



## **PROJETO DE GRADUAÇÃO 2**

# **ANÁLISE DO EFEITO DA TENSÃO MÉDIA SOBRE A RESISTÊNCIA À FADIGA DO AÇO ASTM A743 CA6NM**

Por,  
**Erich Douglas de Souza**

Brasília, 29 de junho de 2011

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA**

FACULDADE DE TECNOLOGIA

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECANICA

UNIVERSIDADE DE BRASILIA  
Faculdade de Tecnologia  
Departamento de Engenharia Mecânica

PROJETO DE GRADUAÇÃO 2

**ANÁLISE DO EFEITO DA TENSÃO MÉDIA  
SOBRE A RESISTÊNCIA À FADIGA DO AÇO  
ASTM A743 CA6NM**

POR,

**Erich Douglas de Souza**

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

**Banca Examinadora**

Prof. Jorge Luiz de A. Ferreira, UnB/ ENM (Orientador)

\_\_\_\_\_

Prof. Edgar Nobuo Mamiya, UnB/ ENM

\_\_\_\_\_

Prof. Fábio Comes de Castro, UnB/ ENM

\_\_\_\_\_

Brasília, 29 de junho de 2011

## **AGRADECIMENTOS**

*Agradeço primeiramente a Deus por ter me guiado durante todo o meu caminho na Universidade. Aos meus pais pelo apoio incontestável e por todos os esforços para que eu recebesse a melhor educação possível. Agradeço aos professores do departamento de Engenharia mecânica da Universidade de Brasília, em especial aos professores do grupo GFFM, que me ajudaram durante minha jornada na universidade.*

*Erich Douglas de Souza*

---

## RESUMO

Este trabalho é uma complementação da análise do efeito da tensão média na resistência à fadiga do aço ASTM A743 CA6NM realizado por Silva et al (2009). O trabalho contém a revisão histórica do estudo da fadiga seguido pela apresentação das discussões dos resultados experimentais dos ensaios de fadiga realizados por Silva para razões de carregamento de  $R= 1$ ,  $R= 2/3$ ,  $R= 1/3$  e  $R= 0$ . A complementação dos dados é feita a partir de ensaios de fadiga uniaxial sob razões de carregamento de  $R= -2/3$  e  $R= 1/3$ . A partir dos resultados obtidos e dos resultados de Silva, foi possível traçar a curva S-N e determinar o limite de fadiga desse aço para as razões de carregamento ensaiadas, bem como quantificar as suas dispersões. Realizou-se, ainda, comparações dos resultados experimentais obtidos nos testes de fadiga com os modelos de fadiga uniaxial de Goodman, Gerber, Walker e Kwofie. Foi possível constatar que o critério de Walker foi o que melhor se ajustou aos dados experimentais.

---

## ABSTRACT

This report regards the influence of the mean stress on the fatigue fracture of an ASTM A743 CA6NM, done by Silva et al (2009). In this report, it's shown the historical review of the fatigue studies, followed by the analysis of the experiments promoted by Silva for the following load ratios:  $R=1$ ,  $R=2/3$ ,  $R=1/3$  and  $R=0$ . More data is obtained and shown in this report by some uniaxial fatigue experiments for load ratios of  $R=-2/3$  and  $R=1/3$ . From the results previously achieved by Silva and those acquired in the experiments that took place in this report, it was possible to specify the S-N curve and determine the fatigue limits for this material and for the load ratios experimented. Moreover, an analysis took place in order to compare the obtained results with the theory for uniaxial fatigue from Goodman, Gerber, Walker and Kwofie, among which, the Walker criteria presented the closest results to the experimental ones

# SUMÁRIO

1.	REVISÃO TEÓRICA .....	1
1.1.	INTRODUÇÃO.....	1
1.2.	PROPRIEDADES DO MATERIAL .....	1
1.3.	FENÔMENO DA FADIGA.....	2
1.3.1.	ESTÁGIOS DA FADIGA .....	3
1.3.2.	TIPOS DE CARREGAMENTOS .....	4
1.3.3.	A CURVA S-N.....	6
1.3.4.	EFEITO DA TENSÃO MÉDIA.....	6
1.3.4.1.	REVISÃO HISTÓRICA.....	7
1.4.	COMPORTAMENTO À FADIGA DO AÇO ASTM A743 CA6NM.....	17
2.	PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL .....	26
2.1.	DESCRIÇÃO DA MÁQUINA DE ENSAIOS .....	26
2.2.	DIMENSIONAMENTO DOS CORPOS DE PROVA.....	27
2.3.	NÚMERO DE ENSAIOS.....	29
2.4.	METODOLOGIA.....	30
3.	RESULTADOS EXPERIMENTAIS .....	34
3.1.	ENSAIOS COM RAZÃO DE CARREGAMENTO, R, IGUAL A -1/3 .....	34
3.2.	ENSAIOS COM RAZÃO DE CARREGAMENTO, R, IGUAL A -2/3 .....	35
3.3.	CURVAS S-N.....	36
3.4.	AVALIAÇÃO DA ADERÊNCIA DOS MODELOS DE ESTIMATIVA DO EFEITO DA TENSÃO MÉDIA .....	37
3.4.1.	MODELO DE GOODMAN .....	38
3.4.2.	MODELO DE GERBER.....	40
3.4.3.	MODELO DE KWOFIE.....	42
3.4.4.	MODELO DE WALKER.....	44
3.5.	CURVA DA TENSÃO ALTERNADA VERSUS TENSÃO MÉDIA.....	49

4.	CONCLUSÕES.....	51
5.	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	52

# LISTA DE FIGURAS

Figura 1. 1.1- Representação de uma fratura em fadiga. (MEYERS, 1998).....	3
Figura 1. 1.2 - Ilustração dos estágios 1 e 2 do processo de fadiga .....	4
Figura 1. 1.3- Representação gráfica de um carregamento cíclico a amplitude constante .....	5
Figura 1.4- Efeito da tensão média na vida em fadiga .....	7
Figura 1.5 - Representação Esquemática das Relações de Goodman e Gerber quando as mesmas são plotadas no diagrama de Haigh. Silva et al (2009) .....	11
Figura 1.6 - Representação Esquemática das Relações de Goodman modificada quando plotada no diagrama de Haigh. ....	11
Figura 1.7– Representação Esquemática das Relações de Goodman e de Morrow.....	12
Figura 1.8-Comportamento da Curva de Falha em Função do Fator de Sensibilidade a Tensão Média. Silva et al (2009) .....	13
Figura 1.9- Efeito da Resistência a Tração, $S_u$ , sobre o Fator de Sensibilidade a Tensão Média, $M$ . .....	14
Figura 1.10- Comportamento típico da Eq. de Walker para diversos valores de $\gamma$ .....	15
Figura 1.11– Comportamento típico da Eq. de Kwofie para diversos valores de $\alpha$ .....	16
Figura 1.12- Curvas Tensão versus Vida retratando o efeito da tensão média sobre a resistência a fadiga da liga de aço ASTM A743 CA6NM.....	18
Figura 1.13- Comparação Entre Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Goodman .....	20
Figura 1.14 - Diagrama de Dispersão Entre os Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Goodman .....	20
Figura 1.15 - Comparação Entre Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Gerber .....	21
Figura 1.16- Diagrama de Dispersão Entre os Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Gerber.....	21
Figura 1.17 – Comparação Entre Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Walker .....	22
Figura 1.18– Diagrama de Dispersão Entre os Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Walker .....	23

Figura 1.19 - Comparação Entre Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Kwofie.....	24
Figura 1.20 - Diagrama de Dispersão Entre os Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Kwofie .....	24
Figura 2.1- Máquina de ensaio universal MTS 810. ....	26
Figura 2.2- Dimensões dos CPs segundo a norma ASTM E 606-04 .....	27
Figura 2.3- Representação do CP cilíndrico. ....	28
Figura 2.4- Representação do CP tipo ampulheta. ....	29
Figura 2.5 - Representação Esquemática da Estratégia de Avaliação da Aderência dos Modelos de Estimativa do Efeito da Tensão Média sobre a Resistência a Fadiga do Aço ASTM A743 CA6NM...	32
Figura 3.1- Curva S-N para razão de carregamento $R = -1/3$ .....	34
Figura 3.2- Curva S-N para razão de carregamento $R = -2/3$ .....	36
Figura 3.3- – Curvas Tensão versus Vida retratando o efeito da tensão média sobre a resistência a fadiga da liga de aço ASTM A743 CA6NM.....	37
Figura 3.4 - Comparação Entre Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Goodman .....	38
Figura 3.5 - Diagrama de dispersão entre a vida dos dados experimentais sobre o efeito da tensão média e as respectivas previsões de vida baseadas no modelo de Goodman.....	39
Figura 3.6 - Diagrama de Dispersão Entre os Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Goodman .....	39
Figura 3.7 - Comparação Entre Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Gerber .....	40
Figura 3.8 - Diagrama de dispersão entre a vida dos dados experimentais sobre o efeito da tensão média e as respectivas previsões de vida baseadas no modelo de Gerber.....	41
Figura 3.9 - Diagrama de Dispersão Entre os Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Gerber.....	41
Figura 3.10 - Comparação Entre Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Kwofie.....	42
Figura 3.11 - Diagrama de dispersão entre a vida dos dados experimentais sobre o efeito da tensão média e as respectivas previsões de vida baseadas no modelo de Kwofie .....	43
Figura 3.12 - Diagrama de Dispersão Entre os Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Kwofie .....	43

Figura 3.13 - Comparação Entre Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Walker (Padrão) .....	44
Figura 3.14- Diagrama de dispersão entre a vida dos dados experimentais sobre o efeito da tensão média e as respectivas previsões de vida baseadas no modelo de Walker (Padrão).....	45
Figura 3.15 - Diagrama de Dispersão Entre os Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Walker (Padrão).....	45
Figura 3.16 - Comparação Entre Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Walker (com $R=-1$ ).....	46
Figura 3.17 - Diagrama de dispersão entre a vida dos dados experimentais sobre o efeito da tensão média e as respectivas previsões de vida baseadas no modelo de Walker (com $R=-1$ ).....	46
Figura 3.18 – Diagrama de Dispersão Entre os Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Walker (com $R = -1$ ).....	47
Figura 3.19 - Comparação Entre Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Walker (sem $R=-1$ ).....	47
Figura 3.20 - Diagrama de dispersão entre a vida dos dados experimentais sobre o efeito da tensão média e as respectivas previsões de vida baseadas no modelo de Walker (sem $R=-1$ ) .....	48
Figura 3.21 - Diagrama de Dispersão Entre os Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Walker (sem $R= -1$ ).....	48
Figura 3.22 - Diagrama tensão média versus tensão alternada e curvas características dos modelos de Gerber, Goodman e Walker.....	50

# LISTA DE TABELAS

Tabela 1. 1- Propriedades físicas e mecânicas típicas do aço fundido CA-6NM. Gouveia, (2008) ..2	
Tabela 1.2- Soluções Particulares do Modelo Generalizado de Kwofie (Silva et al, 2009).....17	
Tabela 1.3-Parâmetros que Caracterizam as Curvas de Resistência a Fadiga do ASTM A743 CA6NM.....19	
Tabela 2.1- Dimensões do CP cilíndrico. ....28	
Tabela 2.2- Dimensões do CP tipo ampulheta .....29	
Tabela 2.3- Dimensões Nominais dos Corpos de Prova.....29	
Tabela 2.4- Tamanho necessário de uma amostra. (Norma ASTM / E 73991).....30	
Tabela 2.5- Replicações necessárias. (Norma ASTM / E 73991).....30	
Tabela 2.6 - Níveis de tensão para os ensaios de fadiga com razão de carregamento $R = -2/3$ . .....30	
Tabela 2.7- Expressões usadas para a Estimativa da Tensão Alternada Equivalente .....32	
Tabela 2.8- Parâmetros que Caracterizam os Modelos de Kwofie e de Walker .....33	
Tabela 3.1- Resultados experimentais dos ensaios de fadiga com razão de carregamento $R = -1/3$ .....34	
Tabela 3.2 - Parâmetros da curva S-N para razão de carregamento, R, igual a $-1/3$ .....35	
Tabela 3.3 - Resultados dos ensaios de fadiga sob razão de carregamento, R, igual a $-2/3$ . .....35	
Tabela 3.4 - Parâmetros da curva S-N para razão de carregamento, R, igual a $-2/3$ .....35	
Tabela 3.5 - Parâmetros de caracterização das curvas S-N do aço ASTM A743 CA6NM.....36	
Tabela 3.6 - Parâmetro $\alpha$ de sensibilidade do material à tensão média .....42	
Tabela 3.7- Valores estimados de $\gamma$ .....44	

# LISTA DE SÍMBOLOS

$\alpha$	Fator de sensibilidade à tensão média – Equação de Kwofie
$\gamma$	Fator de ajuste da equação de Walker
$\Delta$	Diferença das Populações das Variáveis
$\sigma_f$	Resistência à Fadiga
$\sigma_n$	Limite de Resistência à Fadiga
$\sigma_{rt}$	Limite de Resistência à Tração
A	Parâmetro da relação de Basquin
ASTM	American Society for Testing and Materials
b	Parâmetro da Equação de Basquin
CP	Corpo de Prova
D	Diâmetro do Espécime na Seção Transversal Mínima
ISO	International Standard Organization
N	Número de ciclos para falha por fadiga
n	Tamanho da Amostra
R	Razão de carregamento
$R^2$	Coefficiente de determinação
S	Nível de Tensão de Momento no Espécime na Seção Transversal Mínima do Espécime
$S_a$	Tensão alternada
$S_{ar}$	Limite de resistência à fadiga em carregamento reverso
$S'_f$	Limite de resistência à fadiga
$S_m$	Tensão média
$S_{rt}$	Limite de resistência à tração
$S_y$	Limite de Escoamento

# 1. REVISÃO TEÓRICA

## 1.1. INTRODUÇÃO

Fadiga é uma forma de falha mecânica verificada em elementos e componentes mecânicos sujeitos a ciclos de tensão ou deformação. Este fenômeno é de importância crucial na concepção de máquinas e estruturas, pois é possível a ocorrência da falha em um nível de tensão inferior ao limite de resistência à tração ou ao limite de resistência ao escoamento do material. A necessidade de previsão e prevenção de falhas mecânicas estimulou pesquisas sobre o fenômeno, fazendo com que atualmente seja possível utilizar modelos confiáveis na estimativa da resistência à fadiga do componente estrutural.

Para a aplicação destes métodos é necessário primeiramente fazer a caracterização mecânica do material, onde serão avaliadas as condições de fabricação e funcionamento do componente. A avaliação auxiliará na identificação das propriedades do material e dos fatores agravantes ao fenômeno de fadiga, como por exemplo, tensões residuais e concentradores de tensão. Após a caracterização mecânica, uma avaliação dos carregamentos atuantes no componente auxilia na identificação de outros fatores importantes ao fenômeno, como por exemplo, a razão entre os carregamentos.

Na maioria das situações práticas de projeto, as análises dos carregamentos apresentam um valor de tensão média não nula, em torno do qual a carga varia ciclicamente. A presença de uma tensão média diferente de zero altera a resistência à fadiga do material. Por este motivo, o entendimento do efeito da tensão média em um componente mecânico é muito importante para que se possa estimar apropriadamente a resistência à fadiga do mesmo.

A proposta deste projeto é a determinação da resistência à fadiga do aço ASTM A743 – CA6NM quando o mesmo é submetido a carregamentos axiais em torno de uma tensão não nula. Uma série de ensaios de fadiga uniaxial foi realizada onde foram aplicados os modelos de estimativa de resistência à fadiga sob presença de tensão média. A avaliação comparativa entre a resistência à fadiga do material, sem a presença de tensão média e na presença da mesma, auxiliará na identificação do efeito causado por esta variação do carregamento.

## 1.2. PROPRIEDADES DO MATERIAL

O aço ASTM A743- CA6NM é um aço inoxidável martensítico. O aço apresenta concentração máxima de 0,06% em carbono, 11,5-14,0% de cromo, entre 3,5 e 4,5% de níquel, menos de 1% de manganês e 0,4-1,0% de molibdênio. A inclusão destes elementos de liga proporciona ao material uma alta resistência mecânica e resistência à corrosão em meios ácidos. As propriedades físicas e mecânicas são apresentadas na Tab. (1) (Gouveia, 2008). Devido a estas características, este aço tem

vido utilizado na construção de turbinas hidráulicas e a gás, indústrias petroquímicas, corpos de válvulas, discos de compressores e uma variedade de elementos estruturais de aviões e motores.

Tabela 1. 1- Propriedades físicas e mecânicas típicas do aço fundido CA-6NM. Gouveia, (2008)

AÇO INOXIDÁVEL MARTENSÍTICO MACIO CA-6NM		
Propriedades Físicas		
Módulo de Elasticidade (GPa)		199,95
Densidade (g/cm <sup>3</sup> )		7,69
Resistividade Elétrica ( $\mu\Omega\cdot m$ , a 21°C)		0,78
Ponto de Fusão aproximado (°C)		1510
Permeabilidade Magnética		Ferromagnético
Condutividade Térmica [BTU/(ft.h.°F)]	a 100°C	14,5
	a 538°C	16,7
Coeficiente linear médio de expansão térmica ( $\mu in/in\cdot^{\circ}F$ )	21 a 100°C	6,0
	21 a 538°C	7,0
Propriedades Mecânicas à temperatura ambiente		
Propriedade	Valores típicos	Mínimos requeridos <sup>(30)</sup>
Limite de resistência à tração (MPa)	830	755
Limite de escoamento (0,2%, MPa)	690	550
Alongamento, em 2in (%)	24	15
Redução de área (%)	60	35
Dureza Brinell (HB)	268	285 (máximo)

### 1.3. FENÔMENO DA FADIGA

Entende-se por fadiga um processo de alteração na estrutura de um elemento mecânico que ocorre de forma localizada, progressiva e permanente. Ocorre em elementos sujeitos a tensões variáveis, que são originadas por carregamentos dinâmicos, sobre uma mesma região do elemento mecânico (ASTM, 1949). Os materiais submetidos a estes carregamentos podem romper em tensões muito inferiores àquelas encontradas na literatura ou determinadas em ensaios estáticos. A ruptura que ocorre nessas condições de esforço é reconhecida como ruptura por fadiga. A falha por fadiga é geralmente do tipo súbita e total, não havendo forma visual de identificação da falha iminente por não apresentar deformação plástica aparente.

Com o avanço da tecnologia aumentaram a quantidade de componentes mecânicos submetidos a esforços dinâmicos. Com isto aumentaram a quantidades de falhas mecânicas causadas pelo fenômeno de fadiga, e estima-se que cerca de 90% das falhas em serviço de componentes mecânicos são causadas pelo mesmo.

A vital importância do fenômeno na engenharia desencadeou vários estudos sobre o tema.

### 1.3.1. ESTÁGIOS DA FADIGA

Segundo Shigley (2005), existem três estágios na falha por fadiga:

1. Nucleação da trinca;
2. Propagação da trinca até o tamanho crítico;
3. Ruptura;

A Figura (1.1) um esquema da superfície de fratura de um aço que falhou por fadiga, onde os três estágios de desenvolvimento podem ser observados.

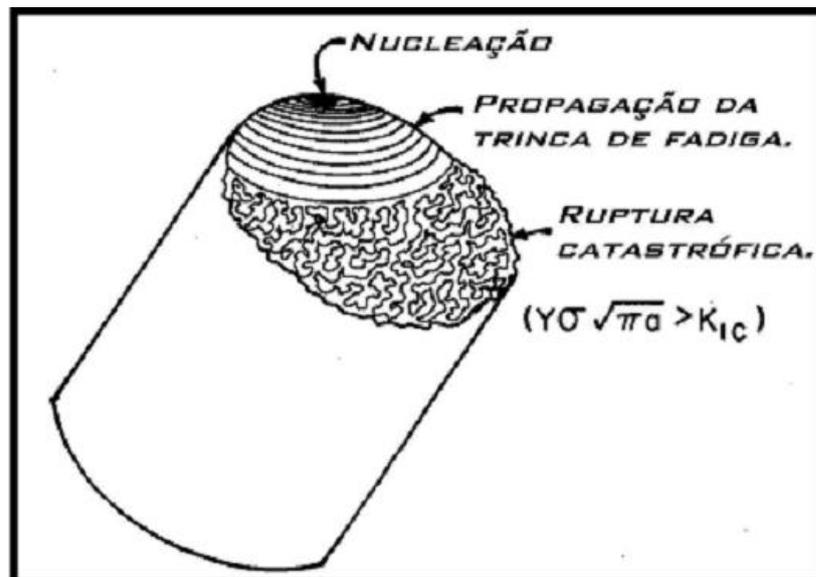


Figura 1. 1.1- Representação de uma fratura em fadiga. (MEYERS, 1998)

O primeiro estágio corresponde ao início de uma ou mais microtrincas, causadas por deformação plástica seguida do escorregamento de planos cristalográficos. Neste estágio as trincas não são normalmente visíveis a olho nu. A nucleação da trinca ocorre sobre as singularidades ou descontinuidades presentes no material. Preferencialmente a nucleação ocorre na superfície do material, devido à máxima tensão se encontrar posicionada em algum ponto da superfície, auxiliando o surgimento de deformação plástica. É possível também que a nucleação ocorra no interior do material, sendo normalmente causada por descontinuidades ou defeitos internos. O início do segundo estágio ocorre no exato momento que uma microtrinca foi criada.

O segundo estágio compreende a progressão de microtrincas para macrotrincas, formando superfícies de fratura com platôs paralelos, separados por sulcos também paralelos. A região de uma superfície de fratura que se forma durante este estágio pode ser caracterizada por dois tipos de marcas, conhecidas por marcas de praia e estrias (Shigley, 2005). A propagação da trinca é relativamente lenta, sendo de pouco micrometros a cada ciclo. Apesar de lenta, a propagação é muito importante.

O terceiro estágio ocorre no ciclo de carga final, quando o material remanescente não pode suportar as cargas, resultando em fratura rápida e repentina.

A Figura. (1.2) representa um corpo de prova submetido carregamento trativo e auxilia na visualização dos primeiros estágios. É possível observa uma mudança na direção da propagação para uma direção praticamente perpendicular à tensão.

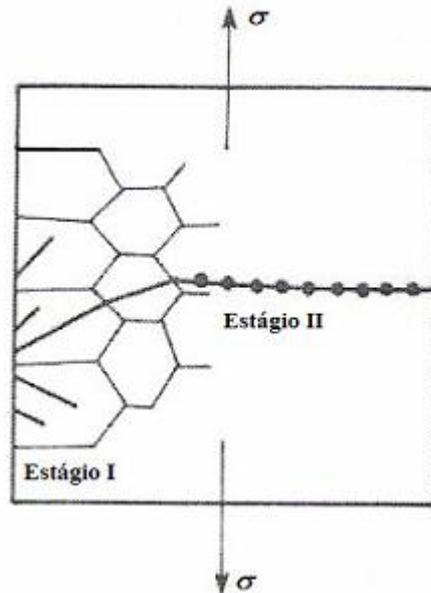


Figura 1. 1.2 - Ilustração dos estágios 1 e 2 do processo de fadiga

A duração de cada estágio contribui para a vida em fadiga componente. Podemos definir a vida em fadiga,  $N_f$ , como a quantidade total de ciclos até a fratura, sendo representada pela soma do número de ciclos para a iniciação da trinca,  $N_i$ , e a propagação da trinca  $N_p$ .

$$N_f = N_i + N_p \quad (1)$$

A contribuição devido ao terceiro estágio é muito pequena em relação à duração total da fadiga, podendo então ser desprezada. A preponderância de um estágio sobre o outro está associada à geometria do componente e a tensão que este está exposto. Em níveis baixos de tensão, ou seja, para fadiga de alto ciclo, uma grande fração da vida em fadiga corresponde à iniciação da trinca. No caso de fadiga de baixo ciclo, ou seja, altos níveis de tensão, a etapa de propagação da trinca é predominante. A presença de entalhes no componente mecânico também favorece a predominância do segundo estágio.

### 1.3.2. TIPOS DE CARREGAMENTOS

Sendo os ciclos de carregamento considerados constantes, podemos dizer que o fenômeno de fadiga ocorrerá a amplitudes constantes. Observando a Fig. (1.3) podemos fazer algumas considerações sobre o tipo de carregamento.

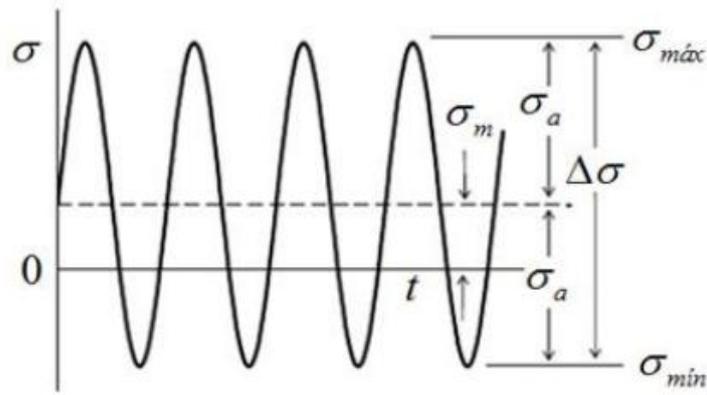


Figura 1. 1.3- Representação gráfica de um carregamento cíclico a amplitude constante

Quando a tensão média ( $S_m$  ou  $\sigma_m$ ) é nula, o carregamento será dito alternado. Para os casos onde a tensão média for diferente de zero o carregamento é denominado flutuante. Um caso particular do carregamento flutuante ocorre quando a tensão mínima ( $S_{min}$  ou  $\sigma_{min}$ ) é igual a zero. Neste caso, a tensão média será igual à tensão alternada ( $S_a$  ou  $\sigma_a$ ). Este caso particular é denominado repetido.

Podemos definir as relações básicas de caracterização de um ciclo de carregamento como:

$$\Delta S = S_{max} - S_{min} \quad (2)$$

$$S_a = \left( \frac{S_{max} - S_{min}}{2} \right) \quad (3)$$

$$S_m = \left( \frac{S_{max} + S_{min}}{2} \right) \quad (4)$$

Uma forma usada para descrever o nível de tensão média consiste em adotar um fator que caracterize o grau de simetria do carregamento, tipicamente chamada de fator de simetria do ciclo, ou simplesmente razão de carregamento,  $R$ , cujo valor é quantificado é dado por:

$$R = \frac{S_{min}}{S_{max}} \quad (5)$$

Podemos relacionar o fator de carregamento com o valor da tensão média e da tensão alternada segundo:

$$S_a = \frac{1 - R}{1 + R} \cdot S_m \quad (6)$$

### 1.3.3. A CURVA S-N

Os estudos iniciais efetuados por Wöhler (1870) foram realizados em componentes estruturais sujeitos à flexão, torção e carregamentos axiais. Estes estudos permitiram concluir que a vida à fadiga aumenta com a diminuição da intensidade de tensão aplicada. Destes estudos resulta a caracterização do comportamento à fadiga em termos de amplitude de tensão versus vida à fadiga, e tem origem a curva clássica para caracterização da fadiga nos materiais, a chamada “curva S-N”. Tal curva relaciona um valor de tensão alternada (S) ao número de ciclos (N) que pode levar a peça, sob ensaio, à ruptura.

Devido a heterogeneidades microestruturais nas propriedades, diferenças superficiais e das condições de ensaio para cada corpo de prova os resultados de vida à fadiga são bem dispersos. Como resultado da inevitável variação nos dados de fadiga, a vida média dos corpos de prova não é suficiente para a análise de fadiga em um projeto. Portanto, a natureza estatística da fadiga deve ser considerada através da construção da curva de fadiga S-N. Os métodos de ensaio S-N apresentados pela Sociedade Japonesa de Engenheiros Mecânicos (1981) e ASTM (2004) são largamente usados por pesquisadores que usam ensaios S-N para previsões de vida à fadiga.

As normas para a geração de curvas S-N são documentadas por Wirshing (1983), Shen (1994) e ASTM (2004). Recomenda-se que mais de um corpo de prova seja ensaiado em cada nível de tensão. Testes com mais de uma amostra para cada nível de amplitude de tensão são chamados de testes como replicagem de dados. Testes replicados são exigidos para estimar a variabilidade e a distribuição estatística da vida à fadiga. O número mínimo de espécimes requerido depende dos objetivos do ensaio a ser conduzido. Através da curva S-N, pode-se prever a vida de um componente quando submetido a determinado nível de tensão alternada. Entretanto, o comportamento dos materiais submetidos à fadiga, descrito pelas curvas S-N de ensaios padronizados, pode ser afetado por uma série de parâmetros, tais como, acabamento superficial, tensões residuais, geometria e tamanho, estado de tensões, presença de tensões médias, meio ambiente e temperatura, entre outros que devem ser levados em consideração.

### 1.3.4. EFEITO DA TENSÃO MÉDIA

A presença de uma tensão média altera a resistência a fadiga de um material. Se assumirmos, por exemplo, que uma tensão média não nula e positiva age sobre um componente mecânico, e esta é sobreposta a uma componente de tensão alternada, a resistência à fadiga do material é reduzida de forma significativa, pois a tensão média atuará abrindo trincas presentes. Para o caso contrário, com uma tensão média não nula e negativa agindo sobre um componente mecânico, a resistência à fadiga do material é aumentada, pois a tensão média atuará fechando trincas presentes. O efeito da tensão média é apresentado de forma ilustrativa na Fig. (1.4).

A fim de melhor observar o efeito causado pela tensão média, constroem-se diagramas em que as componentes de tensão média e alternada e a resistência à fadiga estejam correlacionados. Diversos

modelos de diagramas e curvas foram propostas e utilizadas, dependendo do sistema de coordenadas utilizado. Estes modelos podem apresentar diferentes variáveis para representar a abscissa e a ordenada do diagrama, dentre as diferentes tensões que definem o ciclo de carregamento, por exemplo: tensão média, tensão alternada, tensão máxima, razão de carregamento, etc.

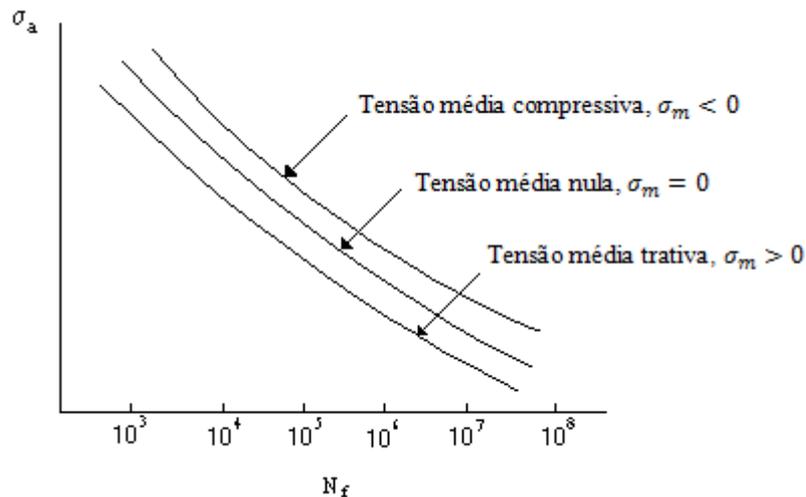


Figura 1.4- Efeito da tensão média na vida em fadiga

### 1.3.4.1. REVISÃO HISTÓRICA

Em 1870, Wöhler (1870) enunciou uma relação para descrever o efeito do carregamento sobre a resistência a fadiga. Em seu trabalho, Wöhler afirmou que "Rupturas podem ser causadas, não só pela aplicação de cargas estáticas que ultrapassem a resistência mecânica do componente, mas também pela aplicação de esforços repetidos". Ainda segundo Wöhler, quando um carregamento repetido é aplicado sobre um componente mecânico, a máxima carga que pode ser aplicada depende da amplitude do esforço, conforme representado na Eq. (7).

$$\sigma_{max} = f(\Delta\sigma) \quad (7)$$

Em 1873, Launhardt (1873) apresentou também uma relação para descrever a dependência entre  $\sigma_{max}$  e  $\Delta\sigma$ .

$$\sigma_{max} = \left( \frac{S_{rt} - \sigma_0}{S_{rt} - \sigma_{max}} \right) \cdot \Delta\sigma \quad (8)$$

onde  $S_{rt}$  é o limite de resistência a tração e  $\sigma_0$  é o valor de  $\sigma_{max}$  que gera falha em ensaios de fadiga com  $R = 0$ . Substituindo  $\Delta\sigma$  por  $\sigma_{max} - \sigma_{min}$  é possível chegar à Eq. (9), conhecida como fórmula de Launhardt. Pode-se verificar que a fórmula de Launhardt é limitada à faixa de  $0 \leq R \leq 1$ .

$$\sigma_{max} = S_{rt} + (S_{rt} - \sigma_0) \cdot R \quad (9)$$

Em 1877, Weyrauch (1877) propõe uma nova formulação para a fórmula de Launhardt, escrevendo não mais em função de  $\sigma_0$ , mas em função de  $\sigma_{-1}$  (tensão máxima observada nos ensaios para  $R = -1$ ). A Equação (10) representa a formulação de Weyrauch. Tal modificação torna-se interessante por possibilitar entender a faixa de validade da relação para o intervalo  $-1 \leq R \leq 0$ .

$$\sigma_{max} = S_{rt} + (\sigma_0 - \sigma_{-1}) \cdot R \quad (10)$$

As expressões (9) e (10) são conhecidas como fórmulas de Launhardt-Weyrauch e invariavelmente apresentam resultados muito conservativos.

Em 1885, Merriman (1885) propôs que o fim dos pontos das equações propostas por Launhardt e Weyrauch deveriam ser ligados por uma curva suave. A partir desta proposição, Merriman sugeriu a utilização, para fins de projeto, da Eq. (11).

$$\sigma_{max} = \sigma_0 + \frac{S_{rt} - \sigma_{-1}}{2} \cdot R + \frac{S_{rt} - \sigma_{-1} + 2 \cdot \sigma_0}{2} \cdot R^2 \quad (11)$$

Em 1889, Fowler (1889) apresenta a seguinte fórmula para o dimensionamento de componentes de pontes:

$$\sigma_{max} = \frac{S_y \cdot (1 + R)}{2} \quad (12)$$

onde  $S_y$  é a tensão de escoamento do material.

Johnson (1897) criticou a fórmula Weyrauch-Launhardt e propôs a utilização da Eq. (13) como sua substituta.

$$\sigma_{max} = \frac{S_{rt}}{(2 - R)} \quad (13)$$

Reorganizando a Equação (13), pode-se mostrar que em termos de  $\sigma_{min}$  e  $\Delta\sigma$  a fórmula de Weyrauch-Launhardt assume a seguinte forma:

$$\sigma_{min} + 2 \cdot \Delta\sigma = S_{rt} \quad (13a)$$

Podendo ser reescrita como:

$$\sigma_a = \frac{S_{rt}}{3} \cdot \left(1 - \frac{\sigma_m}{S_{rt}}\right) \quad (13b)$$

ou como:

$$\sigma_{max} = \frac{S_{rt}}{2} \cdot \left(1 + \frac{\sigma_{min}}{S_{rt}}\right) \quad (13c)$$

Em 1874, Gerber (1874) publicou seu trabalho sobre tensões admissíveis que poderiam ser aplicadas em projetos de pontes ferroviárias. O trabalho foi baseado em resultados experimentais de Wöhler e assume que os mesmos podem ser representados por uma parábola descrita pela Eq. (14).

$$\left(\frac{\sigma_{min}}{S_{rt}}\right)^2 + \frac{1}{4} \cdot \left(\frac{\Delta\sigma}{S_{rt}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{min} \cdot \Delta\sigma}{S_{rt}^2}\right) + \left(\frac{\Delta\sigma}{S_{rt}}\right) \cdot k = S_{ar} \cdot k \quad (14)$$

onde k é uma constante de ajuste e  $S_{ar}$  é o limite de resistência à fadiga para a condição de carregamento reverso,  $R = -1$ , tal que a relação entre  $S_{ar}$  e a vida  $N_L$  pode ser descrita pela equação de Basquin, representada matematicamente pela expressão (15) (Silva et al, 2009).

$$S_{ar} = A_{R=-1} \cdot (2N_L)^{b_{R=-1}} \quad (15)$$

Gerber utilizou inicialmente as variáveis  $\sigma_{min}$  e  $\Delta\sigma$ . Estas variáveis correspondem às cargas *mortas* e *vivas* aplicadas na ponte (carga estática devido ao peso da ponte e cargas dinâmicas devido à transição de veículos e ventos, respectivamente). É possível descrever a Eq. (14) em termos das tensões médias e alternadas, sendo apresentada na Eq. (16).

$$\frac{\sigma_a}{S_{ar}} + \left(\frac{\sigma_m}{S_{rt}}\right)^2 = 1 \quad (16)$$

Em 1899, Goodman (1899) propôs a utilização da teoria dinâmica para determinar qual deveria ser a carga máxima admissível em uma estrutura. Esta teoria supõe que as cargas variantes são equivalentes às aplicadas repentinamente e, conseqüentemente, uma peça de material irá romper com cargas repetidas se a tensão dinâmica equivalente exceder a resistência estática do material (Silva, 2009). Segundo Goodman, se a teoria dinâmica fosse verdadeira “... então a tensão mínima (tomada como sendo a resultante da aplicação da carga *morta*), mais do dobro da gama de tensão (originada devido às cargas *vivas*) deveria ser igual à resistência estática do material...”, respeitando a Eq. (13a). Para Goodman, a utilização da teoria dinâmica se justifica pela facilidade na utilização e apresentava resultados tão bons ou melhores do que as outras fórmulas de projeto disponíveis na época. A representação gráfica das condições de funcionamento seguro segundo a teoria dinâmica, definida pela Eq. (13a), foi chamada de diagrama de Goodman por Gough (Gough, 1926) e Moore e Kommers (Moore, 1927).

A teoria dinâmica não era inovadora na época de Goodman, pois, aproximadamente uma década antes, Fidler publicou uma derivação de tal teoria e propôs a sua utilização no projeto de pontes. A

teoria por ele proposta teve seus resultados comparados com os dados experimentais de Wöhler, o que apontou uma boa aderência entre o modelo proposto e os dados disponíveis. Fidler também propôs a utilização de um fator de segurança na fórmula de Launhardt-Weyrauch, de forma que seja considerada a natureza dinâmica dos esforços (Silva, 2009).

Em 1917, Haigh (1917) mostrou que, considerando níveis de vida constante, a relação entre os parâmetros que descrevem a história de carregamento e o comportamento de fadiga do material poderia ser expressa pela relação apresentada na Eq. (17).

$$\sigma_a = S_{ar} \cdot \left(1 - \frac{\sigma_m}{S_{rt}}\right) \quad (17)$$

onde  $S_{ar}$  é o limite de resistência a fadiga sob condições de carregamento reverso. Esta equação é erroneamente conhecida como a *equação Goodman*.

Em 1923, Wilson e Haigh (1923) propuseram a modificação do diagrama  $\sigma_a$  versus  $\sigma_m$ , onde seria incluída a linha que define a condição de escoamento do material, ou seja, inclui a linha descrita pela Eq. (18) como um limite de segurança adicional do *diagrama de Goodman*.

$$\sigma_a + \sigma_m = S_y \quad (18)$$

O diagrama, após a alteração, ficou conhecido como *diagrama de Goodman modificado*. De modo a simplificar a estrutura do *diagrama de Goodman modificado*, Soderberg propôs a alteração da equação de Goodman, substituindo o termo associado ao limite de resistência à tração do material,  $S_{rt}$ , pelo limite de escoamento do material,  $S_y$  (Silva, 2009). Como consequência, a Eq. (17), assumirá a seguinte forma:

$$\sigma_a = S_{ar} \cdot \left(1 - \frac{\sigma_m}{S_y}\right) \quad (19)$$

Na Figura (1.5) é ilustrada a forma geral das relações de Goodman e de Gerber quando as mesmas são visualizadas utilizando-se o diagrama de Haigh. Na Figura (1.6) é apresentada de forma esquemática a relação de Goodman modificada quando a mesma é traçada no diagrama de Haigh.

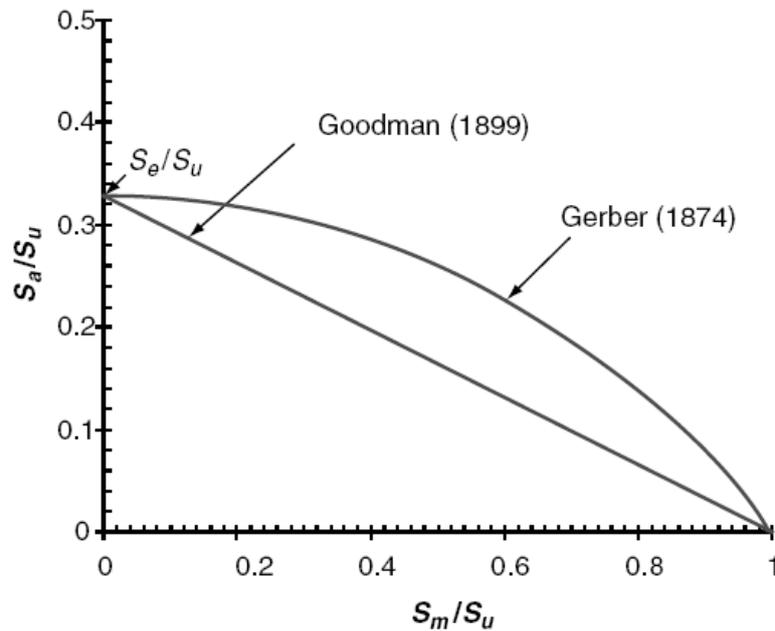


Figura 1.5 - Representação Esquemática das Relações de Goodman e Gerber quando as mesmas são plotadas no diagrama de Haigh. Silva et al (2009)

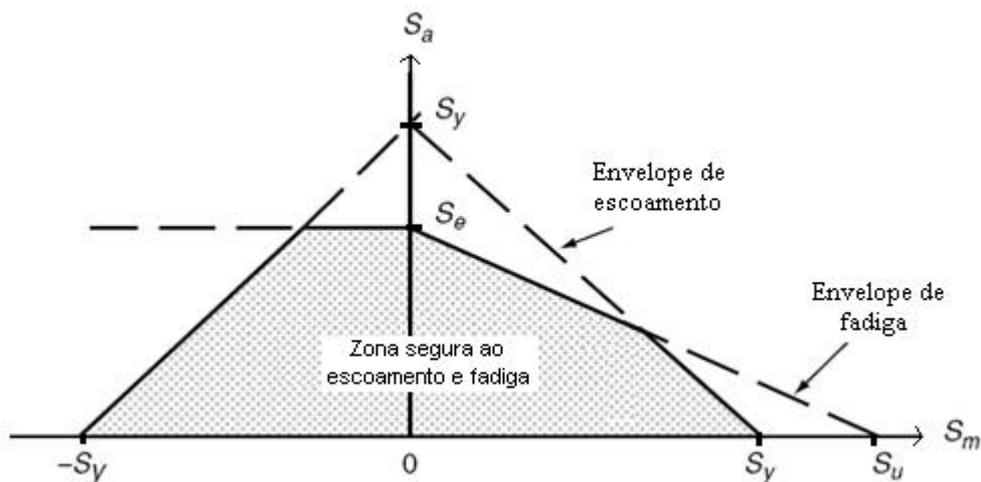


Figura 1.6 - Representação Esquemática das Relações de Goodman modificada quando plotada no diagrama de Haigh.

Passaram-se aproximadamente 30 anos sem que houvesse novas proposições sobre os efeitos da tensão média na resistência à fadiga de um material. Somente na década de 60 alguns trabalhos foram realizados para propor alterações e melhorias nos modelos anteriormente estabelecidos.

Com um melhor controle dos ensaios de fadiga, verificou-se que as propriedades de fadigas monotônicas não eram apropriadas para descrever a fadiga sob algumas condições específicas de carregamento. Em 1968 Morrow (1968) sugeriu que  $\sigma_{max}$  não poderia exceder a resistência à fadiga do

material,  $S'_f$ , em uma reversão. Representado em um diagrama de vida constante, o modelo proposto por Morrow assume a forma da Eq. (20).

$$\sigma_a = S_{ar} \cdot \left(1 - \frac{\sigma_m}{S'_f}\right) \quad (20)$$

e a equação que correlaciona o par  $(\sigma_a, \sigma_m)$  à vida será expressa pela Eq. (21).

$$\sigma_{r,a} = (S'_f - \sigma_m) \cdot (2N)^b \quad (21)$$

A diferença entre as relações de Goodman e de Morrow pode ser observada a partir do diagrama apresentado na Fig. (1.7). Nesse diagrama, o valor negativo do declive da linha é denominado como o fator sensibilidade a tensão média,  $M$ . Caso o fator de  $M$  for conhecido, a equação para a correção da tensão média será expressa pela Eq. (22).

$$S_{ar} = \sigma_a + M \cdot \sigma_m \quad (22)$$

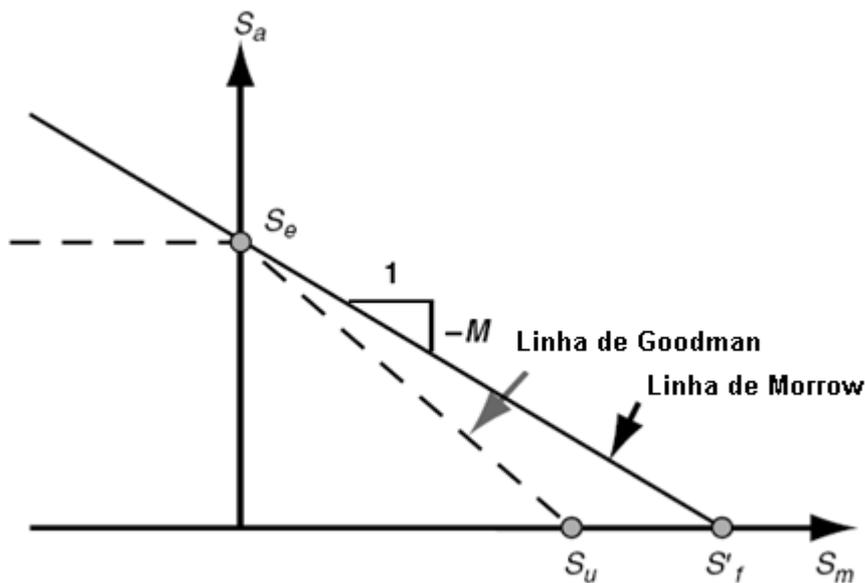


Figura 1.7– Representação Esquemática das Relações de Goodman e de Morrow

Para níveis de tensão média relativamente elevada, foi introduzido um modelo empírico baseado no conceito do fator de sensibilidade da tensão média. Radaj e Sonsino (1998) verificaram que o fator  $M$  pode variar em função dos níveis de tensão média. Por exemplo, para razões de carregamento variando entre -1 e 0,  $M$  pode ser estimada por meio da Eq. (23).

$$M = \frac{S'_f|_{R=-1} - S'_f|_{R=0}}{S'_f|_{R=0}} \quad (23)$$

Para níveis de tensão média baixas e compressivas ( $-\infty < R < -1$ ), o fator de sensibilidade, denotado por  $M_2$ , poderá variar entre 0 a  $M$ . Já para níveis de tensão média elevados ( $0 \leq R \leq 1$  ou  $\sigma_m > \sigma_a$ ), o fator de sensibilidade, denotado por  $M_3$ , será da ordem de 1/3 de  $M$ ). Tal comportamento é ilustrado na Fig. (1.8).

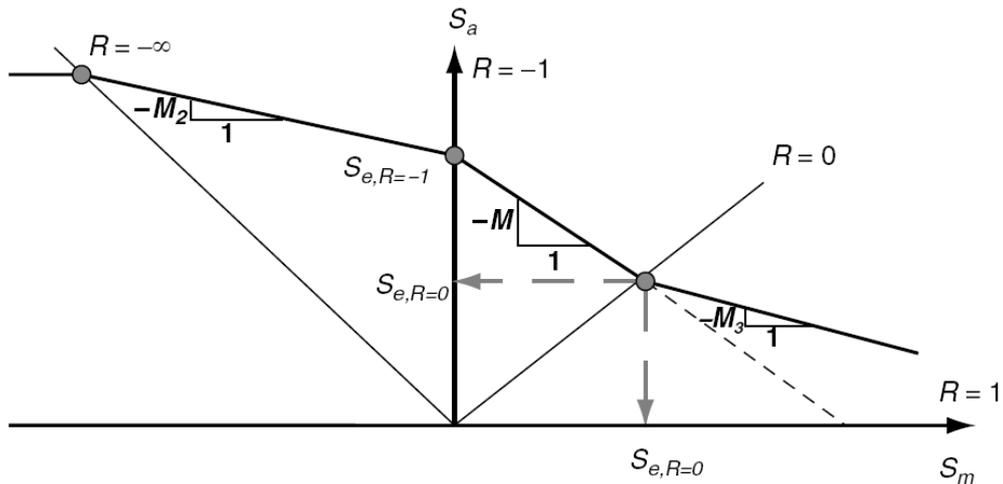


Figura 1.8-Comportamento da Curva de Falha em Função do Fator de Sensibilidade a Tensão Média. Silva et al (2009)

Baseando-se ainda em observações empíricas, verificou-se que carregamentos com amplitudes de tensão relativamente baixas e tensões médias relativamente elevadas induzem o aparecimento da falha antes do previsto pelo uso do fator de sensibilidade a tensão média. Tal comportamento está descrito em Schutz (1968), que pode verificar com base em resultados experimentais que fator  $M$  aumenta com o aumento da tensão de resistência do material, conforme ilustrado na Fig. (1.9).

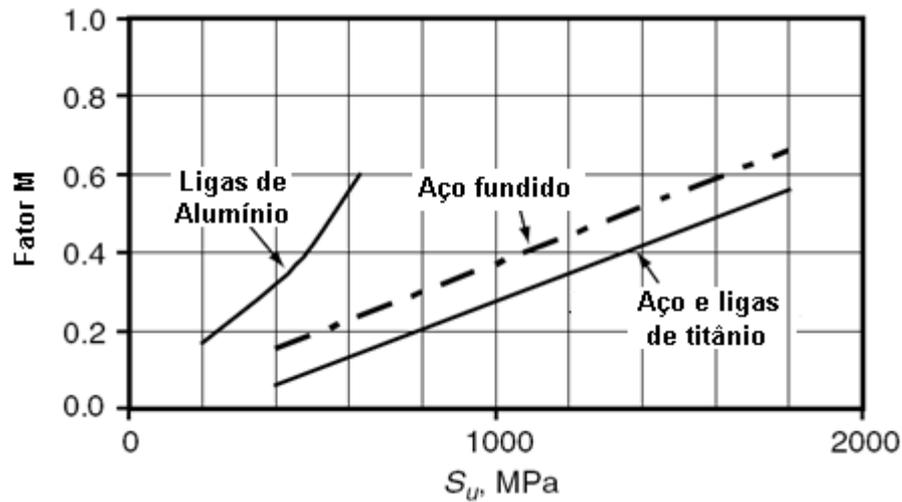


Figura 1.9- Efeito da Resistência a Tração,  $S_u$ , sobre o Fator de Sensibilidade a Tensão Média,  $M$ .

A fim de contornar o problema da previsão de falha sob condições de carregamentos com amplitudes de tensão relativamente baixas e tensões médias relativamente elevadas é indicado o uso da relação proposta por Smith, Watson, e Topper (SWT) (Smith et al, 1970). Nessa relação, a tensão equivalente ao limite de resistência à fadiga para a condição  $R = -1$ ,  $S_{ar}$ , pode ser expressa das seguintes formas:

$$S_{ar} = \sqrt{\sigma_{max} \cdot \sigma_a} \quad (24a)$$

$$S_{ar} = \sigma_{max} \sqrt{\frac{1-R}{2}} \quad (24b)$$

$$S_{ar} = \sigma_a \sqrt{\frac{2}{1-R}} \quad (24c)$$

Ainda em 1970, Walker (1970) apresentou um critério semelhante ao SWT, mas utilizando um fator  $\gamma$  que possibilita um ajuste da curva em relação aos dados experimentais, apresentado na Eq. (2.9) (Silva et al, 2009).

$$S_{ar} = \sigma_{max}^{1-\gamma} \cdot \sigma_a^\gamma \quad (25a)$$

$$S_{ar} = \sigma_{max} \cdot \left(\frac{1-R}{2}\right)^\gamma \quad (25b)$$

$$S_{ar} = \sigma_a \cdot \left(\frac{2}{1-R}\right)^{1-\gamma} \quad (25c)$$

Para tensões médias relativamente pequenas, as abordagens propostas por Smith, Watson e Topper (SWT) e de Morrow podem ser consideradas melhores do que a relação de Goodman. Em geral, o modelo SWT adere de forma muito satisfatória a dados experimentais de fadiga para a maioria dos metais estruturais e parece funcionar muito bem para ligas de alumínio. Na Fig. (1.10) é apresentado o comportamento da equação de Walker para diversos valores de  $\gamma$ .

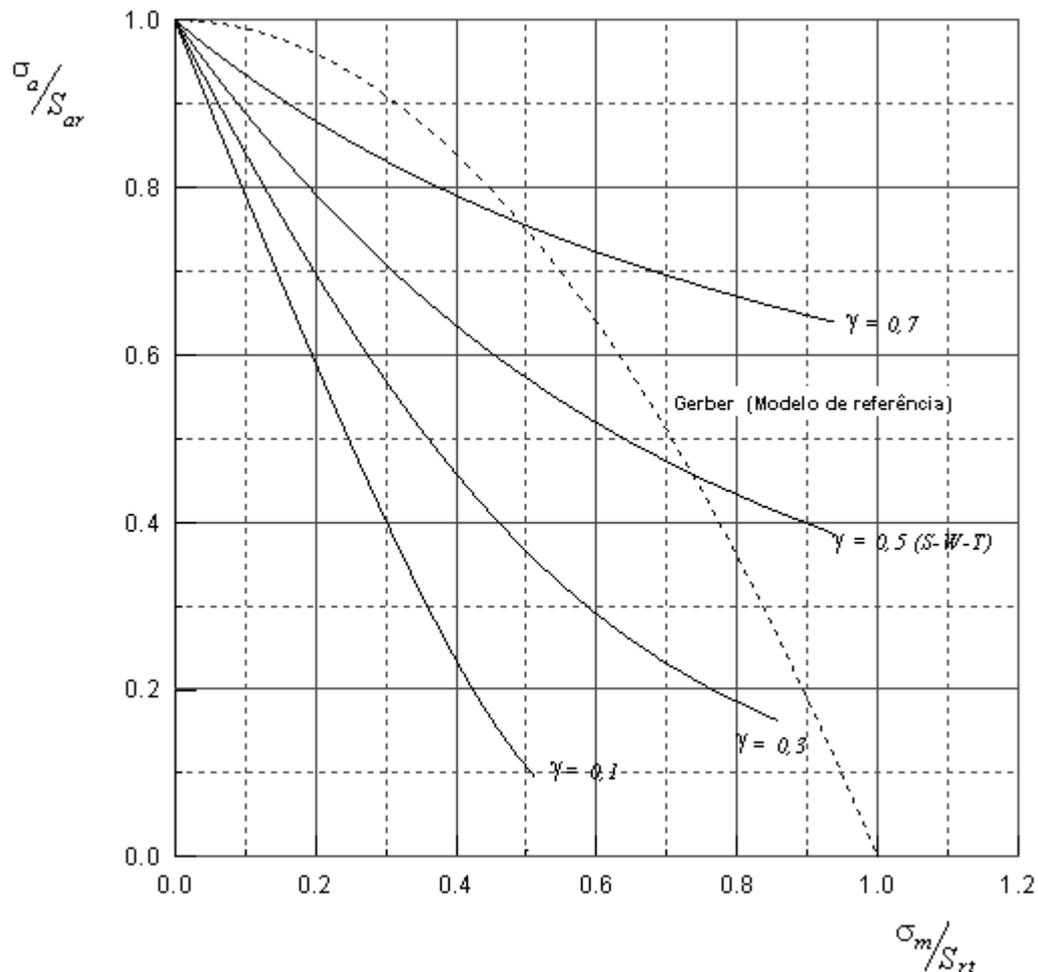


Figura 1.10- Comportamento típico da Eq. de Walker para diversos valores de  $\gamma$ .

Também com base em considerações empíricas, Berkovits e Fang (Berkovits, 1993) e Kwofie (2001) propuseram relações matemáticas para descrever o efeito da tensão média sobre a resistência a fadiga. O modelo proposto consiste na substituição da constante da equação de Basquin por uma função que dependerá da tensão média,  $\sigma_m$ , do limite de resistência à fadiga para a condição de carregamento reverso,  $S_{ar}$ , e de uma propriedade de resistência obtida por meio de um ensaio de tração,  $S_{rt}$  ou  $S_y$ . Assim, segundo esse modelo, a relação tensão vida será representada pela Eq. (26).

$$S_a = S'_{f_{R=-1}} \cdot e^{\left(-\alpha \frac{\sigma_m}{S_{rt}}\right)} \cdot (N)^{b_{R=-1}} \quad (26)$$

onde  $S'_{f_{R=-1}}$  é o coeficiente de resistência a fadiga  $\alpha$  é um parâmetro que representa a sensibilidade do material a presença da tensão média. Segundo Kwofie, o valor desse parâmetro é da ordem de um. Caso o material apresente insensibilidade à presença da tensão média, o parâmetro tenderá para zero, enquanto que se o material apresenta uma forte sensibilidade à presença da tensão média, o parâmetro tende ser maior que um.

Escrevendo as Equações (15) e (26) para uma determinada vida  $N_L$  e resolvendo o sistema resultante é possível mostrar sem muita dificuldade que a relação entre os parâmetros que controlam o efeito da tensão média serão relacionados pela Eq. (27).

$$\sigma_a = S_{ar} \cdot e^{\left(-\alpha \frac{\sigma_m}{S_{rt}}\right)} \quad (27)$$

Na Fig. 11 é apresentado o comportamento da equação de Kwofie para diversos valores de  $\alpha$ .

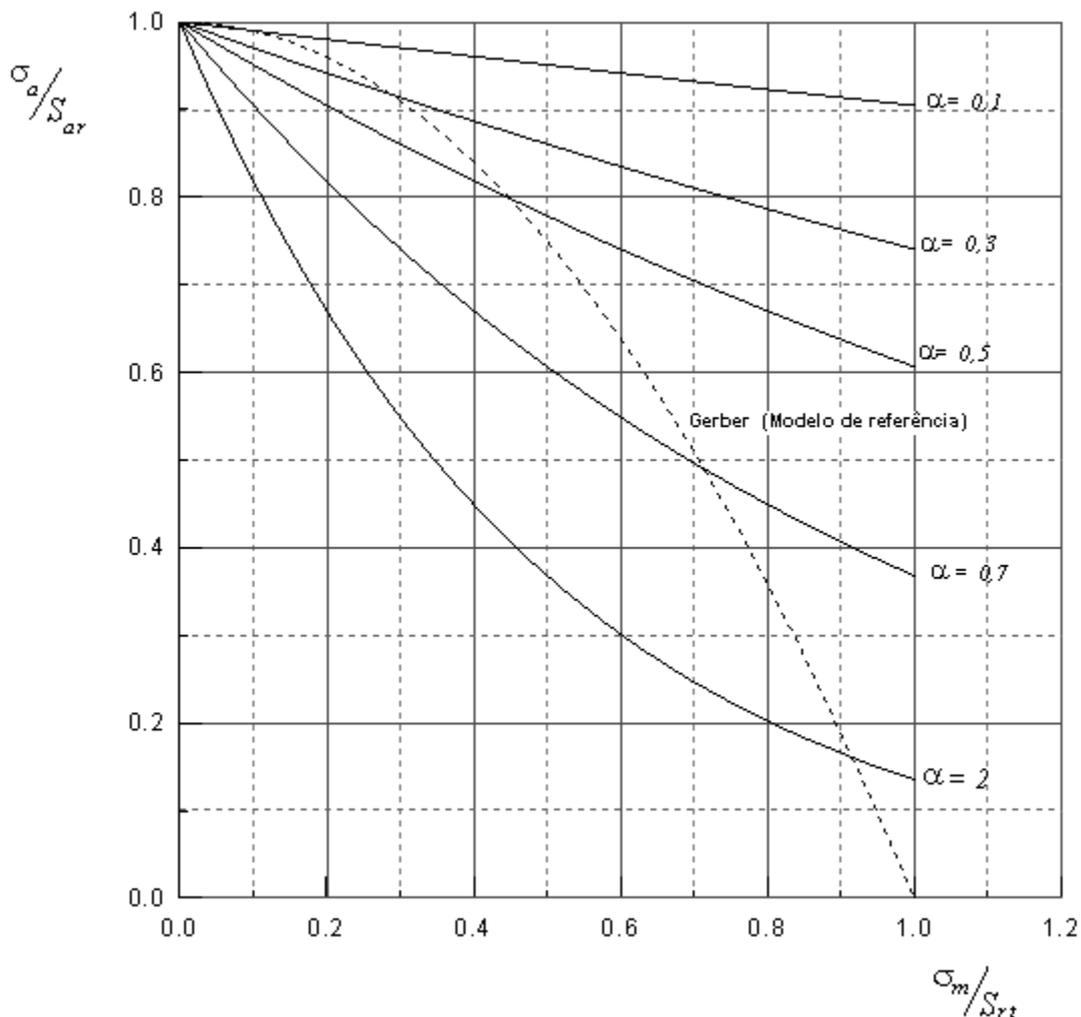


Figura 1.11– Comportamento típico da Eq. de Kwofie para diversos valores de  $\alpha$ .

Expressa em termos de série de potências, a Eq. (27) poderá ser representada pela Eq. (27b).

$$\sigma_a = S_{ar} \cdot e^{\left(-\alpha \frac{\sigma_m}{S_{rt}}\right)} \cong \sum_{i=1}^N \frac{1}{i!} \cdot \left(-\alpha \frac{\sigma_m}{S_{rt}}\right)^i \quad (27b)$$

Admitindo que o argumento da função exponencial tenda para zero,  $\alpha \frac{\sigma_m}{S_{rt}} \rightarrow 0$ , tem-se como conseqüência que os termos de ordem superior da Eq. (27b) convergirão rapidamente para zero. Assim, nessa condição específica, a Eq. (27) assumirá a seguinte forma:

$$\sigma_a \cong S_{ar} \cdot \left(1 - \alpha \frac{\sigma_m}{S_{rt}}\right) \quad (27c)$$

Dessa última expressão, pode-se verificar com facilidade que dependendo do valor de  $\alpha$ , o modelo generalizado descreverá alguns modelos clássicos apresentados na Tab. (1.2).

Tabela 1.2– Soluções Particulares do Modelo Generalizado de Kwofie (Silva et al, 2009).

Hipóteses	Equação Resultante	Modelo
$\alpha = 1$	$\frac{\sigma_a}{S_{ar}} + \frac{\sigma_m}{S_{rt}} = 1$	Goodman, Eq. (17)
$\alpha = 1$ $S_y$ controla o efeito da tensão média	$\frac{\sigma_a}{S_{ar}} + \frac{\sigma_m}{S_y} = 1$	Soderberg, Eq. (19)
$\alpha = f\left(\frac{\sigma_m}{S_{rt}}\right) = \frac{\sigma_m}{S_{rt}}$	$\frac{\sigma_a}{S_{ar}} + \left(\frac{\sigma_m}{S_y}\right)^2 = 1$	Gerber, Eq. (16)
$\alpha = f\left(\frac{\sigma_m}{S'_f}\right) = \frac{\sigma_m}{S'_f}$	$\frac{\sigma_a}{S_{ar}} + \left(\frac{\sigma_m}{S'_f}\right)^2 = 1$	Morrow, Eq. (20)
$\alpha = f(R, S_{rt}, \sigma_m) = -\frac{S_{rt}}{2 \cdot \sigma_m} \cdot \text{Ln}\left(\frac{1-R}{2}\right)$	$\sigma_a = S_{ar} \cdot \left(\frac{1-R}{2}\right)^{\frac{1}{2}}$	Smith-Watson-Topper, Eq. (24)
$\alpha = f(R, S_{rt}, \sigma_m) = -\frac{S_{rt}}{\gamma \cdot \sigma_m} \cdot \text{Ln}\left(\frac{1-R}{2}\right)$	$\sigma_a = S_{ar} \cdot \left(\frac{1-R}{2}\right)^\gamma$	Walker, Eq. (25)

#### 1.4. COMPORTAMENTO À FADIGA DO AÇO ASTM A743 CA6NM

A fim de avaliar o efeito da tensão média sobre a resistência a fadiga do aço ASTM A743 CA6NM, Silva et al (2009) realizou uma série de ensaios de fadiga sob condições de carregamento

axial. Os ensaios foram realizados para diferentes razões de carregamento, sendo 36 ensaios para  $R = -1$ , e 60 ensaios distribuídos entre  $R = 0$ ,  $R = 1/3$  e  $R = 2/3$ .

A partir dos resultados obtidos com os espécimes ensaiados, Silva traçou a curva S-N para cada razão de carregamento, determinando o limite de fadiga do aço bem como a dispersão dos dados. A Figura (1.12) apresenta a curva S-N para uma amostra dos dados experimentais obtidos por Silva et al (2009).

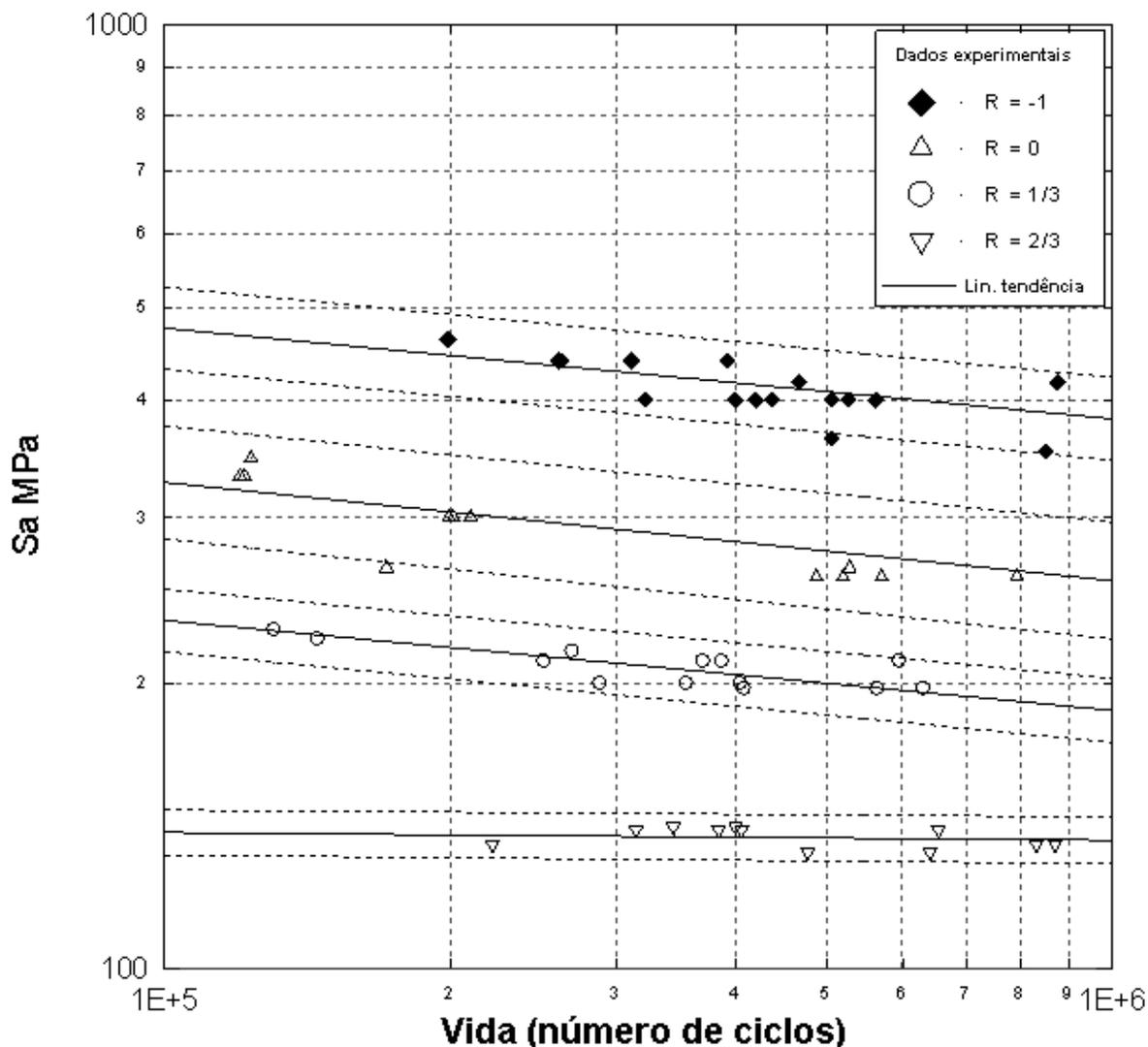


Figura 1.12- Curvas Tensão versus Vida retratando o efeito da tensão média sobre a resistência a fadiga da liga de aço ASTM A743 CA6NM

Com base nas vidas médias, e a partir da equação que melhor descreve os resultados experimentais, Eq. (28), Silva chegou aos parâmetros A e b da curva S-N segundo a Eq. (28). Os parâmetros encontrados por Silva são apresentados na Tab.(1.3). Utilizando o método de projeção paralela, Silva et al (2009) estimou o limite de resistência a fadiga do material sob cada condição de carregamento.

$$S_a = A \cdot N^b \quad (28)$$

Tabela 1.3-Parâmetros que Caracterizam as Curvas de Resistência a Fadiga do ASTM A743 CA6NM

R	Constante de Basquin		Expoente de Basquin		Limite de Resistência a Fadiga ( $S_f$ ) [MPa]	
	(A) [MPa]		(b)			
	Média	Erro Padrão	Média	Erro Padrão	Média	Desvio Padrão
-1	1563,1	86,3	-0,1010	0,0050	387,2	21,4
0	1115,1	120,2	-0,1060	0,0090	257,8	28,0
1/3	729,5	91,0	-0,0990	0,0100	185,8	23,3
2/3	152,3	8,7	-0,0080	0,0040	136,4	6,7

Para avaliar a aderência dos modelos de estimativa do efeito da tensão média, Silva propôs uma estratégia em que o limite de resistência a fadiga equivalente, segundo um modelo específico, seria obtido a partir da extrapolação da equação para a condição de  $\sigma_m=0$ . De forma similar, um segundo limite de resistência a fadiga seria obtido a partir da equação de Basquin.

Aplicando tal estratégia, Silva considerou que um modelo de estimativa do efeito da tensão média poderia descrever o comportamento em fadiga do material quando as duas estimativas de limite de resistência a fadiga fossem estatisticamente semelhantes.

A Figura (1.13) apresenta os dados experimentais de fadiga e as previsões baseadas no modelo de Goodman. A curva de tendência se ajusta à curva representativa da equação de Basquin, porém, se observarmos o diagrama de dispersão, Fig.(1.14), vemos que os resultados estão muito dispersos.

Utilizando a mesma estratégia, Silva observou que a curva gerada a partir dos dados experimentais e as previsões baseadas no modelo de Gerber não se ajustam adequadamente, Fig. (1.15) e Fig. (1.16). O modelo oferece previsões com dispersão elevada, da ordem de 300 MPa.

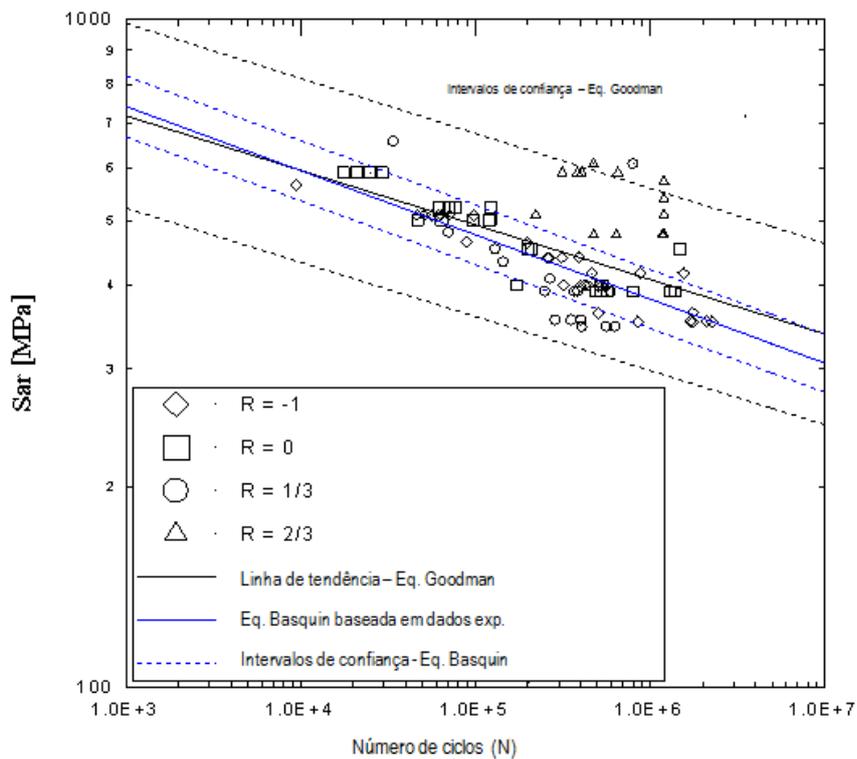


Figura 1.13- Comparação Entre Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Goodman

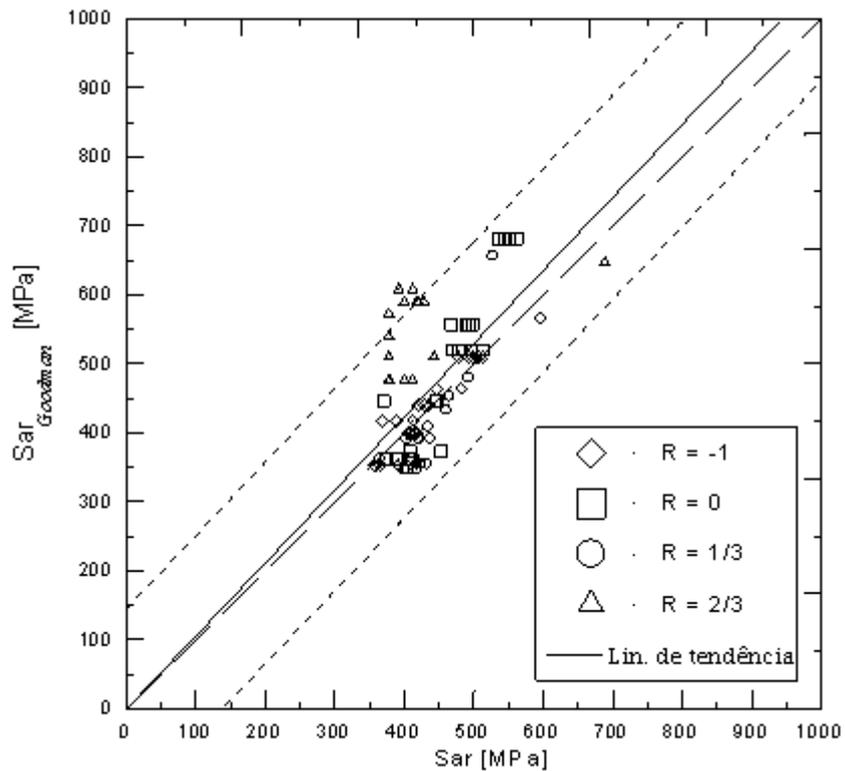


Figura 1.14 - Diagrama de Dispersão Entre os Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Goodman

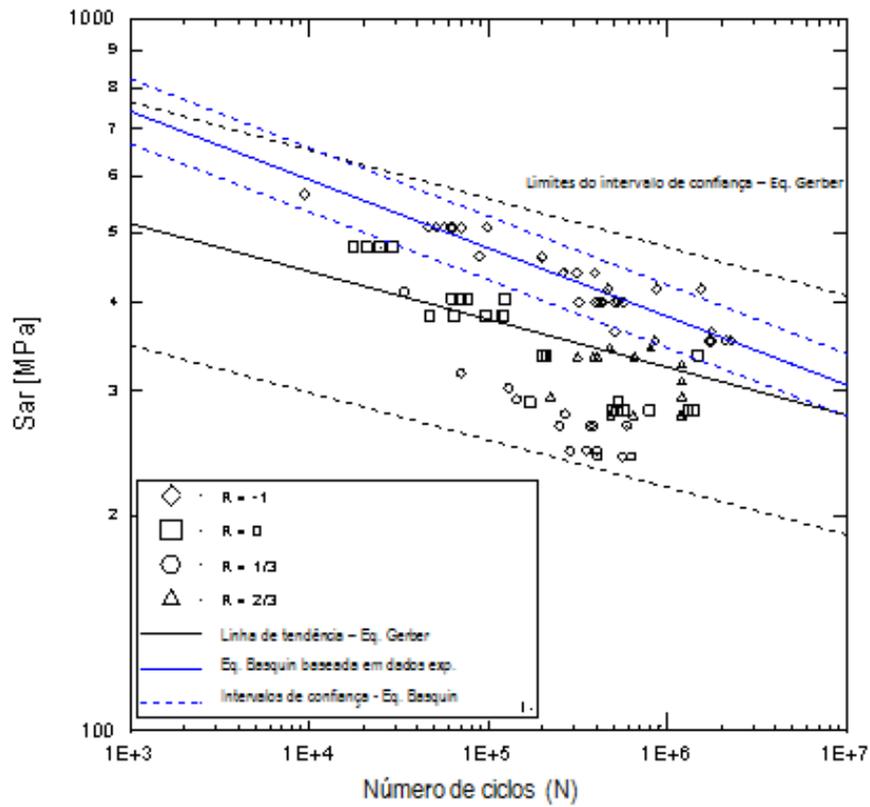


Figura 1.15 - Comparação Entre Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Gerber

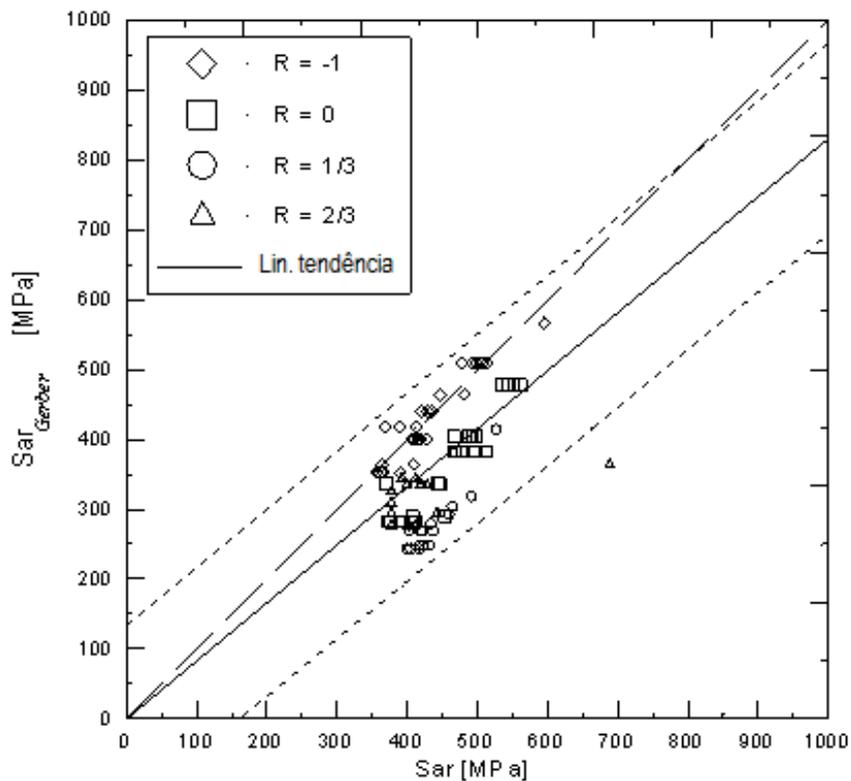


Figura 1.16- Diagrama de Dispersão Entre os Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Gerber

O modelo de Walker, analisado sob a mesma estratégia, apresentou um nível de aderência aos resultados experimentais significativamente elevado, ou seja, além dos resultados obtidos a partir do modelo de Walker se ajustar bem à curva representativa de Basquin, os intervalos de confiança associados aos dois modelos tem a mesma ordem de grandeza. Tal afirmação pode ser observada nas Fig. (1.17) e Fig. (1.18).

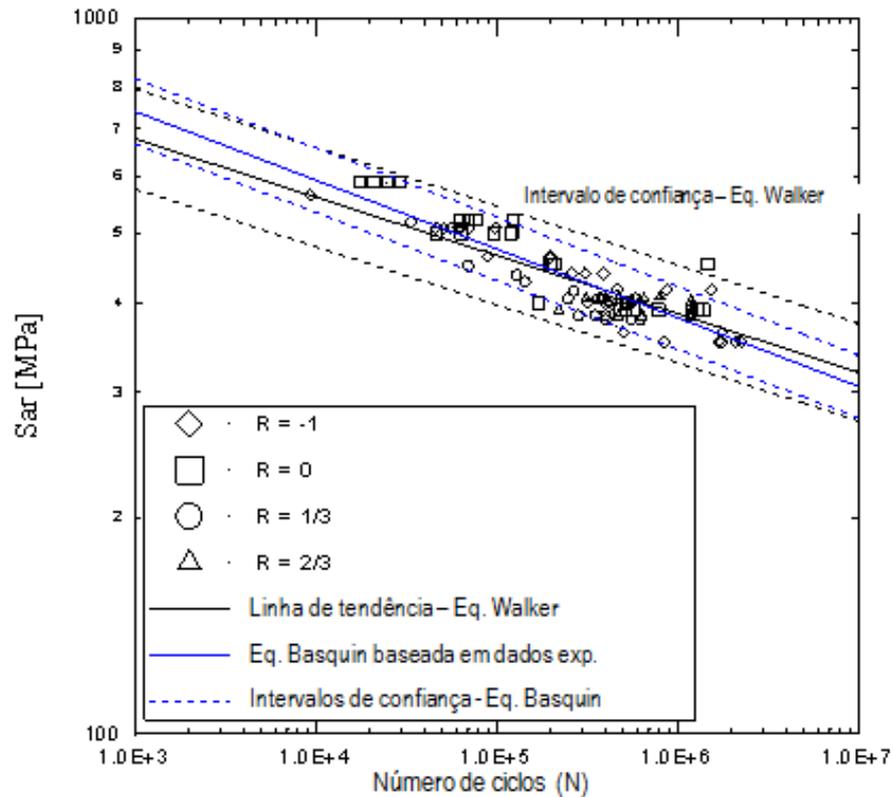


Figura 1.17 – Comparação Entre Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Walker

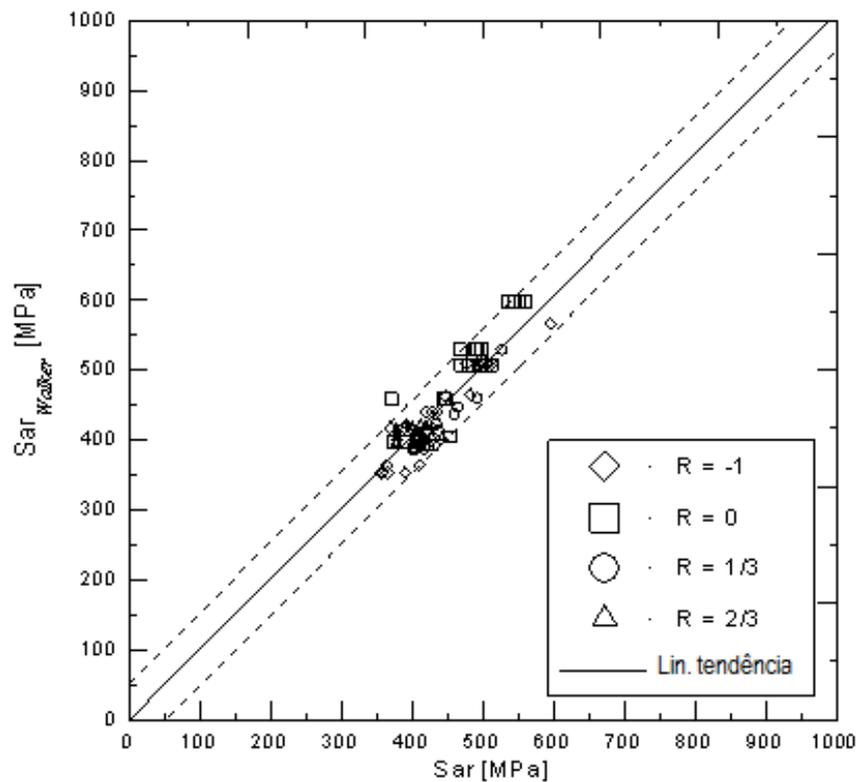


Figura 1.18– Diagrama de Dispersão Entre os Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Walker

Por fim, Silva utilizou a estratégia para analisar o modelo de Kwofie. Os dados experimentais de fadiga e as previsões baseadas neste modelo são apresentados na Fig. (1.19) e Fig. (1.20). Assim como no modelo de Walker, o modelo de Kwofie apresentou também um nível de aderência aos resultados experimentais significativamente elevado. Apesar do bom ajuste entre as curvas, o modelo de Kwofie apresentou um intervalo de confiança duas vezes maior que o apresentado pelo modelo de Walker.

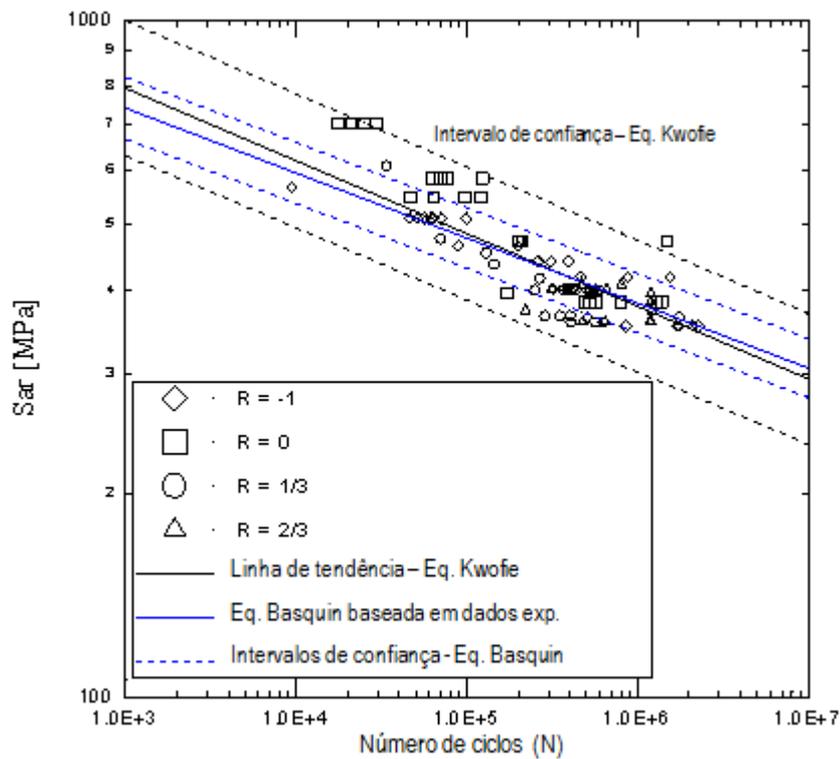


Figura 1.19 - Comparação Entre Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Kwofie

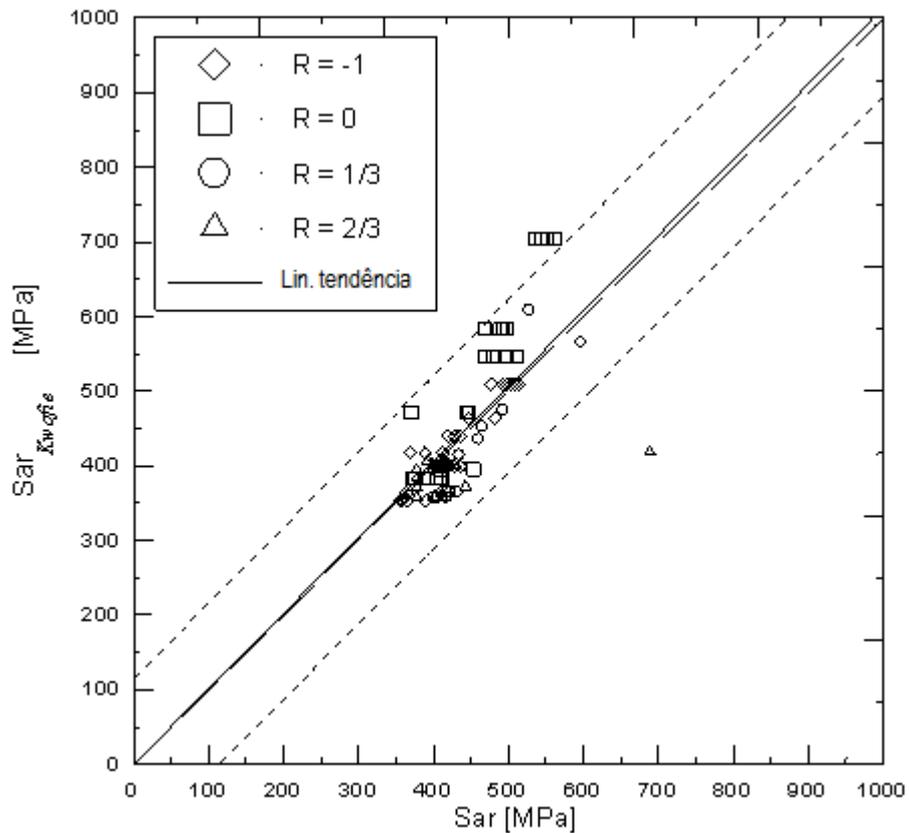


Figura 1.20 - Diagrama de Dispersão Entre os Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Kwofie

A estratégia utilizada por Silva o fez concluir que os modelos de Goodman e Gerber são inadequados para descrever o efeito da tensão média sobre a resistência à fadiga. Os modelos de Kwofie e Walker conseguiram descrever bem o efeito da tensão média, porém, o modelo de Walker prevaleceu por apresentar menor dispersão dos resultados.

## 2. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Tendo em vista os objetivos deste trabalho e os diferentes modelos de capazes de descrever o fenômeno da fadiga, é necessária a definição dos materiais e equipamentos envolvidos no processo.

### 2.1. DESCRIÇÃO DA MÁQUINA DE ENSAIOS

O equipamento que realizará os ensaios mecânicos citados é a máquina de ensaio universal MTS 810. Através dela, podem ser feitos o ensaio de tração, de fadiga com qualquer tipo de carregamento, seja ele alternado, flutuante ou pulsante. Há também a possibilidade de realizar ensaios de fadiga com controle de deslocamento, característica importante para o levantamento da curva  $\epsilon - N$  do material.

Seu funcionamento é governado por um computador central, que liga a bomba principal, a qual provê a ‘força’ desempenhada pelo atuador hidráulico. Além disso, é nele que se programa o ensaio desejado. Existem também comandos que são realizados manualmente por intermédio do reservatório hidráulico, tais como: a elevação da travessa para o encaixe do CP, a abertura e o fechamento das garras e a escolha de sua pressão de agarramento. A célula de carga envia para o computador informações sobre a força que está sendo exercida no corpo de prova. O atuador hidráulico da MTS 810 possui um sensor de deslocamento que envia tais informações ao computador. Há a possibilidade de se acoplar no corpo de prova um strain – gage, que mede seu alongamento durante o teste e enviará sua leitura ao computador para o cálculo da deformação do CP, tal procedimento será realizado na segunda fase deste projeto. A MTS 810 é muito versátil, podendo realizar ensaios com controle de carga, força, deslocamento, amplitude e frequência de ciclagem. A Fig. (2.1), abaixo apresentada, ilustra as principais partes deste equipamento a menos do computador e da bomba hidráulica.

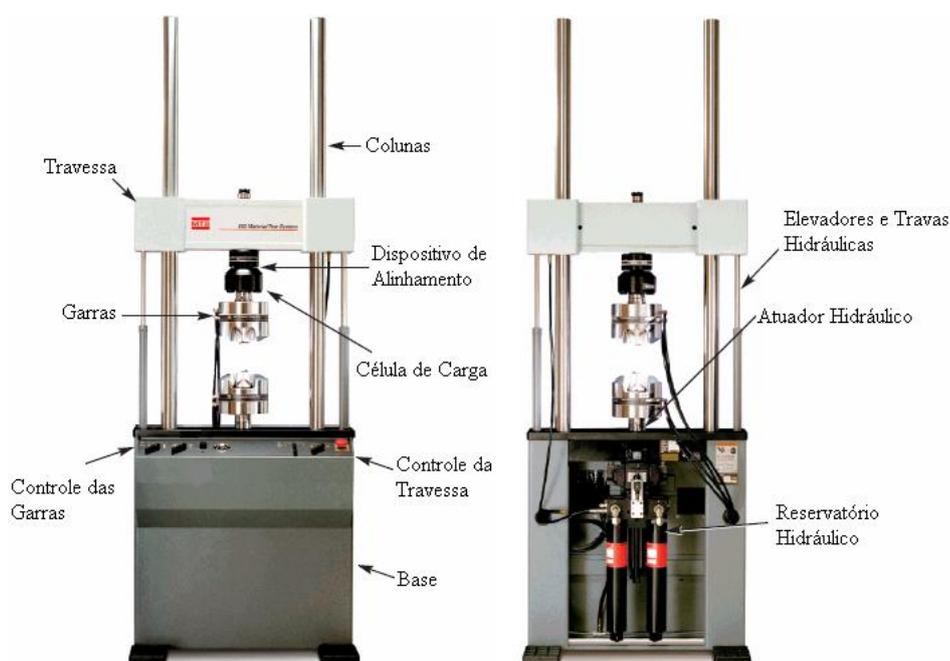


Figura 2.1- Máquina de ensaio universal MTS 810.

## 2.2. DIMENSIONAMENTO DOS CORPOS DE PROVA

Para se realizar os ensaios para avaliar o efeito da presença de tensão média sobre a resistência a fadiga do aço ASTM A743 CA6NM há a necessidade de utilizar corpos de prova (CP) que estejam de acordo com a norma ASTM E606-04 ou com a ASTM E-466. Estas normas definem as principais dimensões, dimensões mínimas e especificam as condições de fabricação e de realização dos testes.

Os corpos de prova usados na análise de fadiga são fabricados segundo a norma ASTM E 606-04, a qual especifica CPs para testes de fadiga de carregamento uniaxial com controle de deformação, sendo estes aplicáveis tanto para o levantamento da curva S – N quanto da  $\epsilon$  - N deste material. A prática estabelecida por essa norma serve de guia para o teste de fadiga em atividades como: pesquisa e desenvolvimento de materiais, projetos mecânicos, controle de processos e qualidades, controle de desempenho e análise de falhas. Os dois tipos básicos de corpos de provas previstos por essa norma são: cilíndrico com seção de teste de perfil reto e cilíndrico com seção de teste inteiramente definida por um raio de concordância (tipo ampulheta). O do corpo de prova tipo ampulheta exige cuidados especiais na sua fabricação, visto que devido a sua geometria pode haver incertezas na análise e na interpretação dos dados. Basicamente a maior recomendação que a norma faz sobre o projeto do CP diz respeito ao diâmetro mínimo da seção de teste. Ela recomenda que ele seja superior a 6,35mm. A partir daí, as outras dimensões devem seguir os limites apresentados na Fig. (2.2).

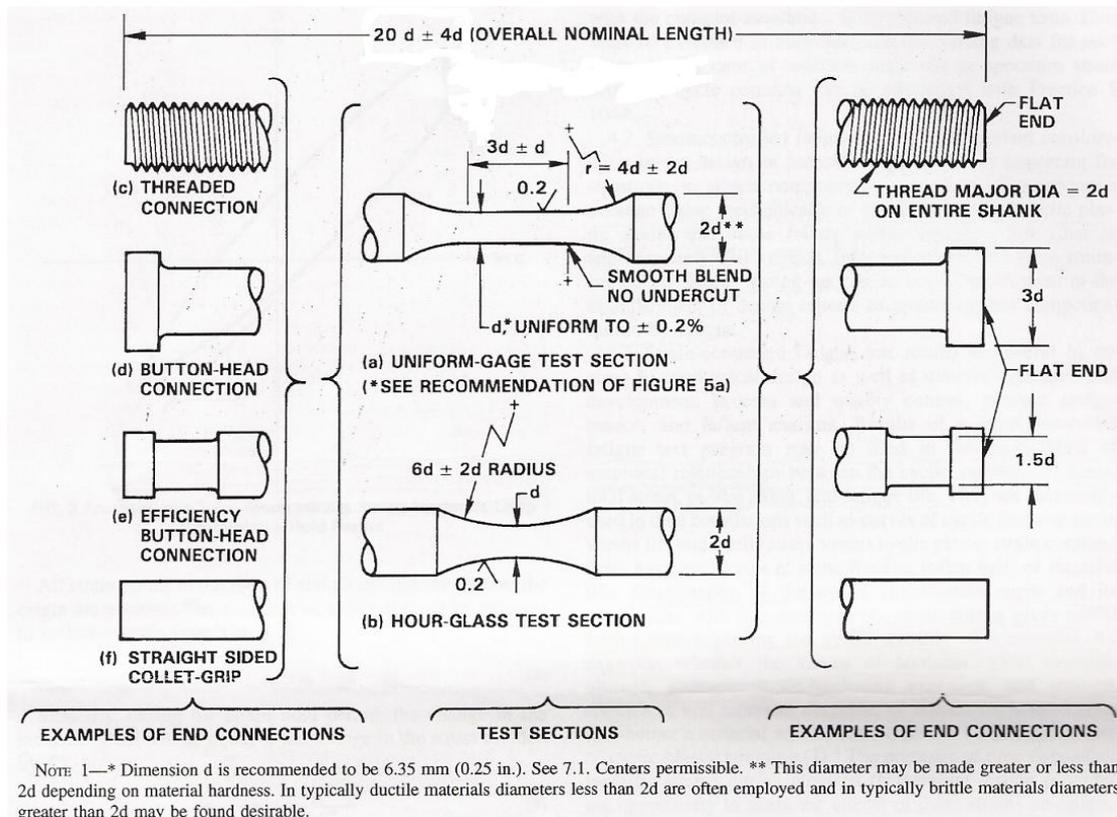


Figura 2.2- Dimensões dos CPs segundo a norma ASTM E 606-04

Com base nas especificações definidas na Fig. 2.2, as dimensões especificadas para o corpo de prova são apresentadas na Tab. (2.1) e na Fig. (2.3) (dimensões em milímetros).

Tabela 2.1- Dimensões do CP cilíndrico.

Parâmetro	Valor	Limite
Comprimento	151,13 mm	$20 \cdot d_t \pm 4 \cdot d_t$
Diâmetro de agarramento ( $D_a$ )	12,0 mm	$D_a = 2 \cdot d_t$
Diâmetro da seção de teste ( $d_t$ )	7 mm	$d_t > 6,35$ mm
Comprimento da seção de teste	28 mm	$3 \cdot d_t \pm d_t$
Raio de concordância	28 mm	$4 \cdot d_t \pm 2 \cdot d_t$

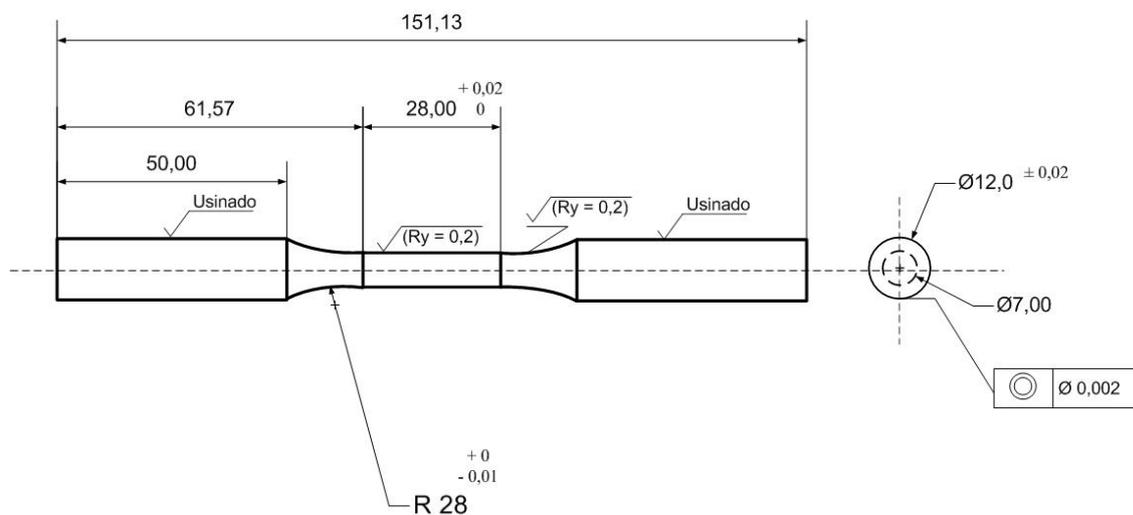


Figura 2.3- Representação do CP cilíndrico.

As especificações das dimensões dos corpos de prova (dimensões em milímetros) tipo ampulheta usados nesse trabalho são apresentados na Tab. (2.2) e na Fig. (2.4).

Tabela 2.2- Dimensões do CP tipo ampulheta

Parâmetro	Valor	Limite
Diâmetro da seção de teste ( $d_t$ )	7 mm	$d_t > 6,35$ mm
Comprimento	151,13 mm	N A
Diâmetro de agarramento ( $D_a$ )	12,0 mm	$D_a \geq 2 \cdot d_t$
Comprimento da seção de teste	28 mm	N A
Raio de concordância	28 mm	$6 \cdot d_t \pm 2 \cdot d_t$

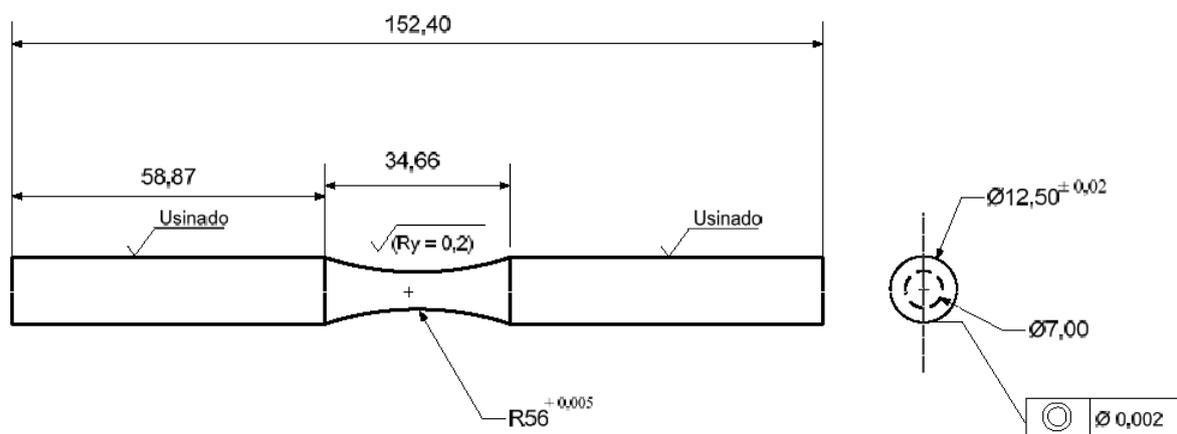


Figura 2.4- Representação do CP tipo ampulheta.

Um corpo de prova com diâmetro  $D$  igual a 10 mm foi selecionado. Na Tab. (2.3) são apresentadas as dimensões básicas dos corpos de prova a serem usados nos ensaios.

Tabela 2.3- Dimensões Nominais dos Corpos de Prova

D [mm]	d [mm]	$A_D$ [mm <sup>2</sup> ]	$A_d$ [mm <sup>2</sup> ]	$A_D/A_d$	R [mm]	L [mm]
10	6	78,54	28,27	2,78	48	24

### 2.3. NÚMERO DE ENSAIOS

Para a quantificação do número de espécimes necessários para a realização dos ensaios, geralmente utiliza-se a metodologia proposta pela Norma ASTM / E 739-91. Esta norma determina o número mínimo de espécimes para quatro tipos de ensaios específicos e se o número de replicações foi ou não adequado aos ensaios efetuados, apresentados nas Tabelas (2.4) e (2.5).

Tabela 2.4- Tamanho necessário de uma amostra. (Norma ASTM / E 73991)

Tipo de Ensaio	Número Mínimo de Espécimes
Preliminares e exploratórios (Pesquisa e ensaios para desenvolvimento)	6 a 12
Testes de pesquisas e desenvolvimento de componentes e espécimes	6 a 12
Dados admissíveis para projeto	12 a 24
Dados de confiabilidade	12 a 24

Tabela 2.5- Replicações necessárias. (Norma ASTM / E 73991)

Tipo de Ensaio	Percentual Mínimo de Replicações
Preliminares e exploratórios (Pesquisa e ensaios para desenvolvimento)	17 a 33 %
Testes de pesquisas e desenvolvimento de componentes e espécimes	33 a 50 %
Dados admissíveis para projeto	50 a 75 %
Dados de confiabilidade	75 a 88 %

## 2.4. METODOLOGIA

Conforme recomendado pelas normas ASTM / E 468-90 e ASTM E - 739/91, o número mínimo necessário de espécimes para se montar uma curva padrão S-N depende do tipo de programa de ensaio desenvolvido. O programa aqui desenvolvido tem por objetivo o levantamento de dados admissíveis para projeto. Para esse tipo de programa exige-se o uso mínimo de 12 corpos de prova com um percentual de replicação dos testes entre 50 e 75 %.

Primeiramente será traçada a curva S-N com razão de carregamento  $R = -2/3$  (aproximadamente - 0,67). Para que se possa construir a curva, serão utilizados três níveis de tensão. Os níveis de tensão são apresentados na Tab. (2.6).

Tabela 2.6 - Níveis de tensão para os ensaios de fadiga com razão de carregamento  $R = -2/3$ .

R	1° Nível		2° Nível		3° Nível	
	$\sigma_m$	$\sigma_a$	$\sigma_m$	$\sigma_a$	$\sigma_m$	$\sigma_a$
-2/3	88,34 MPa	441,70 MPa	73,98 MPa	369,90 MPa	68,03 MPa	340,14 MPa

A partir dos ensaios realizados nestes níveis de tensão, será traçada a curva S-N. Tendo em vista a Eq. (28), serão determinados os parâmetros A e b, bem como os limites do intervalo de confiança. Os limites de confiança serão obtidos com auxílio do software SPSS V.16. Com os parâmetros e os limites em mãos, será utilizado o método da projeção paralela para determinar o limite de resistência à fadiga do material sob razão de carregamento  $R = -2/3$  e o respectivo erro padrão.

Após levantar a curva S-N, será iniciado o processo de comparação dos modelos capazes de descrever o efeito da tensão média. Este processo será semelhante ao processo de comparação feito por Silva et al (2009). A estratégia utilizada para a avaliação da aderência dos modelos consistirá no uso dos três parâmetros que caracterizam um ensaio de fadiga:

- Tensão média,  $\sigma_m$
- Tensão alternada,  $\sigma_a$
- Vida resultante,  $N$ .

Aplicando os dados que caracterizam a tensão média e alternada em um modelo de estimativa do efeito da tensão média permitirá avaliar, por extrapolação da equação para a condição  $\sigma_m = 0$ , o limite de resistência a fadiga equivalente segundo o modelo específico, denominado aqui de  $S_{ar}|_{model}$ . De forma semelhante, a aplicação do valor da vida resultante,  $N$ , na equação de Basquin permitirá estimar um novo valor para o limite de resistência a fadiga equivalente, denominado aqui de  $S_{ar}|_{Basquin}$ . A Figura (2.5) ilustra tal procedimento. Assim, se o modelo de previsão for aderente aos resultados experimentais os valores de  $S_{ar}|_{model}$  e  $S_{ar}|_{Basquin}$  devem ser estatisticamente semelhantes.

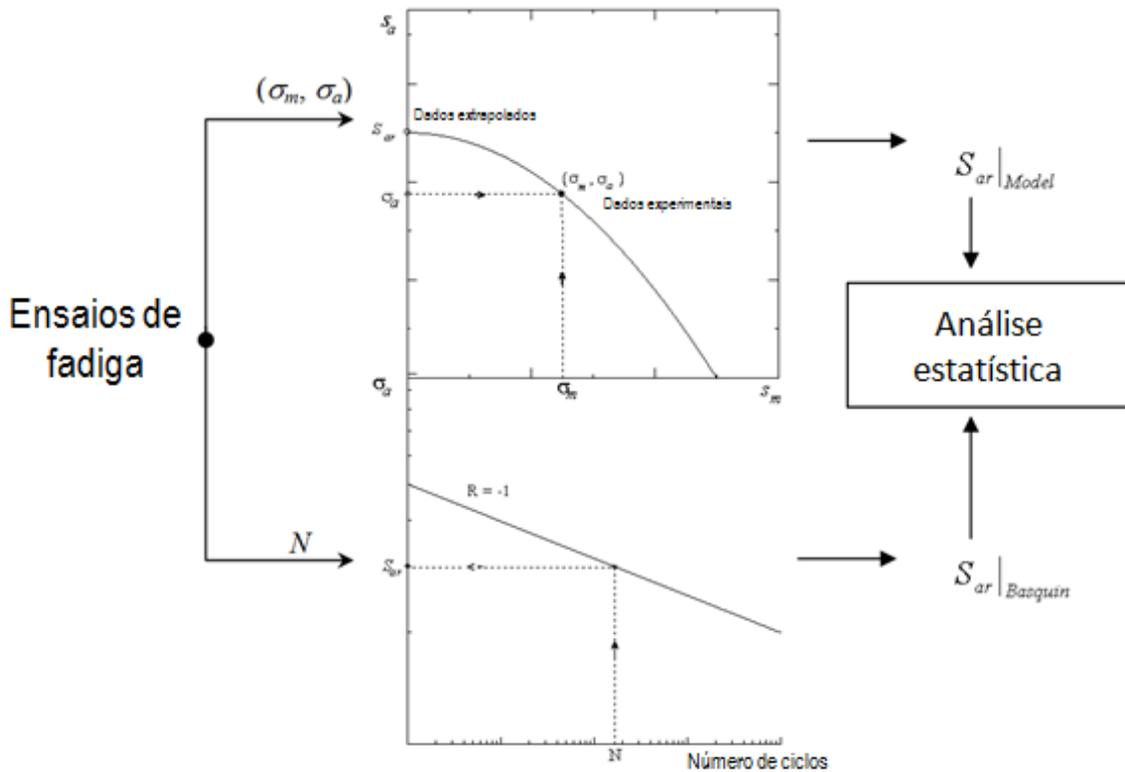


Figura 2.5 - Representação Esquemática da Estratégia de Avaliação da Aderência dos Modelos de Estimativa do Efeito da Tensão Média sobre a Resistência a Fadiga do Aço ASTM A743 CA6NM

A comparação será feita para os seguintes modelos: Goodman, Gerber, Walker e Kwofie. Para obter o limite de resistência a fadiga segundo cada modelo, as expressões apresentadas na Tab.(2.7) serão utilizadas.

Tabela 2.7- Expressões usadas para a Estimativa da Tensão Alternada Equivalente

Modelo de Estimativa da Tensão Alternada Equivalente	Equação
Goodman	$S_{ar} = \frac{\sigma_a}{1 - \left(\frac{\sigma_m}{S_{rt}}\right)}$ <span style="float: right;">(29)</span>
Gerber	$S_{ar} = \frac{\sigma_a}{1 - \left(\frac{\sigma_m}{S_{rt}}\right)^2}$ <span style="float: right;">(30)</span>
Walker	$S_{ar} = \sigma_a \cdot \left(\frac{2}{1-R}\right)^{1-\gamma}$ <span style="float: right;">(31)</span>
Kwofie	$S_{ar} = \sigma_a \cdot e^{\left(\alpha \frac{\sigma_m}{S_{rt}}\right)}$ <span style="float: right;">(32)</span>

A estimativa dos expoentes dos modelos de Walker e Kwofie,  $\alpha$  e  $\gamma$  respectivamente, foram feitas por Silva et al (2009) e se encontram na Tab. (2.8). Uma nova estimativa dos mesmos parâmetros será feita a partir do novo conjunto dados.

Tabela 2.8- Parâmetros que Caracterizam os Modelos de Kwofie e de Walker

Parâmetro	Valor Esperado		Limites do Intervalo de Confiança	
	Estimativa	Erro Padrão	Inferior	Superior
$\gamma$	0,407	0,019	0,346	0,468
$\alpha$	1,453	0,084	1,187	1,720

O resultado gerado será somado aos resultados experimentais encontrados por Silva. Com o novo rol de dados disponíveis, será avaliada a conclusão feita por Silva a respeito do modelo que melhor descreve o efeito da tensão média na resistência à fadiga do material.

### 3. RESULTADOS EXPERIMENTAIS

#### 3.1. ENSAIOS COM RAZÃO DE CARREGAMENTO, R, IGUAL A -1/3

Os ensaios foram realizados para duas razões de carregamento distintas. Primeiramente foram realizados ensaios de complementação aos ensaios de razão de carregamento  $R = -1/3$  realizados anteriormente por Silva et al (2009). Estes resultados não foram incluídos na análise, sendo incorporados somente neste projeto. A Tabela (3.1) apresenta os resultados experimentais encontrados para esta razão de carregamento.

Tabela 3.1- Resultados experimentais dos ensaios de fadiga com razão de carregamento  $R = -1/3$

R	$S_a$ (MPa)	$S_m$ (MPa)	Vida (n° ciclos)
- 1/3	262,43	131,21	1252524
- 1/3	262,43	131,21	623903
- 1/3	335,87	167,94	284646
- 1/3	335,87	167,94	258749

Estes quatro ensaios foram acrescidos a outros dezessete ensaios. Com estes dados foi possível construir a curva S-N para condição de carregamento de  $R = -1/3$  (Figura (3.1)).

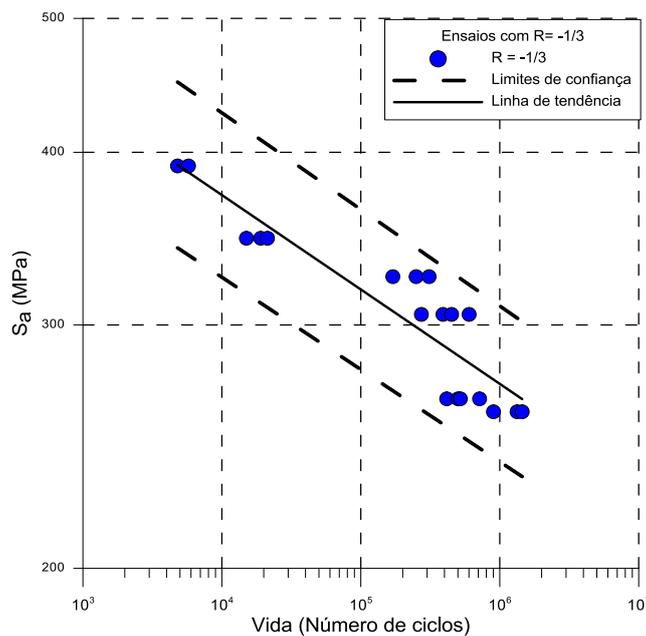


Figura 3.1- Curva S-N para razão de carregamento  $R = -1/3$

Com base resultados experimentais e levando em consideração a Eq.(28) para descrever os resultados experimentais, obtemos os parâmetros A e b da curva S-N. Estes resultados estão dispostos na Tab. (3.2). Em seguida, utilizando o método de projeção paralela (Lin et al, 2001), estimou-se o limite de resistência a fadiga do material (para  $N_f = 10^6$  ciclos) sob esta condição de carregamento, sendo este de 275,1 MPa com desvio padrão de 21,4 MPa. O cálculo foi realizado de acordo com a norma ASTM E739 (ASTM, 2001).

Tabela 3.2 - Parâmetros da curva S-N para razão de carregamento, R, igual a -1/3

Parâmetro	Estimativa	Erro Padrão	Limites de confiança 95%	
			Limite Superior	Limite Inferior
A	684,72	54,42	569,91	799,54
b	-0,066	0,007	-0,081	-0,052

### 3.2. ENSAIOS COM RAZÃO DE CARREGAMENTO, R, IGUAL A -2/3

Foram realizados nove ensaios de fadiga uniaxial com razão de carregamento  $R = -2/3$ . A Tabela (3.3) apresenta os resultados obtidos.

Tabela 3.3 - Resultados dos ensaios de fadiga sob razão de carregamento, R, igual a -2/3.

R	$S_a$ (MPa)	$S_m$ (MPa)	Vida (Número de ciclos)
- 2/3	369,90	73,98	350481
- 2/3	340,14	68,03	1241360
- 2/3	340,14	68,03	1223665
- 2/3	369,90	73,98	649559
- 2/3	441,70	88,34	79539
- 2/3	441,70	88,34	111711
- 2/3	340,14	68,03	632217
- 2/3	369,90	73,98	376656
- 2/3	441,70	88,34	114720

A Figura (3.2) apresenta a curva gerada a partir destes dados experimentais. Com a curva S-N foram obtidos os parâmetros A e b da curva S-N segundo a Eq.(28). Estes resultados são apresentados na Tab.(3.4). Em seguida, utilizando o método de projeção paralela, estimou-se o limite de resistência a fadiga do material sob esta condição de carregamento, sendo este de 340,9 MPa com desvio padrão de 46,3 MPa.

Tabela 3.4 - Parâmetros da curva S-N para razão de carregamento, R, igual a -2/3

Parâmetro	Estimativa	Erro Padrão	Limites de confiança 95%	
			Limite Superior	Limite Inferior
A	1537,01	208,93	1042,95	2031,06
b	-0,109	0,011	-0,135	-0,084

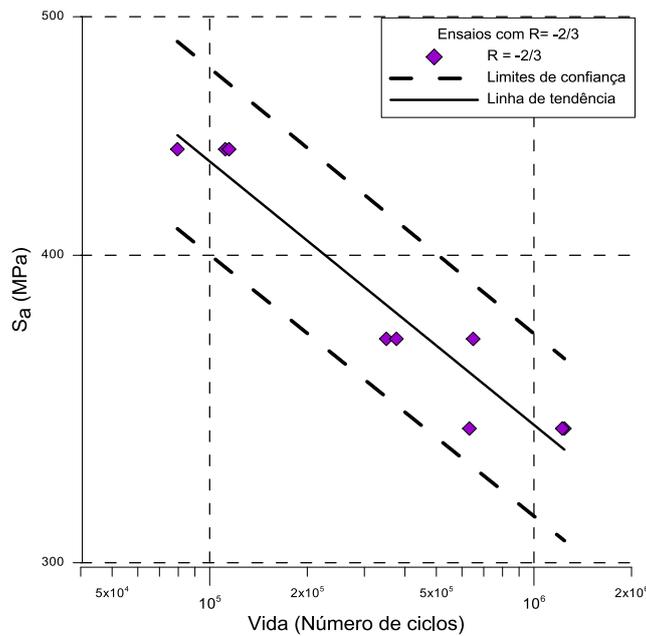


Figura 3.2- Curva S-N para razão de carregamento  $R = -2/3$

### 3.3. CURVAS S-N

Na Fig. (3.3) são apresentados os dados experimentais e as curvas de tendência obtidas a partir dos ensaios de fadiga descritos nos capítulos 3.2 e 3.1 anterior, juntamente com os dados experimentais de Silva et al (2009). É importante salientar que somente as curvas S-N para razões de carregamento de  $R = -1/3$  e  $R = -2/3$  foram feitas neste trabalho, sendo os outros dados provenientes do trabalho de Silva.

A Tabela (3.5) apresenta os parâmetros que caracterizam a resistência à fadiga do aço ASTM A743 CA6NM obtidos dos resultados experimentais.

Tabela 3.5 - Parâmetros de caracterização das curvas S-N do aço ASTM A743 CA6NM

R	Constante de Basquin (A) [MPa]		Expoente de Basquin (b)		Limite de Resistência a Fadiga (S <sub>f</sub> ) [MPa]	
	Média	Erro Padrão	Média	Erro Padrão	Média	Desvio Padrão
	-1	1563,1	86,3	-0,1010	0,0050	387,2
-2/3	1537,0	208,9	-0,1090	0,0110	340,9	46,3
-1/3	684,7	54,4	-0,0660	0,0070	275,1	21,4
0	1115,1	120,2	-0,1060	0,0090	257,8	28,0
1/3	729,5	91,0	-0,0990	0,0100	185,8	23,3
2/3	152,3	8,7	-0,0080	0,0040	136,4	6,7

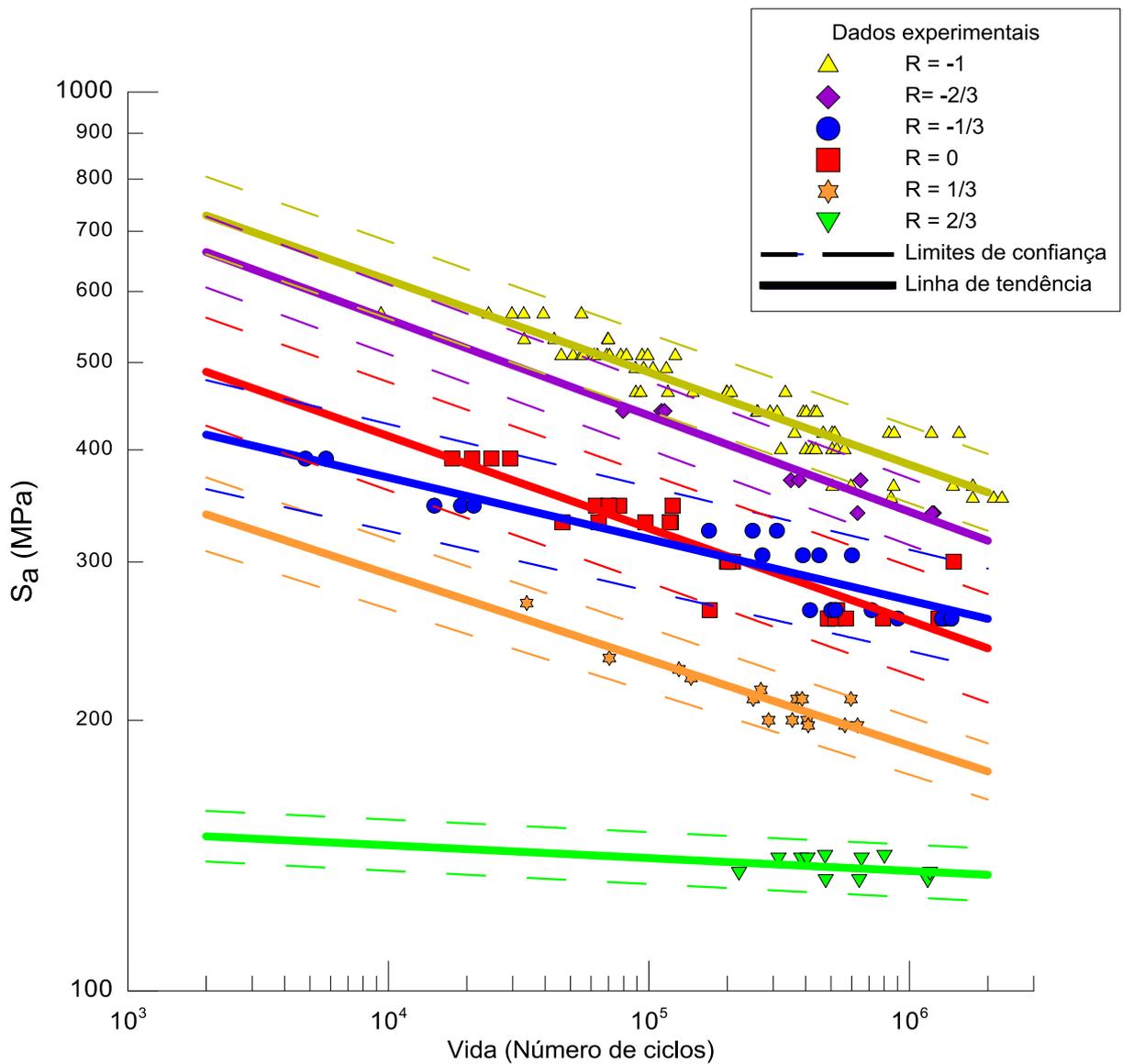


Figura 3.3- – Curvas Tensão versus Vida retratando o efeito da tensão média sobre a resistência a fadiga da liga de aço ASTM A743 CA6NM

### 3.4. AVALIAÇÃO DA ADERÊNCIA DOS MODELOS DE ESTIMATIVA DO EFEITO DA TENSÃO MÉDIA

A avaliação da aderência dos modelos foi feita através da comparação entre os limites de resistência à fadiga  $S_{ar}|_{model}$  e  $S_{ar}|_{Basquin}$ . No trabalho desenvolvido por Silva et al (2009) o processo de avaliação é feito com auxílio de dois gráficos. O primeiro corresponde à curva S-N, onde é feita a comparação entre os dados experimentais com a curva de tendência da equação de Basquin e com as respectivas previsões baseadas nos modelos específicos. O segundo gráfico é um diagrama de dispersão das tensões alternadas equivalentes.

Neste trabalho a comparação é feita com auxílio dos mesmos gráficos do trabalho de Silva, porém é acrescentado um diagrama de dispersão da vida dos espécimes e das previsões de bancada. Em alguns dos gráficos é inserido o termo  $R^2$ , sendo este correspondente ao coeficiente de determinação, ou seja, indica a porcentagem de dados experimentais que são descritos pela linha de tendência.

### 3.4.1. MODELO DE GOODMAN

Na Fig. (3.4) são apresentados os dados experimentais de fadiga e as previsões baseadas no modelo de Goodman. É possível observar que a curva de tendência proveniente do modelo de Goodman se ajusta à curva que representa a equação de Basquin. Apesar deste ajuste, os resultados estão relativamente dispersos, onde a linha de tendência é capaz de representar apenas 54% dos dados, o que indica uma aderência baixa entre os resultados. Se observarmos a Fig.(3.5) podemos ver que muitos dos dados experimentais se encontram fora do intervalo de confiança e um ajuste à correlação perfeita ruim. A Figura (3.6) apresenta um bom ajuste entre as curvas, porém apresenta um intervalo de confiança muito grande.

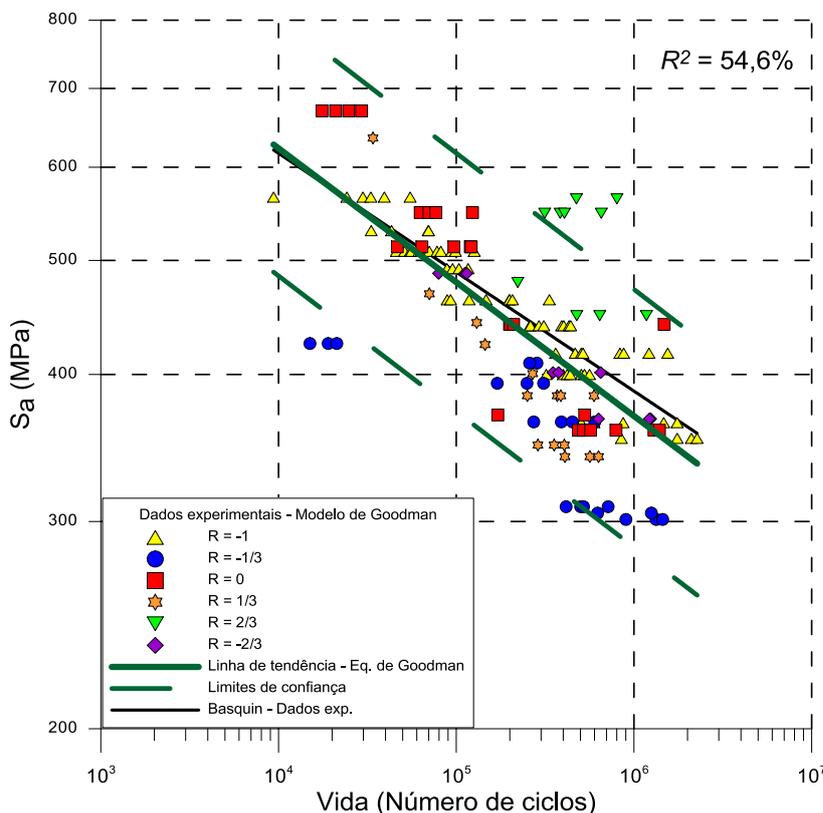


Figura 3.4 - Comparação Entre Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Goodman

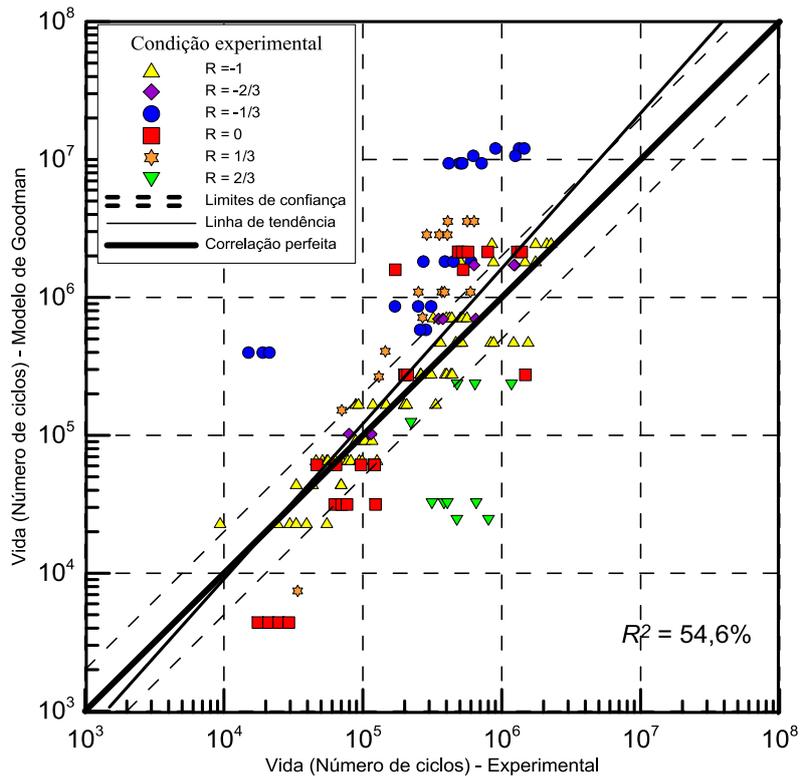


Figura 3.5 - Diagrama de dispersão entre a vida dos dados experimentais sobre o efeito da tensão média e as respectivas previsões de vida baseadas no modelo de Goodman

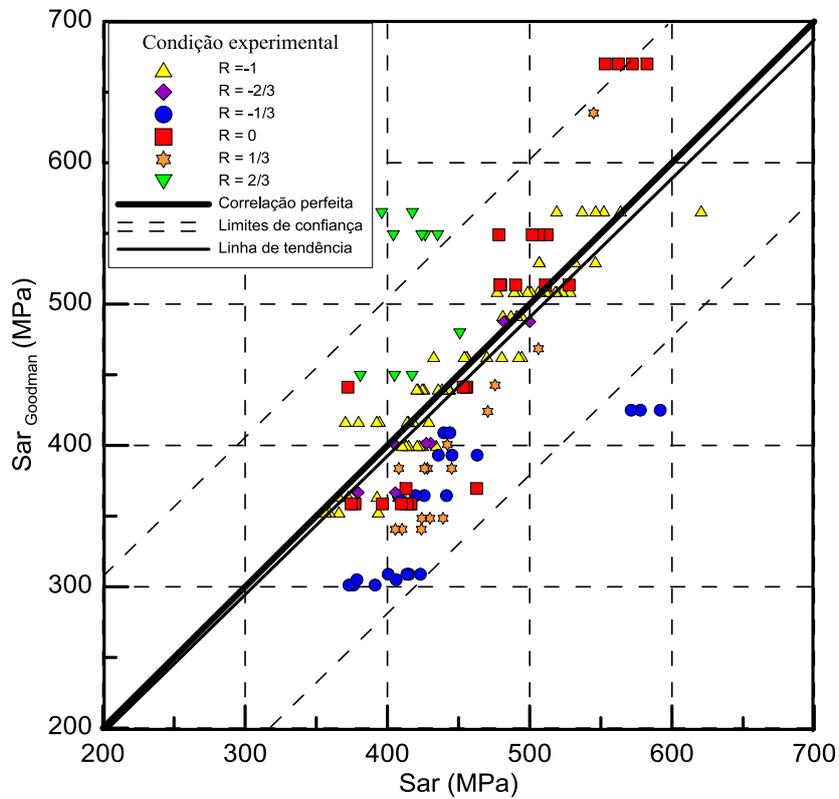


Figura 3.6 - Diagrama de Dispersão Entre os Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Goodman

### 3.4.2. MODELO DE GERBER

Nas Figuras (3.7), (3.8) e (3.9) são apresentados os dados experimentais de fadiga e as previsões baseadas no modelo de Gerber. O modelo não apresentou nenhuma tendência ao ajuste entre a curva proveniente do modelo de Gerber e a curva que representa a equação de Basquin. Na Fig.(3.8), pode-se observar que quase todos os dados experimentais não estão inseridos no intervalo de confiança, mostrando que o modelo não se ajusta à correlação perfeita.

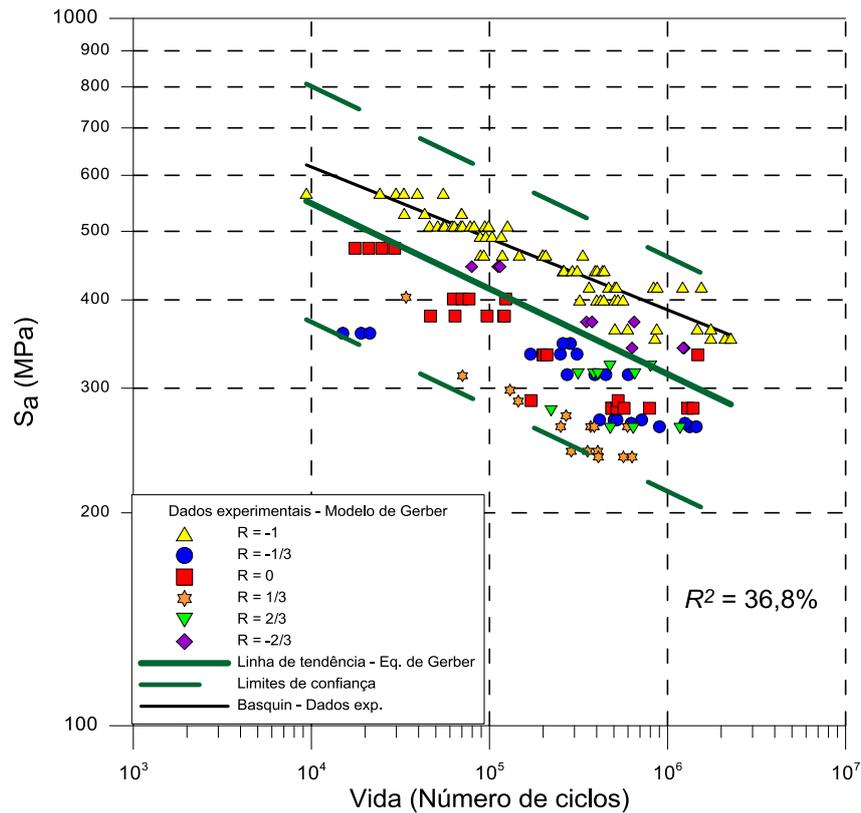


Figura 3.7 - Comparação Entre Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Gerber

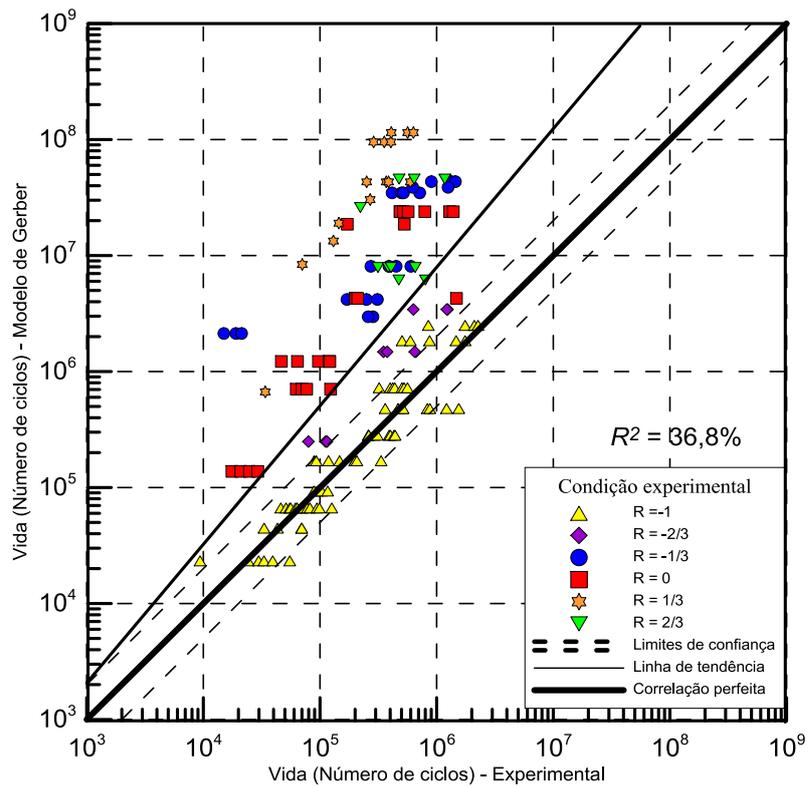


Figura 3.8 - Diagrama de dispersão entre a vida dos dados experimentais sobre o efeito da tensão média e as respectivas previsões de vida baseadas no modelo de Gerber

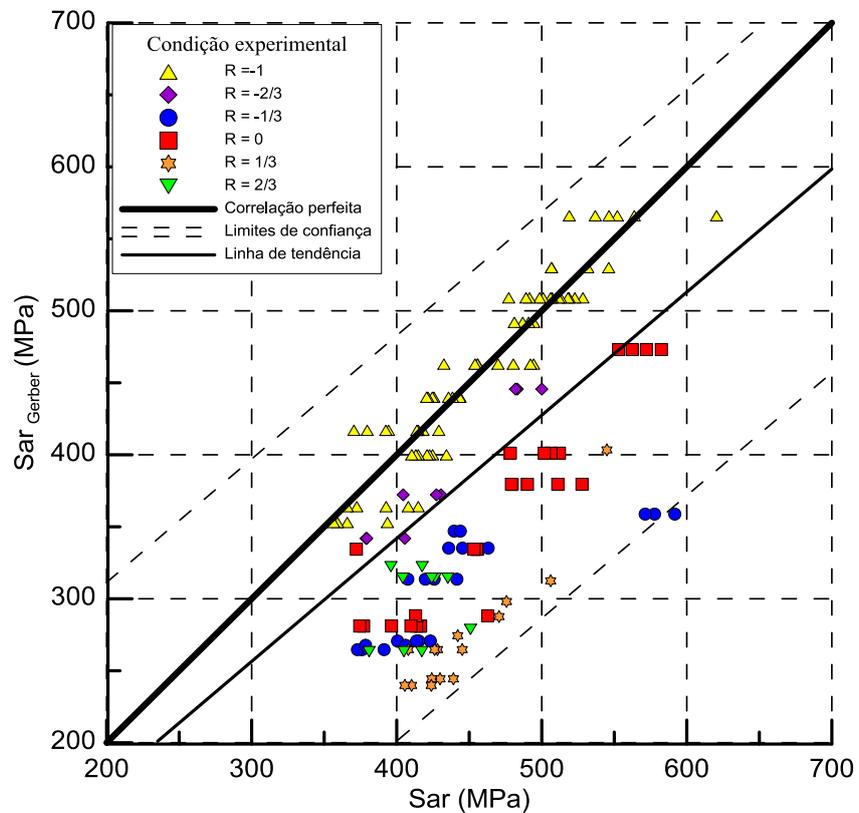


Figura 3.9 - Diagrama de Dispersão Entre os Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Gerber

### 3.4.3. MODELO DE KWOFIE

Para confecção dos gráficos segundo o modelo de Kwofie foi necessário primeiramente determinar a sensibilidade do material,  $\alpha$ , à presença de tensão média. Com auxílio do software SPSS v.16 foi encontrado o valor da Tab. (3.6) para  $\alpha$ .

Tabela 3.6 - Parâmetro  $\alpha$  de sensibilidade do material à tensão média

Parâmetro	Estimativa	Erro padrão	Limites de confiança 95%	
			Limite Inferior	Limite Superior
$\alpha$	1,396	0,031	1,335	1,458

De posse do valor de  $\alpha$  foi feita a comparação entre os dados experimentais e as previsões do modelo. Esta comparação é apresentada na Fig. (3.10). Pode-se observar que o modelo de Kwofie tem um nível de aderência aos resultados experimentais significativamente elevado, ou seja, os resultados obtidos por meio do modelo de Kwofie se ajustam bem a curva de tendência que representa a equação de Basquin.

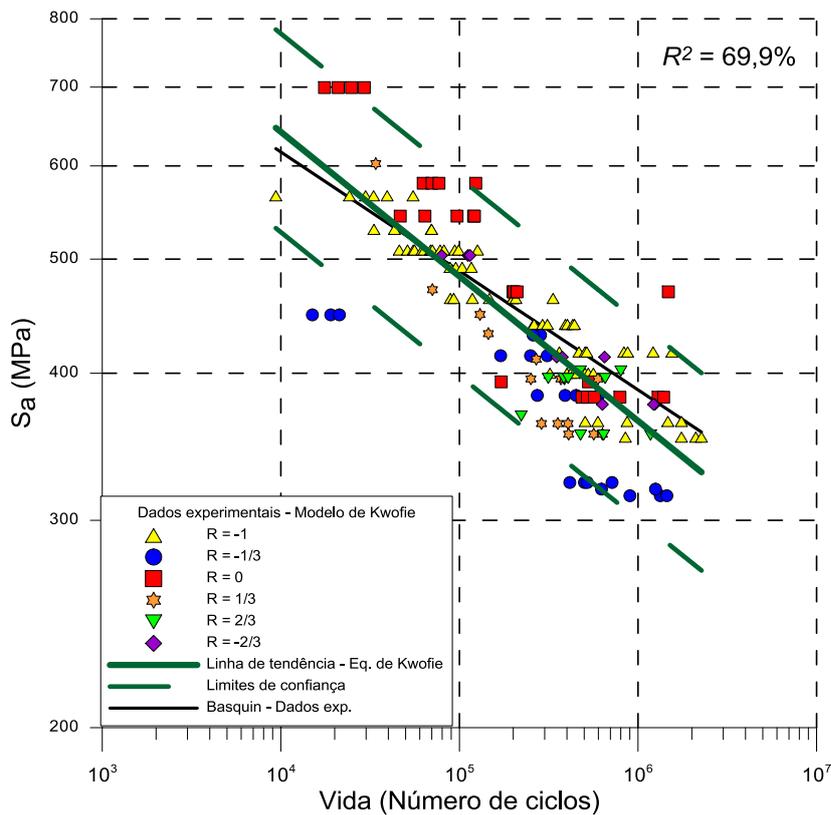


Figura 3.10 - Comparação Entre Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Kwofie

Se observarmos o diagrama da Fig.(3.11) de dispersão podemos ver que há uma grande concentração de dados no interior da zona delimitada pelos limites de confiança, porém não há um bom ajuste entre as curvas, indicando má aderência do modelo. A Figura (3.12) apresenta melhor ajuste entre as curvas, porém apresenta um grande intervalo de confiança.

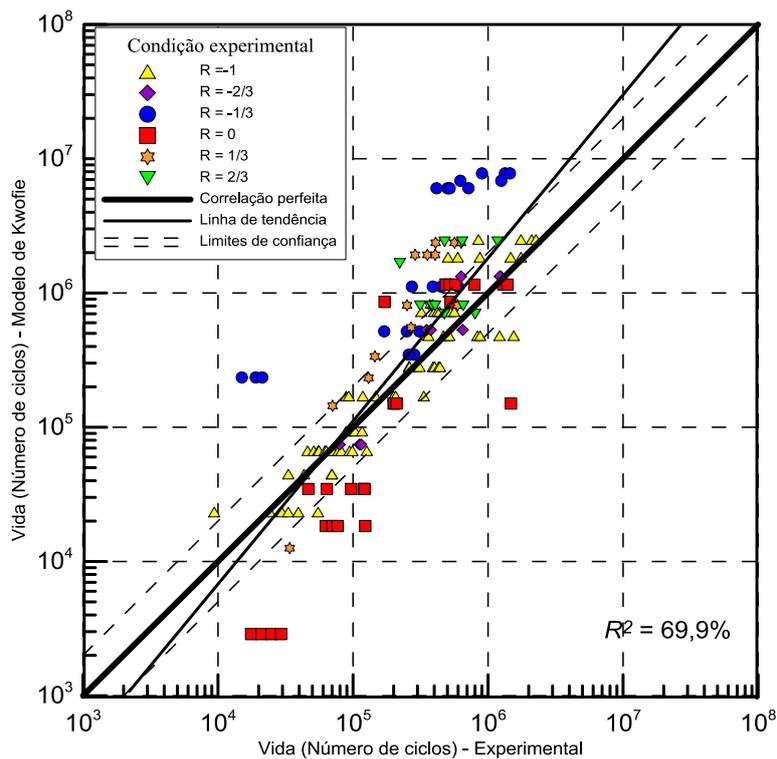


Figura 3.11 - Diagrama de dispersão entre a vida dos dados experimentais sobre o efeito da tensão média e as respectivas previsões de vida baseadas no modelo de Kwofie

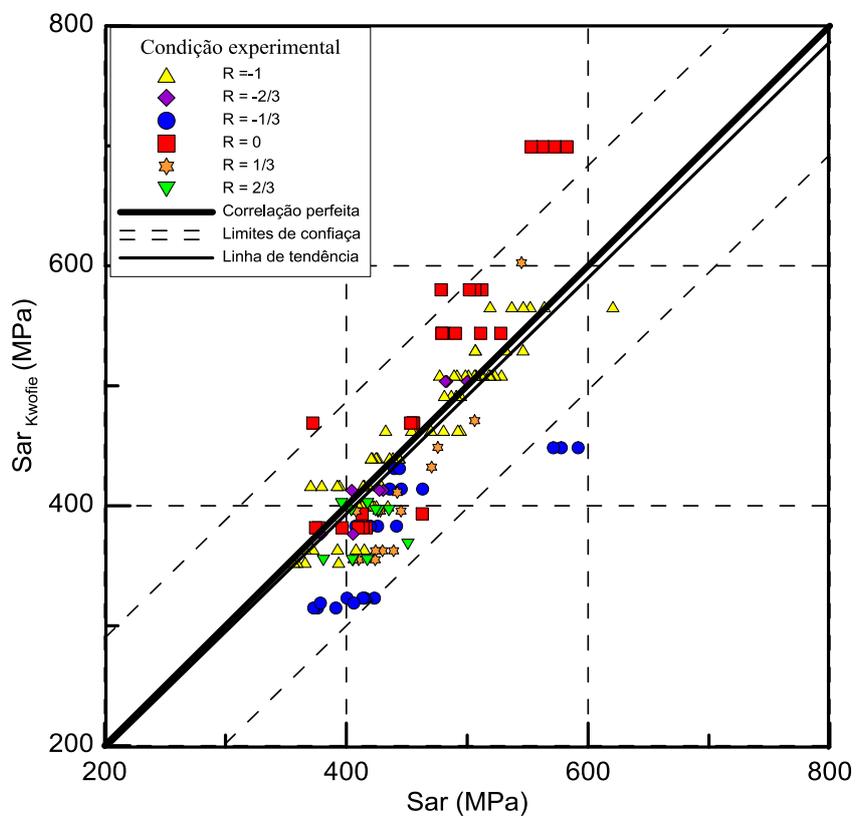


Figura 3.12 - Diagrama de Dispersão Entre os Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Kwofie

### 3.4.4. MODELO DE WALKER

A construção dos gráficos para avaliação da aderência do modelo de Walker depende do fator de ajuste aos dados experimentais adotado. Foram desenvolvidas três maneiras distintas de se obter o fator  $\gamma$  (fator de ajuste) da equação de Walker sendo que todas foram feitas a partir de uma regressão não-linear da Eq.(32) da Tab.(2.7). Os valores de  $\gamma$  foram calculados das seguintes formas:

- $\gamma$  Padrão: obtido através da regressão dos dados experimentais de  $R = -1$
- $\gamma$  com  $R = -1$ : obtido através da regressão de todo o rol de dados
- $\gamma$  sem  $R = -1$ : obtido através da regressão de todos os dados exceto  $R = -1$

A Tabela (3.7) apresenta os valores de  $\gamma$  obtidos.

Tabela 3.7- Valores estimados de  $\gamma$

$\gamma$ Padrão	$\gamma$ com $R = -1$	$\gamma$ sem $R = -1$
0,346	0,351	0,440

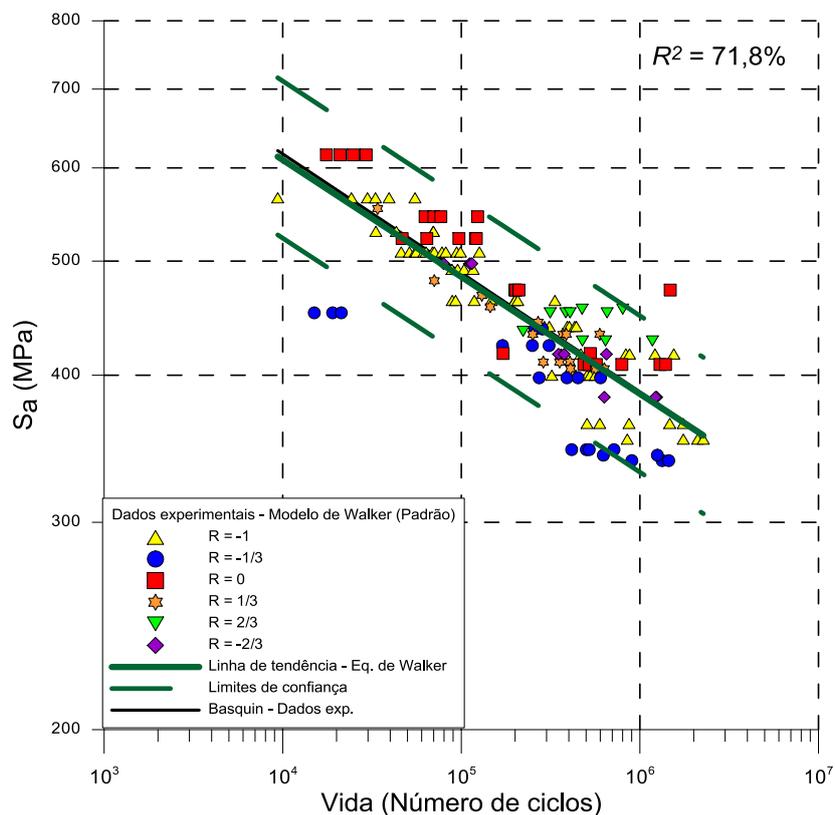


Figura 3.13 - Comparação Entre Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Walker (Padrão)

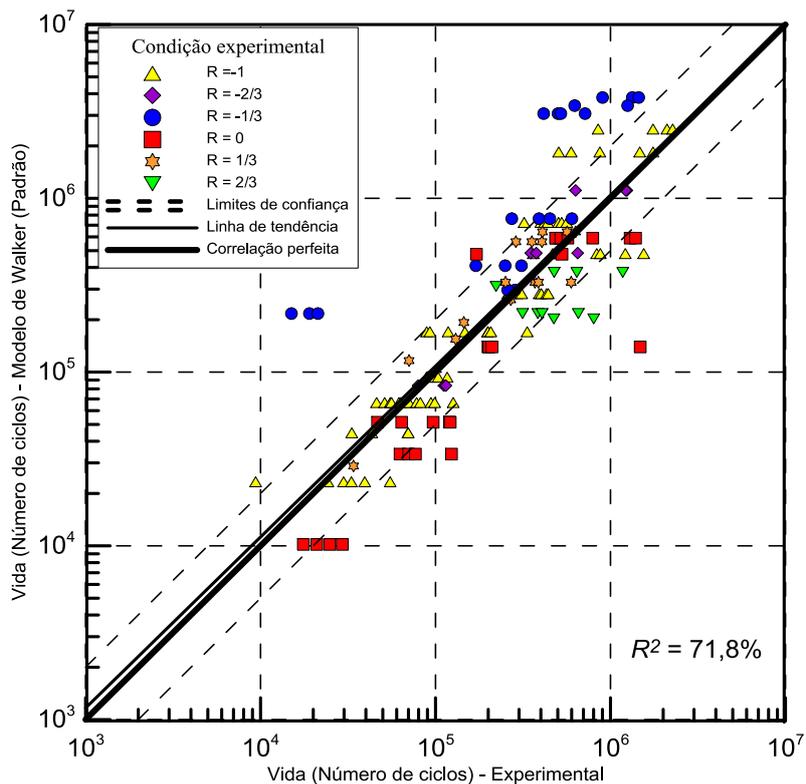


Figura 3.14- Diagrama de dispersão entre a vida dos dados experimentais sobre o efeito da tensão média e as respectivas previsões de vida baseadas no modelo de Walker (Padrão)

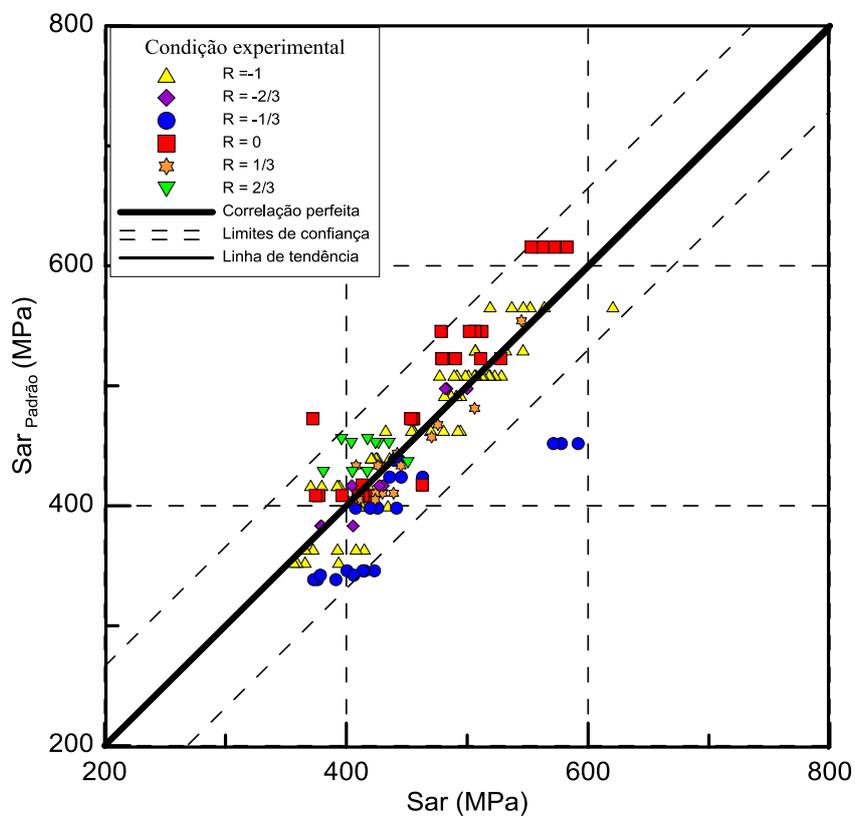


Figura 3.15 - Diagrama de Dispersão Entre os Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Walker (Padrão).

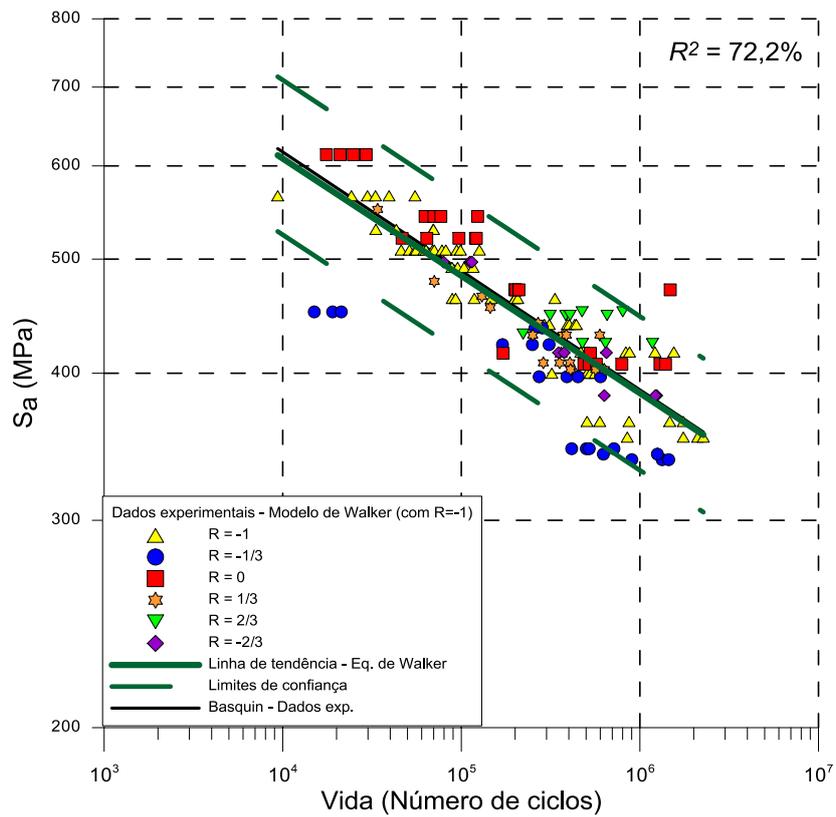


Figura 3.16 - Comparação Entre Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Walker (com  $R=-1$ )

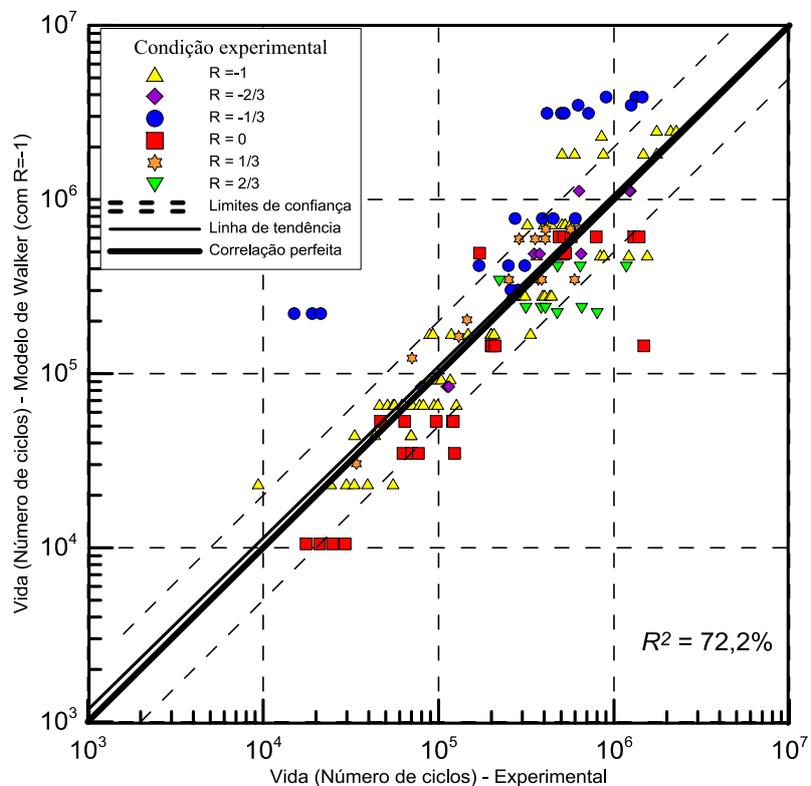


Figura 3.17 - Diagrama de dispersão entre a vida dos dados experimentais sobre o efeito da tensão média e as respectivas previsões de vida baseadas no modelo de Walker (com  $R=-1$ )

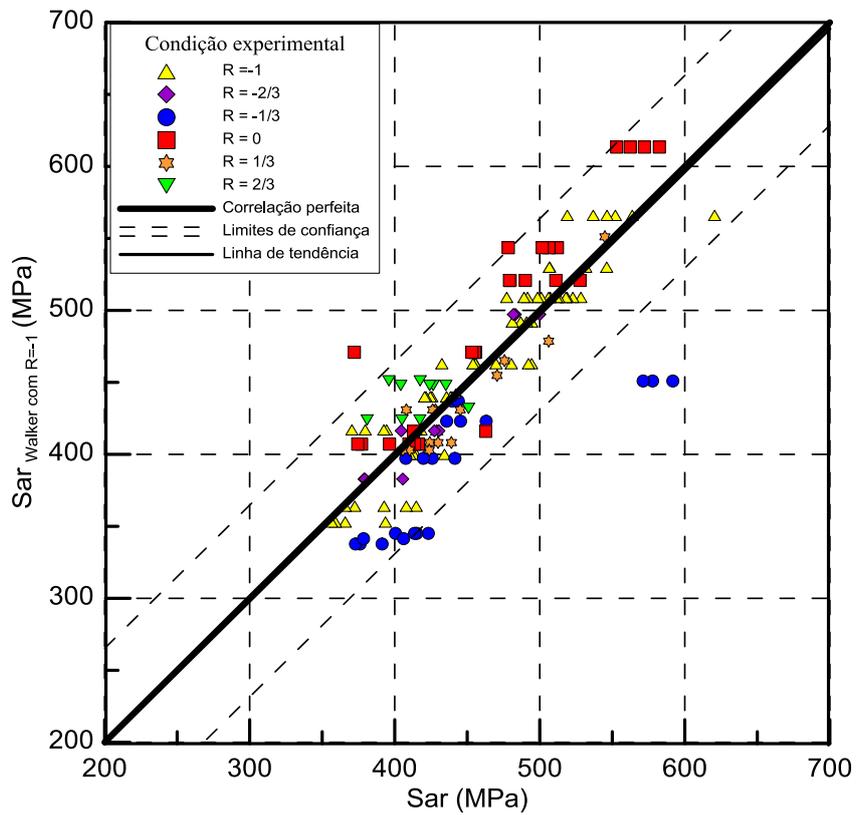


Figura 3.18 – Diagrama de Dispersão Entre os Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Walker (com  $R = -1$ )

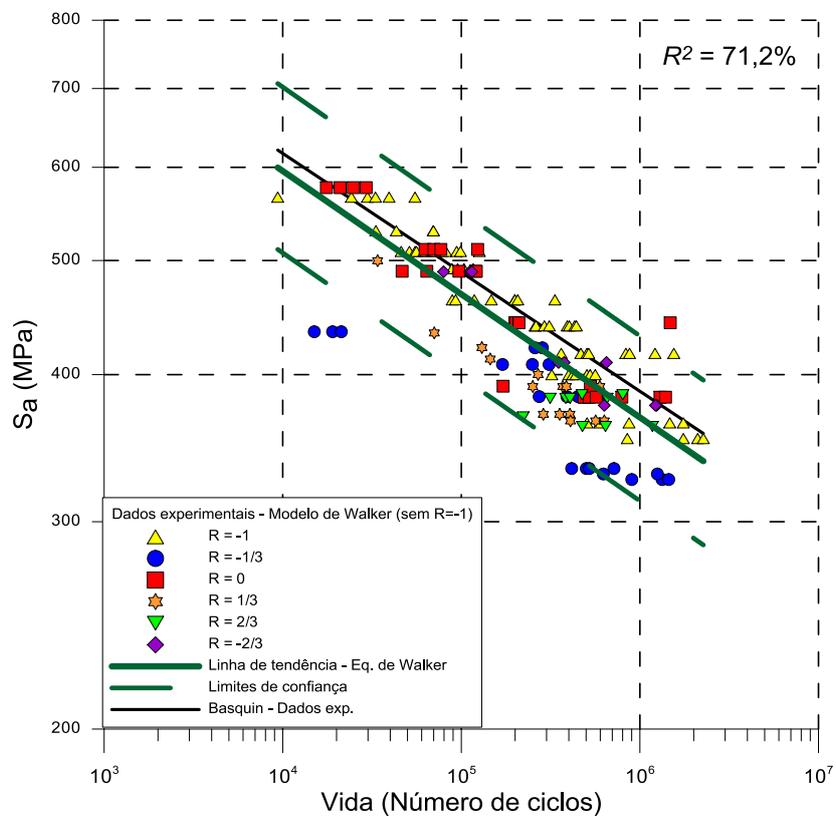


Figura 3.19 - Comparação Entre Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Walker (sem  $R=-1$ )

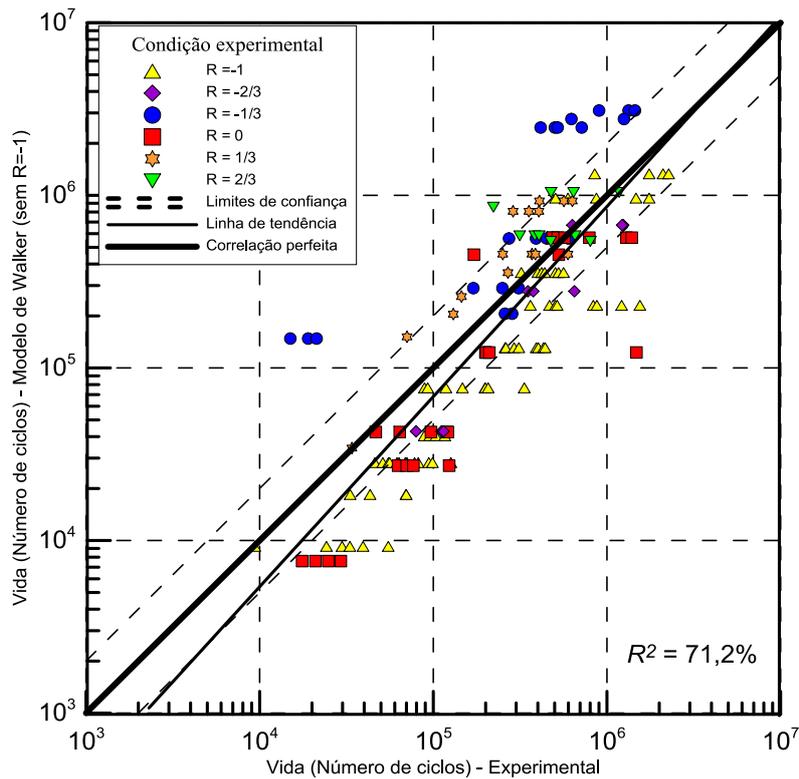


Figura 3.20 - Diagrama de dispersão entre a vida dos dados experimentais sobre o efeito da tensão média e as respectivas previsões de vida baseadas no modelo de Walker (sem  $R=-1$ )

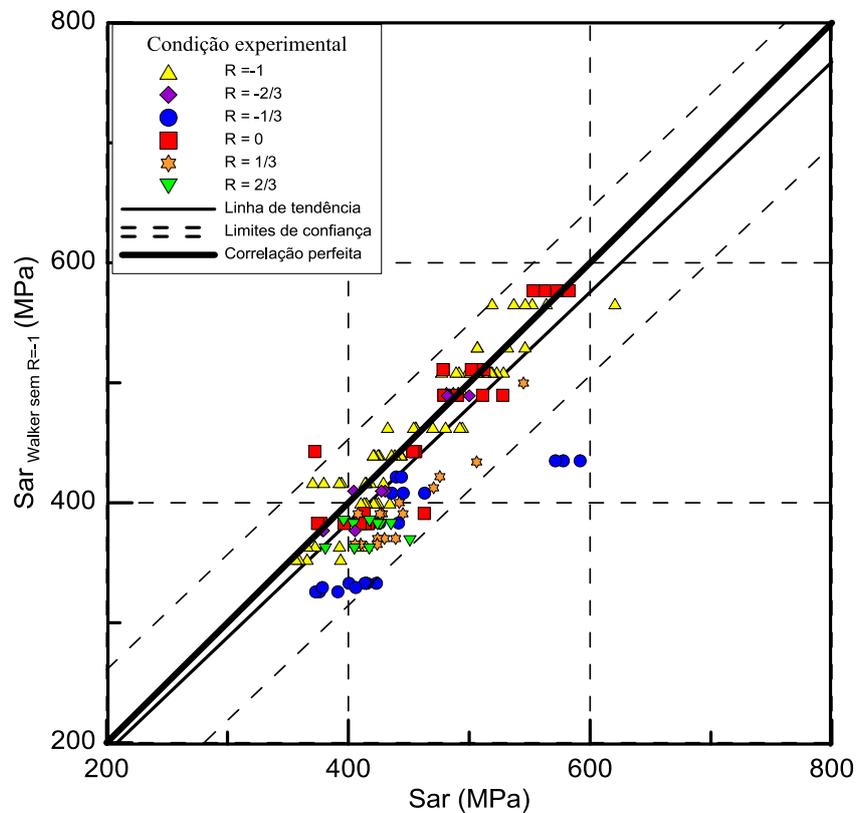


Figura 3.21 - Diagrama de Dispersão Entre os Dados Experimentais sobre o Efeito da Tensão Média e as, Respectivas Previsões Baseadas no Modelo de Walker (sem  $R= -1$ )

Como podemos observar as figuras que caracterizam Walker padrão e Walker com  $R = -1$  são muito semelhantes entre si, sendo feita então uma análise em conjunto das figuras.

A partir das Figuras (3.13) e (3.16) observamos que o modelo de Walker (padrão) apresenta uma aderência aos resultados experimentais muito elevada, com um ótimo ajuste entre as curvas de Basquin e das previsões do Modelo. Outra característica importante que pode ser observada nestas figuras é o pequeno intervalo de confiança se comparado ao intervalo de confiança dos demais modelos. Se observarmos também as Figuras (3.14) e (3.17) podemos ver que a dispersão dos dados experimentais é pequena, e que a maioria dos dados disponíveis se encontra na região de confiabilidade. As Figuras (3.15) e (3.17) também apresentam um bom ajuste entre as curvas, com praticamente todos os dados inseridos no intervalo de confiança.

Se compararmos os gráficos gerados para Walker Padrão, Walker com ajuste de  $R = -1$  e Walker sem os dados de  $R = -1$ , podemos observar algumas diferenças com relação à aderência dos resultados, pois, como pode ser observado na Fig.(3.19), não há o mesmo nível de ajuste entre a curva de Basquin baseada nos resultados experimentais e nas previsões que o modelo faz, havendo uma sutil diferença entre as mesmas. Se observarmos a Fig.(3.15) vemos que o ajuste entre as curvas é ruim, em especial para vidas baixas, o que também pode ser evidenciado pela análise da Fig. (3.21), que apresenta um ajuste entre as curvas pior para alta tensão (correspondente a vidas baixas).

### **3.5. CURVA DA TENSÃO ALTERNADA VERSUS TENSÃO MÉDIA**

Utilizando a Tab. (3.5), foi calculada para cada razão de carregamento qual a tensão média relacionada ao limite de resistência à fadiga. O par ordenado, tensão média e tensão alternada equivalente, foi inserido em um diagrama de tensão média versus tensão alternada, onde cada ponto corresponde a uma razão de carregamento. Para que se possa ter idéia da aderência dos diferentes modelos de previsão, estes também foram inseridos segundo os dados experimentais. A Fig.(3.22) apresenta o diagrama.

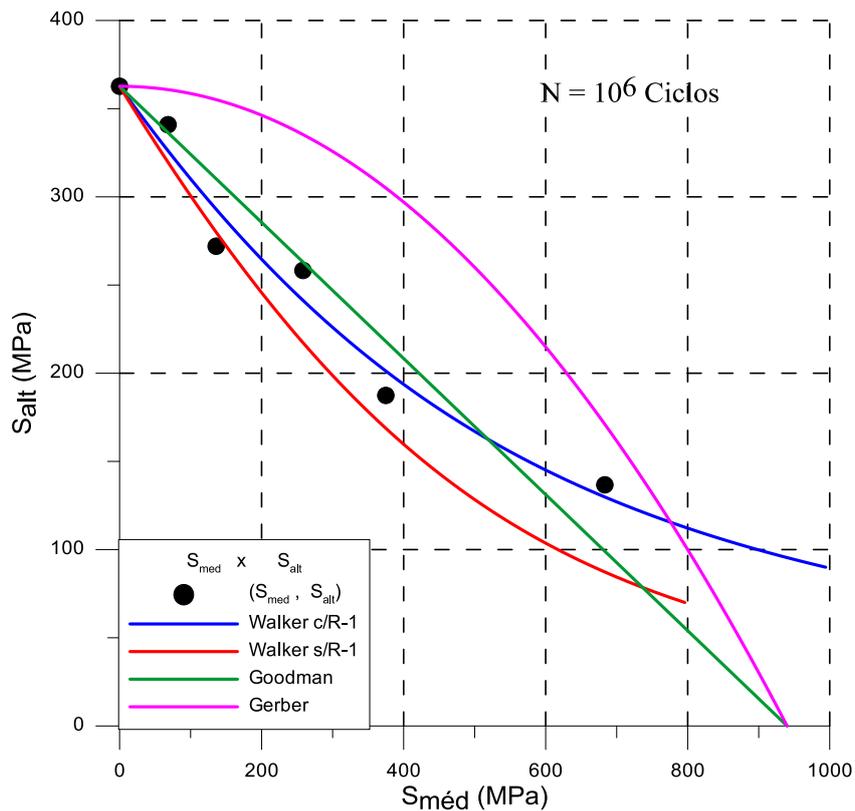


Figura 3.22 - Diagrama tensão média versus tensão alternada e curvas características dos modelos de Gerber, Goodman e Walker.

Analisando cada modelo individualmente podemos notar que o modelo de Gerber não se adapta aos dados experimentais, sendo somente no último ponto que a curva característica de Gerber se aproxima de um dos resultados. O modelo de Goodman apresenta uma boa aderência aos primeiros dados, porém esta começa a diminuir na média em que a tensão média se eleva. Apesar da pequena diferença no fator de ajuste  $\gamma$  entre Walker com  $R = -1$  e Walker sem  $R = -1$ , podemos ver uma grande diferença entre as curvas. Walker sem  $R = -1$  não consegue representar bem o grupo de dados, enquanto Walker com  $R = -1$  é o modelo que melhor representa os dados.

## 4. CONCLUSÕES

Este trabalho teve como objetivo complementar o trabalho realizado por Silva et al (2009) na determinação do comportamento à fadiga do aço ASTM A743 CA6NM, bem como o de avaliar e determinar a influência das tensões médias na vida de fadiga do material.

A utilização dos dados experimentais dos ensaios de fadiga para  $R = -1/3$  e  $R = -2/3$  aumentaram consideravelmente a quantidade de dados, preenchendo uma grande lacuna de incerteza que existia entre  $R = -1$  e  $R = 0$ . Com estes dados foi possível construir a curva S-N de cada razão de carregamento, possibilitando obter o limite de resistência à fadiga sob estas condições.

Com o rol de dados completo, sendo este a junção dos dados de Silva com os dados experimentais deste relatório, foi possível avaliar o efeito da tensão média segundo os modelos de Goodman, Gerber, Walker e de Kwofie. Foi possível também avaliar qual o modelo que melhor descreve os resultados obtidos. Podemos então concluir que a vida à fadiga é fortemente influenciada pela presença de tensão média, havendo grandes reduções no limite de resistência à fadiga (65% para  $R = 2/3$ ).

Na comparação entre os modelos, pode-se observar que os modelos de Goodman e de Gerber são inadequados para descrever o efeito da tensão média, o que torna o seu uso desaconselhável. O modelo de Kwofie apresentou boa aderência aos dados, porém em determinadas situações as dispersões foram elevadas se comparadas ao modelo de Walker. O modelo de Walker foi o modelo que melhor descreveu o efeito da presença da tensão média sobre a resistência a fadiga do aço ASTM A743 CA6NM, sendo que o fator de ajuste  $\gamma$  deve ser calculado utilizando todos os dados disponíveis.

## 5. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Abrahão, R. R. R., Bittencourt, C., Tsuruta, K. M., Rade, R. S. L. “Fadiga de Materiais – Uma revisão bibliográfica” ,2008
- ASTM, “Manual of Fatigue Testing”, Special Tech. Pub. 1949
- ASTM , “E606 - 04e1 Standard Practice for Strain-Controlled Fatigue Testing”, 2004
- ASTM, “E466 Standard Practice for Conducting Force Controlled Constant Amplitude Axial Fatigue Tests of Metallic Materials,2007
- ASTM , “E 739 – 91 Standart Practice for Statistical Analysis of Linear or Lienarized Stress Life (S-N) and Strain Life ( $\epsilon$  - N)”, 1991.
- ASTM, “Standard Practice for Statistical Analysis of Linear or Linearized Stress-Life (S-N) and Strain-Life ( $\epsilon$  - N) Fatigue Data”, 2004
- Berkovits, A., Fang, D., “An analytical master curve for Goodman diagram data”. International Journal of Fatigue, Volume 15, Issue 3, 1993
- Fowler, C.E. “Allowable strains in old bridges”. Eng News 1889;6 April:315.
- Gerber W.Z. “Bestimmung der zulässigen Spannungen in Eisen-Constructionen”, 1874.
- Goodman, J. “Mechanics applied to engineering”. 1st ed. London: Longmans, Green and Co., 1899.
- Gough, H.J. “The fatigue of metals”. London: Ernst Benn Ltd., 1926
- Gouveia, R. R. “A Influência da Temperatura de Interpasse na Tenacidade do Metal de Solda na Soldagem Multipasse do Aço Inoxidável Martensítico CA6NM pelo processo TIG”, Dissertação de Mestrado, Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Paraná, Curitiba PR, 2008.
- Haigh, B.P. “Experiments on the fatigue of brasses”. Engineering (London), 1917.
- Japan Society of Mechanical Engineers. “Standard method of statistical fatigue testing”,1981
- Kwofie, S., “An exponential stress function for predicting fatigue strength and life due to mean stresses”. International Journal of Fatigue 23, 2001.
- Launhardt W. “Die Inanspruchnahme des Eisens” , Z Archit Ing Ver Hannover, 1873
- Lin, S-K., Lee, Y-L., Lu, M-W. (2001), “Evaluation of the staircase and the accelerated test methods for fatigue limit distributions“, International Journal of Fatigue, 23, p. 75-83.
- Merriman M. “A text-book on the mechanics of materials and of beams, columns, and shafts”. New York: John Wiley and Sons, 1885.
- Meyers, M. A., Chawla, K. K. “Mechanical Behavior of Materials”. Prentice Hall, 1998, 1.ed p. 592-636.

- Moore H.F, Kommers J.B. "The fatigue of metals". New York: McGraw-Hill, 1927.
- Morrow, J., "Fatigue Design Handbook", Advances in Engineering, Vol. 4, SAE, Warrendale, PA, 1968, pp. 21–29.
- Radaj, D. and Sonsino, C. M., "Fatigue Assessment of Welded Joints by Local Approaches", Abington Publishing, Cambridge, 1998.
- Schütz, W., "View points of material selection for fatigue loaded structures" (in German), Laboratorium für Betriebsfestigkeit LBF, Darmstadt, Bericht Nr. TB-80, 1968
- Shen, C. L. "The statistical analysis of fatigue data", Ph.D. Thesis, Department of Aerospace And Mechanical Engineering, University Of Arizona.,1994
- Shigley, J. E., "Projeto de Engenharia Mecânica", Bookman, Michigan – USA, 2005
- Silva, B. L.; Oliveira, F.; Ferreira, J. L. A.; Araújo, J. A. "Determinação Da Resistência À Fadiga Do Aço ASTM A743 – Ca6nm - Efeito Da Presença De Tensão Média Sobre A Vida", relatório interno, 2009.
- Smith K.N, Watson, P., Topper, T.H., "Stress-Strain Function for the Fatigue of Metals". J. Mater, 5 (4): 767-768, December 1970.
- Walker, K., "The Effect of Stress Ratio During Crack Propagation and Fatigue for 2024-T3 and 7075-T6 Aluminum," Effects of Environment and Complex Load History on Fatigue Life, ASTM STP462, Am. Soc. for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, 1970, pp. 1-14.
- Weyrauch, J.J. "Strength and determination of the dimensions of structures of iron and steel with reference to the latest investigations". New York: John Wiley and Sons, 1877.
- Wilson, J. S., Haigh, B.P. "Stresses in bridges". Engineering (London), 1923.
- Wirshing, P. H. "Statistical summaries of fatigue data for design purposes", NASA Contract Report 3697, 1983.
- Wöhler A. "Über die Festigke its-Versuche mit Eisen und Stahl" [On strength tests of iron and steel]. Z Bauwesen, 1870.