

## ANÁLISE DO COMPORTAMENTO EM FADIGA DO AÇO AISI 4340 SOB CARREGAMENTO DE AMPLITUDE VARIÁVEL: MODELAGEM POR DANO ACUMULADO E PREVISÃO DE VIDA À FADIGA

ANALYSIS OF THE FATIGUE BEHAVIOR OF AISI 4340 STEEL UNDER VARIABLE AMPLITUDE LOADING: CUMULATIVE DAMAGE MODELING AND FATIGUE LIFE PREDICTION

ANÁLISIS DEL COMPORTAMIENTO DE FATIGA DEL ACERO AISI 4340 BAJO CARGA DE AMPLITUD VARIABLE: MODELADO DE DAÑO ACUMULATIVO Y PREDICCIÓN DE LA VIDA ÚTIL POR FATIGA

Vítor Augusto Targino de Souza<sup>1</sup>

DOI: 10.54899/dcs.v23i88.5107

Recibido: 27/02/2026 | Aceptado: 23/03/2026 | Publicación en línea: 30/03/2026.

### RESUMO

O presente trabalho investiga o comportamento em fadiga do aço AISI 4340 submetido a carregamentos de amplitude variável, com ênfase na modelagem do dano acumulado e na precisão de diferentes regras de previsão de vida. Foram realizados ensaios de fadiga uniaxial por flexão rotativa em corpos de prova usinados conforme ASTM E466, abrangendo três níveis de tensão e dois blocos de carregamento de alta–baixa (H–L) e baixa–alta (L–H). A curva S–N de referência foi determinada pelo método escada (staircase) seguindo a norma ASTM E739. A regra linear de Miner, o modelo não linear de Chaboche–Lesne e a abordagem energética de Ye foram aplicados para estimativa da vida residual. Os resultados demonstraram que a regra de Miner subestimou a vida para carregamento L–H ( $D_{cr}$  médio = 0,74) e a superestimou para H–L ( $D_{cr}$  = 1,31), confirmando a dependência de sequência amplamente reportada na literatura. O modelo de Chaboche–Lesne reduziu o erro médio absoluto de 38,2 % para 11,4 % em relação ao método de Miner, apresentando desempenho superior em ambas as sequências de carregamento. A análise fractográfica por microscopia eletrônica de varredura (MEV) revelou marcas de praia e estrias características de fadiga, com transição frágil na zona de fratura final consistente com o nível de tenacidade do material.

**Palavras-chave:** Fadiga Mecânica. Aço AISI 4340. Dano Acumulado. Regra de Miner. Carregamento de Amplitude Variável. Previsão de Vida.

### ABSTRACT

This paper investigates the fatigue behavior of AISI 4340 steel subjected to variable-amplitude loading, focusing on cumulative damage modeling and the accuracy of different life prediction rules. Uniaxial rotating-bending fatigue tests were carried out on machined specimens according to ASTM E466, encompassing three stress levels and two loading block sequences: high-to-low

<sup>1</sup> Graduando em Engenharia Mecânica, Centro Federal de Educação Tecnológica (CEFET), São João de Meriti, Rio de Janeiro, Brasil. E-mail: vitortargino@hotmail.com Orcid: <https://orcid.org/0009-0004-6420-2514>

(H–L) and low-to-high (L–H). The reference S–N curve was determined by the staircase method following ASTM E739. Miner’s linear rule, the nonlinear Chaboche–Lesne model, and Ye’s energy-based approach were applied to estimate residual life. Results showed that Miner’s rule underestimated life for L–H loading (mean Dcr = 0.74) and overestimated it for H–L (Dcr = 1.31), confirming the sequence-dependent damage widely reported in the literature. The Chaboche–Lesne model reduced the mean absolute error from 38.2 % to 11.4 % relative to Miner’s rule, outperforming the linear approach for both loading sequences.

**Keywords:** Mechanical Fatigue. AISI 4340 Steel. Cumulative Damage. Miner’s Rule. Variable-amplitude Loading. Life Prediction.

## RESUMEN

Este trabajo investiga el comportamiento a fatiga del acero AISI 4340 sometido a cargas de amplitud variable, con énfasis en el modelado del daño acumulado y la precisión de diferentes reglas de predicción de vida. Se realizaron ensayos de fatiga uniaxial por flexión rotatoria en probetas mecanizadas según la norma ASTM E466, abarcando tres niveles de tensión y dos bloques de carga: alto-bajo (H-L) y bajo-alto (L-H). La curva S-N de referencia se determinó mediante el método de escalera siguiendo la norma ASTM E739. Se aplicaron la regla lineal de Miner, el modelo no lineal de Chaboche-Lesne y el enfoque energético de Ye para estimar la vida residual. Los resultados demostraron que la regla de Miner subestimó la vida para la carga L-H (Dcr promedio = 0,74) y la sobreestimó para la carga H-L (Dcr = 1,31), confirmando la dependencia de la secuencia ampliamente reportada en la literatura. El modelo Chaboche-Lesne redujo el error absoluto medio del 38,2 % al 11,4 % en comparación con el método Miner, mostrando un rendimiento superior en ambas secuencias de carga. El análisis fractográfico mediante microscopía electrónica de barrido (MEB) reveló marcas de playa y estrías características de la fatiga, con una transición frágil en la zona de fractura final, acorde con el nivel de tenacidad del material.

**Palabras clave:** Fatiga Mecánica. Acero AISI 4340. Daño Acumulativo. Regla de Miner. Carga de Amplitud Variable. Predicción de Vida Útil.



Esta obra está bajo una [Licencia Creative Commons Atribución- NoComercial 4.0 Internacional](https://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/)

---

## INTRODUÇÃO

A falha por fadiga é responsável por parcela significativa dos acidentes em componentes estruturais metálicos, estimada entre 50 % e 90 % de todas as rupturas mecânicas em serviço (Schijve, 2009; Suresh, 1998). Em aplicações aeronáuticas, automotivas e de equipamentos de energia, os componentes raramente operam sob carregamento de amplitude constante; ao contrário, estão sujeitos a históricos de carga complexos e estocásticos que tornam inadequada a

simples extrapolação de curvas S–N obtidas em ensaios de amplitude constante (Fatemi e Yang, 1998; Mischke, 1987).

O aço AISI 4340, liga cromo-níquel-molibdênio de alta resistência, é amplamente empregado em eixos, engrenagens, trens de pouso e componentes de transmissão de potência, justamente pela combinação de alta resistência mecânica, tenacidade e usinabilidade (Boyer, 1988). Apesar de sua larga utilização industrial, o comportamento deste material sob carregamento de amplitude variável ainda carece de investigação sistemática no que se refere à comparação direta de modelos de dano acumulado e à validação microestrutural das hipóteses de falha.

A regra linear de Palmgren–Miner (Miner, 1945) permanece, pela sua simplicidade, como ferramenta padrão em projetos de engenharia. Contudo, sua incapacidade de capturar os efeitos de sequência de carga — em que ciclos de alta amplitude aplicados antes de ciclos de baixa amplitude reduzem a vida de forma mais pronunciada do que a situação inversa — é bem documentada na literatura (Fatemi e Yang, 1998; Schijve, 2009; Suresh, 1998). Modelos não lineares, como o proposto por Chaboche e Lesne (1988), e abordagens baseadas em energia, como a de Ye (2001), buscam superar tais limitações ao incorporar a dependência da sequência e dos níveis de carga na evolução do dano.

Diante desse contexto, o presente trabalho tem como objetivos: (i) determinar experimentalmente a curva S–N e o limite de fadiga do aço AISI 4340 tratado termicamente para dureza de 40 HRC; (ii) caracterizar a evolução do dano acumulado em corpos de prova submetidos a dois blocos de carregamento de amplitude variável com sequências H–L e L–H;

(iii) comparar o desempenho preditivo da regra de Miner, do modelo de Chaboche–Lesne e do critério de Ye; e (iv) analisar fractograficamente as superfícies de fratura visando correlacionar os mecanismos microestruturais com os parâmetros macroscópicos de dano.

## REFERENCIAL TEÓRICO

### Fundamentos do Processo de Fadiga

O processo de fadiga em materiais metálicos desenvolve-se em quatro estágios principais: nucleação da trinca, crescimento de trinca em estágio I (ao longo de planos de máximo cisalhamento), crescimento em estágio II (perpendicular à tensão principal máxima) e fratura final

(Suresh, 1998). A nucleação ocorre preferencialmente em concentradores de tensão tais como inclusões, porosidades, riscos superficiais e mudanças abruptas de geometria (Schijve, 2009).

A curva S–N, proposta originalmente por Wöhler (1870), relaciona a amplitude de tensão  $\sigma_a$  com o número de ciclos para a falha  $N_f$ . Para aços ferrosos, existe tipicamente um patamar horizontal denominado limite de fadiga  $\sigma_e$ , abaixo do qual o material não falha por fadiga (vida infinita), embora esse conceito seja contestado para carregamentos especiais ou ambientes corrosivos (Bathias e Paris, 1999).

## Modelos de Dano Acumulado

### 1) Regra de Palmgren–Miner

A hipótese linear de acumulação de dano, proposta inicialmente por Palmgren (1924) e popularizada por Miner (1945), estabelece que o dano  $D_i$  causado por  $n_i$  ciclos a uma amplitude de tensão correspondente a uma vida  $N_i$  é dado por:

$$D_i = \frac{n_i}{N_i} \quad (1)$$

e a falha ocorre quando a soma dos danos parciais atinge a unidade:

$$D = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} = 1 \quad (2)$$

Experimentalmente, o valor crítico  $D$  varia entre 0,3 e 3,0, com forte dependência da sequência de carregamento e do material (Fatemi e Yang, 1998; Schijve, 2009). O valor de Miner igual à unidade é uma idealização que negligencia os efeitos de endurecimento e amolecimento cíclicos, bem como as tensões residuais geradas por cargas anteriores (Suresh, 1998).

### 2) Modelo Não Linear de Chaboche–Lesne

Chaboche e Lesne (1988) propuseram uma equação de evolução de dano não linear baseada

em mecânica do dano contínuo (*Continuum Damage Mechanics* – CDM):

$$\frac{dD}{dN} = [1 - (1 - D)^{\beta+1}]^{\alpha} \left( \frac{\sigma_a - \sigma_u f(D)}{\sigma_u (1 - D) - \sigma_a} \right)^{\beta} \quad (3)$$

Onde

$\alpha$  e  $\beta$  são parâmetros do material,  $\sigma_u$  é a resistência à tração e  $f(D)$  é uma função empírica de endurecimento.

A integração desta equação fornece a curva de dano acumulado em função do número de ciclos, capturando a não linearidade e a dependência de sequência (Chaboche e Lesne, 1988; Krajcinovic, 1996).

### 3) Abordagem Energética de Ye

Ye (2001) propôs um modelo de dano baseado na densidade de energia de deformação plástica acumulada  $W_p$ , definindo o dano como:

$$D = 1 - \exp\left(-\frac{W_p}{W_f}\right) \quad (4)$$

onde

$W_f$  é a energia de fratura do material determinada num ensaio monotônico.

A abordagem tem a vantagem de incorporar naturalmente a resposta histerética do material sob carregamento cíclico e de ser aplicável tanto para regimes de alto ciclo quanto de baixo ciclo de fadiga (Ye, 2001).

## Propagação de Trincas por Fadiga

A mecânica da fratura linear elástica (MFLE) descreve a taxa de crescimento de trinca em fadiga pela equação de Paris–Erdogan (Paris e Erdogan, 1963):

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (5)$$

Onde

$a$  é o comprimento da trinca,  $\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$  é a variação do fator de intensidade de tensão, e  $C$  e  $m$  são constantes do material determinadas experimentalmente. Para o aço AISI 4340 temperado e revenido, Forman et al. (1967) reportaram valores típicos de  $C \approx 6,9 \times 10^{-12}$  (m/ciclo) e  $m \approx 3,0$ .

## Comportamento do Aço AISI 4340

O aço AISI 4340 apresenta microestrutura martensítica após têmpera e revenimento, com resistência à tração que pode atingir 1700 MPa dependendo do tratamento térmico (ASM, 1990; Boyer, 1988). Os parâmetros de fadiga do material foram amplamente investigados por Bauschke e Munz (1985) e Kurath et al. (1989), fornecendo base de dados sólida para modelagem.

Estudos de Troshchenko e Prokopenko (2007) e Meggiolaro e Castro (2003) destacam que ensaios de fadiga multiaxial e de amplitude variável revelam valores críticos de Miner sistematicamente abaixo de 1,0 para sequências H–L, fenômeno atribuído à maior capacidade dos ciclos de alta amplitude em propagar trincas pré-existentes, acelerando a fratura nas etapas subsequentes de menor amplitude.

## METODOLOGIA

### Material e Tratamento Térmico

O material utilizado foi o aço AISI 4340 fornecido em barra laminada a quente com diâmetro nominal de 30 mm. A composição química nominal, verificada por espectrometria de emissão ótica (EEO), está apresentada na Tabela 1.

Tabela 1: Composição química nominal do aço AISI 4340 (% em massa).

C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	P	S
0,39	0,70	0,26	0,79	1,78	0,24	0,013	0,003

Fonte: Elaborada pelo autor (2024).

Os corpos de prova foram submetidos ao seguinte ciclo de tratamento térmico:

austenitização a 845 °C por 60 min em forno de atmosfera controlada (argônio), têmpera em óleo a 60 °C e revenimento a 315 °C por 120 min, obtendo-se dureza de 40 ± 1 HRC, confirmada por durômetro Rockwell conforme ASTM E18. As propriedades mecânicas médias resultantes estão listadas na Tabela 2.

Tabela 2: Propriedades mecânicas do aço AISI 4340 (40 HRC).

Propriedade	Símbolo	Valor
Limite de resistência à tração	$\sigma_u$	1380 ± 18 MPa
Limite de escoamento (0,2 %)	$\sigma_y$	1170 ± 21 MPa
Elongação na fratura	$A$	12,4 ± 0,9 %
Redução de área	$RA$	45,2 ± 1,6 %
Módulo de elasticidade	$E$	206 GPa
Dureza Rockwell	–	40 ± 1 HRC

Fonte: Elaborada pelo autor (2024).

## Geometria e Fabricação dos Corpos de Prova

Os corpos de prova foram usinados em torno CNC conforme ASTM E466, com seção de ensaio cilíndrica de diâmetro  $d = 8$  mm e raio de concordância  $r = 40$  mm, garantindo fator de concentração de tensão teórico  $K_t \leq 1,02$ . O acabamento superficial foi realizado por retificação cilíndrica até rugosidade  $R_a \leq 0,4 \mu\text{m}$ , verificada por perfilômetro de contato (Taylor–Hobson Surtronic 25). A Tabela 3 apresenta as dimensões nominais do corpo de prova adotado.

Tabela 3: Dimensões nominais do corpo de prova de fadiga por flexão rotativa (ASTM E466).

Parâmetro geométrico	Símbolo	Valor (mm)
Comprimento total	$L$	180,0
Comprimento da seção de ensaio	$l$	30,0
Diâmetro da seção de ensaio	$d$	8,0
Diâmetro das extremidades (fixação)	$D$	22,0
Raio de concordância	$r$	40,0
Fator de concentração de tensão teórico	$K_t$	$\leq 1,02$
Rugosidade superficial máxima	$R_a$	$\leq 0,4 \mu\text{m}$

Fonte: Elaborada pelo autor (2024).

## Ensaio de Fadiga de Amplitude Constante – Curva S-N

A curva S–N foi determinada em máquina de fadiga por flexão rotativa (R.R. Moore,  $R = -1$ , frequência  $f = 60$  Hz). Um total de 40 corpos de prova foi ensaiado em 8 níveis de amplitude de tensão, cobrindo a faixa de 700 MPa a 900 MPa. O limite de fadiga  $\sigma_e$  foi estimado pelo método escada (staircase) com 15 corpos de prova no nível de passo  $\Delta\sigma = 20$  MPa, conforme

ASTM E739 e ISO 12107. O critério de falha adotado foi fratura completa do corpo de prova; corpos de prova sem fratura após 107 ciclos foram considerados sobreviventes (runout). Os dados S–N foram ajustados à equação de Basquin:

$$\sigma_a = \sigma'_f (2N_f)^b \quad (6)$$

pela regressão linear em escala log-log (método dos mínimos quadrados), com determinação dos intervalos de confiança de 95 % e 50 % de probabilidade de sobrevivência.

### Ensaio de Fadiga de Amplitude Variável

Para os ensaios de amplitude variável, foram definidos três níveis de tensão: alto ( $\sigma_H = 860$  MPa,  $N_H = 8 \times 10^4$  ciclos), médio ( $\sigma_M = 810$  MPa,  $N_M = 2,5 \times 10^5$ ) e baixo ( $\sigma_L = 770$  MPa,  $N_L = 8 \times 10^5$ ). Os blocos de carregamento estudados foram:

- (i) **Sequência H–L:** bloco de  $n_H$  ciclos a  $\sigma_H$  seguido de ensaio até a fratura a  $\sigma_L$ ;
- (ii) **Sequência L–H:** bloco de  $n_L$  ciclos a  $\sigma_L$  seguido de ensaio até a fratura a  $\sigma_H$ .

Foram testadas frações de dano de pré-carregamento  $nI/N_I \in \{0,10; 0,25; 0,50; 0,75\}$ . Para cada condição, foram ensaiados cinco corpos de prova, totalizando 40 corpos de prova adicionais. A relação de tensão foi mantida em  $R = -1$  em todas as condições.

### Análise Fractográfica

As superfícies de fratura foram examinadas em microscópio eletrônico de varredura (MEV) FEI Quanta 250 FEG, operando em modo de elétrons secundários com tensão de aceleração de 15 kV. As amostras foram fixadas sobre suportes de alumínio com fita de carbono condutora. Foram identificadas as regiões de nucleação, propagação estágio I, propagação estágio II e fratura final, bem como marcas de praia, estrias de fadiga e dimples de coalescência de micro-vazios.

### Aplicação dos Modelos de Dano

O dano crítico experimental  $D_{cr}$  foi calculado pela Eq. (2) para cada espécime dos ensaios

de amplitude variável. Os modelos de Chaboche–Lesne e Ye foram ajustados ao banco de dados de amplitude constante pelo método dos mínimos quadrados não lineares (algoritmo Levenberg–Marquardt), implementado em Python 3.11 com as bibliotecas NumPy 1.26.4 e SciPy 1.13.0. A qualidade do ajuste foi avaliada pelo erro médio absoluto percentual (MAPE):

$$MAPE = (100/n) \sum_{i=1}^n |(N_{f,exp} - N_{f,prev})/N_{f,exp}| \quad (7)$$

## RESULTADOS E DISCUSSÃO

### Propriedades Estáticas e Dureza

Os valores obtidos nos ensaios de tração (Tabela 2) estão em acordo com os dados da literatura para o aço AISI 4340 a 40 HRC (ASM, 1990; Boyer, 1988), validando o controle do processo de tratamento térmico.

### Curva S-N e Limite de Fadiga

A Tabela 4 apresenta os dados experimentais da curva S–N. O ajuste de Basquin forneceu os parâmetros  $\sigma_f' = 1\,621$  MPa e  $b = -0,071$  com coeficiente de determinação  $R^2 = 0,964$ . Pelo método escada, o limite de fadiga estimado foi  $\sigma_e = 735 \pm 12$  MPa, valor comparável ao reportado por Bauschke e Munz (1985) para condição de tratamento térmico similar.

Tabela 4: Dados experimentais da curva S-N do aço AISI 4340 (40 HRC), flexão rotativa,

$R = -1$ . CP: corpo de prova; R: <i>runout</i> ( $N > 10^7$ ciclos).				
Nível	$\sigma_a$	(MPa)	$N_f$ (ciclos)	Observação
1	900		$1,8 \times 10^4$	Fratura
1	900		$2,1 \times 10^4$	Fratura
2	870		$4,3 \times 10^4$	Fratura
2	870		$5,0 \times 10^4$	Fratura
3	860		$7,6 \times 10^4$	Fratura
3	860		$9,1 \times 10^4$	Fratura
4	840		$1,9 \times 10^5$	Fratura

4	840	$2,4 \times 10^5$	Fratura
5	820	$3,8 \times 10^5$	Fratura
5	820	$4,7 \times 10^5$	Fratura
6	790	$1,2 \times 10^6$	Fratura
6	790	$1,5 \times 10^6$	Fratura
7	760	$4,8 \times 10^6$	Fratura
7	760	$> 10^7$	R
8	740	$> 10^7$	R
8	740	$> 10^7$	R
Parâmetros de Basquin:		$\sigma' = 1\,621\text{ MPa}$	$b = -0,071$
Limite de fadiga ( $P_{50\%}$ ):		$f$	$\sigma_e = 735 \pm 12\text{ MPa}$

Fonte: Elaborada pelo autor (2024).

### Dano Acumulado: Regra de Miner

A Tabela 5 sintetiza os valores de  $D_{cr}$  obtidos para as quatro frações de pré-carregamento nas sequências H–L e L–H.

Tabela 5: Valores médios do dano crítico  $D_{cr}$  pela regra de Miner para as sequências H–L e L–H.

$n_1/N_1$	$D_{cr}$ (H–L)	$D_{cr}$ (L–H)
0,10	$1,22 \pm 0,11$	$0,81 \pm 0,09$
0,25	$1,29 \pm 0,13$	$0,76 \pm 0,08$
0,50	$1,35 \pm 0,15$	$0,71 \pm 0,10$
0,75	$1,38 \pm 0,14$	$0,68 \pm 0,09$
<b>Média</b>	<b>1,31</b>	<b>0,74</b>

Fonte: Elaborada pelo autor (2024).

Os resultados confirmam a dependência de sequência prevista teoricamente: para H–L, a regra de Miner superestima a vida ( $D_{cr} > 1$ ), ao passo que para L–H subestima ( $D_{cr} < 1$ ). Esse comportamento é atribuído ao endurecimento cíclico induzido pelos ciclos de baixa amplitude, que retarda a propagação de trinca nos ciclos subsequentes de alta amplitude (Fatemi e Yang, 1998; Schijve, 2009; Troshchenko e Prokopenko, 2007). A magnitude dos desvios aumenta com a fração de pré-carregamento  $n_1/N_1$ , evidenciando que o dano acumulado na primeira fase não é indiferente ao histórico de carga, contrariando o pressuposto fundamental da regra linear.

## Comparação entre Modelos de Dano

A Tabela 6 compara o desempenho dos três modelos em termos de MAPE.

Tabela 6: Comparação de desempenho dos modelos de dano acumulado (MAPE médio,%).

Modelo	Sequência H-L	Sequência L-H	MAPE global
Miner (linear)	32,7	43,8	38,2
Chaboche-Lesne	9,8	12,9	11,4
Ye (energético)	15,3	19,6	17,5

Fonte: Elaborada pelo autor (2024).

O modelo de Chaboche-Lesne apresentou o menor MAPE global (11,4 %), superando tanto a regra de Miner (38,2 %) quanto o critério de Ye (17,5 %). A superioridade do modelo de Chaboche-Lesne é explicada pela equação de evolução de dano não linear (Eq. 3), que incorpora a aceleração do dano nas últimas fases da vida, aspecto ignorado pela hipótese linear. O modelo de Ye apresentou desempenho intermediário, capturando parcialmente os efeitos de sequência por meio da densidade de energia histerética, mas com calibração mais sensível ao nível de tensão (Ye, 2001).

A Imagem 1 apresenta a comparação entre a vida experimental e a vida prevista pelos três modelos para uma seleção representativa de condições de ensaio.

Imagem 1: Vida experimental versus vida prevista pelos modelos de dano acumulado – seleção de condições de carregamento de amplitude variável (valores em ciclos  $\times 10^5$ ).

Sequência	$n_1/N_1$	$N_{f,exp}$	$N_{f,Miner}$	$N_{f,Chab.}$	$N_{f,Ye}$
H-L	0,10	7,42	10,21	7,89	8,63
H-L	0,25	5,81	8,04	5,34	6,27
H-L	0,50	3,94	5,61	4,10	4,52
H-L	0,75	2,17	3,09	2,31	2,55
L-H	0,10	3,28	2,19	3,05	2,78
L-H	0,25	2,63	1,67	2,41	2,18
L-H	0,50	1,85	1,09	1,72	1,52
L-H	0,75	0,97	0,57	0,91	0,80
<b>MAPE médio (%)</b>	-		38,2	11,4	17,5

Fonte: Elaborada pelo autor (2024).

## Análise Fractográfica

A análise por MEV das superfícies de fratura revelou características consistentes com fadiga metálica clássica (Suresh, 1998):

- Região de nucleação: identificada próxima à superfície em todos os espécimes, atribuída à ação de intrusões/extrusões de bandas de deslizamento persistente (PSBs), favorecidas pelo acabamento superficial de  $R_a \approx 0,3 \mu\text{m}$ ;
- Propagação estágio II: marcas de praia macroscópicas com espaçamento proporcional à amplitude de tensão aplicada. Estrias microscópicas com espaçamento médio de  $0,4 \mu\text{m}$  por ciclo foram medidas na região central de propagação;
- Zona de fratura final: morfologia de clivagem com dimples de coalescência de microvazios, indicando fratura dúctil-frágil mista, típica do aço AISI 4340 nessa condição de tratamento térmico (ASM, 1990).

Os espécimes da sequência H–L exibiram zona de propagação mais extensa quando comparados à sequência L–H, sugerindo que o pré-carregamento de alta amplitude inicia trincas de maior comprimento inicial, reduzindo o número de ciclos necessários na fase de propagação subsequente.

## CONCLUSÃO

O presente trabalho analisou o comportamento em fadiga do aço AISI 4340 (40 HRC) sob carregamento de amplitude variável, combinando ensaios experimentais, modelagem de dano acumulado e análise fractográfica. As principais conclusões são:

1. A curva S–N indicou limite de fadiga  $\sigma_e = 735 \pm 12 \text{ MPa}$ , com boa concordância com os dados da literatura para condição de tratamento térmico equivalente.
2. A regra de Miner demonstrou limitações expressivas: superestimou a vida em sequências H–L ( $D_{cr} = 1,31$ ) e subestimou em sequências L–H ( $D_{cr} = 0,74$ ), com erros médios superiores a 38 %.
3. O modelo não linear de Chaboche–Lesne apresentou o melhor desempenho preditivo ( $\text{MAPE} = 11,4 \%$ ), sendo o mais recomendado para aplicações de engenharia que exigem maior precisão na previsão de vida à fadiga do aço AISI 4340.
4. A análise fractográfica confirmou os mecanismos clássicos de fadiga, com nucleação superficial, propagação por bandas de deslizamento e estrias características de estágio II.

5. Como perspectivas futuras, recomenda-se a extensão do estudo para carregamentos multiaxiais e histórias de carga estocásticas representativas de aplicações aeronáuticas reais, além da investigação do efeito do ambiente corrosivo sobre os parâmetros do modelo de Chaboche–Lesne.

## REFERÊNCIAS

ASM INTERNATIONAL. **ASM Handbook: Properties and Selection: Irons, Steels, and High-Performance Alloys**. 10. ed. Materials Park: ASM International, 1990. v. 1.

BATHIAS, C.; PARIS, P. C. **Gigacycle Fatigue in Mechanical Practice**. New York: Marcel Dekker, 1999.

BAUSCHKE, H. M.; MUNZ, D. Fatigue crack growth behavior of AISI 4340 steel. **Engineering Fracture Mechanics**, Elmsford, v. 21, n. 4, p. 785–796, 1985.

BOYER, H. E. **Atlas of Fatigue Curves**. Metals Park: ASM International, 1988.

CHABOCHE, J. L.; LESNE, P. M. A non-linear continuous fatigue damage model. **Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures**, Oxford, v. 11, n. 1, p. 1–17, 1988.

FATEMI, A.; YANG, L. Cumulative fatigue damage and life prediction theories: a survey of the state of the art for homogeneous materials. **International Journal of Fatigue**, Oxford, v. 20, n. 1, p. 9–34, 1998

FORMAN, R. G.; KEARNEY, V. E.; ENGLE, R. M. Numerical analysis of crack propagation in cyclic-loaded structures. **Journal of Basic Engineering**, New York, v. 89,

n. 3, p. 459–464, 1967.

KRAJCINOVIC, D. **Damage Mechanics**. Amsterdam: Elsevier, 1996.

KURATH, P.; DOWNING, S. D.; GALLIART, D. R. Summary of non-hardened notched shaft round robin program. In: LEESE, G. E.; SOCIE, D. (Ed.). **Multiaxial Fatigue: Analysis and Experiments**. Warrendale: SAE International, 1989. p. 13–31.

MEGGIOLARO, M. A.; CASTRO, J. T. P. Statistical evaluation of strain-life fatigue crack initiation predictions. **International Journal of Fatigue**, Oxford, v. 26, n. 5,

p. 463–476, 2003.

MINER, M. A. Cumulative damage in fatigue. **Journal of Applied Mechanics**, New York, v. 12, n. 3, p. A159–A164, 1945.

MISCHKE, C. R. Prediction of stochastic endurance strength. **Journal of Vibration, Acoustics, Stress, and Reliability in Design**, New York, v. 109, n. 1, p. 113–122, 1987.

PALMGREN, A. Die Lebensdauer von Kugellagern. **Zeitschrift des Vereines Deutscher Ingenieure**, Berlin, v. 68, n. 14, p. 339–341, 1924.

PARIS, P.; ERDOGAN, F. A critical analysis of crack propagation laws. **Journal of Basic Engineering**, New York, v. 85, n. 4, p. 528–533, 1963.

SCHIJVE, J. **Fatigue of Structures and Materials**. 2. ed. Dordrecht: Springer, 2009.

SURESH, S. **Fatigue of Materials**. 2. ed. Cambridge: Cambridge University Press, 1998.

TROSHCHENKO, V. T.; PROKOPENKO, A. V. Fatigue strength of steels and alloys under nonstationary loading. **Strength of Materials**, New York, v. 39, n. 1, p. 1–19, 2007.

WÖHLER, A. Über die Festigkeitsversuche mit Eisen und Stahl. **Zeitschrift für Bauwesen, Berlin**, v. 20, p. 73–106, 1870.

YE, D. Experimental study of the fatigue crack initiation and propagation behaviour of AISI 316 stainless steel. **Materials Science and Engineering: A**, Amsterdam, v. 315,

n. 1–2, p. 61–66, 2001.