

FADIGA E PLASTICIDADE CÍCLICA DO AÇO INOXIDÁVEL 304L SOB CARREGAMENTOS DE TRAÇÃO-COMPRESSÃO, TORÇÃO E PROPORCIONAL

Cainã Bemfica, cainabemfica@gmail.com¹

Fábio Castro, fabiocastro@unb.br¹

Edgar Mamiya, mamiya@unb.br¹

¹Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, DF, Brasil

Resumo: A fadiga e a plasticidade cíclica do aço inoxidável 304L foram investigadas por experimentos de tração-compressão, de torção e proporcionais. Foi investigada também a acurácia dos modelos de fadiga de Smith–Watson–Topper e de Fatemi–Socie. Nos ensaios de tração-compressão e de torção, em especial, foi observado que não há uma estabilização no comportamento tensão-deformação cíclico ao longo da vida devido ao fenômeno conhecido como endurecimento secundário, que é associado à transformação de fase martensítica induzida por deformação plástica. Verificou-se também que o modo de abertura de trinca nos carregamentos de torção e proporcionais é função da amplitude de deformação prescrita. Foi observado em todos os experimentos a presença de deformação plástica, mesmo em casos nos quais o ensaio foi interrompido após 10^6 ciclos de carregamento. Observa-se que todas as estimativas de vida em fadiga estão dentro de um fator de quatro, e a maioria dentro de um fator de dois.

Palavras-chave: Aço Inoxidável 304L, Fadiga Multiaxial, Plasticidade Cíclica, Modelos de Plano Crítico

1. INTRODUÇÃO

A maior parte dos componentes reais estão sujeitos a carregamentos do tipo multiaxial, o que torna imprescindível uma investigação da fadiga dos materiais de engenharia quando submetidos a carregamentos desta natureza. Neste trabalho, o material investigado é o aço inoxidável 304L, cuja aplicação na indústria é ampla: sistemas de arrefecimento de usinas nucleares (Zinkle e Was, 2013), indústria aeronáutica (Huda e Edi, 2013), entre outros. A literatura relacionada a este material é composta de trabalhos sobre plasticidade cíclica (Taleb, 2013); fadiga uniaxial (Colin *et al.*, 2010); fadiga multiaxial (Kalnaus, 2009; Shamsaei, 2010); transformação de fase martensítica (Bayerlein *et al.*, 1989); entre outros. Este trabalho tem como objetivo realizar uma campanha experimental composta de ensaios de tração-compressão, de torção e proporcionais; investigar o comportamento tensão-deformação cíclico deste material; e avaliar os modelos de fadiga propostos por Smith, Watson e Topper (1970), e Fatemi e Socie (1988).

2. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Os corpos de prova foram usinados a partir de barras cujo comprimento e diâmetro são 125 mm e 19 mm, respectivamente. Antes da usinagem, as barras foram normalizadas, com temperatura e tempo de isoterma iguais a 1050 °C e 1 h, respectivamente, seguidos de um resfriamento ao ar livre. Para os ensaios de tração-compressão, foram utilizados corpos de prova do tipo seção cheia — denominados UN —; já para os ensaios de torção e proporcionais, tubos de parede fina — denominados TU. A geometria e dimensões dos corpos de prova são apresentadas na Fig. 1.

Todos os ensaios foram realizados com controle de deformação, em temperatura ambiente, e com razão de carregamento $R_\epsilon = -1$. Foram utilizados uma máquina servo-hidráulica axial/torcional MTS 809, equipada de um controlador MTS Flextest 40 e de uma célula de carga de capacidade de ± 100 kN de força axial e ± 1100 Nm de torque, e um extensômetro axial/torcional MTS 632.80F. As trajetórias de deformação dos ensaios realizados são ilustradas na Fig. 2.

Há relatos na literatura (Krempel, 1979) de que o comportamento tensão-deformação deste material depende da taxa de carregamento, mesmo à temperatura ambiente. Com o objetivo de manter as mesmas condições em todos os ensaios, as frequências foram escolhidas de forma a resultar em uma taxa de deformação equivalente de von Mises da ordem de 10^{-2} s⁻¹.

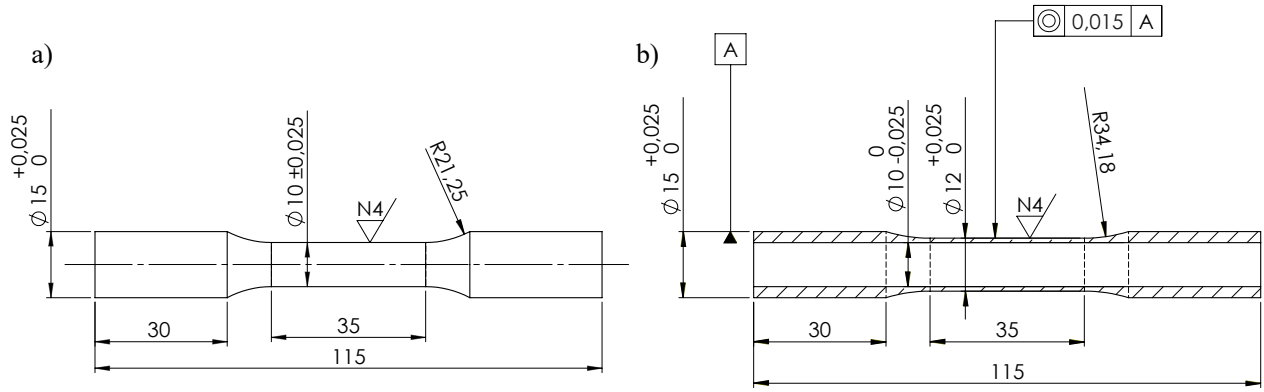


Figura 1: Geometria dos Corpos de Prova Uniaxial (a) e Tubular (b). Dimensões em milímetros. Adaptado de Carneiro Junior (2017)

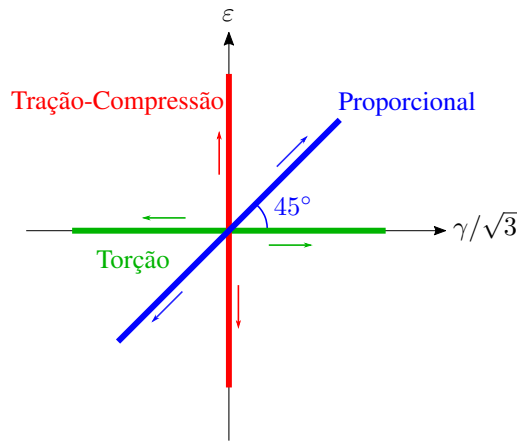


Figura 2: Representação Esquemática das Trajetórias de Deformação Prescrita

3. MODELOS DE FADIGA

3.1 Modelo de Smith–Watson–Topper

Smith, Watson e Topper (1970) propuseram um modelo de fadiga uniaxial que considera o efeito da tensão média na vida em fadiga. Socie (1987) propôs uma interpretação multiaxial deste modelo baseada no conceito de plano crítico. A hipótese fundamental deste modelo é que a máxima tensão normal σ_{nmax} e a amplitude de deformação normal $\Delta\epsilon/2$ atuando em um plano material governam a nucleação da trinca de fadiga. O plano crítico é aquele no qual o produto entre a máxima tensão normal e a amplitude de deformação normal é máximo. A descrição matemática deste modelo é

$$FP_{SWT} = \sigma_{nmax} \frac{\Delta\epsilon}{2} = f(N_f), \quad (1)$$

na qual $f(N_f)$ é uma função da vida em fadiga N_f . Para um carregamento de tensão-compressão totalmente alternado, a máxima tensão normal e a máxima amplitude de deformação normal ocorrem no plano material $\theta = 0$; para um carregamento de torção, no plano $\theta = \pm 45^\circ$.

3.2 Modelo de Fatemi–Socie

Fatemi e Socie (1988) propuseram um modelo de fadiga multiaxial que assume a amplitude de deformação cisalhante em um plano material como a principal força motriz responsável pela iniciação de uma trinca por fadiga. Este modelo inclui também o efeito da tensão normal, que é responsável pela abertura ou fechamento das faces da trinca. Como consequência, a vida à fadiga pode ser reduzida, em caso de abertura, ou prolongada, em caso de fechamento. A descrição matemática deste modelo é

$$FP_{FS} = \frac{\Delta\gamma_{max}}{2} \left(1 + k \frac{\sigma_{nmax}}{\sigma_y} \right) = f(N_f). \quad (2)$$

Na Eq. (2), σ_{nmax} é a máxima tensão normal no plano material no qual $\Delta\gamma_{max}/2$ é máximo, σ_y é a tensão de escoamento monotônica, e $f(N_f)$ é uma função da vida em fadiga. O parâmetro k pode ser determinado via ajuste dos dados experimentais obtidos de ensaios de tração-compressão e de torção, e pode variar ao longo dos ciclos de carregamento

(Socie and Marquis, 1997, p. 6—34). Apesar disto, k será assumido como uma constante ao longo da vida neste trabalho, assim como adotado por Jiang *et al.* (2007).

Para um carregamento de tensão-compressão totalmente alternado, a máxima deformação cisalhante ocorre nos planos materiais $\theta = \pm 45^\circ$; para um carregamento de torção, nos planos $\theta = 0$ e $\theta = 90^\circ$. O plano crítico foi originalmente definido para este modelo como o plano material no qual a amplitude de deformação cisalhante é máxima. Desta forma, o plano crítico não depende dos parâmetros de fadiga para ensaios de tração-compressão e de torção. Uma consequência desta definição é que o máximo valor do parâmetro de fadiga não necessariamente ocorre no plano crítico. Chu (1995) argumenta que se há influência da tensão normal na vida em fadiga, esta deve ser considerada em todos os planos materiais. Portanto, o plano crítico pode ser definido como o plano material no qual o parâmetro de fadiga é máximo. Sendo assim,

$$\left[\frac{\Delta\gamma}{2} \left(1 + k \frac{\sigma_{n\max}}{\sigma_y} \right) \right]_{\max} = f(N_f). \quad (3)$$

Neste trabalho, o plano crítico é definido como o plano material no qual o parâmetro de fadiga é máximo para os dois modelos investigados.

3.3 Estimativa de Vida em Fadiga

Para a estimativa de vida em fadiga, a relação de três parâmetros

$$(FP - FP_0)^v N_f = C \quad (4)$$

foi utilizada. Na Eq. (4), FP é o parâmetro de fadiga, e FP_0 , v e C são constantes do material. Esta relação tem sido utilizada por diversos autores (Castro and Jiang, 2016; Jiang *et al.*, 2007; Zhao and Jiang, 2008) e é similar àquela proposta por Manson (1965).

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Um resumo dos resultados experimentais é apresentado na Tab. 1. Os ensaios de tração-compressão e torção foram retirados de Carneiro Junior (2017):

Tabela 1: Resultados dos ensaios de fadiga para o aço inoxidável 304L

Ensaio	ID	$\Delta\epsilon_{eq}/2$ [%]	$\Delta\epsilon/2$ [%]	$\Delta\gamma/2$ [%]	$\Delta\sigma/2^a$ [MPa]	σ_m^a [MPa]	$\Delta\tau/2^a$ [MPa]	τ_m^a [MPa]	θ [°]	f [Hz]	N_f [Ciclos]
Tração-Compressão ^b	UN14	1,00	1,00	-	377	-6	-	-	-5	0,15	643
	UN19	0,80	0,80	-	320	-5	-	-	- ^c	0,18	1.635
	UN06	0,50	0,50	-	261	-1	-	-	0	0,50	4.218
	UN17	0,35	0,35	-	203	-4	-	-	0	1,40	33.880
	UN24	0,28	0,28	-	200	-1	-	-	0	2,00	88.900
	UN12	0,20	0,20	-	176	-11	-	-	-	7,00	>1.901.074
Torção ^b	TU20	1,00	-	1,73	-	-	225	0	0	0,15	855
	TU29	1,00	-	1,73	-	-	256	0	0	0,15	1.800
	TU26	0,75	-	1,30	-	-	192	1	0	0,30	2.007
	TU21	0,50	-	0,87	-	-	207	0	0	0,50	18.230
	TU23	0,35	-	0,61	-	-	155	0	45	1,40	132.071
	TU28	0,28	-	0,48	-	-	173	0	-	2,00	>1.889.057
	TU22	0,20	-	0,35	-	-	129	-3	-	2,00	>2.017.640
Proporcional	TU40	1,00	0,71	1,22	304	-8	128	2	0	0,30	461
	TU37	0,80	0,57	0,98	266	-7	112	2	10	0,40	780
	TU33	0,60	0,42	0,73	235	-6	99	2	0	0,60	830
	TU41	0,60	0,42	0,73	234	-7	97	2	0	0,60	1.200
	TU32	0,50	0,35	0,61	209	-9	90	2	5	0,80	2.000
	TU35	0,40	0,28	0,49	197	-8	85	3	0	1,00	5.100
	TU36	0,30	0,21	0,37	186	-13	80	1	20	1,20	35.000
	TU42	0,24	0,17	0,29	180	-19	78	3	30	1,75	70.000
	TU38	0,20	0,14	0,24	156	-23	74	2	35	2,00	148.700

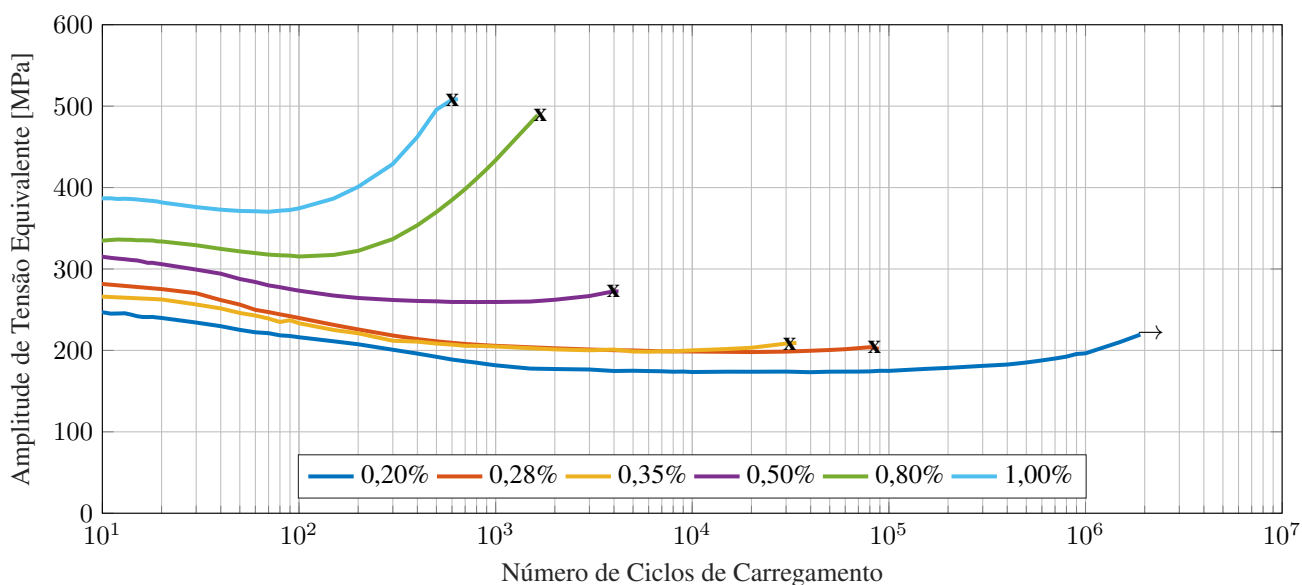
^a Obtido em meia-vida.

^b Dados obtidos por Carneiro Junior (2017).

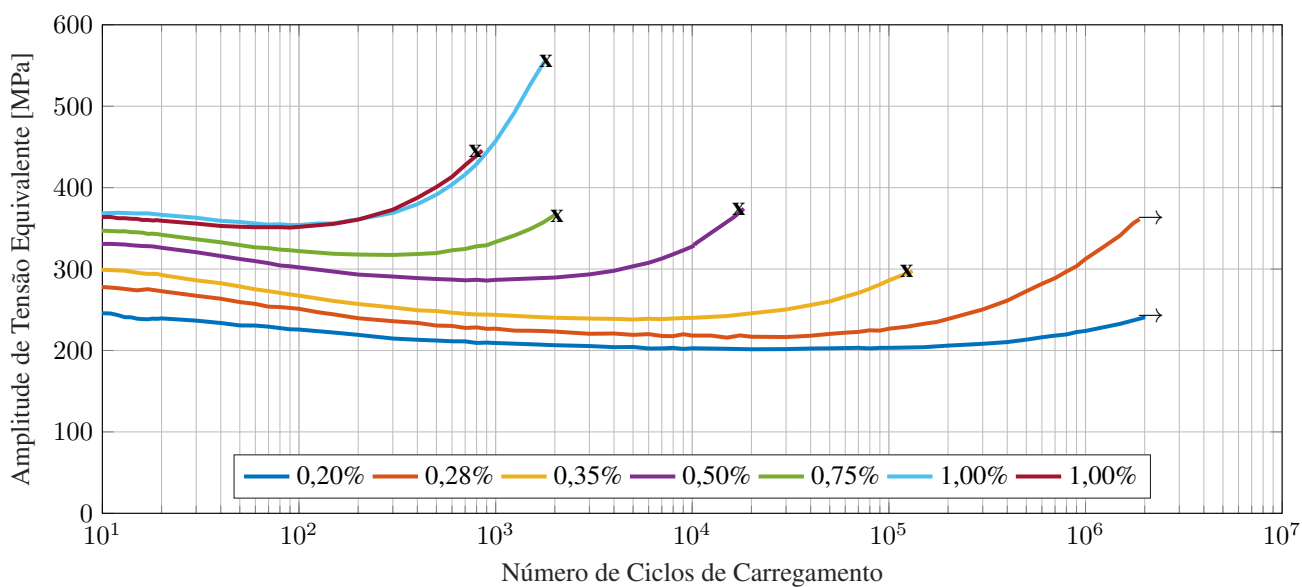
^c Falha fora da região de ensaio.

Para os ensaios de tração-compressão e de torção, houve endurecimento secundário, o que já havia sido observado por outros autores (Colin *et al.*, 2010; Kalnaus, 2009). Este fenômeno está associado à transformação de fase martensítica (Carneiro Junior, 2017). Já para os ensaios proporcionais, não foi observado endurecimento secundário, exceto para as amplitudes de deformação equivalente de 0,80% e 1,00%. É apresentada na Fig. 3 a curva amplitude de tensão equivalente versus número de ciclos de carregamento para os ensaios realizados:

Tração-Compressão



Torção



Proporcional

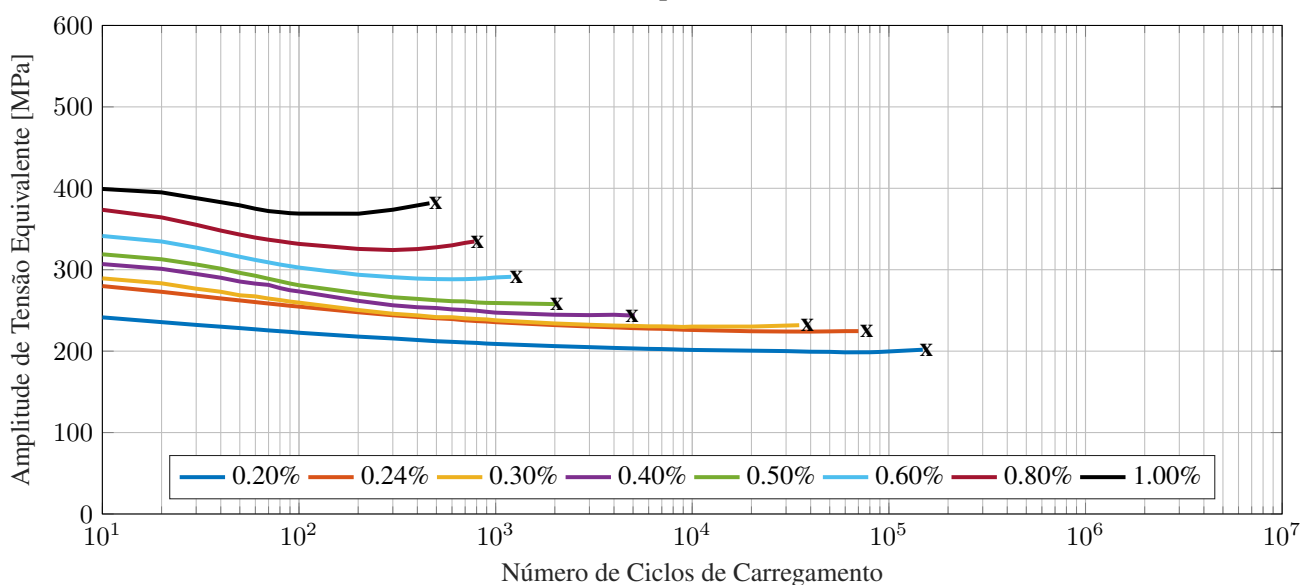


Figura 3: Amplitude de tensão equivalente vs. número de ciclos de carregamento para ensaios de tração-compressão, de torção e proporcionais.

Mesmo para níveis de deformação tais que o ensaio foi interrompido, foi verificada a presença de deformação plástica significativa. Desta forma, uma análise elástica linear não é apropriada para este material, mesmo para fadiga de alto ciclo. São apresentados na Fig. 4 os laços de histerese obtidos para o ensaio de tração-compressão e de torção com deformação equivalente de 0,20%:

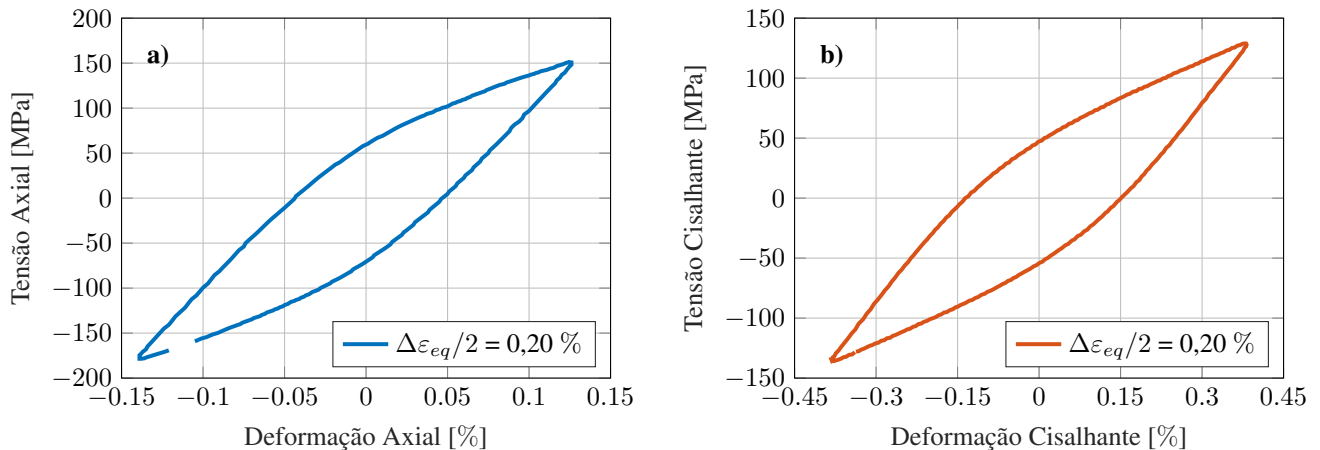


Figura 4: Laços de histerese para ensaios de (a) tração-compressão e (b) de torção.

Devido ao endurecimento secundário, não há um ciclo estabilizado que representa o comportamento-tensão deformação ao longo do ensaio. Para a obtenção das constantes do material, foi adotado o ciclo correspondente à metade da vida em fadiga. As constantes do material para modelos de Smith–Watson–Topper e Fatemi–Socie são apresentadas na Tab. 2 :

Tabela 2: Constantes dos modelos de Smith–Watson–Topper e Fatemi–Socie

Modelo	Constantes do Material			
	FP ₀	v	C	k
Smith–Watson–Topper	$0,39 \times 10^0$	1,54	$5,7 \times 10^3$	-
Fatemi–Socie	$1,70 \times 10^{-3}$	2,11	$9,2 \times 10^{-2}$	1,0

São apresentadas na Fig. 5 as vidas estimadas e observadas para os modelos investigados. A linha traço-ponto representa um fator de dois, enquanto a linha tracejada representa um fator de quatro.

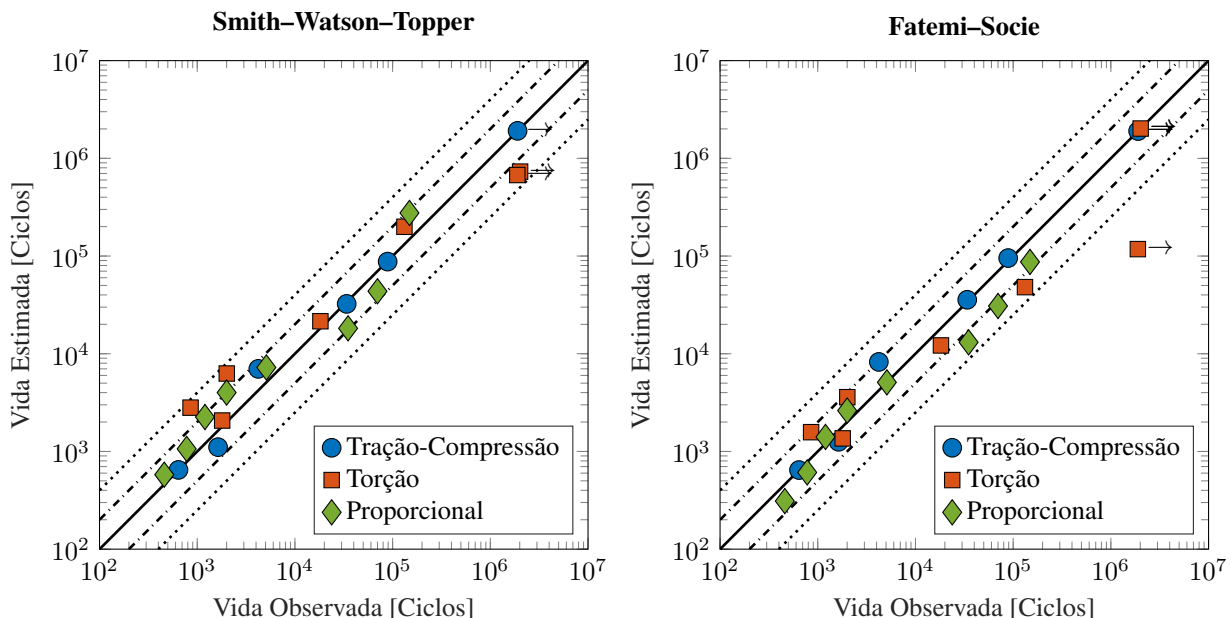


Figura 5: Estimativa de vida em fadiga obtidas pelos modelos de Smith–Watson–Topper e Fatemi–Socie

Foi verificado que a orientação da trinca dependente da amplitude de deformação equivalente prescrita, o que também já havia sido observado por outros autores (Kalnaus, 2009; Socie, 1987). A orientação da trinca foi de 0 para todos os ensaios de tração-compressão; para os ensaios de torção, 45° para deformação equivalente prescrita de 0,35% e 0 nos demais casos. Para os ensaios proporcionais, a orientação da trinca varia linearmente para $\Delta\epsilon_{eq}/2 < 0,40\%$, enquanto uma orientação próxima a 0 é observada para os demais casos.

5. CONCLUSÃO

Os resultados experimentais permitem as seguintes conclusões:

1. Para os ensaios proporcionais cuja $\Delta\varepsilon_{eq}/2 = 0,80\%$ e $1,00\%$, o endurecimento secundário foi perceptível, apesar de pouco significativo devido à ocorrência da falha por fadiga antes que este endurecimento se tornasse pronunciado. Já para os ensaios de tração-compressão e de torção, houve endurecimento secundário significativo em quase todos os casos.
2. Todas as estimativas de vida obtidas para os dois modelos estão dentro de um fator de quatro. Para o modelo de Smith-Watson-Topper e de Fatemi-Socie, 89% e 83% das estimativas estão dentro de um fator de dois, respectivamente.
3. A orientação da trinca de fadiga não pode ser prevista adequadamente para todos os níveis de deformação prescrita por modelos de fadiga multiaxial que assumem um modo único de falha para todas as amplitudes de deformação, como os de Smith, Watson e Topper (1970), e Fatemi e Socie (1988).
4. Observou-se a presença de deformação plástica para todos os ensaios realizados, incluindo aqueles que não falharam após 10^6 ciclos de carregamento.

6. AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem o suporte financeiro concedido pelo CNPq (131847/2017-1, 308126/2016-5 e 304083/2013-5, respectivamente) e pela Fundação de Apoio à Pesquisa do Distrito Federal (FAPDF).

7. REFERÊNCIAS

- Bayerlein, M., Christ, H.J. and Mughrabi, H., 1989. "Plasticity-induced martensitic transformation during cyclic deformation of AISI 304L stainless steel". *Materials Science and Engineering: A*, Vol. 114, pp. L11–L16.
- Carneiro Junior, L.A., 2017. *Estudo experimental da plasticidade cíclica e fadiga do aço inoxidável 304L*. Master's thesis, Universidade de Brasília.
- Castro, F. and Jiang, Y., 2016. "Fatigue life and early cracking predictions of extruded AZ31B magnesium alloy using critical plane approaches". *International Journal of Fatigue*, Vol. 88, pp. 236–246.
- Chu, C.C., 1995. "Fatigue damage calculation using the critical plane approach". *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 117, No. 1, p. 41.
- Colin, J., Fatemi, A. and Taheri, S., 2010. "Fatigue behavior of stainless steel 304L including strain hardening, prestraining, and mean stress effects". *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 132, No. 2, p. 021008.
- Fatemi, A. and Socie, D.F., 1988. "A critical plane approach to multiaxial fatigue damage including out-of-phase loading". *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, Vol. 11, No. 3, pp. 149–165.
- Huda, Z. and Edi, P., 2013. "Materials selection in design of structures and engines of supersonic aircrafts: a review". *Materials & Design*, Vol. 46, pp. 552–560.
- Jiang, Y., Hertel, O. and Vormwald, M., 2007. "An experimental evaluation of three critical plane multiaxial fatigue criteria". *International Journal of Fatigue*, Vol. 29, No. 8, pp. 1490–1502.
- Kalnaus, S., 2009. *Investigation of fatigue behavior of two austenitic stainless steels*. Ph.D. thesis, University of Nevada.
- Krempel, E., 1979. "An experimental study of room-temperature creep and relaxation of AISI type 304 stainless steel". *Mech. Phys. Solids*, Vol. 27, pp. 363–375.
- Manson, S.S., 1965. "Fatigue: a complex subject- some simple approximations". *Experimental Mechanics*, Vol. 5, No. 4, pp. 193–226.
- Shamsaei, N., 2010. *Multiaxial fatigue and deformation including non-proportional hardening and variable amplitude loading effects*. Ph.D. thesis, University of Toledo.
- Smith, K., Watson, P. and Topper, T., 1970. "A stress-strain function for fatigue of metals". *Journal of materials*, Vol. 5, pp. 767–778.
- Socie, D., 1987. "Multiaxial fatigue damage models". *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 109, No. 4, p. 293.
- Socie, D.F. and Marquis, G., 1997. *Multiaxial Fatigue*. Society of Automotive Engineers.
- Taleb, L., 2013. "About the cyclic accumulation of the inelastic strain observed in metals subjected to cyclic stress control". *International Journal of Plasticity*, Vol. 43, No. 2013, pp. 1–19.
- Zhao, T. and Jiang, Y., 2008. "Fatigue of 7075-T651 aluminum alloy". *International Journal of Fatigue*, Vol. 30, No. 5, pp. 834–849.
- Zinkle, S.J. and Was, G.S., 2013. "Materials challenges in nuclear energy". *Acta Materialia*, Vol. 61, No. 3, pp. 735–758.

8. RESPONSABILIDADE AUTORAIS

Os autores são os únicos responsáveis pelo conteúdo deste trabalho.

FATIGUE AND CYCLIC PLASTICITY OF THE 304L STAINLESS STEEL UNDER TENSION-COMPRESSION, TORSIONAL AND PROPORTIONAL LOADING

Cainã Bemfica, cainabemfica@gmail.com¹

Fábio Castro, fabiocastro@unb.br¹

Edgar Mamiya, mamiya@unb.br¹

¹Department of Mechanical Engineering, University of Brasília, DF, Brazil

Abstract: *The fatigue behaviour and the cyclic plasticity of the 304L stainless steel were investigated through tension-compression, torsional and proportional loading. The accuracy of the fatigue models of Smith–Watson–Topper and Fatemi–Socie was also investigated. It was observed that the cyclic stress-strain behaviour, especially for tension-compression and torsional loading, does not stabilize due to a phenomenon called secondary hardening, which is associated with a martensitic phase transformation induced by plastic strain. It was also observed that the fatigue cracking mode depends upon the prescribed equivalent strain amplitude. For all experiments, the presence of plastic strain was observed, even for those that did not fail after 10^6 loading cycles. All life estimates obtained from both models are within a factor of four, whilst the majority are within a factor of two.*

Keywords: *304L Stainless Steel, Multiaxial Fatigue, Cyclic Plasticity, Critical Plane Models*