de previsões precisas e métricas de tendência central aceitáveis, tornando-os opções viáveis em determinados contextos de previsão de vida à fadiga. Por outro lado, modelos como Goodman, Morrow, PFS e PSWT revelaram desempenhos insatisfatórios em várias métricas, incluindo baixa porcentagem de previsões precisas e valores preocupantes de  $I_{max}$  e  $I_{min}$ , indicando superestimações ou subestimações significativas em algumas previsões.

- Comportamento dos modelos considerando a Liga Al 2024-T3

A análise dos resultados apresentados na Tabela (5.7) para a liga de alumínio Al 2024-T3 permite a avaliação da qualidade dos modelos de previsão de vida à fadiga sob várias perspectivas. Primeiramente, observa-se a porcentagem de casos em que o índice de performance está dentro da faixa de 3 a 1/3. Nesse aspecto, o modelo PSWT se destaca com uma taxa de 93,75% das previsões precisas, o que indica uma alta concordância com os resultados experimentais e sugere que este modelo é particularmente adequado para prever o comportamento à fadiga da liga Al 2024-T3. Além disso, o modelo Kwofie também apresenta um desempenho notável, com 85,42% dos casos dentro da faixa desejada, mostrando-se como uma opção confiável para previsões. Considerando agora as medidas de tendência central, o modelo Gerber mostra uma mediana de 0,44 e uma média geométrica de 0,43, indicando previsões consistentemente próximas aos resultados experimentais. Os modelos MCWM( $\tau - N$ ) e MCWM(Interpolação) também apresentam medianas e médias geométricas baixas, com 0,39 e 0,34, e 0,63 e 0,33, respectivamente, reforçando a precisão desses modelos.

Quando analisamos as métricas  $I_{max}$  e  $I_{min}$ , que avaliam a dispersão das previsões, o modelo PSWT mostra-se como o mais estável, com um  $I_{min}$  de 0,26, indicando uma tendência de previsões conservadoras. Por outro lado, o modelo Goodman apresenta um valor elevado de  $I_{max}$ , chegando a 27,79, o que sugere a possibilidade de superestimar drasticamente a vida de fadiga em certos casos. Em resumo, ao analisar os resultados detalhados da avaliação dos modelos de previsão de vida à fadiga para a liga de alumínio Al 2024-T3, verifica-se que o modelo PSWT é extremamente confiável, com a maior porcentagem de previsões dentro da faixa de índice de performance desejada. Os modelos MCWM( $\tau - N$ ) e MCWM(Interpolação) também se destacam pela precisão de suas previsões, como indicado pelas suas baixas medianas e médias geométricas. Por outro lado, embora o modelo Goodman tenha mostrado uma capacidade razoável de prever com precisão em mais da metade dos casos, os valores elevados de  $I_{max}$  apontam para uma variabilidade preocupante, sugerindo que este modelo pode não ser o mais adequado para aplicações que requerem uma alta confiabilidade nas previsões de vida à fadiga.

- Considerações gerais sobre os resultados obtidos

Baseando-se nos resultados apresentados, não parece haver um modelo único de previsão de vida

à fadiga que seja supremo tanto para o aço SAE 4130 quanto para a liga de alumínio Al 2024-T3. Entretanto, observa-se que os modelos de Walker e de Kwofie se destacam, oferecendo previsões razoavelmente satisfatórias para ambos os materiais. Especificamente, o Walker apresentou o índice de performance variando dentro da faixa de 3 de 80% para o aço SAE 4130 e 78,57% para o Al 2024-T3, demonstrando uma capacidade notável de equilibrar os fatores de fadiga em diferentes materiais. O modelo de Kwofie, por sua vez, obteve uma porcentagem de casos com índice de performance variando dentro da faixa de 3 de 75% para o aço SAE 4130 e 76,92% para o Al 2024-T3, consolidando sua posição como uma alternativa eficaz para a previsão de vida à fadiga em ambas as ligas. No entanto, modelos especializados como MCWM e PSWT mostram superioridade em suas respectivas aplicações a materiais específicos. Para o aço SAE 4130, o modelo MCWM apresentou uma porcentagem de casos com índice de performance variando dentro da faixa de 3 de 85,71%, uma média geométrica de 1,33 e mediana de 1,08, indicando previsões consistentes e próximas aos resultados experimentais. O modelo PSWT, aplicado à liga de alumínio Al 2024-T3, alcançou uma porcentagem de casos com índice de performance variando dentro da faixa de 3 de 93,75%, com um  $I_{min}$  baixo de 0,25, sugerindo previsões conservadoras e uma tendência a evitar superestimativas significativas.

Os modelos de Gerber, Goodman e Morrow revelaram limitações quantificáveis em suas previsões. O modelo Gerber apresentou uma porcentagem de casos com índice de performance variando dentro da faixa de 3 de apenas 70% para o aço SAE 4130, com valores mais altos em medidas como  $I_{max}$  e  $I_{min}$ , indicando uma tendência a superestimar a vida à fadiga. Da mesma forma, o modelo Goodman obteve uma porcentagem de casos com índice de performance variando dentro da faixa de 3 de 68,75% para o Al 2024-T3, com valores elevados em  $I_{max}$  e  $I_{min}$ , sugerindo uma tendência à subestimação da vida à fadiga. Em relação ao modelo de Morrow, sua porcentagem de casos com índice de performance variando dentro da faixa de 3 foi de 75% para o aço SAE 4130, com medidas  $I_{max}$  e  $I_{min}$  moderadas.

## 6 CONCLUSÕES

O foco desse estudo foi avaliar a eficácia de modelos multiaxiais e tradicionais de fadiga, especialmente sob condições de carregamento com tensões médias diferentes de zero. As análises realizadas envolveram a aplicação de diferentes modelos de fadiga, incluindo abordagens de planos críticos, para prever a vida útil dos materiais mencionados. Através de comparações rigorosas com dados experimentais e uma análise detalhada da resposta dos materiais sob variadas condições de carregamento, conseguimos identificar os modelos que oferecem as previsões mais precisas e confiáveis. As conclusões aqui apresentadas não apenas refletem os resultados obtidos, mas também destacam as implicações práticas e teóricas desses achados, contribuindo assim para o campo da engenharia de materiais e para aplicações práticas em diversas áreas da indústria. Com base nos resultados obtidos, as principais conclusões podem ser resumidas da seguinte maneira:

- Ao avaliar a precisão dos modelos de fadiga com base em medidas quantitativas, observamos diferenças significativas na eficácia dos modelos em prever a vida à fadiga dos materiais. Para a liga de alumínio Al 2024-T3, os modelos PSWT e Walker demonstraram uma capacidade de previsão de vida conservadora e confiável 93,75% e 100% de casos dentro da banda de confiança. Observa-se também o índice de performance de casos dentro da faixa de 3 a 1/3, o modelo de PSWT se destaca com uma taxa de 93,75% de previsões precisas e Walker com 85,42%.
- As previsões realizadas para o aço SAE 4130 mostraram uma notável consistência nos resultados entre diferentes modelos analíticos, indicando uma previsibilidade relativamente alta. Neste aspecto os modelos do MCWM(E1) e MCWM(E2) obtiveram o melhor desempenho com a maior parte das previsões dentro da banda de dispersão aceitável 88,24% e 64,71%. Especificamente, o modelo MCWME1 e MCWM(E2), apresentaram um desempenho significativo, no índice de performance 85,71% e 62,86%. Isso reforça a precisão dos modelos.
- Quando os modelos de previsão de vida são aplicados para a previsão do comportamento em fadiga da liga de alumínio Al 2024, observou-se uma alta sensibilidade a diferentes modelos de fadiga. Isso ressalta a importância de uma escolha cuidadosa do modelo para este material. Além disso, foi notada uma variabilidade maior nas previsões dos modelos para o Al 2024-T3, com alguns modelos, como Walker, Gerber e Kwofie, apresentando desempenhos consistentemente melhores. Essa sensibilidade e variabilidade sublinham a necessidade de abordagens mais conservadoras na seleção de modelos de fadiga, a fim de garantir a precisão e a confiabilidade das previsões de vida útil, considerando as complexidades e características específicas do material.
- Baseando-se nos resultados apresentados, não parece haver um modelo único de previsão de vida à fadiga que seja supremo tanto para o aço SAE 4130 quanto para a liga de alumínio Al 2024-T3.

Entretanto, observa-se que os modelos de Walker e de Kwofie se destacam como boas opções, oferecendo previsões razoavelmente satisfatórias para ambos os materiais.

- Baseando-se nos resultados apresentados para as Estratégias 1 e 2 do MCWM, as estratégias aplicadas aos materiais em estudo não evidenciaram uma relação clara entre as constantes da CWM e a razão de tensão  $\rho$ . De acordo com a teoria do MCWM, esperava-se que existisse alguma relação entre as constantes assumindo um comportamento linear, onde a tensão diminuiria proporcionalmente ao aumento da razão de tensão.

## **7 SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS**

### **7.1 TRABALHOS FUTUROS**

Sugere-se para trabalhos futuros:

- Aplicar a metodologia para diferentes tipos de materiais.
- a metodologia para diferentes tipos de carregamentos.
- Avaliar como as constantes da CWM dependem da razão de tensão  $\rho$ .

## LISTA DE REFERÊNCIAS

- VV Bolotin. Mechanics of fatigue fracture. In *Nonlinear Fracture Mechanics*, pages 1–59. Springer, 1990.
- Rafael Borges, José Araújo, Cosme Silva, Jéssica Dias, and Jorge Ferreira. Generalization of the theory of critical distance to estimate lifetime of notched components in the medium-cycle fatigue regime. In *MATEC Web of Conferences*, volume 300, page 13001. EDP Sciences, 2019.
- Rafael de Assis Borges. Generalização da teoria da distância crítica para estimativa de vida de componentes entalhados em regime de médio e alto ciclo de fadiga. 2018.
- MW Brown and KJ Miller. High temperature low cycle biaxial fatigue of two steels. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 1(2):217–229, 1979.
- WD Callister and DG Rethwisch. Properties of selected engineering materials (appendix b). *Materials Science and Engineering. An Introduction, 7th ed.; John Wiley & Sons, Inc.: New York, NY, USA*, pages A3–A30, 2007.
- William D Callister and David G Rethwisch. *Ciencia e ingeniería de materiales*. Reverté, 2019.
- Andrea Carpinteri, Andrea Spagnoli, Sabrina Vantadori, and Danilo Viappiani. A multiaxial criterion for notch high-cycle fatigue using a critical-point method. *Engineering fracture mechanics*, 75(7): 1864–1874, 2008.
- Andrea Carpinteri, Andrea Spagnoli, and Sabrina Vantadori. Multiaxial fatigue assessment using a simplified critical plane-based criterion. *International Journal of Fatigue*, 33(8):969–976, 2011.
- Felipe Fernandes Cavalcante and Wanderson Santana da Silva. Comportamento mecânico da liga de alumínio 2024 submetida a diferentes tempos de envelhecimento. *Holos*, 8:86–100, 2016.
- AS Cruces, A Garcia-Gonzalez, B Moreno, T Itoh, and P Lopez-Crespo. Critical plane based method for multiaxial fatigue analysis of 316 stainless steel. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 118:103273, 2022.
- A Dantas. Proposta alternativa para cálculo da amplitude de tensão cisalhante e uso de algoritmos genéticos para determinação do plano crítico em fadiga multiaxial, 2009.
- Norman E Dowling. *Mechanical Behavior of Materials: International Edition*. Pearson Higher Ed, 2013.

- Ali Fatemi and Darrell F Socie. A critical plane approach to multiaxial fatigue damage including out-of-phase loading. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 11(3):149–165, 1988.
- YS Garud. A new approach to the evaluation of fatigue under multiaxial loadings. 1981.
- Herbert J Gough. Engineering steels under combined cyclic and static stresses. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 160(1):417–440, 1949.
- HJ Grover, SM Bishop, and LR Jackson. *Axial-Load fatigue tests on notched sheet specimens of 24S-T3 and 75S-T6 aluminum alloys and of SAE 4130 steel with stress-concentration factors of 2.0 and 4.0*. National Aeronautics and Space Administration, 1951.
- Horace John Grover. *Fatigue Strengths of Aircraft Materials: Axial-load Fatigue Tests on Notched Sheet Specimens of 24S-T3 and 75S-T6 Aluminum Alloys and of SAE 4130 Steel with Stress-concentration Factors of 2.0 and 4.0*. Number 2389. National Advisory Committee for Aeronautics, 1951.
- Aleksander Karolczuk, Dariusz Skibicki, and Łukasz Pejkowski. Evaluation of the fatemi-socie damage parameter for the fatigue life calculation with application of the chaboche plasticity model. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 42(1):197–208, 2019.
- S Kwofie. An exponential stress function for predicting fatigue strength and life due to mean stresses. *International Journal of fatigue*, 23(9):829–836, 2001.
- G Lanza. Strength of shafting subjected to both twisting and bending. *Trans ASME*, 8:121–196, 1886.
- P Lazzarin and Luca Susmel. A stress-based method to predict lifetime under multiaxial fatigue loadings. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 26(12):1171–1187, 2003.
- Yung-Li Lee. *Fatigue testing and analysis: theory and practice*, volume 13. Butterworth-Heinemann, 2005.
- KJ Miller. The short crack problem. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 5(3): 223–232, 1982.
- Robert L Norton. *Projeto de máquinas*. bookman editora, 2013.
- Nathália Mello M Paixão, Matheus Soares Siman, Denise Lemos Cardoso, and Ivan José de Santana. Soldagem gtaw do aço sae 4130: Influência do pré-aquecimento.
- Marcus Vinícius Costa Sá. Estudo sobre o comportamento em fadiga da liga de alumínio 7050-t7451 na presença de entalhe e carregamento axial-torcional. 23, 2017.
- K N Smith. A stress-strain function for the fatigue of metals. *Journal of materials*, 5:767–778, 1970.
- L Susmel and D Taylor. The modified wöhler curve method applied along with the theory of critical distances to estimate finite life of notched components subjected to complex multiaxial loading paths. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 31(12):1047–1064, 2008.
- Luca Susmel. *Multiaxial notch fatigue*. Elsevier, 2009.

- Luca Susmel. A simple and efficient numerical algorithm to determine the orientation of the critical plane in multiaxial fatigue problems. *International Journal of Fatigue*, 32(11):1875–1883, 2010.
- Luca Susmel and P Lazzarin. A bi-parametric wöhler curve for high cycle multiaxial fatigue assessment. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 25(1):63–78, 2002.
- Luca Susmel and Roberto Tovo. Estimating fatigue damage under variable amplitude multiaxial fatigue loading. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 34(12):1053–1077, 2011.
- Luca Susmel, Roberto Tovo, and P Lazzarin. The mean stress effect on the high-cycle fatigue strength from a multiaxial fatigue point of view. *International Journal of Fatigue*, 27(8):928–943, 2005.

## CÓDIGO MATLAB

```

1  % SIMELIA DOS SANTOS - ROTINA PARA LOCALIZAR O PLANO CRITICO MODELOS DE SWT
    E FS.
2  clc
3  close all
4  clear all
5  %% Dados
6  %Entre com uma matriz data com os dados do ciclo estabilizado em que as
    colunas estao na seguinte disposicao:
7
8  % 1 - Tensao alternada Sa
9  % 2 - Tensao media Sm
10 % 3 - Tensao maxima Smax
11 % 5 - Tensao de escoamento Sy
12 % - Constante 0<= k 1<=
13 % - Modulo de cisalhamento G
14 % -Modulo de eleastividade E
15
16 %data = xlsread('L: \EscrevendoDissertacao\Tabelas\MaterialAL75ST6\
    TABELAO_GRAFICOAL75ST6.xlsx','GERAL(MATERIAL 1)');
17 %data=xlsread('L:\ARTIGO\ORIENTACAO\artigos\escrevendo\artiggocobem\
    planilhanacaparametros.xlsx','Planilha1');
18 t = size(data);
19 %Sa=xlsread('L:\ARTIGO\ORIENTACAO\artigos\escrevendo\artiggocobem\
    planilhanacaparametros.xlsx','Planilha1','B3:B63');
20 %Sm=xlsread('L:\ARTIGO\ORIENTACAO\artigos\escrevendo\artiggocobem\
    planilhanacaparametros.xlsx','Planilha1','C3:C63');
21 %Sy=xlsread('L:\ARTIGO\ORIENTACAO\artigos\escrevendo\artiggocobem\
    planilhanacaparametros.xlsx','Planilha1','F3:F63');
22 %Smax = xlsread('L:\ARTIGO\ORIENTACAO\artigos\escrevendo\artiggocobem\
    planilhanacaparametros.xlsx','Planilha1','D3:D63');
23
24 Sa = data(4:101,27);
25 Sm = data(4:101,29);
26 % Smax = data(4:81,3);
27 % Sy = data(4:81,5);
28 N = data(4:101,26);
29
30
31 % Parametros do material AL 2024-t3
32
33 % Sa = 353;
34 % Sm = 0;
35 % Smax = 353 ;

```

```

36 % Sy = 353;
37
38
39
40 %%
41 %
42 %  $e^{\pi i} + 1 = 0$ 
43 %
44 k = 1;
45 E = 72400;
46 Poisson = 0.33
47 G = E/(2*(1+Poisson)) ;
48
49
50 TAM = size(Sa);
51
52 % Parametros do material al2024-t3
53
54 Sy = 476;
55
56 % Incremento
57
58 i = 1:TAM;
59
60 LIMITE = -1E90;
61
62
63 % Dados
64
65 theta_min = 0;
66 theta_max = 180;
67 delta_theta = .5;
68
69 % Inicio Algoritimo
70
71 PERIODO = 360;
72 PONTOS = 100;
73 DELTA = PERIODO/PONTOS;
74 for k = 1:PONTOS
75     t(k) = (k-1)*DELTA;
76 end
77
78
79
80
81
82 for j=1:TAM
83     CASO(i) = j;

```

```

84     kk=1;
85     MAXIMO = -1E50;
86     MAXIMO_SWT = -1E50;
87     for theta=theta_min:delta_theta:theta_max;
88         ang_theta(kk)=theta;
89
90
91
92 % varrendo como a tensao normal e cisalhante variam no plano theta
93     for k = 1:PONTOS
94         %s(t) = Sm(j)+Sa(j)*sind(t) ;
95         sigma(k) = Sa(j)*sind(t(k)) + Sm(j);
96         Sigma_n(k) = sigma(k)*sind(theta)^2;
97         tau_nt(k) = (sigma(k)/2)*sind(theta*2);
98     end
99     %*****
100
101 % Armazenar : Tau_a, Sa, Sn,max, SWT, FS para cada plano de corte
102     sigma_a(kk) = (max(Sigma_n)-min(Sigma_n))/2;
103     % AMPLITUDE DA TENSAO NORMAL
104     tau_a(kk) = (max(tau_nt)-min(tau_nt))/2;
105     % AMPLITUDE DA TENSAO CISALHANTE
106     sigma_n_max(kk) = max(Sigma_n);
107     % TENSAO NORMAL MAXIMA
108     FS(kk) = tau_a(kk)*(1+sigma_n_max(kk)/Sy)/G;
109     % PARAMETRO DE FATEMI E SOCIE
110     SWT(kk) = (sigma_a(kk)*sigma_n_max(kk)/E)^0.5;
111     %PARAMETRO SWT
112     kk = kk+1;
113 end
114 % MODULO ESTIMATIVA FATEMI E SOCIE
115
116
117 for k = 1:kk-1
118
119     if (FS(k) > MAXIMO)
120         %Pfs(contador_FS) = FS(k);
121         MAXIMO =FS(k);
122         %theta_c_FS(contador_FS) = ang_theta(k);
123         contador_FS = k;
124     end
125     FS_crit(j) = FS(contador_FS);
126     Theta_c_FS(j) = ang_theta(contador_FS);
127
128 % MODULO ESTIMATIVA SMITH-WATSON-TOPPER
129
130     if (SWT(k) > MAXIMO_SWT)

```

```

131         %Pswt(contador_SWT) = SWT(k);
132         MAXIMO_SWT = SWT(k) ;
133         %theta_c_SWT(contador_SWT) = ang_theta(k);
134         contador_SWT = k;
135     end
136     SWT_crit(j) = SWT(contador_SWT);
137     Theta_c_SWT(j) = ang_theta(contador_SWT);
138
139
140
141 end
142
143
144 plota = 1;
145 if(plota > 0)
146
147     figure(1)
148     plot(ang_theta, tau_a) % evolucao da maxima amplitude da tensao
149         cisalhante em funcao de theta
150
151     figure(2)
152     plot(ang_theta, sigma_a) % evolucao da maxima amplitude da tensao
153         normal em funcao de theta
154
155     figure(3)
156     plot(ang_theta, sigma_n_max) % evolucao da maxima tensao normal em
157         funcao de theta
158
159     figure(4)
160     plot(ang_theta, FS) % evolucao do parametro de Fatemi-Socie em
161         funcao de theta
162
163     figure(5)
164     plot(ang_theta, SWT) % evolucao do parametro SWT em funcao de theta
165 end
166
167 end
168
169 figure(6)
170 plot(CASO, FS_crit) % parametro FS para cada caso
171
172 figure(7)
173 plot(CASO, SWT_crit) % parametro SWT para cada caso

```