

ANÁLISE DA INTEGRIDADE E VIDA DE COMPONENTES ESTRUTURAIS SUBMETIDOS A SOLICITAÇÕES UNIAXIAIS DE FADIGA

Eduardo César Gavazza Menin, Engº. Mec.

Universidade de Brasília, Departamento de Engenharia Mecânica, Campus Universitário Darcy Ribeiro, Asa Norte, Brasília, Brasil, CEP: 70940-910, edumenin@pop.com.br

Jorge Luiz de A. Ferreira, Dr.

Universidade de Brasília, Departamento de Engenharia Mecânica, Campus Universitário Darcy Ribeiro, Asa Norte, Brasília, Brasil, CEP: 70940-910, jorge@unb.br, Tel (61)3072313 Ramal 213

Resumo. O propósito desse artigo é avaliar os efeitos da concentração de tensões e deformações em componentes estruturais que apresentam descontinuidades geométricas. Para uma boa análise dos danos causados em pontos onde a tensão atuante excede a tensão limite de escoamento e onde as deformações plásticas são dominantes, torna-se necessário uma análise elastoplástica. Neste estudo, foram estimados os níveis de tensão e deformação atuantes em uma placa plana com furo central e em um corpo de prova com duplo entalhe em U. Os materiais avaliados foram o aço USS T1 Steel e a liga de alumínio Al 2024 T351. Foram utilizados na análise os modelos elastoplásticos de Neuber e Glinka, acoplados à equação constitutiva de Ramberg-Osgood, e uma solução numérica baseada na técnica de elementos finitos. Os valores estimados foram comparados com resultados experimentais obtidos da literatura apropriada. Análises foram realizadas de forma a prever desvios percentuais em termos de vida dos componentes estruturais e relacionados à utilização das diversas técnicas avaliadas. Com base nos resultados obtidos pôde-se realizar uma comparação entre as técnicas mais utilizadas e avaliar o domínio de aplicabilidade dos modelos a situações reais da integridade estrutural de componentes.

Palavras-chave. Confiabilidade Estrutural, Fadiga, Analise de Tensões, Vida, Entalhes.

1. INTRODUÇÃO

Componentes estruturais intensamente solicitados podem apresentar escoamento localizado em pontos de concentração de tensões, tais como, furos, entalhes, mudanças bruscas de seção, rasgos de chaveta, etc (Peterson, 1974; Schijve, 1980). Sob condições de carregamentos cíclicos, a presença de plasticidade pode induzir a condições de iniciação de trincas de fadiga, redistribuição de tensões, degradação das propriedades do material e aparecimentos de elevados gradientes de tensão e deformação, podendo culminar em acidentes e/ou prejuízos financeiros, explicando a relevância deste estudo (Fillippini, 2000; Visvanatha et al, 2000). Desta forma, para uma boa análise dos danos causados em pontos onde a tensão atuante excede a tensão limite de escoamento e onde as deformações plásticas são dominantes, torna-se necessário uma análise elastoplástica. Entretanto, para estórias de carregamentos longos e arbitrários, cálculos precisos das tensões e deformações atuantes nestas descontinuidades podem se tornar dificeis, dispendiosos e demorados. Desta forma, devido ao reduzido esforço computacional necessário, métodos aproximados que levam em consideração abordagens de deformação local são muito utilizados na engenharia. Dentre estes métodos, o mais utilizado é a regra de Neuber, apesar de ter sido deduzida para geometria e carregamento específico (Neuber, 1961). Diversos outros pesquisadores, tais como Topper *et all*

(1969), Seeger *et al* (1980), Glinka (1985) e Ye (2003) propuseram métodos alternativos e/ou complementares. Entretanto, o maior inconveniente do uso dessas abordagens reside na impossibilidade de avaliar a redistribuição das tensões associadas ao escoamento e a variações geométricas localizadas. Apesar do elevado esforço computacional, uma forma de contornar esse problema consiste na utilização de elementos finitos considerando não linearidades geométricas e comportamento elastoplástico do material. Desta forma, o presente trabalho tem como principal objetivo à utilização de elementos finitos bidimensionais e resultados experimentais para avaliação da capacidade preditiva das abordagens de deformação local propostas principalmente por Neuber e Glinka para situações específicas da integridade de componentes entalhados.

1.1. Modelo de Neuber

O modelo de Neuber, apesar de ter sido formulado para uma geometria específica (Neuber, 1961), consiste em um dos mais utilizados na descrição de tensões e deformações atuantes em descontinuidades geométricas. Este método parte da premissa básica que o fator teórico de concentração de tensões teórico, K_t , utilizado para relacionar tensões e deformações nominais com tensões e deformações locais permanece constante até o início do escoamento. Após este ocorrido, as tensões e deformações locais não mais se relacionam linearmente com as tensões e deformações nominais através do fator K_t , mas sim, através do fator de concentração de tensões, K_σ , e do fator de concentração de deformações, K_ε . Esta resposta local deve-se principalmente à tensões residuais desenvolvidas como resultado do escoamento localizado na raiz da descontinuidade geométrica (Neuber, 1961) e pode ser expressa pela Eq. (1).

$$K_t^2 = K_\sigma K_\varepsilon = \frac{\sigma}{S} \cdot \frac{\varepsilon}{e} \quad \text{ou} \quad K_t^2 S e = \sigma \varepsilon \quad (1)$$

onde σ , S , ε , e representam a tensão local, tensão nominal, deformação local e deformação nominal, respectivamente.

Assumindo condições nominais elásticas e admitindo que a relação tensão deformação sob condições elastoplásticas é descrita pela equação de Ramberg-Osgood, Eq. (2), a relação entre a tensão nominal e a tensão na raiz do entalhe é representada pela Eq. (3).

$$e = e_{el} + e_p = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (2)$$

$$\frac{(K_t S)^2}{E} = \sigma \left[\frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K} \right)^{\frac{1}{n}} \right] \quad (3)$$

onde e_p e e_{el} representam, respectivamente a deformação plástica e elástica e, n e K representam, respectivamente, o expoente de encruamento e o coeficiente de resistência do material.

Segundo Seeger *et al* (1977) e Amstutz (1978), o modelo descrito por Neuber fornece estimativas conservadoras para a deformação na raiz do entalhe e sua precisão independe de K_t e do material. A Eq. (3) só é válida até o início do escoamento na raiz de entalhe. Entretanto, se existe necessidade de levar em consideração escoamento generalizado na seção da descontinuidade geométrica dispõe-se da generalização do modelo de Neuber, proposta por Seeger e Heuler (Seeger *et al*, 1980) e apresentada na Eq. (4).

$$K_t^2 S \left[\frac{S}{E} + \left(\frac{S}{K} \right)^{\frac{1}{n}} \right] = \sigma \left[\frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K} \right)^{\frac{1}{n}} \right] \quad (4)$$

Na presença de carregamentos cíclicos, a Eq. (4) pode ser reescrita da forma apresentada na Eq. (5), onde $\Delta\sigma$, ΔS , $\Delta\varepsilon$, Δe representam as gamas de tensão local, tensão nominal, deformação local e deformação nominal, respectivamente.

$$\frac{K_t^2 \Delta S}{2} \cdot \left[\frac{\Delta S}{2 \cdot E} + \left(\frac{\Delta S}{2 \cdot K} \right)^{\frac{1}{n}} \right] = \frac{\Delta\sigma}{2} \left[\frac{\Delta\sigma}{2 \cdot E} + \left(\frac{\Delta\sigma}{2 \cdot K} \right)^{\frac{1}{n}} \right] \quad (5)$$

A avaliação dos níveis de tensão local é obtida da equação anterior conhecendo-se o K_t fator e a gama de tensão nominal. A determinação da gama de deformação local é obtida associando-se a Eq. (5) com a relação de Ramberg-Osgood (Bannantine, 1998; Dowling, 1999) para cargas cíclicas.

1.2. Modelo Baseado na Energia de Deformação Equivalente

Foi devidamente comprovado que, em casos de escoamento localizado, a densidade de energia na zona plástica é aproximadamente igual à observada em materiais linearmente elásticos. Isto significa que na presença de plasticidade de pequena escala, a preponderância de material com comportamento elástico ao redor da pequena região de plasticidade controla as deformações da zona plástica (Hutchinson, 1968; Walker, 1974). Desta maneira, a densidade de energia elastoplástica, ψ_σ , mostra-se igual à calculada com base na solução elástica, ψ_s .

$$\psi_s = \psi_\sigma \quad \text{ou} \quad \int_0^e Sde = \int_0^\varepsilon \sigma d\varepsilon \quad (6)$$

Mediante estados planos de tensões e para casos totalmente elásticos, a tensão na raiz do entalhe pode ser calculada com base na tensão nominal e no valor do fator teórico de concentração de tensões. Desta forma, a equação anterior pode ser reescrita na forma da Eq. (7), significando que a densidade de energia na deformação elástica, ψ_s na raiz do entalhe é igual ao produto da densidade de energia proveniente da tensão nominal, ψ_{sn} e do quadrado de K_t .

$$\frac{(K_t \cdot S)^2}{E} = \frac{\sigma^2}{E} \quad \text{ou} \quad K_t^2 \cdot \psi_{sn} = \psi_\sigma = \psi_s \quad (7)$$

Assumindo comportamento nominal dentro do limite linear elástico, ψ_{sn} pode ser calculado com respeito à área sob a reta linear elástica nominal do material, ou seja, $\frac{1}{2} Se$, como observado na Fig. (1a). Desta forma tem-se:

$$K_t^2 \cdot \frac{Se}{2} = \psi_\sigma \quad (8)$$

Glinka (1985) desenvolveu uma intensa pesquisa a respeito desta abordagem energética para estimativas de níveis de tensão e deformação inelástica na raiz de corpos entalhados. Computando-se a densidade de energia elastoplástica como a área sob a curva tensão-deformação, ou seja, $\psi_\sigma = \psi_{el} + \psi_p = \frac{1}{2} \sigma\varepsilon + [1/(1+n)] \sigma\varepsilon_{pl}$, como observado na Fig. (1b), pode-se demonstrar que:

$$\frac{(K_t \cdot S)^2}{2E} = \frac{\sigma^2}{2E} + \frac{\sigma}{(n+1)} \left(\frac{\sigma}{K} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (9)$$

Esta última equação é válida para escoamento localizado na raiz da descontinuidade geométrica, possibilitando o cálculo das tensões e deformações locais, conhecidas a tensão nominal e o K_t . Foi demonstrado que o método da densidade de energia pode ser utilizado para os estados planos de

tensões e deformações, além de mostra-se verdadeira para níveis de tensão próximos ao escoamento generalizado da seção da descontinuidade (Glinka, 1985).

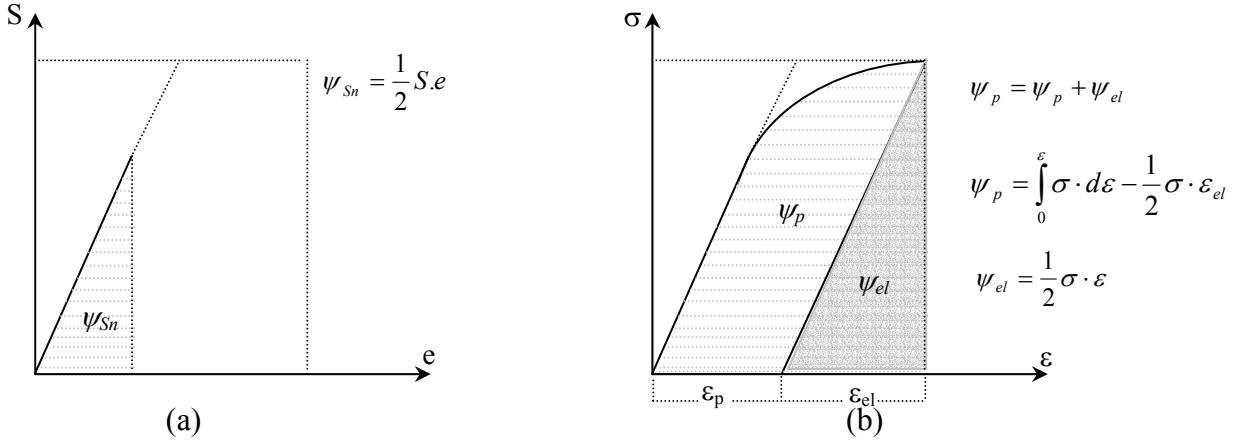


Figura 1. a)Diagrama tensão-deformação nominal elástica; b) Diagrama σ - ε .

Caso haja necessidade de levar em consideração escoamento generalizado na seção da descontinuidade geométrica e em casos onde existam apenas tensões trativas ou prevaleçam as tensões trativas sobre as de flexão (Glinka, 1985), dispõe-se da generalização do modelo de Glinka apresentada na Eq. (9), para o caso de carregamentos cíclicos.

$$K_t^2 \cdot \left[\frac{\Delta S^2}{8E} + \frac{\Delta S}{2(n+1)} \cdot \left(\frac{\Delta S}{2K} \right)^{\frac{1}{n}} \right] = \frac{\Delta \sigma^2}{8E} + \frac{\Delta \sigma}{2(n+1)} \left(\frac{\Delta \sigma}{2K} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (9)$$

Da mesma maneira que apresentado para o modelo de Neuber, a avaliação dos níveis de tensão local é obtida da equação anterior conhecendo-se o K_t e a gama tensão nominal. A determinação da gama de deformação local é obtida associando-se a Eq. (9) com a relação de Ramberg-Osgood.

1.3.Relação entre os Modelos de Neuber e Glinka

Considere o diagrama tensão-deformação monotônico de um material apresentado na Fig. (2a).

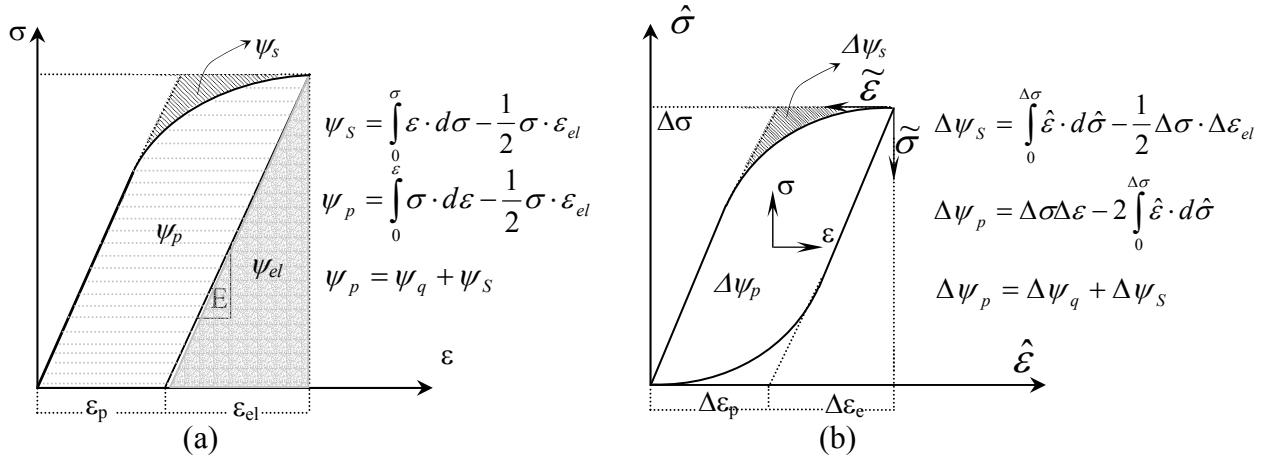


Figura 2. (a) Diagrama σ - ε monotônico; (b) Laço de histerese.

Experimentos com materiais metálicos comprovam que mediante deformações plásticas, parte da energia de deformação cedida a um sistema elastoplástico é dissipada na forma de calor, ψ_q e parte é consumida pelas mudanças na energia armazenada no sistema, principalmente associadas

com tensões residuais, ψ_s (Ye *et all*, 2003). Um método para se calcular a energia armazenada utilizando-se a curva tensão deformação verdadeira de um material pode ser visualizado na Fig. (2a) (Aravas, 1990). Desta forma, computada a parcela de energia armazenada e a energia plástica total, ψ_p , pode-se observar que a energia dissipada na forma de calor é obtida facilmente da Eq. (12).

$$\psi_q = \psi_p - \psi_S = \frac{1}{1+n} \sigma \varepsilon_p - \frac{n}{1+n} \sigma \varepsilon_p = \frac{1-n}{1+n} \sigma \varepsilon_p \quad (12)$$

Da Fig. (2a) nota-se que a densidade de energia elastoplástica pode também ser calculada por:

$$\psi_\sigma = \frac{1}{2} \sigma \varepsilon + \frac{1}{2} \sigma \varepsilon_p - \psi_S = \frac{1}{2} \sigma \varepsilon + \frac{1-n}{2(1+n)} \sigma \varepsilon_p \quad (13)$$

Associando-se a Eq. (13) à Eq. (8)

$$K_t^2 \cdot Se = \sigma \varepsilon + \frac{1-n}{(1+n)} \sigma \varepsilon_p = \sigma \varepsilon + \psi_q \quad (14)$$

Observa-se facilmente que a Eq. (14) é apenas uma forma alternativa do método baseado na densidade de energia de Glinka. Esta equação pode ser explicada de forma que o trabalho teórico sofrido por um elemento de material localizado na raiz da descontinuidade geométrica devido a uma tensão nominal S , representado pelo lado esquerdo da Eq. (14), é transformado na energia de deformação total ($\sigma \cdot \varepsilon$) e parcialmente dissipado na forma de calor (ψ_q) durante a deformação plástica. Comparando-se esta equação com o modelo proposto por Neuber, Eq. (1), observa-se facilmente que as mesmas diferem simplesmente pela presença do termo dissipativo de calor. Avaliando-se as parcelas destas duas equações conclui-se que teoricamente o modelo de Neuber superestima os níveis de tensão e deformação na raiz das descontinuidades geométricas em relação ao Modelo de Glinka visto que não leva em conta o termo dissipativo (termo este sempre positivo) e que toda a energia inserida no sistema pelo trabalho da tensão nominal é transformado na energia de deformação total ($\sigma \cdot \varepsilon$).

Para casos de carregamentos cílicos, como exemplificado na Fig. (2b), observa-se facilmente da Eq.(8) que a forma alternativa do modelo de Glinka pode ser expresso pela Eq.(15).

$$K_t^2 \cdot \Delta S \Delta e = 2 \Delta \psi_\sigma \quad (15)$$

Observando a Fig. (2b) para casos de padrões simétricos de carregamentos e descarregamentos, pode-se facilmente computar que:

$$2 \Delta \psi_\sigma = \psi_\sigma^{carrega} + \psi_\sigma^{descarrega} = \int_0^{\Delta \varepsilon} \hat{\sigma} d\hat{\varepsilon} + \int_0^{\Delta \varepsilon} \tilde{\sigma} d\tilde{\varepsilon} \quad (16)$$

Analizando o lado direito da equação anterior e comparando-o à área referente a ΔW_σ na Fig.(2a) pode-se facilmente deduzir que a forma alternativa do modelo de Glinka pode ser representado da seguinte maneira:

$$K_t^2 \cdot \Delta S \Delta e = \Delta \sigma \Delta \varepsilon + \Delta \psi_p \quad (17)$$

Assim como apresentado para casos monotônicos, o lado esquerdo desta última equação pode ser interpretado como o trabalho teórico sofrido por um elemento de material localizado na raiz da descontinuidade geométrica devido a uma gama de tensão nominal ΔS . Do lado direito estão representadas as parcelas de energia de deformação total ($\Delta \sigma \cdot \Delta \varepsilon$) e a energia de deformação plástica ($\Delta \psi_p = \Delta \psi_q + \Delta \psi_S$). Comparando-se A Eq. (17), modelo de Glinka para carregamentos cílicos, com a Eq. (1) devidamente modificada para carregamentos cílicos, observa-se novamente que

teoricamente o modelo de Neuber para carregamentos cíclicos superestima teoricamente os níveis de tensão e deformação na raiz das descontinuidades geométricas em relação ao modelo de Glinka visto que não computa o termo $\Delta\psi_p$ e que toda a energia inserida no sistema pela trabalho da tensão nominal é transformado na energia de deformação total ($\sigma \cdot \varepsilon$).

Uma interessante modificação foi inserida ao modelo de Glinka por Ye *et all* (2003) pela substituição do termo $\Delta\psi_p$ na Eq.(17) pelo termo $\Delta\psi_q$. Esta substituição está embasada na observação de que durante um ciclo de deformação plástica, a maioria da energia do laço de histerese é convertida em calor dissipado e o restante armazenado no material e associada com tensões residuais. Desta forma, apenas uma parte de $\Delta\psi_p$ na Eq.(17), ou seja, $\Delta\psi_S$, contribuiria com as gamas de tensão e deformação na descontinuidade geométrica. Com esta substituição e com o auxílio da Fig. (2b) pode-se facilmente obter o modelo de glinka modificado proposto por Ye *et all* (2003) válido para tensões nominalmente plásticas.

$$K_t^2 \cdot \left[\frac{\Delta S^2}{4E} + \frac{(2-n)\Delta S}{2(n+1)} \cdot \left(\frac{\Delta S}{2K} \right)^{\frac{1}{n}} \right] = \frac{\Delta \sigma^2}{4E} + \frac{(2-n)\Delta \sigma}{2(n+1)} \left(\frac{\Delta \sigma}{2K} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (18)$$

Desta maneira, conhecidos os valores da gama de tensão nominal e do fator K_t pode-se determinar as gamas de tensão e deformação para a raiz da descontinuidade geométrica.

1.4.Relação Deformação-Vida

As técnicas de projetos de componentes mecânicos que consideram a falha por fadiga são baseadas em critérios que podem ser classificados como: critérios de iniciação de trincas onde a vida é estimada em termos do número de ciclos necessário para que se observe a nucleação de trincas; e critérios de propagação de trincas onde a vida útil é estimada em termos do número de ciclos necessário para a propagação da trinca e inutilidade do componente. O interesse neste trabalho está na avaliação das deformações locais e sua associação com a vida de fadiga até o momento do aparecimento das trincas. O SAE Fatigue Design and Evaluation Steering Committee, em seu relatório de 1975 determinou a validade da obtenção da vida em ciclos até a iniciação de falha por meio da amplitude de deformação e da relação de Coffin-Manson apresentada na Eq. (19).

$$\frac{\Delta \varepsilon'}{2} = \frac{\sigma_f'}{E} (2N)^b + \varepsilon_f' (2N)^c \quad (19)$$

onde σ_f' , ε_f' , b , c e N representam as propriedade de fadiga: coeficiente de resistência, coeficiente de ductilidade, expoente de resistência, expoente de ductilidade e vida em ciclos, respectivamente.

2.MATERIAIS E MÉTODOS

Nesse tópico são apresentados os materiais e geometrias utilizadas neste estudo, assim como os procedimentos seguidos para suas análises.

2.1.Descrição do Material e da Geometria

Os materiais analisados foram a liga de alumínio Al 2024-T351 o aço estrutural USS T1 steel. Tais materiais foram selecionados por serem materiais amplamente utilizados em engenharia, pela disponibilidade de dados referentes a ensaios experimentais apresentados na literatura e por possuírem curvas de tensão deformação apresentando baixa magnitude do expoente de encruamento, n , ou seja, materiais com elevada plasticidade. As propriedades mecânicas e as curvas tensão-deformação desses materiais são apresentadas, respectivamente, na Tab. (1) e na Fig. (3).

Tabela 1. Propriedades Mecânicas dos Materiais.

Material	Fonte	n'	K' [MPa]	S_y [MPa]	E [GPa]	ε_f	σ_f [MPa]	c	b
2024-T351	SAE AE10	0,065	655	427	73	0,22	1103	-0,59	-0,124
USS Steel T1	SAE AE10	0,088	1503	792,9	207	1,08	1213,6	-0,69	-0,06

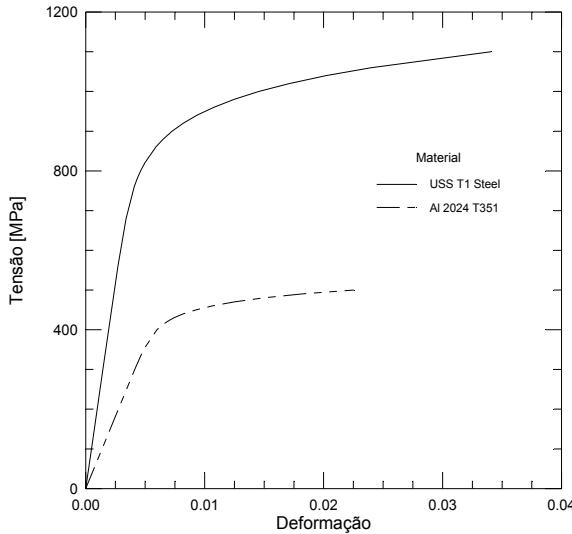


Figura 3. Curva Tensão-deformação dos materiais utilizados.

As características geométricas dos entalhes analisados são apresentadas na Fig. (4). As relações dimensionais e o material associados a cada entalhe são apresentados na Tab. (2).

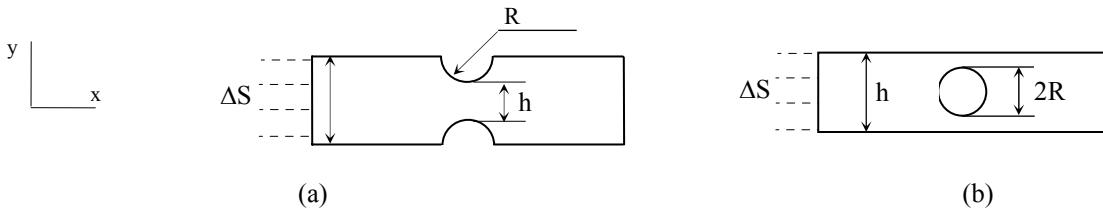


Figura 4. Geometria do entalhe: (a) Placa com dois entalhes simétricos, (b) Furo central.

Tabela 2 – Relações dimensionais dos Entalhes e Materiais Utilizados

Material	Entalhe	R/h	h/H	K_t
US Steel T1	(a)	0,11	0,5	2,96
2024-T351	(b)	0,18	***	2,58

2.2. Análise de Elementos Finitos

A simulação numérica por elementos finitos foi realizada utilizando modelos planos. A simetria das geometrias e das condições de contorno dos modelos analisados permitiu considerar um quarto do componente e otimização da convergência dos resultados. As malhas selecionadas para análise elastoplástica foram obtidas após um estudo de convergência e adequação do K_t aos valores encontrados na literatura. Nas análises realizadas foram estudadas condições de estado plano de tensões, EPT, simulando a superfície do componente, e de estado plano de deformações, EPD, aproximando a condição experimentada pela metade de sua espessura. Uma curva constitutiva multilinear foi utilizada para a análise elastoplástica dos diferentes materiais, como as representadas na Fig.(3). Os modelos foram carregados de zero até a tensão de escoamento do material e analisados os níveis de tensão e deformação na raiz da descontinuidade geométrica, assim como a vida dos componentes segundo a equação de Coffin-Manson.

2.2. Análise Numérica – Modelos Elastoplásticos

Na análise numérica, os níveis de tensão e deformação atuantes na raiz da descontinuidade geométrica para os materiais analisados foram estimados segundo as teorias de Neuber e de Glinka e a mais recente modificação do modelo de Glinka proposta por Ye *et all* (2003). Estas equações foram resolvidas utilizando-se métodos numéricos e técnicas de iteração. A equação constitutiva de Ramberg-Osgood e os fatores teóricos de concentração de tensões, apresentados na Tab.(2) foram utilizados com o intuito de computar a deformação total, assim como, suas parcelas plástica e elástica. Da mesma forma, pôde-se avaliar os níveis de tensão e de deformação nas raízes dos entalhes, assim como a vida dos componentes.

3. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Nas Fig. (3a) e (3b) são apresentados, respectivamente, para o Aço USS T1 e para a liga Al 2024 T351, gráficos correlacionando o produto entre fator teórico de concentração de tensões, K_t , e a tensão nominal na seção entalhada, S ou $\Delta S/2$, com as deformações na raiz do entalhe, ε_t ou $\Delta \varepsilon_t/2$, obtidas pelas regras de Neuber, Glinka, Glinka modificado, elementos finitos e experimentalmente. Além disto são apresentadas também as curvas de tensão-deformação verdadeira dos materiais.

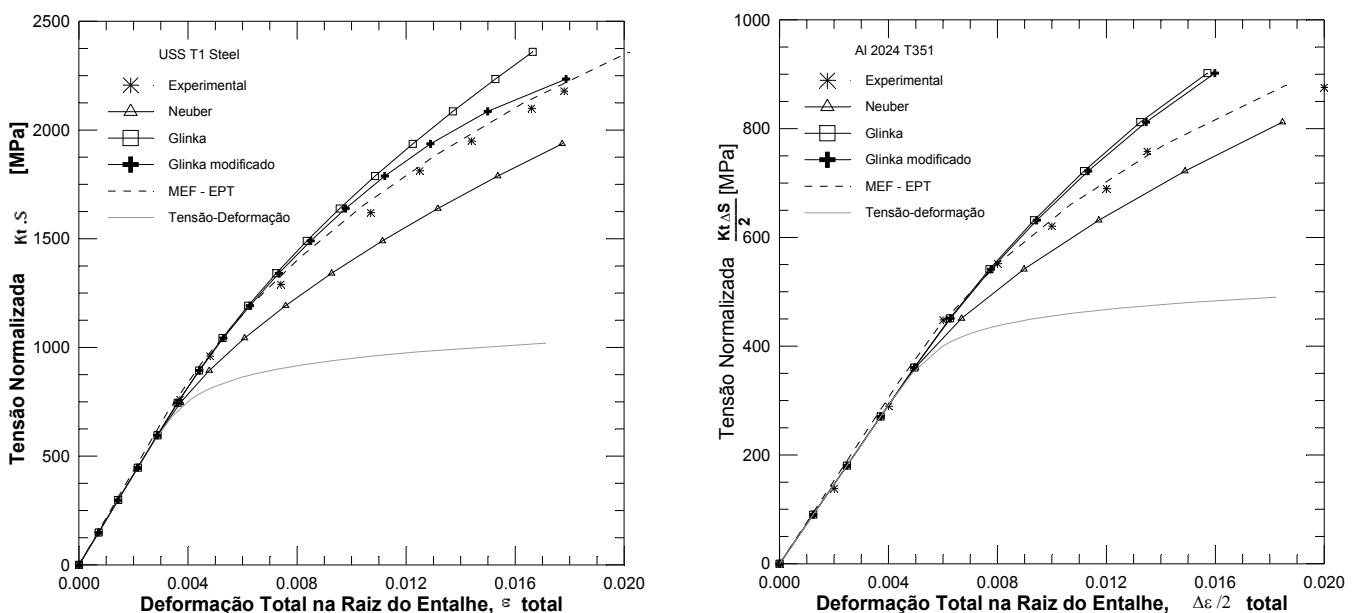


Figura 3. Estimativa da deformação para: (a) Aço USS T1 steel, (b) Al 2024 T351.

Considerando os resultados obtidos para os materiais e geometrias analisadas puderam-se verificar uma excelente correlação entre os resultados experimentais e os simulados segundo a técnica de elementos finitos com hipótese de estado plano de tensões. Com relação às soluções analíticas verificou-se que, para os materiais e geometrias avaliados, o modelo energético de Glinka pode subestimar as deformações na raiz do entalhe enquanto que o modelo de Neuber superestima as mesmas. Comparando-se o modelo de Glinka com a proposta de modificação de Ye (2003) observam-se melhorias para os dois materiais com relação às estimativas de deformação local, sendo as mesmas mais evidentes para o USS T1 Steel.

Nas Fig.(4a) e (4b) são apresentados, respectivamente, para o Aço USS T1 e para a liga Al 2024 T351, gráficos dos desvios percentuais da vida estimada pelos diversos modelos em relação aos dados experimentais de deformação. Ao longo da abscissa encontram-se os valores crescentes do produto do fator teórico de concentração de tensões e a tensão nominal aplicada.

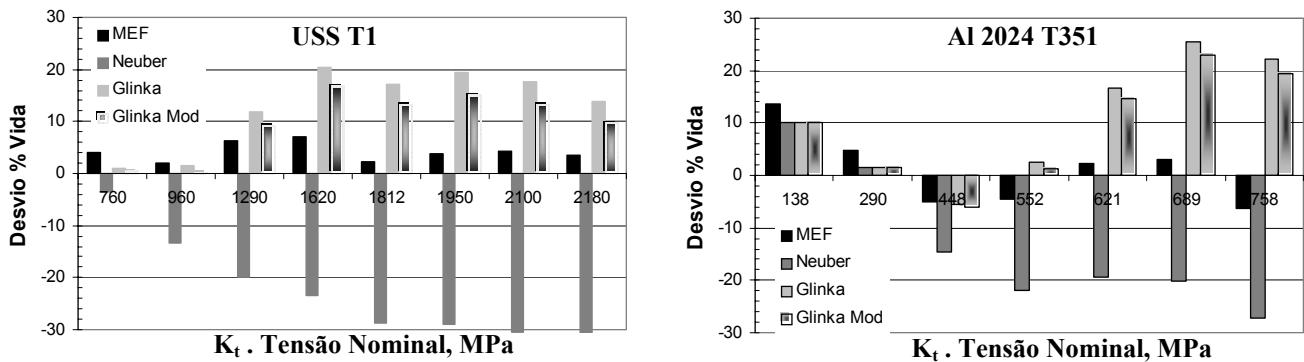


Figura 4. Desvios percentuais de vida: (a) Aço USS T1 steel, (b) Al 2024 T351.

Considerando os resultados obtidos pôde-se verificar que o modelo de Neuber oferece estimativas de vida seguras para a grande maioria dos valores avaliados atingindo, entretanto, valores relativamente elevados (~30%) para níveis de tensão próximos ao escoamento generalizado. Dos casos avaliados observou-se que o modelo de Glinka oferece uma estimativa não conservadora da vida, podendo atingir valores relativamente elevados (~25%). Com a utilização do modelo de Glinka modificado pôde-se melhorar as estimativas aproximando-as dos resultados experimentais. Com base nos resultados obtidos via elementos finitos pôde-se estimar de maneira eficiente a vida, com desvios percentuais positivos ($\leq 8\%$). Entretanto, a flutuação destes valores ao redor da origem é comparável à dispersão experimental validando a utilização de tal técnica simplificada.

4. CONCLUSÕES

Neste trabalho, o método dos elementos finitos e os modelos elastoplásticos foram utilizados com o objetivo de verificar a validade das abordagens de deformação local. Com base nas soluções obtidas por meio do método dos elementos finitos pôde-se avaliar os estados planos de tensão (superfície do componente) e de deformação (interior do componente) e concluir que nos casos analisados a simplificação bidimensional é válida e otimiza os cálculo, reduzindo o tempo de processamento. Comparando os resultados experimentais com os obtidos pelos modelos analíticos pôde-se verificar que o modelo de Glinka pode subestimar as deformações na raiz do entalhe, mostrando-se um modelo pouco conservativo, e acarretando superestimativas da vida dos componentes. A modificação proposta por Ye *et all* melhora as estimativas de deformação e vida, porém, de maneira significativa somente para um dos casos analisados. Já o modelo de Neuber pode superestimar os níveis de deformação, acarretando estimativas conservadoras e seguras da vida dos componentes. Dessa forma, considerando as condições analisadas, conclui-se que o método dos elementos finitos bidimensional permite avaliar de forma consistente as medidas de deformação na raiz de entalhes e vida dos componentes e que na falta de uma ferramenta numérica, o uso da regra de Neuber sempre resulta em previsões seguras de deformação e vida ao contrário do que se observaria com o uso do modelo de Glinka e sua modificação.

5. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICA

- Amstutz, H., Seeger, T, 1978, "Elastic-plastic Calculations of Notched Plates", Proceedings of the first International Conference on Numerical Methods in Fracture, Swansea, Wales.
- Aravas, N., Kim, F. A., 1990, "On the calculations of the stored energy of cold work", Journal of Engineering Materials and Technology, 112, 0465-470.
- Bannantine, J., Commer, J., Handrock, J., 1990, "Fundamentals of Metal Fatigue Analysis", Ed. Prentice-Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, EUA.
- Dowling, N. E., 1993, "Mechanical Behavior of Materials - Engineering Methods for Deformation, Fracture and Fatigue", Ed. Prentice Hall International, Englewood Cliffs, N. J., EUA.

- Filippini, M., 2000, "Stress Gradient Calculations at Notches", Int. Journal of Fatigue, V. 22, p 397-409.
- Glinka, G., 1985, "Energy Density Approach to Calculation of Inelastic Strain-Stress Near Notches and Cracks", Engineering Fracture Mechanics, Vol. 22, No. 3, p 485-508.
- Hutchinson, J. W., 1968, "Singular Behavior at the End of a Tensile Crack in a Hardening Material", Journal of Mechanics and Physics of Solids, Vol. 16, p. 13-31.
- Neuber, H., 1961, "Theory of Stress Concentration for Shear-Strained Prismatical Bodies With Arbitrary Nonlinear Stress-Strain Law", Journal of Applied Mechanics, Vol. 28, p. 544-550.
- Peterson, R. E., 1974, "Stress Concentration Design Factors", Ed. John Wiley & Sons, Inc., EUA.
- SAE AE-10, 1988, "Fatigue Design Handbook", AE-10, Design Handbook Division of the SAE Fatigue Design and Evaluation Technical Committee, 2nd Edition.
- SAE J1099, 1975, "Technical Report on Fatigue properties".
- Schijve, J., 1980, "Stress Gradients Around Notches", Fatigue Engineering Materials and Structures, Vol. 3, No. 4, p. 325-338.
- Seeger, T. H., 1980, "Heuler, P., Generalised Application of Neuber's Rule", Journal of Testing and Evaluation, Vol.8, p. 199-204.
- Seeger, T., Beste, A., Amstutz, H., 1977, "Elastic-plastic Stress-Strain Behavior of Monotonic and Cyclic Loaded Notched Plates", Proceedings of The Int. Conf. on Fracture 4, Waterloo, Canada.
- Topper, T., Wetzel, R., Morrow, J., 1969, "Neuber's Rule Applied to fatigue of notched Specimens", Journal of Materials, Vol. 4, No. 1, p.200-209.
- Visvanatha, S. K., Strasnick, P. V., Hewitt, R. L., 2000, "Influence of Strain Estimation Methods on Life Predictions Using the Local Strain Approach", Int. Journal of Fatigue, Vol. 22, p. 675-681.
- Walker, T. J., 1974, "A Quantitative Stress-Strain State Criterion for Failure in the Vicinity of Sharp Cracks", Nuclear Technol., Vol. 23, p. 189-203.
- Ye, D., Matsuoka, S., Suzuki, N., Maeda, Y., Oct. 2003 accepted "Further Investigation of Neuber's Rule and the Equivalent Strain Energy Density Method", International Journal of Fatigue.

6. DIREITOS AUTORAIS

Os autores são os únicos responsáveis pelo conteúdo do material impresso incluído no seu trabalho.

FATIGUE LIFE ANALYSIS OF COUPONS SUBJECTED TO UNIAXIAL LOADS - A COMPARATIVE STUDY

Eduardo César Gavazza Menin, Engº. Mec, edumenin@pop.com.br

Jorge Luiz de A. Ferreira, Dr. jorge@unb.br

Universidade de Brasília, Departamento de Engenharia Mecânica, Campus Universitário Darcy Ribeiro, Asa Norte, Brasília, Brasil, CEP: 70940-910,

Abstract. *The main purpose of this paper is to evaluate the effects of stress and strain concentration at geometrical discontinuities. At these locations, if the stress levels exceed the yield stress, the strain will become the dominant factor to control the cracking initiation process and an elastoplastic analysis will be necessary in order to determine the actual stress and strain values. In the present work the finite element 2D analysis and the models proposed by Neuber(1961) and Glinka(1985) were used to assess the validity of the local strain approach in the estimation of the stress and strain levels on notched components. The Aluminum alloy Al 2020-T351 and the USS T1 Steel were used to study possible effects of stress-strain curve behaviour on the stress distribution of a plane plate with central circular hole and a plate with a double U symmetric notch. Analyses were performed in order to predict percentage deviations of life associated to the use of the various techniques. The numerical and analytical approximate results were compared with experimental data obtained from the literature and it was possible to evaluate the applicability of the models analysed.*

Keywords. Reliability, Fatigue, Stress Analyses, Life prediction, Notches.