

ANÁLISE DA RESISTÊNCIA À FADIGA DE JUNTAS
DE TOPO À FLEXÃO

J. A. M. Ferreira e J. D. M. Costa

Departamento de Engenharia Mecânica, FCT/Universidade de Coimbra,
3000 Coimbra, Portugal

Resumo. Neste trabalho apresentam-se os resultados de um estudo da influência da geometria do cordão de soldadura na resistência à fadiga de juntas de topo transversais à flexão. Os parâmetros estudados são a sobreespessura e a largura do cordão. A duração à fadiga considerada engloba um período de iniciação e uma fase de propagação da fenda. A previsão do período de iniciação da fenda é feita usando a equação de Coffin-Manson, modificada por Morrow. Para o efeito foram obtidas as propriedades do material usado que é o aço 17Mn4. São também obtidos, pelo método dos elementos finitos, os factores de concentração de tensões no pé do cordão. A previsão da fase de propagação é feita por integração da lei de Paris, tendo sido obtido para cada caso o factor de intensidade de tensões pelo método das funções de peso. Numa das geometrias é feita a comparação entre as previsões da vida de fadiga com resultados obtidos experimentalmente verificando-se boa concordância.

Abstract. This paper presents results of a fatigue life investigation carried out in butt welded joints loaded in bending. In this investigation are concerned the effects of weld joint geometry on fatigue crack initiation and propagation. The parameters studied are the width and height of the weld joint. The life for crack initiation was predicted using the local strain approach. The stress concentration factor was computed by finite elements method. A linear elastic fracture mechanic approach was used to predicted crack propagation life. Using weight function methods the M_K factors of the welded joint were computed for different values of geometrical parameters. The theoretical predictions were compared against experimental results carried out in welded joints of the 17Mn4 steel, and good agreement was found.

1. INTRODUÇÃO

A resistência à fadiga de juntas de topo transversais é influenciada por parâmetros geométricos, tais como: a sobreespessura e a largura do cordão. A influência destes parâmetros é bem conhecida para o caso de cargas axiais, sendo analisada por Gurney [1]. Para solicitações de flexão este conhecimento não é tão completo tendo os autores vindo a estudar a influência de parâmetros geométricos e das tensões residuais [2].

Neste trabalho é feita a previsão da vida gasta na iniciação e na propagação de fendas de fadiga. A previsão da iniciação é feita com base na equação de Coffin-Manson modificada por Morrow [3]. A utilização deste método pressupõe o conhecimento das propriedades mecânicas do material e dos factores de concentração de tensões. As propriedades mecânicas são obtidas para o material base utilizado nas juntas. Os valores do factor

de intensidade de tensões são obtidos, em cada caso, usando o método dos elementos finitos.

A previsão da vida gasta na propagação é feita usando a lei de Paris, considerando que a fenda é semi-elíptica. O factor de intensidade de tensões é calculado, em cada caso, considerando-o dado pelo produto, da solução de Raju e Newman [4] para uma fenda superficial semi-elíptica numa placa, por um factor amplificador M_K , obtido pelo método das funções de peso de Glinka [5]. O factor M_K tem em conta a influência da concentração de tensões provocada pela geometria do cordão.

A figura 1 mostra a geometria estudada e a nomenclatura utilizada. Os parâmetros estudados foram as relações h/t e l/t , em que: h é a sobreespessura, t a espessura e l a largura do cordão.

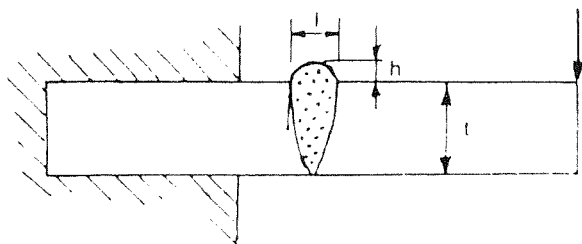


Fig. 1. Geometria, nomenclatura e modo de carregamento

2. PROPRIEDADES DO MATERIAL

O material usado foi o aço 17Mn4; segundo a DIN. Este material tem a composição química indicada na tabela 1. O comportamento mecânico foi obtido através de ensaios de tração e de fadiga oligocíclica. Os resultados obtidos nos vários provetes para a fadiga oligocíclica encontram-se representados na figura 2, em termos da amplitude de deformação elástica $\Delta\varepsilon_e/2$, da amplitude de deformação plástica $\Delta\varepsilon_p/2$ e da amplitude de deformação total $\Delta\varepsilon_t/2$ em função do número de ciclos até à rotura.

A relação entre a amplitude de deformação elástica, $\Delta\varepsilon_e/2$, e o número de ciclos de rotura, N_r , é a equação de Basquin:

$$\frac{\Delta\varepsilon_e}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_r)^b \quad (1)$$

em que: - σ'_f é o coeficiente de resistência à fadiga
- E é o módulo de Young;
- b é o expoente de resistência à fadiga

A relação entre a amplitude de deformação plástica, $\Delta\varepsilon_p/2$, e o número de ciclos de rotura, N_r , é a equação de Coffin-Manson:

$$\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \varepsilon'_f (2N_r)^c \quad (2)$$

em que: - ε'_f é o coeficiente de ductilidade cíclica
- c é o expoente de ductilidade cíclica

As propriedades mecânicas obtidas para o material são apresentadas na tabela 2.

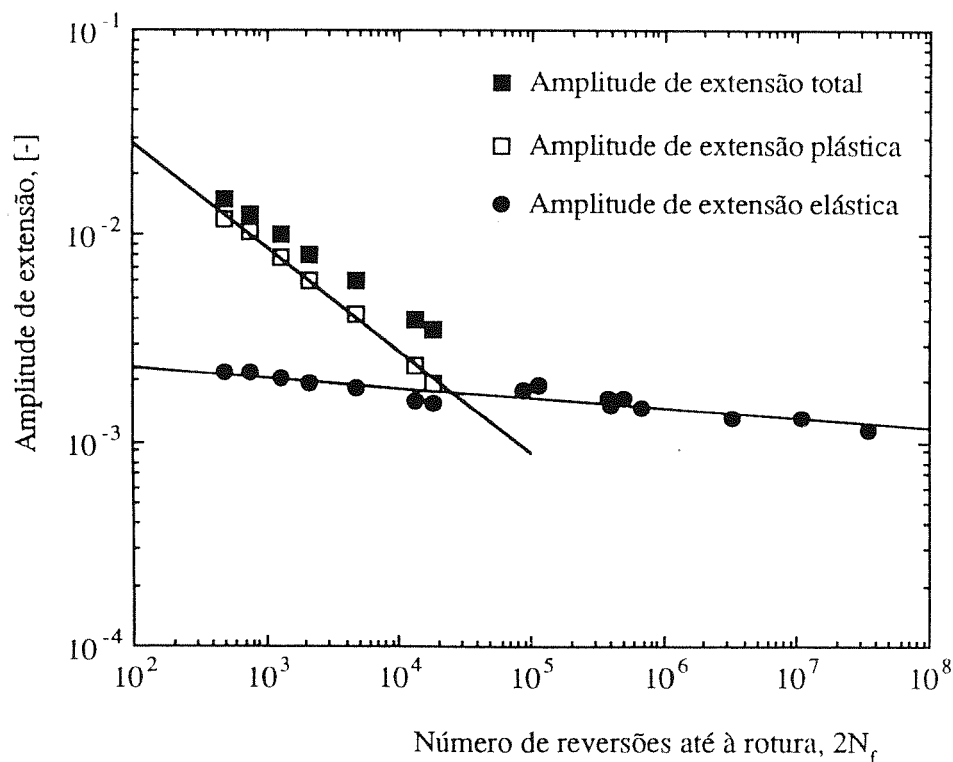


Fig.2. $\Delta\varepsilon_e/2$, $\Delta\varepsilon_p/2$ e $\Delta\varepsilon_t/2$ em função do número de ciclos de rotura

Tabela 1. Composição química do material

Material	C(%)	Si(%)	Mn(%)	P(%)	S(%)
Aço17Mn4	0,2	0,25	1,2	0,05	0,05

Tabela 2. Propriedades mecânicas do aço 17Mn4

Tensão de cedência, σ_c	412 MPa
Tensão de rotura, σ_r	596 MPa
Módulo de Young, E	$2,1 \times 10^5$ MPa
Coefficiente de resistência cíclica, K'	1102 MPa
Expoente de endurecimento cíclico, n'	0,194
Coefficiente de resistência à fadiga, σ'_f	806,9
Expoente de resistência à fadiga, b	-0,0897
Coefficiente ductilidade à fadiga, ϵ'_f	0,192
Expoente ductilidade à fadiga, c	-0,458

3. DETERMINAÇÃO DO FACTOR DE INTENSIDADE DE TENSÕES

O factor de intensidade de tensões foi calculado em cada caso usando o método das funções de peso de Bueckner [6] pela relação:

$$K = \int_0^a \sigma(x) m(x,a) dx \quad (3)$$

em que: $\sigma(x)$ é a tensão na linha em que se presume exista fenda calculada na ausência de fenda, $m(x,a)$ é uma função de calibração (função de peso) e a é a profundidade da fenda.

A função de peso $m(x,a)$ usada foi a obtida por Glinka [5]. As tensões $\sigma(x)$ foram calculadas com um programa de elementos finitos bidimensionais, isoparamétricos de 8 nós.

A relação entre o factor K calculado e o factor de intensidade de tensões nas mesmas condições de carga, mas na ausência de cordão é um factor amplificador M_K . A solução considerada para o factor de intensidade de tensões para uma barra com fenda lateral à flexão foi a obtida por Murakami [7].

Os valores obtidos para M_K encontram-se representados nas figuras 3 e 4, mostrando o efeito das relações h/t e l/t , respectivamente.

A análise da figura 3 mostra que em cordões com a mesma largura, ($l/t=1$), à medida que a sobreespessura (relação h/t) aumenta o valor de M_K cresce significativamente. A figura 4 mostra que em cordões com a mesma sobreespessura ($h/t=0,25$) o parâmetro M_K é muito pouco influenciado pela relação l/t para $0,5 \leq l/t \leq 1$. No entanto, para $l/t=2$ verifica-se uma redução significativa do valor de M_K .

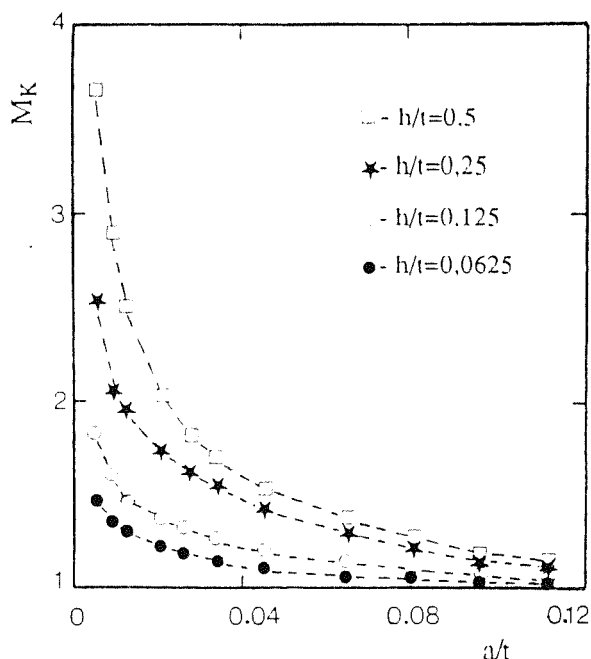


Fig. 3. Influência da relação h/t no factor M_K . $l/t=1$.

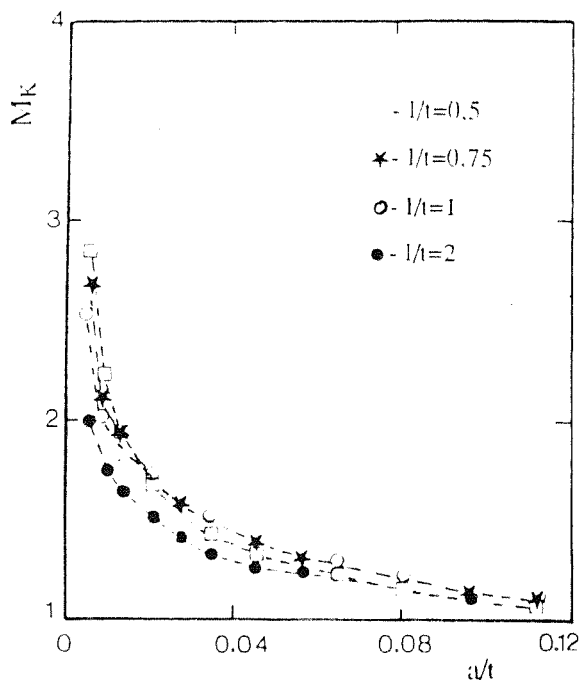


Fig. 4. Influência da relação l/t no factor M_K $h/t=0,25$.

4. PREVISÃO DA VIDA DE FADIGA

A vida de fadiga, N_t , foi calculada considerando separadamente a fase de iniciação, N_i , e a fase de propagação, N_p . O número de ciclos de propagação, N_p , foi obtido pela integração da lei de Paris, considerando que a fenda inicial é semi-circular com 0,25 mm de raio e que cresce com forma semi-elíptica. O factor de intensidade de tensões em cada instante é obtido por:

$$K = M_K K' \quad (4)$$

em que K' é o valor do factor de intensidade de tensões para uma fenda superficial semi-elíptica com as mesmas dimensões, numa placa à flexão, dada pela solução de Raju e Newman [4]. As constantes da equação de Paris usadas foram: $m=3$; $C_A=1,83 \times 10^{-13}$ e $C_B=1,334 \times 10^{-13}$ [mm/ciclo; MPa $\sqrt{\text{mm}}$]. C_A e C_B são os coeficientes da lei de Paris para a propagação do ponto da fenda de maior profundidade e dum ponto à superfície, respectivamente.

O número de ciclos de iniciação, N_i , foi obtido pela equação de Coffin-Manson modificada por Morrow [3]:

$$\frac{\Delta \epsilon}{2} = \epsilon_f' (2N_i)^c + \frac{\sigma_f' - \sigma_m}{E} (2N_i)^b \quad (5)$$

As deformações locais obtêm-se a partir das tensões nominais pelo método de Molski-Glinka [8] usando a

curva de deformação cíclica do material e o coeficiente de concentração de tensões, K_t , no pé do cordão. Os valores de K_t foram obtidos pelo método dos elementos finitos. Os resultados obtidos são apresentados na tabela 3.

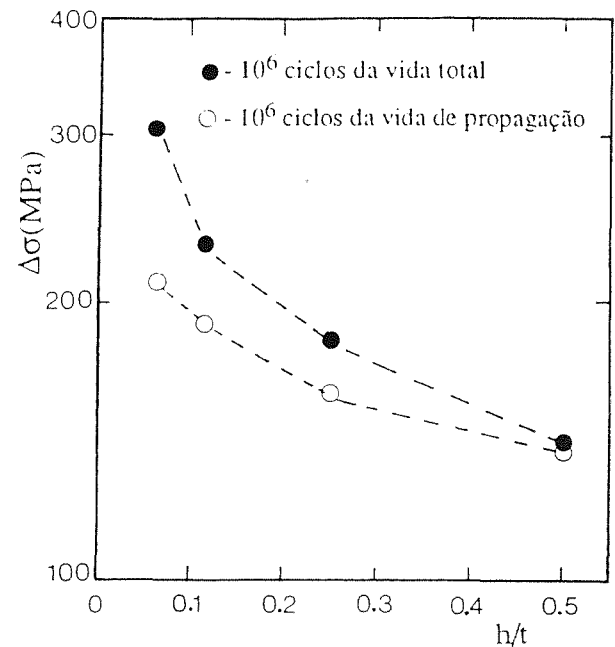


Fig. 5. Gama de tensão nominal no pé do cordão em função de h/t . $l/t=1$.

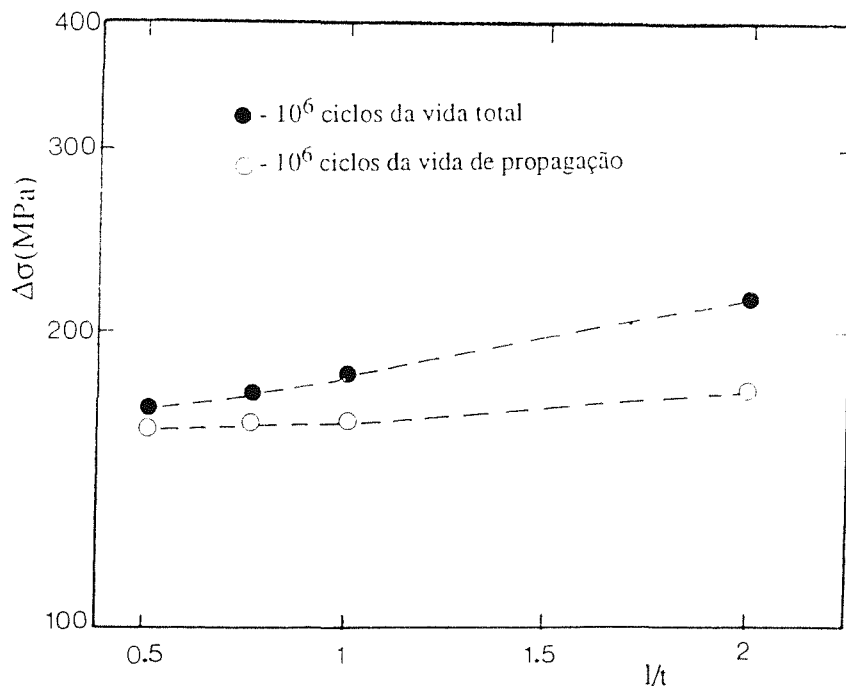


Fig. 6. Gama de tensão nominal no pé do cordão em função de l/t . $h/t=0,25$.

Tabela 3. Factores de concentração de tensões

l/t	0,5	0,75	1	2	1	1	1
h/t	0,25	0,25	0,25	0,25	0,5	0,125	0,0625
K_t	3,97	3,55	3,25	2,54	5,09	2,28	1,64

A curva tensão-deformação usada é do tipo:

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K'}\right)^{1/n'} \quad (6)$$

em que: K' é o coeficiente de resistência cíclica
 n' é o coeficiente de endurecimento cíclico

A duração do período de iniciação e a vida total foi calculado teoricamente em função da amplitude de tensão, para cada uma das geometrias consideradas.

As figuras 5 e 6 representam a influência dos parâmetros h/t e l/t , respectivamente, na gama de tensão que provoca a rotura da junta ao fim de 10^6 ciclos de vida total ou apenas de propagação. Estas curvas forma obtidas para uma razão de tensão $R=0$.

A figura 5 mostra uma redução muito pronunciada na tensão que provoca a rotura da junta ao fim de um milhão de ciclos quando a relação h/t aumenta de 0,0625 para 0,5 mantendo constante l/t ($l/t=1$).

A análise da figura 6 mostra que mantendo $h/t=0,25$ a tensão que provoca rotura ao fim de 10^6 ciclos, considerando apenas a propagação, é praticamente constante para l/t entre 0,5 e 1 e aumenta ligeiramente quando l/t sobe para 2.

A tensão que provoca rotura ao fim de 10^6 ciclos de vida total (iniciação+propagação) cresce com a relação l/t (cerca de 30% quando l/t cresce de 0,5 para 2 no caso em que $h/t=0,25$).

5. RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Para a geometria $h/t=0,125$ e $l/t=1$ foram obtidas curvas do período de iniciação e da vida total em função da amplitude de tensão. Estes ensaios foram realizados à temperatura ambiente sendo o ciclo de carga pulsante com tensão mínima zero ($R=0$). Os provetes ensaiados eram simétricos em relação ao cordão de soldadura e tinham 200 mm de comprimento, 16 mm de largura e 18 mm de espessura. Os provetes foram ensaiados em flexão encastrada a uma frequência de 25 Hz.

As fendas eram detectadas pela inspecção visual, depositando periodicamente sobre o cordão um líquido penetrante composto por uma mistura de água e um detergente. O aparecimento de uma fenda está associado

com o borbulhar do líquido depositado. Após a detecção da fenda a região do pé do cordão era marcada com tinta. Após o termo do ensaio o provete era fracturado medindo-se a fenda por microscopia óptica. O número de ciclos de iniciação foi normalizado considerando como referência uma fenda de 0,25 mm de profundidade.

Os resultados obtidos foram representados na figura 7, em que se apresentam os valores do número de ciclos de iniciação e o número de ciclos de vida total em função da gama de tensão aplicada. Nesta figura são sobrepostas as curvas do tempo de iniciação e da vida total obtidas pelos métodos de previsão teórica. A análise mostra uma boa concordância entre as curvas de previsão e os resultados experimentais.

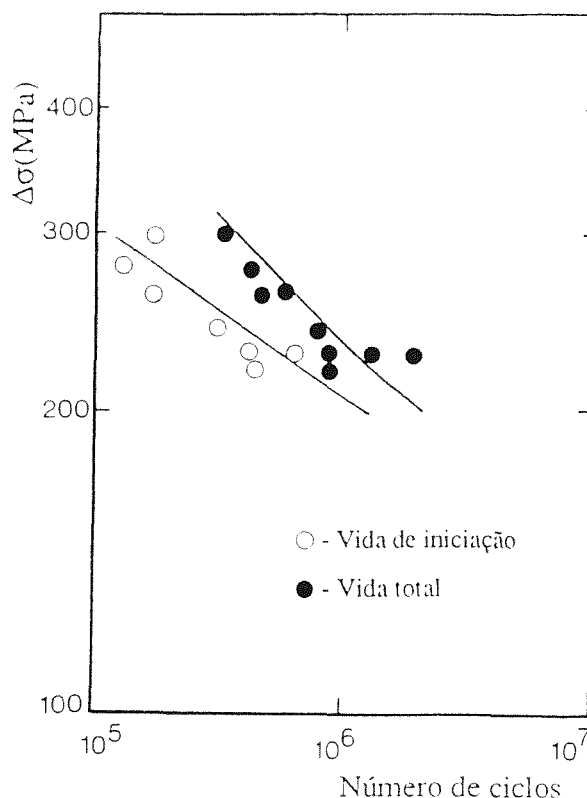


Fig. 7. Gama de tensão nominal no pé do cordão em função do número de ciclos de iniciação e do número de ciclos total. $l/t = 1$. $h/t = 0,125$.

6. CONCLUSÕES

1. O modelo de previsão da vida de fadiga utilizado e os resultados experimentais apresentam boa concordância.
2. Para juntas de igual sobreespessura ($h/t=0,25$) a gama de tensões no pé do cordão que provoca rotura ao fim de

um milhão de ciclos cresce de 30% quando l/t aumenta de 0,5 para 2.

3. Para juntas com a mesma relação l/t ($l/t=1$) a gama de tensões no pé do cordão que provoca rotura ao fim de 10^6 ciclos decresce mais de 50% quando h/t cresce de 0,0625 para 0,5.

7. AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem a colaboração prestada pelos engenheiros Fernando J.C.A. Moreira e Paulo N.B. Nobre, na realização dos ensaios de iniciação de fendas de fadiga.

8. REFERÊNCIAS

- [1] Gurney, T.R., "Fatigue of welded joints", Ed. Cambridge University Press (1979).
- [2] Ferreira, J.A.M., Dias, A.M., Costa, J.D.M. e Loureiro, A.R., "Análise da propagação de fendas em juntas de topo transversais", Proc. 4as. Jornadas de Fractura, Lisboa, Outubro (1991).
- [3] Wetzel, R.M., "Fatigue under complex loading: analysis and experiments", Society of Automotive Engineers, Warrendale, PA, USA (1977).
- [4] Raju, I.S. and Newman, J.C., "Stress intensity factor equations for cracks in three dimensional finite bodies subjected to tension and bending loading", NASA TM 85793, Virginia, USA (1984).
- [5] Niu, X. and Glinka, G., "Weight functions for edge and surface semi-elliptical cracks in flat plates and plates with corners", Engng. Fract. Mech., vol. 36, pp 459-475, 1990.
- [6] Bueckner, H.F., "A novel principle for the computation of stress intensity factors", Z. Angew. Math. Mech., 50 (9), pp. 529-546, (1970).
- [7] Murakami, Y., "Analysis of mixed mode stress intensity factor by body force methods", in Numerical Methods in Fracture Mechanics, D.R.J. Owen and A.R. Luxmoore, Eds. Pineridge Press, Swansea, UK (1980).
- [8] Molski, K. and Glinka, G., "A method for elastoplastic stress and strain calculation at a notch root", Mat. Sci. Engng., vol. 50, pp. 93-100 (1981).