

CÁLCULO DA VIDA RESIDUAL DE ESTRUTURAS TRINCADAS MEDIANTE AJUSTE DAS CURVAS DE PROPAGAÇÃO DE TRINCAS POR FADIGA¹

Neil de Medeiros²

Jorge Alberto Rodríguez Durán³

Resumo

Diversas regras foram ajustadas a dados experimentais de propagação de trincas por fadiga do aço SAE 1020. Um código foi desenvolvido para implementar o cálculo da vida residual a partir dos ajustes das diferentes regras. Foi simulado o crescimento de uma trinca sob carregamento de amplitude constante ($R = 0,1$) em corpos de prova de tração do tipo compacto (CTS). Para demonstrar a importância da fase I das curvas de propagação e da detecção precoce das trincas nos cálculos de vida à fadiga, foram feitas simulações em que o tamanho inicial da trinca foi aumentado gradativamente de forma que $\approx 1,02 \leq \Delta K_{ini} / \Delta K_{th} \leq \approx 2$. Os resultados são obviamente conservativos para regras que não modelam a fase I, principalmente para baixas relações $\Delta K_{ini} / \Delta K_{th}$. O problema é mais grave quando se considera que algumas regras muito populares, desenvolvidas para aumentar a precisão dos cálculos com relação à tradicional regra de Paris, como é o caso da regra de Forman, e.g., acabam fornecendo resultados ainda mais conservativos também pelo fato de não modelar bem a fase I. Algumas regras de três parâmetros, Walker, e.g., apesar da aparente complexidade, são ainda mais conservativas do que a própria regra de Paris. A regra de Priddle, devido a que se utilizou um $\Delta K_{th}(R)$ medido experimentalmente, forneceu os melhores resultados em termos de ajuste dos dados experimentais e de previsão de vida residual.

Palavras-chave: Propagação de trincas por fadiga; Vida residual.

CALCULATION OF THE RESIDUAL LIFE OF CRACKED STRUCTURES BY MEANS OF ADJUSTMENT OF FATIGUE CRACK PROPAGATION CURVES

Abstract

Some rules were adjusted to fatigue crack propagation (FCP) experimental data of SAE-1020 steel. A code was developed to calculate the residual life from adjustment of different rules. Crack growth at constant amplitude loading ($R = 0,1$) was simulated in compact tension test (CTS) specimens. With the objective to demonstrate the importance of phase I of FCP curves and early crack detection in fatigue life calculation, simulations were made with increasing initial crack size resulting in $\approx 1,02 \leq \Delta K_{ini} / \Delta K_{th} \leq \approx 2$. Results are of course conservative for rules that do not shape phase I, mainly for small ratios $\Delta K_{ini} / \Delta K_{th}$. The problem is more serious when it is considered that some very popular rules, developed to increase the precision of calculations in relation to traditional Paris rule, like Forman rule, e.g., they supply still more conservative results since they do not shape the phase I. Some rules of three parameters, Walker e.g., in spite of apparent complexity, are still more conservative than Paris rule. Priddle rule due to the use of experimental measure of $\Delta K_{th}(R)$ returned the best results in terms of adjustment of experimental data and calculations of residual life.

Key words: Fatigue crack propagation; Residual life

¹ Contribuição técnica apresentada na 61º Congresso Anual da ABM, de 24 a 27 de julho de 2006, Rio de Janeiro – RJ

² M.Sc., Aluno de Doutorado da Escola de Engenharia de Volta Redonda, UFF.

³ D.Sc., Professor Adjunto do Departamento de Metalurgia Industrial da UFF.

1 INTRODUÇÃO

Defeitos em componentes estruturais são praticamente inevitáveis. Estes se formam durante a fabricação, montagem e manutenção. Sob certas condições estes defeitos podem iniciar trincas capazes de crescer e provocar a falha do componente. Dependendo da função do componente no sistema como um todo, a falha provoca um dano que pode ir de uma simples parada técnica a um desastre de conseqüências imprevisíveis.

Sob condições de carregamento cíclico o dano por fadiga constitui o principal mecanismo limitador de vida de componentes estruturais. Existem duas filosofias de projeto estrutural à fadiga, baseadas em conceitos de duração garantida (*safe life*) ou ruptura controlada (*fail safe*).

O projeto de estruturas via duração garantida (*safe life design*) é baseado na hipótese de que o material utilizado não contém trincas, ou pelo menos, que está sujeito a tensões aplicadas suficientemente baixas para não provocar a propagação das trincas se estas existirem. Desta forma se procura garantir que para a tensão aplicada, material e condições de serviço da estrutura, não haverá falha catastrófica durante a vida útil de projeto do componente. Para isto se utilizam fatores de segurança suficientemente altos que permitam lidar com a queda da resistência residual. Para projetar em fadiga de acordo com esta filosofia se utilizam os métodos **SN** e $\epsilon\mathbf{N}$ (baseados em relações vida tensão e vida deformação, respectivamente).

O projeto de estruturas trincadas (*fail safe design*) é baseado na hipótese de que a estrutura contém algum defeito, porém terá de continuar trabalhando satisfatoriamente. Esta estrutura deve manter a sua capacidade de carga até que o defeito seja detectado e reparado. Para isto os componentes devem ser examinados periodicamente em testes não destrutivos com o objetivo de quantificar a natureza dos defeitos. A filosofia de projeto baseada na “*ruptura controlada*” elimina a necessidade de folgas excessivas nos fatores de segurança e possibilita uma maior confiabilidade nas previsões de vida. Para projetar em fadiga de acordo com esta filosofia se utiliza o método **da/dN** (baseado nas relações entre a taxa de propagação **da/dN** e o fator de intensidade das tensões $\Delta\mathbf{K}$).

As curvas **da/dN x $\Delta\mathbf{K}$** apresentam uma forma sigmoideal característica, como mostrado na Figura 1. O efeito das cargas médias é quantificado pela razão de carga **R**. Assim, as taxas **da/dN** serão em geral uma função do $\Delta\mathbf{K}$ e de **R**:

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta\mathbf{K}, \mathbf{R}) \quad (1)$$

No projeto de estruturas trincadas (*fail safe design*) se utiliza o principio da similitude que estabelece que o comportamento de trincas em estruturas será igual ao comportamento de trincas em espécimes de laboratório, em relação às taxas **da/dN**, desde que os campos de tensões nas suas pontas, descritos de forma única pelo $\Delta\mathbf{K}$, sejam iguais.

Devido à complexidade dos fenômenos envolvidos, é difícil obter uma descrição matemática acurada da equação 1. Dentre muitos outros esforços neste sentido, pode-se mencionar o trabalho de Durán, Castro et. al.⁽¹⁾ que conseguiram quantificar (através dos conceitos do método $\epsilon\mathbf{N}$), o dano por plasticidade cíclica na ponta das trincas por fadiga e relacioná-lo com as taxas de propagação.

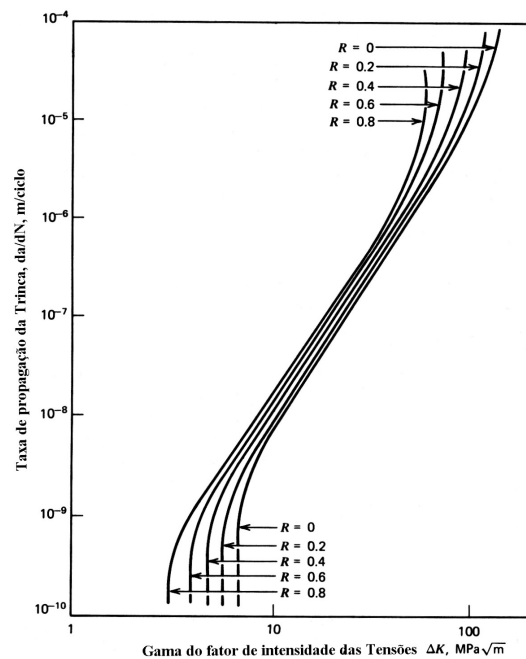


Figura 1. Esquema da forma típica das curvas de propagação de trincas por fadiga mostrando a influência do **R**.

De qualquer forma, interrogar o material continua sendo a melhor variante para obter a relação 1. O ajuste de equações matemáticas aos resultados dos testes de propagação mediante certos parâmetros (propriedades do material) elimina a necessidade de usar os gráficos e possibilita o cálculo do número de ciclos que uma trinca de tamanho e geometria conhecidos gastará para se propagar sob um ΔK solicitante.

2 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Os ensaios de propagação foram realizados de acordo com as exigências da ASTM E-647 em uma máquina servo-hidráulica de **100 kN** operada sob controle de carga mantendo $R = P_{\min}/P_{\max} = 0.1$. Utilizaram-se espécimes de tração do tipo compacto (CTS) do aço **SAE-1020**. A espessura do CTS foi **B = 10 mm**, a largura **w = 50 mm** e a pré-trinca de fadiga foi feita sob $\Delta K = 20 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ até atingir $a/w = 0.26$, correspondendo o tamanho final a $a/w = 0.7$. A frequência dos ensaios foi mantida constante é igual a **30 Hz**.

O tamanho da trinca foi monitorado de duas formas: (i) por um microscópio acoplado a um micrômetro de resolução **0.1 mm**; e (ii) pela técnica da deformação da face traseira (**BFS**), utilizando um extensômetro de **120 Ω** e **5 mm** colado na face traseira do CTS.

A Figura 1 mostra os dados de propagação do aço **SAE-1020** obtidos neste trabalho. O ΔK_{th} foi determinado, também de acordo com os requerimentos da ASTM E-647, como sendo **11,5 MPa·m^{1/2}**. A tenacidade à fratura deste material (**K_{ic} = 270 MPa·m^{1/2}**) foi determinada experimentalmente e reportada em trabalhos anteriores.⁽²⁾

3 AJUSTE DOS DADOS EXPERIMENTAIS POR DIFERENTES REGRAS

A Tabela 1 mostra as equações (e os nomes dos autores) que definem as diferentes regras de propagação utilizadas neste trabalho. Na mesma tabela aparecem também os parâmetros de ajuste que melhor aproximaram o conjunto de dados experimentais do aço 1020, como mostram as curvas de ajuste da Figura 2.

Tabela 1. Regras de propagação e parâmetros de ajuste para os dados experimentais do aço 1020

Autor	Equação	C	m	p
Paris	$\frac{da}{dN} = C_p \Delta K^{m_p}$	$C_p = 8,5E-14$	$m_p = 4,2$	
Elber	$\frac{da}{dN} = C_e (\Delta K - \Delta K_{th})^{m_e}$	$C_e = 4,5E-10$	$m_e = 2,05$	
Forman	$\frac{da}{dN} = \frac{C_f \Delta K^{m_f}}{(1-R)K_c - \Delta K}$	$C_f = 4,0E-11$	$m_f = 4,0$	
Priddle	$\frac{da}{dN} = C_{pr} \left(\frac{\Delta K - \Delta K_{th}}{K_c - K_{max}} \right)^{m_{pr}}$	$C_{pr} = 6,0E-5$	$m_{pr} = 2,2$	
Walker	$\frac{da}{dN} = C_w \Delta K^{(m_w+p_w)} \left(\frac{1}{1-R} \right)^{p_w}$	$C_w = 3,0E-13$	$m_w = 2,7$	$p_w = 1,2$
Hall	$\frac{da}{dN} = C_h \Delta K^{m_h} \left(\frac{\Delta K - \Delta K_{th}(1-R)}{(1-R)} \right)^{p_h}$	$C_h = 8,0E-13$	$m_h = 2,6$	$p_h = 1,1$

4 CÁLCULOS DE VIDA RESIDUAL

Como dito anteriormente, com o objetivo de demonstrar a importância da fase I na propagação das trincas por fadiga e a detecção precoce destas trincas, foi simulado o crescimento de uma trinca sob carregamento de amplitude constante ($R = 0,1$) em corpos de prova de tração do tipo compacto (**CTS**), para diferentes relações $\Delta K_{ini} / \Delta K_{th}$. A escolha do CTS como exemplo de aplicação prática dos cálculos foi motivada pela disponibilidade da expressão do fator de intensidade das tensões **K** (ASTM E-647) para esta geometria e carregamento. É claro que pelo princípio da similitude os resultados aqui obtidos são perfeitamente aplicáveis a estruturas trincadas desde que solicitadas pelos mesmos ΔK 's.

Os cálculos de vida residual para um tamanho de trinca inicial e final dados e considerando o ΔP constante são feitos integrando a regra que melhor descreve os dados experimentais do material. Pela sua simplicidade, a regra de Paris tem sido usada tradicionalmente para estes fins. Neste trabalho a regra de Paris se utiliza como referência para exaltar as diferenças entre os diversos ajustes.

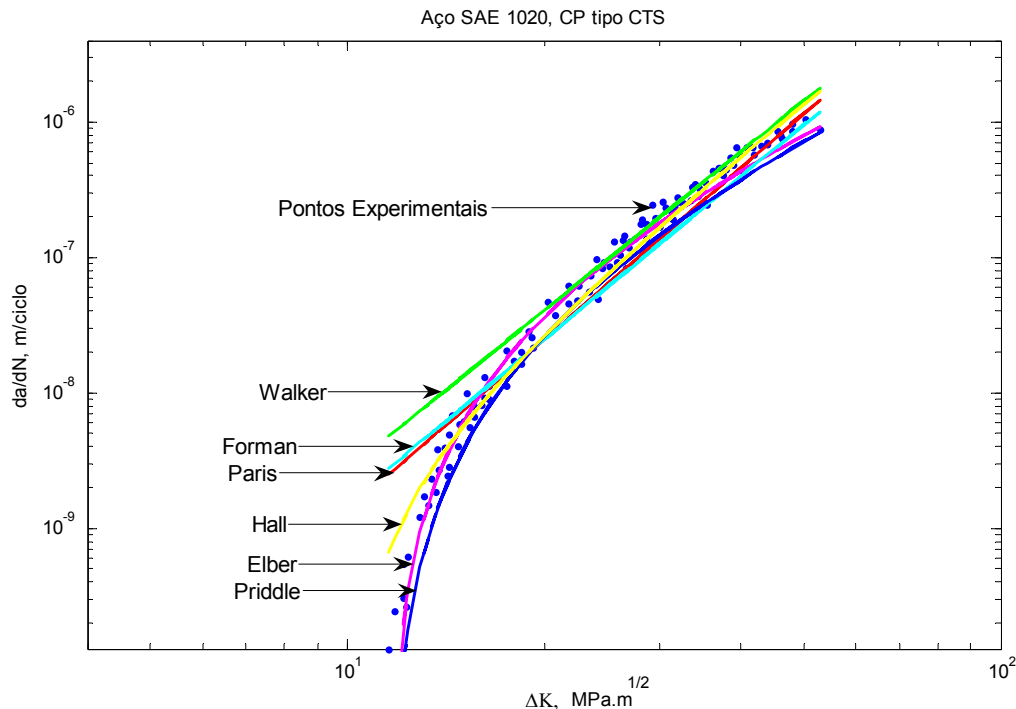


Figura 2. Dados experimentais de propagação do aço SAE-1020 e ajuste por diferentes regras.

Como os dados experimentais disponíveis para o material em estudo compreendem a faixa dos ΔK 's entre **11,5** e **50,3 MPa.m^{1/2}** o tamanho final de trinca utilizado na simulação foi **$a_f = 37,5$ mm** que para um **$\Delta P = 4$ KN** produz um **$\Delta K = 49,8$ MPa.m^{1/2}** no CTS. Já o tamanho inicial de trinca **a_i** variou-se entre **18 mm** e **29 mm**, de forma a calcular a vida residual dos espécimes pelas diferentes regras para uma relação $\approx 1,02 \leq \Delta K_{ini} / \Delta K_{th} \leq \approx 2$. Da Figura 2 sabemos que esta relação inclui toda a fase I e o começo da fase II.

Pela complexidade das funções de geometria embutidas no cálculo do **K** não é trivial efetuar a integração das regras de propagação para calcular o **N** entre **a_i** e **a_f** . Embora existam aplicativos comerciais que realizam com precisão esta tarefa,⁽³⁾ neste caso foi elaborado um pequeno código para atender os objetivos específicos do presente trabalho. Alguns cuidados básicos para evitar erros grosseiros nos cálculos, como manter o $\Delta K > \Delta K_{th}$ e o $K_{máx} < K_c$ de maneira a não exceder os limites físicos, foram tomados durante a elaboração do programa. A Figura 3 mostra os resultados obtidos.

5 DISCUSSÃO

O objetivo das diversas regras de ajuste das curvas de propagação utilizadas neste trabalho é o de prever a vida residual de estruturas trincadas. É por isto que o foco do trabalho consiste em comparar as previsões das diferentes regras e exaltar a importância daquelas que modelam bem a fase I, responsável pelo grosso da vida em fadiga.

O fato das curvas de propagação reais não serem parabólicas (Figura 2, e.g.) provoca que as previsões pela tradicional regra de Paris (Tabela 1) sejam muito conservativas, principalmente na fase I, como mostrado na Figura 3. A diferença nos

cálculos de vida para uma trinca que produz um ΔK bem próximo do ΔK_{th} pode chegar a 26x, como mostrado na Tabela 2.

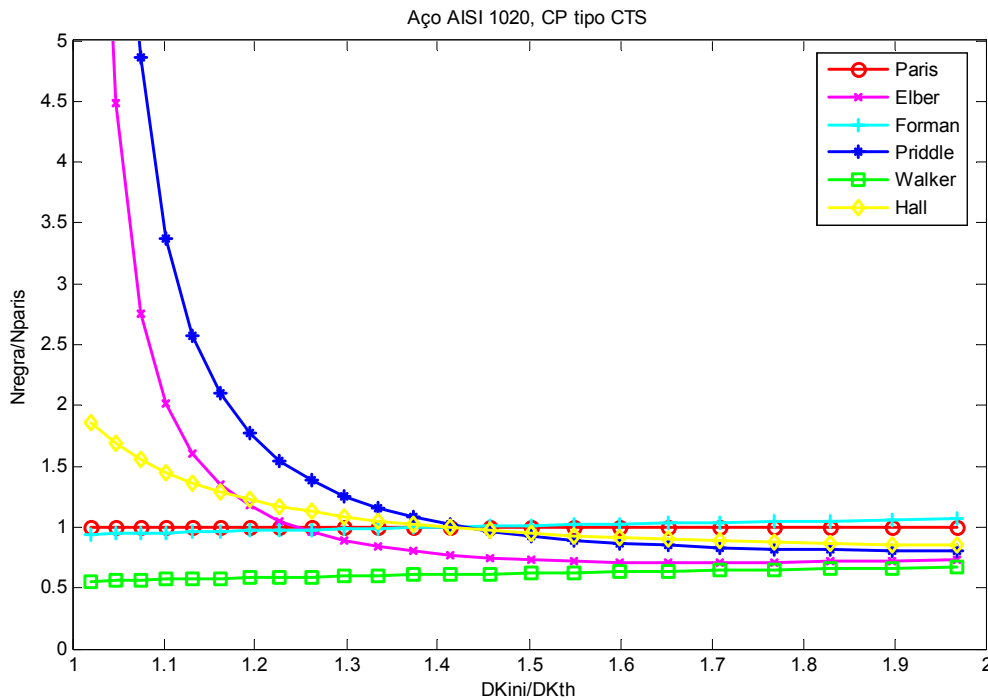


Figura 3. Comparação entre as vidas previstas por diferentes regras de propagação (com relação à vida prevista pela regra de Paris) para diferentes relações $\Delta K_{ini}/\Delta K_{th}$.

Tabela 2. Fatores de multiplicação das vidas previstas por Paris para se atingir as vidas previstas por outras regras para um ΔK bem próximo do ΔK_{th} .

$\Delta K_{ini}/\Delta K_{th}$	Priddle/Paris (N_{pr}/N_p)	Elber/Paris (N_e/N_p)	Hall/Paris (N_h/N_p)	Forman/Paris (N_f/N_p)	Walker/Paris (N_w/N_p)
1,02	26	12	1,85	0,94	0,55

Para contornar as limitações da regra de Paris e melhor descrever a forma da curva $da/dN \times \Delta K$ foram desenvolvidas outras regras. A regra de Elber⁽⁴⁾ adapta a idéia do fechamento das trincas por fadiga proposta pelo mesmo autor e, da forma como apresentada neste trabalho (Tabela 1), deve ser usada apenas quando se conhece o $\Delta K_{th}(R)$. A desvantagem da regra de Elber, que também constitui uma desvantagem da regra de Paris, é que ambas geram previsões não conservativas em ΔK 's altos, mas do ponto de vista da simulação apresentada neste trabalho, isto não é problema, visto que o $K_{m\acute{a}x} \approx 50 \text{ MPa.m}^{1/2} \ll K_c$. A regra de Elber fornece previsões menos conservativas que Paris mas ligeiramente mais conservativas que Priddle.

A regra de Forman⁽⁵⁾ só modela a fase III e o efeito das cargas médias mas não descreve a fase I o que motiva o comportamento mostrado na Figura 3, bem similar ao de Paris. A regra de Priddle⁽⁶⁾ modela as três fases da curva e teria o problema de não reconhecer os efeitos das cargas médias nas fases I e II quando o $\Delta K_{th}(R)$ se aproxima pelo $\Delta K_{th}(R = 0)$,⁽⁷⁾ o que não ocorre na simulação apresentada neste trabalho. As previsões por Priddle foram as menos conservativas de todas, como observado na Figura 1 e na Tabela 2.

Algumas regras de três parâmetros também foram desenvolvidas tentando resolver os problemas da regra de Paris. No presente trabalho se utilizaram duas delas; a regra de Walker⁽⁸⁾ e a regra de Hall.⁽⁹⁾ No caso da regra de Walker o efeito da carga média é reconhecido e ajustado pelo parâmetro p_w . Walker, no entanto, não modela as fases I e III sendo mais conservativa ainda que a própria regra de Paris na faixa de crescimento de trinca analisada. Já a regra de Hall modela bem as fases I e II e o efeito das cargas médias, fornecendo previsões bem mais realistas que as outras regras a exceção de Priddle, como mostrado na Figura 3.

6 CONCLUSÕES

As diversas regras de propagação testadas neste trabalho podem ser chamadas de fenomenológicas pois permitem ajustar o comportamento à fadiga de espécimes trincados. Quando integradas, as diversas regras retornam previsões de vida residual de estruturas trincadas do mesmo material dos espécimes, baseadas no princípio da similitude. Por este motivo, a precisão nos ajustes e a capacidade das regras de descrever as três fases da curva de maneira satisfatória, principalmente a fase I como se demonstrou no presente trabalho, são aspectos que adquirem uma grande importância prática.

REFERÊNCIAS

- 1 DURÁN, J.A.R., CASTRO, J.T.P., PAYÃO, J.C. (2003). "Fatigue Crack Propagation Prediction by Cyclic Plasticity Damage Accumulation Models". *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, vol. 26, pp. 137 – 150.
- 2 DURÁN, J.R. CASTRO, J.T.P. PAYÃO, J.C. (2000). "Previsão da Propagação de Trincas por Fadiga a partir da Densidade de Energia Equivalente". 14o Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais (CBECiMat 2000), São Pedro (S.P.), 3 – 6 de dezembro.
- 3 MEGGIOLARO, M.A., CASTRO, J.T.P., "ViDa 98 - Danômetro Visual para Automatizar o Projeto à Fadiga sob Carregamentos Complexos", *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences (RBCM, ISSN 0100-7386, Qualis IB)*, Vol. 20, n.4, pp.666-685, 1998.
- 4 ELBER, W. (1971). "The significance of fatigue crack closure", *Damage tolerance of Aircraft Structures*, ASTM STP 486, pp. 230-242.
- 5 FORMAN, A.G. (1967). "Numerical Analysis of Crack propagation in Cyclic-Loaded Structures". *Journal of Basic Engineering*, vol. 89, No. 3, pp. 459-469.
- 6 PRIDDLE, E.K., WALKER, F.E. (1967). "Effect of grain size on occurrence of cleavage fatigue failure en 316 stainless-steel", *Journal of Material Sciences*, v.11, n.2, pp.386-388.
- 7 CASTRO, J.T.P., MEGGIOLARO, M.A. (2002). "Fadiga sob cargas reais de serviço". PUC-Rio, Rio de Janeiro, 1035 pp.
- 8 WALKER, K. (1970). "Effects of Environment and Complex Load History on Fatigue Life", ASTM STP 462, pp. 1-14.
- 9 HALL, L.R., SHAH, R.C. & ENGSTROM, W.L., (1974). "Fracture and Fatigue Crack Growth Behavior of Surface Flaws and Flaws Originating at Fastener Holes", Air Force Flight Dynamics Lab., AFFDL-TR-74-47.