

RESISTÊNCIA À FADIGA: CRITÉRIO UNIAXIAL VERSUS MODELO MULTIAXIAL

Tufic Moraes Mourão

Universidade de Brasília, Faculdade de Tecnologia – Deptº de Engenharia Mecânica,
tuficm@pop.com.br

Edgar Nobuo Mamiya

Universidade de Brasília, Faculdade de Tecnologia – Deptº de Engenharia Mecânica, maniya@unb.br

José Alexander Araújo

Universidade de Brasília, Faculdade de Tecnologia – Deptº de Engenharia Mecânica, alex07@unb.br

Resumo: *O objetivo deste trabalho é avaliar a falha por fadiga de alguns materiais metálicos, considerando modelos de fadiga uniaxial e multiaxial. Componentes mecânicos sujeitos a carregamentos dinâmicos, podem estar sujeitos a um complexo estado de tensões. Geralmente a avaliação da resistência à fadiga nestas condições requer a aplicação de um critério multiaxial. Entretanto, é uma prática comum nas empresas conduzir tal avaliação com o uso de critério uniaxial onde a máxima amplitude da tensão ou da deformação principal é considerada a variável controladora do processo de fadiga. Assim é neste contexto, que o projeto visa avaliar quantitativamente as diferenças obtidas na prevenção da resistência à fadiga quando critérios multiaxiais e uniaxiais são considerados. Os critérios considerados foram os critérios de Goodman e de Gerber (uniaxiais), Crossland e de Mamiya & Araújo (multiaxiais). Para a avaliação dos resultados fornecidos pelos critérios, utilizou-se dados coletados da bibliografia existente para casos em que peças eram sujeitas a carregamentos multiaxiais. O estudo permitiu verificar que para carregamentos de flexão/torção ou tração-compressão/torção em fase os resultados dos critérios uniaxiais estão bem próximos aos obtidos com os critérios multiaxiais. Porém, para carregamentos fora de fase as previsões de resistência à fadiga fornecida para critérios uniaxiais foram significativamente piores do que as obtidas com os critérios multiaxiais. Entre os critérios multiaxiais estudados o critério proposto por Mamiya & Araújo apresenta as melhores previsões.*

Palavras-chave: 1) integridade estrutural; 2) fadiga uniaxial; 3) fadiga multiaxial.

1. INTRODUÇÃO

Vários componentes mecânicos submetidos a carregamentos dinâmicos estão sob estados multiaxiais de tensão. Nestes casos, é indicado o uso de critérios multiaxiais para avaliar a resistência à fadiga de tais componentes. Entretanto, devido à complexidade e o custo envolvido na análise computacional dos modelos multiaxiais, é usual, no setor industrial, conduzir-se tal avaliação considerando modelos de fadiga uniaxiais, que requerem a determinação da amplitude e do valor

médio da tensão principal. Apesar desta ser uma prática comum na indústria, não é do conhecimento dos autores que alguma avaliação quantitativa dos ganhos ou dos erros envolvidos em tal aproximação, quando comparada aos critérios multiaxiais e a dados experimentais, tenha sido conduzida. Este trabalho visa realizar esta análise comparativa através da implementação numérica de alguns modelos apropriados para avaliação da resistência à fadiga uniaxial e multiaxial. Os resultados obtidos serão posteriormente confrontados com dados obtidos da literatura para testes sob condições de carregamentos multiaxiais. Há diversos critérios para avaliação da fadiga sob condições complexas de carregamento. Apesar do grande número de propostas, ainda não há uma abordagem universalmente aceita. Os critérios mais antigos foram inicialmente concebidos para solicitações cíclicas em fase. Em princípio, estes critérios podem ser estendidos para condições de carregamentos fora de fase, mas outros trabalhos (Papadopoulos, 1997, Mamiya & Araújo, 2002) mostram que, nestas condições, o desempenho obtido pela maioria destes modelos é significativamente inferior.

Os critérios encontrados na literatura podem ser classificados, em geral, segundo as seguintes abordagens:

- Critérios Empíricos,
- Modelos baseados nos Invariantes do Tensor Tensão ou do Tensor Deformação,
- Modelos Mesoscópicos.

Os primeiros critérios de fadiga multiaxial foram de natureza totalmente empírica e amparada pelos extensos trabalhos experimentais produzidos por Gough e Pollard (1935) e Nishihara e Kawamoto (1945). Sines (1955) identificou o efeito da presença de tensões médias sobre a amplitude limite das tensões cíclicas e a partir daí propôs um critério baseado nos invariantes do tensor tensão. Nesta abordagem uma amplitude de tensão equivalente é calculada e usada para prever a vida à fadiga a partir de curvas S-N convencionais. Crossland (1956) desenvolveu um modelo similar ao de Sines, mas que considera o valor máximo da pressão hidrostática, e não seu valor médio, como variável fundamental no processo de nucleação da trinca. Mais recentemente, Deperrois (1991), Bin Li et al. (2000) e Mamiya e Araújo (2002) apresentaram critérios também baseados nos invariantes do tensor tensão, mas cujos resultados são significativamente melhores aos obtidos com os modelos de Sines e Crossland.

Uma abordagem em nível mesoscópico, foi introduzida por Dang Van (1973). Nesta abordagem, procura-se avaliar a magnitude das deformações plásticas acumuladas observadas ao nível dos grãos cristalinos, embora o comportamento macroscópico do material seja elástico. Resultados apresentados por Papadopoulos et al. (1997) comparando um modelo melhorado de Dang Van (1973) com outros critérios de resistência a fadiga (Crossland, Sines, Mataka, McDiarmid e Dietmann), atestam a superioridade desta nova abordagem, entretanto sua implementação para carregamentos assíncronos é extremamente complicada.

2. MODELOS ESTUDADOS

Os critérios considerados neste projeto foram os critérios de Goodman e Gerber para fadiga uniaxial e os critérios de Crossland e Mamiya & Araújo para fadiga multiaxial. Os modelos uniaxiais foram escolhidos devido a sua ampla utilização nos setores industrial e acadêmico e os modelos multiaxiais foram selecionados devido a sua simplicidade de implementação e a qualidade dos resultados fornecidos quando comparados a outros modelos propostos na literatura. Para a avaliação dos resultados fornecidos pelos critérios, foram coletados dados para casos em que peças estão sujeitas à carregamentos multiaxiais. Estes dados envolvem histórias de tensões biaxiais, em fase e fora de fase, obtidas a partir de carregamentos de flexão e torção e tração/compressão e torção, para quatro diferentes tipos de aços.

2.1 MODELOS UNIAXIAIS E O EFEITO DA TENSÃO NORMAL MÉDIA

A resistência ou o limite de fadiga de um material pode ser afetado por inúmeros fatores. Dentre estes, o efeito da tensão normal média é de fundamental importância, devido a sua forte influência. Sabe-se que, em geral, as tensões normais médias de compressão são benéficas, e as de tração são maléficas para a vida à fadiga em uma mesma amplitude de tensão. Tal observação pode ser explicada pelo fato de que as tensões médias de tração ($\sigma_m > 0$) favoreçam a abertura e conseqüentemente a propagação de trincas, enquanto as de compressão ($\sigma_m < 0$) têm o efeito contrário.

Um método para se avaliar o efeito da tensão média na amplitude de tensão admissível é desenvolver uma relação linear entre a tensão alternada (σ_a) e a tensão média (σ_m). Para testes com a presença de tensões médias de tração os pontos podem ser ajustados por uma reta, a equação desta reta é a equação de Goodman que pode ser expressa por.

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{fl}} + \frac{\sigma_m}{\sigma_u} = 1 \quad (1)$$

onde σ_u é o limite de resistência do material e σ_{fl} é o limite de fadiga para carregamento alternado. Através desta equação pode-se determinar de quanto à resistência à fadiga de um determinado material, sob carregamento uniaxial, cresce ou decresce em função da presença das tensões médias.

Outras equações foram propostas para tentar expressar o efeito da tensão média, sobre a resistência à fadiga em carregamentos uniaxiais, porém a equação de Gerber, Eq. (2), juntamente com a de Goodman, Eq. (1), são as mais utilizadas para quantificar este efeito.

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{fl}} + \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_u} \right)^2 = 1 \quad (2)$$

As situações reais tendem a cair entre as curvas de Goodman e Gerber, sendo que para metais frágeis, como aços de alta resistência os dados experimentais aproximam-se mais de Goodman, e para metais dúcteis os dados aproximam-se de Gerber.

A avaliação desses critérios é efetuada através do índice de erro $I(\%)$, assim os índices de erro para os modelos de Goodman e Gerber podem ser escritos como:

$$I_{Goodman} = \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{fl}} - \frac{\sigma_m}{\sigma_u} - 1 \right) * 100 \quad (3)$$

$$I_{Gerber} = \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_{fl}} + \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_u} \right)^2 - 1 \right) * 100 \quad (4)$$

Estes índices fornecem uma medida do quanto os resultados obtidos com a aplicação do critério se aproximam dos resultados experimentais, que foram obtidos para condições limites de carregamento. Desta maneira, para $I(\%)$ igual a zero, o ponto material considerado se encontrará em seu limite de resistência à fadiga, segundo o critério considerado. Este seria o índice fornecido por um modelo ideal, que fosse capaz de prever exatamente o comportamento do material quando solicitado ciclicamente. Para valores negativos de $I(\%)$, o critério prevê que o ponto material não sofrerá falha

por fadiga, o que é uma previsão não conservativa, enquanto valores positivos de $I(\%)$ indicam que o componente falhou, quando na verdade este ainda suportaria uma solicitação mais severa.

2.3 MODELOS MULTIAXIAIS

Vários critérios de fadiga multiaxial (Crossland (1956), Bin Li et al. (2000), Mamiya & Araújo, 2002) podem ser escritos essencialmente como:

$$\tau_{eq} + k * p_{max} \leq \lambda \quad (5)$$

onde τ_{eq} é a amplitude da tensão cisalhante equivalente, p_{max} é o máximo valor da tensão hidrostática observada ao longo da história de carregamento e λ e k são parâmetros do material obtidos a partir de testes de torção e flexão alternada, respectivamente. A diferença básica entre os diversos critérios descritos pela Eq. (5) está, em geral, na definição da amplitude da tensão equivalente. Para o critério de Crossland a amplitude da tensão cisalhante equivalente é dada pelo raio da menor hipersfera que contém a história de carregamentos (após a projeção dentro do espaço desviador das tensões) e é determinada por $\sqrt{J_{2a}}$. Por ser um critério baseado em tensões a aplicabilidade deste é restrita a fadiga com alto número de ciclos.

O critério proposto por Mamiya & Araújo também pode ser descrito pela Eq. (5). Neste modelo a amplitude da tensão cisalhante equivalente associa-se à amplitude da tensão microscópica desviadora calculada em termos de uma base ortonormal arbitrariamente escolhida. Assim como nos critérios uniaxiais, a verificação dos critérios multiaxiais de Crossland e o de Mamiya & Araújo é efetuada através do índice de erro, que fornece o quanto o critério é eficiente, ou não, quando comparado a resultados de testes obtidos em condições limites de carregamento.

$$I_{Crossland}(\%) = \frac{\sqrt{J_{2a}} + kp_{max} - \lambda}{\lambda} (100) \quad (6)$$

$$I_{M\&A}(\%) = \frac{\tau_{eq} + kp_{max} - \lambda}{\lambda} (100) \quad (7)$$

3. RESULTADOS

Com o objetivo de avaliar e comparar os resultados fornecidos pelos critérios analisados, coletou-se dados experimentais para quatro diferentes tipos de materiais submetidos a carregamentos combinados de flexão e torção ou tração/compressão e torção. Estes dados correspondem a experimentos com aços duros. A classificação de dureza para o estudo da fadiga difere do conceito clássico. Materiais cuja razão entre o limite de fadiga a flexão, f_{-1} , e a torção, τ_{-1} , varia segundo a relação $1.3 \leq f_{-1}/\tau_{-1} \leq \sqrt{3}$, são classificados por Papadopoulos (1997) como materiais duros para fadiga. A Tabela 1 apresenta uma lista dos materiais selecionados para a avaliação dos critérios com seus respectivos limites à fadiga para flexão e torção alternadas.

Tabela 1: Materiais dos espécimes utilizados nos testes de fadiga coletados da literatura e seus respectivos limites de fadiga a flexão e a torção alternada pura

Material	f_{-1}	t_{-1}	f_{-1}/t_{-1}	Classificação
Aço Duro	313.9	196.2	1.59	Duro
34Cr4	410.0	256.0	1.60	Duro
42CrMo4	398.0	260.0	1.53	Duro
25CrMo4	361.0	228.0	1.58	Duro

Os dados considerados para análise estão relatados nas Tabelas 2 a 5. Estes dados foram produzidos por Nishihara e Kawamoto (1945) (Tabela 2), Zenner et al. (1985) (Tabela 3 e 4) e Mielke (1980) (Tabela 5). Nestas tabelas constam as tensões geradas pelo carregamento. Como usual as tensões normal e cisalhante, são denotadas por σ e τ , respectivamente. Os subíndices a e m referem-se a componentes alternadas e médias e δ_y é o ângulo de fase entre os esforços aplicados.

Os critérios de fadiga uniaxial e multiaxial foram então aplicados ao conjunto de dados experimentais. Para cada conjunto de dados analisado, os índices de erro obtidos são apresentados em forma tabular (Tabelas 2 a 5) e gráfica (Figuras 1 a 4). As Figuras de 6 a 9 mostram o desempenho dos modelos considerados (através do índice de erro, traçado no eixo das ordenadas) para cada condição de carregamento (identificada através do número do teste, eixo das abscissas) usando um mesmo material. A análise destes resultados mostra que os índices de erro produzidos pelo critério de Mamiya & Araújo são em sua grande maioria melhores do que os de Crossland, principalmente para testes com ângulo de fase de 90° entre as cargas e na presença de tensões médias. Tal comportamento fica evidente quando se observa os dados da Tabela 3 para os testes nº 3, 9 e 11, onde o critério proposto por Mamiya e Araújo calcula índices superiores a -5% e o critério de Crossland estima valores inferiores a -20%. Mais ainda, enquanto o pior resultado obtido pelo critério de Crossland foi $I = -28.95\%$ (Tabela 4), o modelo proposto por Mamiya e Araújo obteve como pior índice $I = -15.34\%$ (Tabela 4).

Quanto aos critérios uniaxiais, tanto Goodman quanto Gerber, fornecem resultados bastante parecidos. Para a maioria dos dados considerados, ambos os critérios forneceram índices de erro negativos. Índices próximos a -40% foram calculados para carregamentos com defasagem de 90°, como se pode observar nos testes nº 4 da Tab 2, nº 5 da Tab 3 e nº 4 da Tab 4.

Tabela 2: Teste do material aço duro, $f_{-1} = 313.9\text{MPa}$, $t_{-1} = 196.2\text{MPa}$

σ_{xa} (MPa)	σ_{ya} (MPa)	τ_{xya} (MPa)	σ_{xm} (MPa)	σ_{ym} (MPa)	τ_{xym} (MPa)	δ_y (°)	I(%) Crossland	I(%) M & A	I(%) Goodman	I(%) Gerber
138.1	0	167.1	0	0	0	0	-2.26	-2.27	-20.40	-20.40
140.1	0	169.9	0	0	0	30	-2.54	-0.68	-21.71	-21.71
145.7	0	176.3	0	0	0	60	-3.59	3.06	-26.51	-26.51
150.2	0	181.7	0	0	0	90	-3.73	6.26	-36.44	-36.44
245.3	0	122.6	0	0	0	0	3.69	3.67	-3.22	-3.22
249.7	0	124.8	0	0	0	30	0.02	3.23	-6.77	-6.77
252.4	0	126.2	0	0	0	60	-8.34	4.36	-13.05	-13.05
258.0	0	129.0	0	0	0	90	-17.81	6.70	-17.80	-17.80
299.1	0	62.8	0	0	0	0	0.94	0.92	-0.68	-0.68
304.5	0	63.9	0	0	0	90	-2.98	2.74	-2.99	-2.99

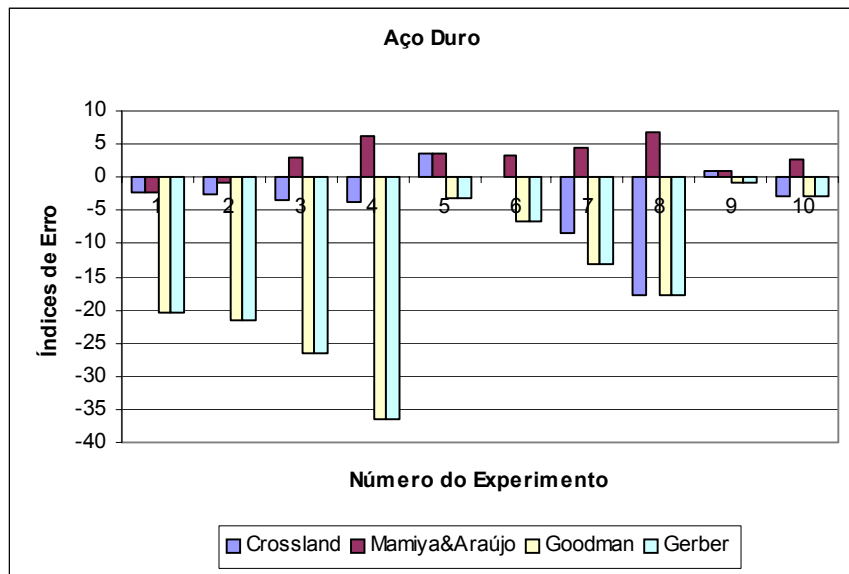


Figura 1 – Distribuição do índice de erro para cada experimento relatado na Tabela 2, considerando os critérios de Crossland, Mamiya e Araújo, Goodman e Gerber.

Tabela 3: Teste do material 34Cr4, dez testes, $f_I = 410\text{MPa}$, $t_I = 256\text{MPa}$

σ_{xa} (MPa)	σ_{ya} (MPa)	τ_{xya} (MPa)	σ_{xm} (MPa)	σ_{ym} (MPa)	τ_{xym} (MPa)	δ_y (°)	I(%) Crossland	I(%) M & A	I(%) Goodman	I(%) Gerber
314	0	157	0	0	0	0	-0.53	-0.55	-7.55	-7.55
315	0	158	0	0	0	60	-12.31	-0.13	-16.88	-16.88
316	0	158	0	0	0	90	-22.92	0.08	-22.93	-22.93
315	0	158	0	0	0	120	-12.32	-0.13	-16.88	-16.88
224	0	224	0	0	0	90	-8.37	5.15	-36.93	-36.93
380	0	95	0	0	0	90	-7.31	0.37	-7.32	-7.32
316	0	158	0	0	158	0	0.10	0.08	20.28	0.46
314	0	157	0	0	157	60	-12.68	-0.57	9.88	-9.86
315	0	158	0	0	158	90	-23.17	-0.10	4.07	-15.75
279	0	140	279	0	0	0	-6.37	-6.38	30.33	5.37
284	0	142	284	0	0	90	-25.53	-4.83	18.23	-6.75
212	0	212	212	0	0	90	-9.54	3.41	-3.75	-26.95

Tabela 4: Teste do material 42CrMo4, nove testes, $f_I = 398\text{MPa}$, $t_I = 260\text{MPa}$

σ_{xa} (MPa)	τ_{xya} (MPa)	σ_{xm} (MPa)	τ_{xym} (MPa)	δ_y (°)	τ_{xya}/σ_{xa}	I(%) Crossland	I(%) M & A	I(%) Goodman	I(%) Gerber
328	157	0	0	0	0.48	4.20	4.19	-1.75	-1.75
286	137	0	0	90	0.48	-28.14	-9.13	-28.14	-28.14
233	224	0	0	0	0.96	7.31	7.30	-7.29	-7.29
213	205	0	0	90	0.96	-14.93	-1.83	-39.74	-39.74
266	128	0	128	0	0.48	-15.33	-15.34	-4.72	-17.80
283	136	0	136	90	0.48	-28.95	-9.97	-12.45	-26.19
333	160	0	160	180	0.48	5.94	5.92	19.20	3.60
280	134	280	0	0	0.48	-2.88	-2.88	17.72	-4.67
271	130	271	0	90	0.48	-24.05	-5.93	0.86	-21.17

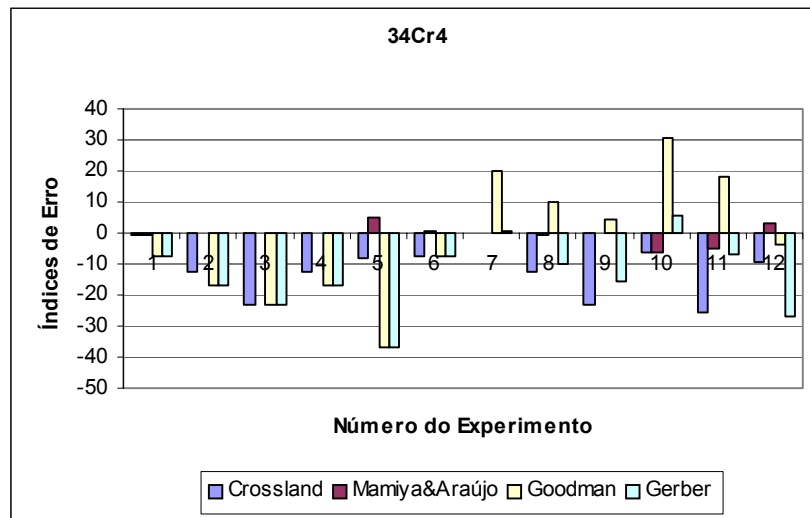


Figura 2 – Distribuição do índice de erro para cada experimento relatado na Tabela 3, considerando os critérios de Crossland, Mamiya e Araújo, Goodman e Gerber.

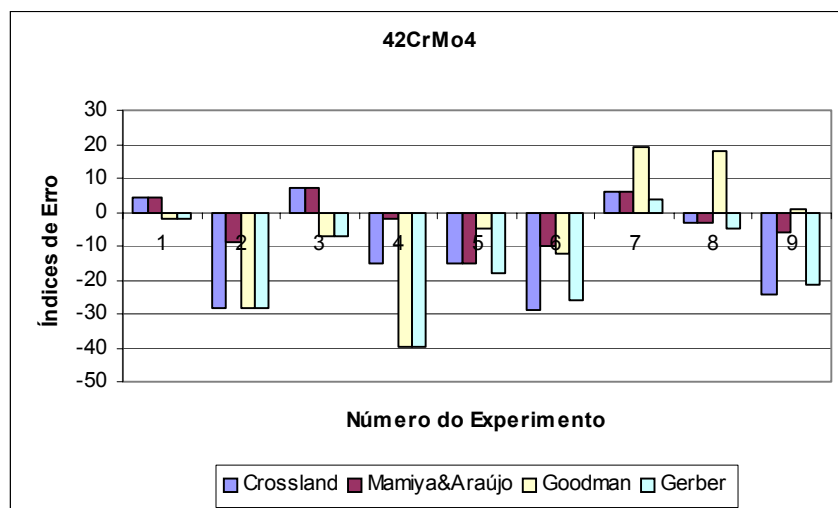


Figura 3 – Distribuição do índice de erro para cada experimento relatado na Tabela 4, considerando os critérios de Crossland, Mamiya e Araújo, Goodman e Gerber.

Tabela 5: Teste do material 25CrMo4, oito testes, $f_{-I} = 361\text{MPa}$, $t_{-I} = 228\text{MPa}$

σ_{xa} (Mpa)	σ_{ya} (MPa)	τ_{xya} (MPa)	σ_{xm} (MPa)	σ_{ym} (MPa)	δ_{yy} (°)	δ_{xy} (°)	τ_{xya}/σ_{xa}	I(%) Crossland	I(%) M & A	I(%) Goodman	I(%) Gerber
261	261	0	340	170	0	0	0	-9.35	-9.36	10.24	-13.30
275	275	0	340	170	60	0	0	-14.69	8.69	14.12	-9.42
240	240	0	340	170	90	0	0	-5.36	6.13	4.43	-19.12
196	196	0	340	170	180	0	0	-1.89	-1.90	-7.76	-31.31
220	0	110	340	170	0	60	0.5	-18.49	-8.96	3.84	-19.70
233	0	117	340	170	0	90	0.5	-23.33	-4.13	2.49	-21.06
155	0	155	340	170	0	60	1	-12.63	-5.71	-1.76	-25.31
159	0	159	340	170	0	90	1	-14.47	-3.56	-11.21	-34.75

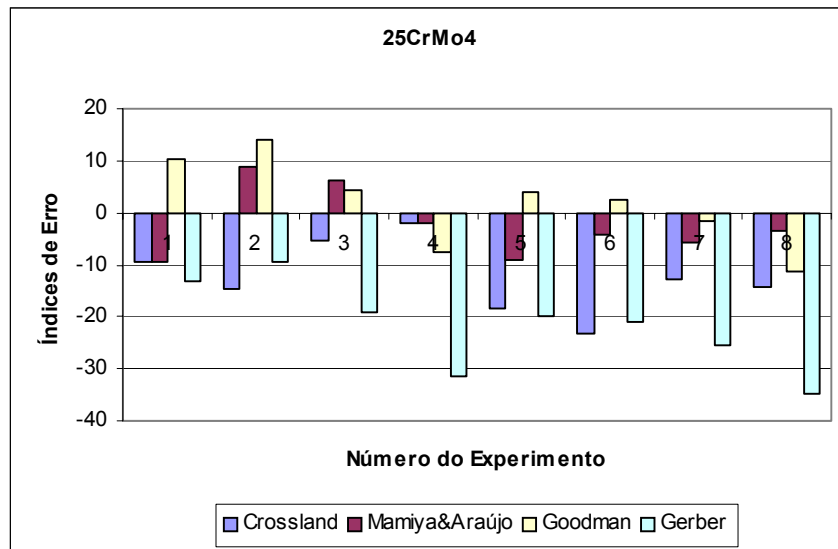


Figura 4 – Distribuição do índice de erro para cada experimento relatado na Tabela 5, considerando os critérios de Crossland, Mamiya e Araújo, Goodman e Gerber.

4. CONCLUSÃO

Este trabalho desenvolveu uma análise quantitativa dos resultados fornecidos por modelos multiaxiais e uniaxiais quando usados para calcular a resistência à fadiga de uma série de dados experimentais obtidos sob condições de carregamento multiaxial disponíveis na literatura. Como foi possível observar através dos resultados dos índices de erro, o critério que melhor prevê uma falha por fadiga é o proposto por Mamiya & Araújo que no geral alcançou índices de erro mais próximos de zero. Os critérios uniaxiais, por sua vez, produziram índices de erros piores que os critérios multiaxiais. Além disso, as piores avaliações apresentam índices negativos, ou seja, contra a segurança, pois nos dizem que as peças poderiam suportar mais carga sendo que na verdade já chegaram no seu limite de resistência a fadiga. Assim, a análise de estados complexos de tensões através do uso de critérios uniaxiais que requerem a determinação da amplitude e do valor médio da tensão principal fornece em geral uma avaliação errônea do problema, podendo assim, causar sérios erros no cálculo da resistência à fadiga de um elemento.

5. REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

- Bin Li, Santos, J. L. T. and Freitas, M., A Unified Numerical Approach for Multiaxial Fatigue Limit Evaluation, Mech. Struc. & Mach., 28 (1), 2000, pp. 85-103.
- Crossland, B., In 'Proc. Int. Conf. On Fat. Of Metals', Proc. Inst. Mech., London, 1956, pp. 138-149.
- Dan Vang, K., Griveau, B., Message, O., Biaxial and Multiaxial Fadige,EGF , London 1989, pp 479.
- Deperrois, A., Sur le calcul de limites d'endurance des aciers, Thèse de Doctorat, Ecole Polytechnique, Paris, 1991.
- Gough, H. J., and Pollard, H. V., The Strength of Metals under Combined Alternating Stresses, Proc. Inst. Mech., December, 1935.

- Mamiya, E. N., Araújo, J. A., Fatigue limit under multiaxial loadings: on the definition of the equivalent shear stress, Mechanics Research Communications 29, (2002), pp 141-151.
- Mielke, S., 1980. Festigkeitsverhalten metallischer Werkstoffe unter zweiachsiger schwingender Beanspruchung mit verschiedenen. Spannungszeitverläufen. Diss., TH Aachen, Germany.
- Nishihara, T., e Kawamoto, M., The Strength of Metals under Combined Alternating Bending and Twisting, Memoirs, College of Engng, Kyoto Imperial University, Japan, Vol. 10, 1945, pp. 177-201.
- Papadopoulos, I. V., Davoli, P., Gorla, C., Filippini, M., Besnasconi, A., 1997. Int. J. Fatigue 19, 219.
- Sines, G., Failure of Materials under Combined Repeated Stresses with Superimposed Static Stresses, NACA Tech. Note 3495, November, 1955.
- Zenner, H., Heidenreich, R., Richter, I. Z., 1985. Werkstofftech 16, 101.

6. DIREITOS AUTORAIS

Os autores são os únicos responsáveis pelo conteúdo do material impresso incluído neste trabalho.

7. AGRADECIMENTOS

Os autores gostariam de agradecer o apoio técnico e financeiro da Superintendência de Expansão e Geração das Centrais Elétricas do Norte do Brasil S.A.- Eletronorte, e ao CNPq/UnB pela bolsa concedida a um dos autores no âmbito do programa Pibic.

FATIGUE LIFE : UNIAXIAL CRITERION VERSUS MULTIAXIAL MODEL

Tufic Moraes Mourão

University of Brasília, Mechanical Engineering Dept., tuficm@pop.com.br

Edgar Nobuo Mamiya

University of Brasília, Mechanical Engineering Dept., maniya@unb.br

José Alexander Araújo

University of Brasília, Mechanical Engineering Dept., alex07@unb.br

Abstract: The main of this work is to evaluate the fatigue strength of a number of materials by considering uniaxial and multiaxial fatigue models. Several mechanical components subjected to dynamic loading are under multiaxial states of stress. However, due to (i) the complexity of the multiaxial criteria available to predict the fatigue strength of these components and (ii) the computational cost of the analysis, designers usually conduct such fatigue evaluation by considering uniaxial models, which require the determination of the amplitude and mean value of the largest principal stress. Although, this procedure has been widely used in the industrial sector, to the authors best knowledge there is no a quantitative evaluation of the gains or errors involved in such approach when compared to a multiaxial one and to experimental data. This assessment was conducted in this work.