

## **FADIGA EM DUTOS**

Jaime Tupiassú Pinho de Castro  
jtcastro@mec.puc-rio.br

Marco Antonio Meggiolaro  
meggi@mec.puc-rio.br

Departamento de Engenharia Mecânica, PUC-Rio

Trabalho apresentado no COTEQ 2002, Salvador, BA, agosto de 2002.

As informações e opiniões contidas neste trabalho são de exclusiva responsabilidade do (s) autor(es) .

# FADIGA EM DUTOS

J. T. P. Castro & M. A. Meggiolaro  
Departamento de Engenharia Mecânica, PUC-Rio

## SINÓPSE

Discute-se os fundamentos de uma metodologia de cálculo especialmente desenvolvida e aplicada para quantificar a vida residual à iniciação e à propagação de uma trinca por fadiga em dutos. A metodologia é aplicada a um duto de aço que está em operação há mais de 40 anos, e que desde sua inauguração tem transportado diversos produtos aquecidos sob temperaturas e pressões variáveis.

## 1. INTRODUÇÃO

Fadiga é o tipo de falha mecânica causada pela repetição de carregamentos variáveis, a qual se caracteriza pela geração e/ou pela propagação paulatina de uma trinca, até a eventual fratura da peça. Desta forma, fadiga é um problema *local*, que depende dos detalhes da geometria e do material do ponto mais solicitado da peça e da carga lá atuante, e que gera falhas localizadas, progressivas e cumulativas. Como o trincamento por fadiga é lento, gradual e aditivo, e o dano é restrito à região crítica da peça, a geração e a propagação de uma trinca normalmente *não* provocam mudanças evidentes no comportamento da estrutura. Assim, em geral não há avisos prévios de falha iminente e a fratura final da peça é súbita (quase instantânea). Portanto, as conseqüências das falhas por fadiga podem ser catastróficas, e tem que ser evitadas a qualquer custo.

Na prática, o processo de *iniciação* das trincas por fadiga quase sempre ocorre a partir da raiz de um entalhe concentrador de tensão. Quando as solicitações cíclicas são baixas (e a vida é longa), a iniciação é controlada pela gama **Ds** das tensões (de Mises) atuantes naquele ponto, e este processo é muito influenciado pelos detalhes (i) das propriedades mecânicas do material, (ii) do acabamento superficial e (iii) do gradiente das tensões atuantes e do estado de tensões residuais presente junto à superfície da raiz do entalhe. Mas quando as cargas na raiz do entalhe são altas (i. e., há escoamento cíclico e a vida de iniciação da trinca é curta), o principal parâmetro controlador da resistência à fadiga é a ductilidade do material [1-3], e os detalhes superficiais têm menos importância.

Trincas só podem ser modeladas pelos conceitos da Mecânica da Fratura, e a taxa de *propagação* das trincas por fadiga  $da/dN$  é controlada primariamente pela gama de variação do fator de intensidade de tensões **DK** e *não* pela gama das tensões **Ds**, como ocorre na iniciação. **DK** depende não só de **Ds**, mas também do comprimento da trinca **a** e da geometria da peça trincada, e em geral pode-se escrever  $DK = Ds \times [\bar{\sigma}(pa)] \times [f(a/w)]$ , onde  $f(a/w)$  quantifica o efeito dos parâmetros geométricos que afetam o campo de tensões na peça trincada.

Trincas não-passantes (ou que não vazam a espessura do duto) em geral crescem em duas dimensões (2D) e, ao contrário das trincas comuns que propagam em 1D, o valor de **DK** normalmente *varia* ao longo da frente da trinca. Assim, as trincas 2D tendem a mu-

dar de forma a cada ciclo da carga. Mas quando as trincas 2D têm um formato elipsoidal, elas preferem crescer mudando apenas seu aspecto (dado pela razão entre seus semi-eixos,  $a/c$ ), mantendo suas frentes concêntricas e elipsoidais. Desta forma, seu crescimento pode ser previsto pela solução *acoplada* dos problemas  $da/dN$  e  $dc/dN$ . Por fim deve-se lembrar que  $DK$  é um parâmetro linear elástico, que não deve ser usado sem ressalvas quando houver escoamento generalizado no ligamento residual [3-7].

## 2. PROPRIEDADES MECÂNICAS E CARGAS DE SERVIÇO

O duto estudado é de aço API 5L Gr B, e suas propriedades mecânicas foram medidas a partir de corpos de prova retirados de uma seção especialmente removida para este fim, conforme resumido abaixo:

- resistência ao escoamento  $S_E = 294 \text{ MPa}$
- resistência à ruptura  $S_R = 423 \text{ MPa}$
- redução de área  $RA = 60\%$
- módulo de elasticidade  $E = 208 \text{ GPa}$
- coeficiente de encruamento cíclico,  $H_c = 1229 \text{ MPa}$
- expoente de encruamento cíclico,  $h_c = 0.24$
- coeficiente da parte elástica da curva de Coffin-Manson,  $s_c = 964 \text{ MPa}$
- expoente da parte elástica da curva de Coffin-Manson,  $b = -0.145$
- coeficiente da parte plástica da curva de Coffin-Manson,  $e_c = 0.36$
- expoente da parte plástica da curva de Coffin-Manson,  $c = -0.55$
- $da/dN$  (m/ciclo) =  $2.1 \times 10^{-10} (DK - 6.7)^{2.5}$  ( $DK$  em  $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ ,  $R = 0.1$ )
- limiar de propagação de trincas,  $DK_{th} = 6.7 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ .

Devido às cargas térmicas, que induzem fletores significativos nas curvas do duto, as tensões (calculadas) de serviço são muito altas, e chegam perto da resistência ao escoamento do aço nos pontos mais solicitados da tubulação. Assim, as maiores tensões (nominais) em  $\text{MPa}$  que já solicitaram o duto durante sua vida operacional podem ser resumidas pela seqüência:

$\{2 \cdot [0 \rightarrow 217 \rightarrow 177 \rightarrow 217 \rightarrow 0] + [0 \rightarrow 257 \rightarrow 0] + 4 [0 \rightarrow 217 \rightarrow 177 \rightarrow 217 \rightarrow 0]\} \times 12 \text{ meses} \times 31 \text{ anos (de 1961 a 1991)} + \{15 \cdot [0 \rightarrow 177 \rightarrow 0]\} \times 12 \text{ meses} \times 10,33 \text{ anos (desde 1992)}$ .

## 3. INICIAÇÃO DAS TRINCAS

A geração de trincas por fadiga é um problema local altamente sensível à eventual presença de entalhes que, sob cargas nominais tão altas, causariam escoamento cíclico localizado, cujo efeito em fadiga pode ser quantificado pela regra de Neuber a partir do valor de  $K_t$ , o fator de concentração (linear elástico) do entalhe. Assim, as maiores tensões listadas acima devem ser consideradas como tensões *nominais* de serviço, pois elas não consideraram o efeito de pequenos defeitos superficiais que poderiam estar presentes no duto. Na realidade, estes pequenos defeitos são altamente prováveis num material laminado a quente e operando há tanto tempo, e não se tem opção a não ser considerar seu efeito na análise da vida residual à fadiga do duto.

Assim, postulou-se um fator de concentração de tensões  $K_t$  na região mais tensionada do duto que fosse da ordem do causado por pequenas cavidades superficiais (ou pites) semi-esféricas em sólidos semi-infinitos. Como estas cavidades têm  $K_t = 2.5$  [8], assumiu-se nos cálculos  $2.0 < K_t < 3.0$ .

Devido às tensões nominais muito altas, não se pode usar o método SN (que assume tensões *elásticas* no ponto mais solicitado da estrutura) para estimar o dano (*elastoplástico*) por fadiga. Deve-se modelar este problema usando o método eN, para poder quantificar o dano na raiz do pite assumido como provável nesta análise. Entretanto, também não se pode usar a formulação eN tradicional quando a gama das tensões nominais  $Ds_n$  é alta [3, 9], pois nestes casos não se pode usar a equação de Neuber para descrever os efeitos do entalhe crítico na forma simplificada  $(K_t Ds_n)^2 = DsDeE$ , onde  $Ds$  é a gama das tensões e  $De$  a gama das deformações induzidas por  $Ds_n$  na raiz do entalhe. Além disso, deve-se incluir nos cálculos todas as correções necessárias para garantir a previsão de laços fisicamente corretos na raiz do entalhe [10].

Mas os cálculos necessários para garantir a previsão correta dos laços de histerese elastoplástica na raiz do entalhe, pré-requisito essencial para obter uma previsão de dano confiável, não são triviais. Assim, é indispensável utilizar uma ferramenta computacional eficiente para gerenciá-los. Os cálculos apresentados a seguir foram todos executados no programa **V i D a** [11, 12], especialmente desenvolvido para esta finalidade.

A história de tensões dada acima é um dos dados de entrada do **V i D a**. Os outros dois são o valor *assumido* para a concentração de tensões que seria induzida por pequenos defeitos superficiais funcionalmente admissíveis (neste estudo,  $2.0 < K_t < 3.0$ ) e as propriedades do material à fadiga (que foram *medidas*). Mas alguns comentários importantes devem ser feitos antes de desenvolver os cálculos:

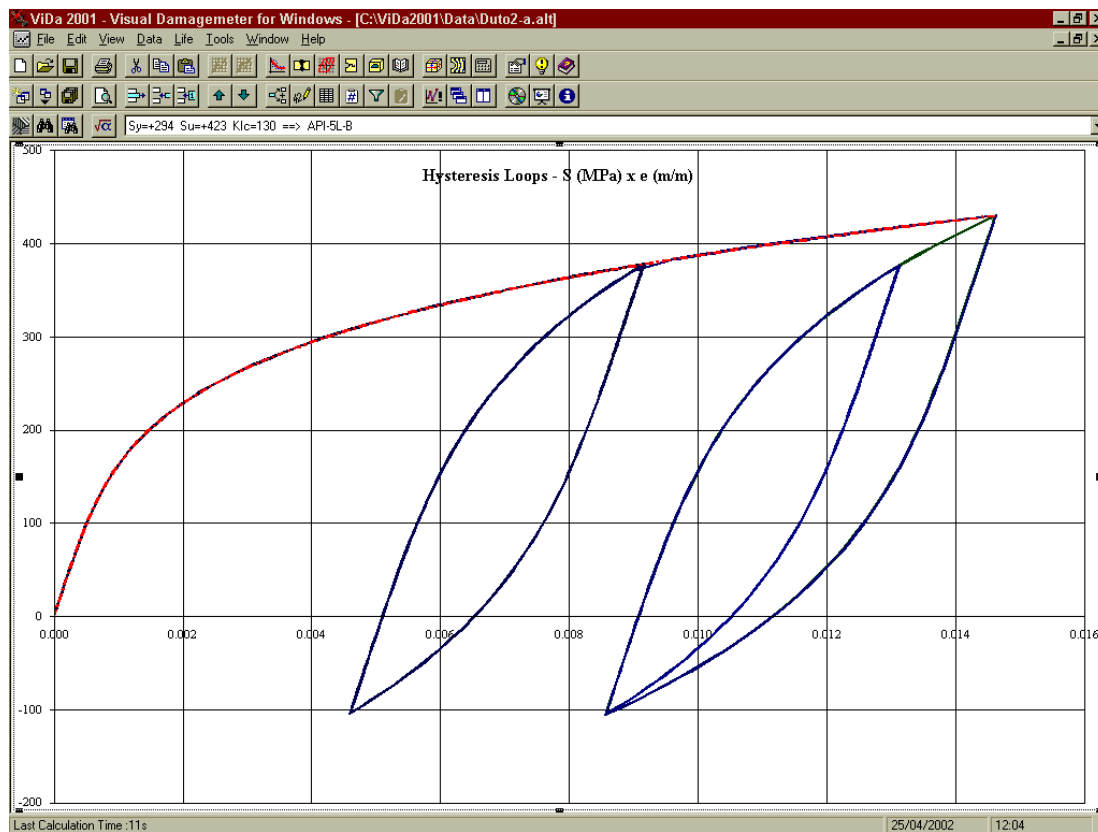
- Supor um entalhe com  $2.0 < K_t < 3.0$  na seção mais solicitada do duto desde o início da sua operação também pode ser uma hipótese conservativa demais, principalmente se a sua superfície ainda estiver íntegra (para comparação, é incluída a previsão do dano à fadiga sem considerar o efeito de  $K_t$ ). Mas, para efeito de avaliação do risco de falha, a existência de um entalhe naquela região deve ser considerada como possível, pois sua (desconhecida) probabilidade de ocorrência não é desprezível. Além disso, se a seção crítica tiver sofrido, e.g., um pite de corrosão de formato irregular, o problema pode ser ainda mais grave do que o suposto.
- Os modelos de cálculo usados incluem todas as sofisticações necessárias para garantir a acurácia dos cálculos. Ainda assim, deve-se notar que há variações significativas nas previsões do dano calculado pelos diversos modelos, pois eles se aplicam melhor a situações diferentes (para efeito de comparação, quando se usa modelos tipo SN, que *não* consideram as deformações plásticas cíclicas no entalhe, é comum usar um fator de segurança  $FS \approx 10$  na vida de projeto calculada [13]). Mas, como no caso do duto as deformações plásticas médias são altas, e como o modelo de Smith-Topper-Watson (STW) é mais recomendável para materiais mais resistentes, provavelmente as previsões do modelo elastoplástico de Morrow são as mais realistas. Os modelos de Morrow elástico e Coffin-Manson (C-M) são incluídos para efeito de comparação.

Dano Acumulado Desde o Início da Operação do Duto				
$K_t$	C-M	Morrow EL	Morrow EP	STW
1.0	0.005	0.007	<b>0.011</b>	0.037
2.0	0.077	0.092	<b>0.173</b>	0.340
2.5	0.175	0.202	<b>0.408</b>	0.681
3.0	0.334	0.378	<b>0.812</b>	1.194

**Tabela 1:** Previsões do dano por fadiga acumulado até hoje pela operação do duto.

Vida Residual do Duto (Anos até o Início de uma Trinca por Fadiga)				
$K_t$	C-M	Morrow EL	Morrow EP	STW
1.0	> 100	> 100	> 100	> 100
2.0	> 100	> 100	> 100	> 100
2.5	> 100	> 100	<b>83.4</b>	22.3
3.0	> 100	76.6	<b>13.2</b>	xxx

**Tabela 2:** Previsões da vida residual estimada para o duto, assumindo que uma (pequena) trinca é nele gerada quando o dano atinge 1, e que a atual história de carga seja mantida inalterada.



**Figura 1:** Laços de histerese elastoplástica previstos por Neuber, entalhe com  $K_t = 3.0$ .

Deve-se notar a grande influência do entalhe assumido na seção crítica do duto na previsão do dano por ele acumulado. Sem considerar a possibilidade de um pite superficial de  $K_t \approx 2.5$ , não se prevê início de uma trinca por fadiga em menos outros 100 anos de operação (vidas residuais maiores que 100 anos são consideradas grandes demais para garantir continuidade das condições operacionais). Nesses casos, fadiga pode ser desprezada como mecanismo de falha provável na análise da integridade estrutural do duto.

Entretanto, caso a seção crítica do duto possua um defeito superficial de  $K_t = 2.5$  no seu ponto mais solicitado, a situação é completamente diferente. O modelo elastoplástico de Morrow prevê uma vida residual de 83.4 anos, enquanto o modelo de STW prevê (provavelmente de forma conservativa) 22.3 anos.

No caso de um  $K_t = 3.0$ , a vida residual prevista pelo modelo elastoplástico de Morrow é de apenas 13.2 anos, enquanto STW prevê que hoje já se deveria ter um dano maior do que 1, logo deveria existir uma (pequena) trinca na região crítica do duto. Caso nenhuma trinca seja tolerável, em ambos os casos *não* se pode desprezar fadiga como um possível mecanismo de falha na análise da integridade estrutural do duto.

#### 4. PROPAGAÇÃO DA TRINCA

O método  $eN$  só pode ser usado para prever a *iniciação* das trincas por fadiga. Para modelar a sua *propagação* deve-se usar o chamado método  $da/dN$ , baseado nos conceitos da Mecânica da Fratura. A propagação das trincas em geral é perpendicular à máxima tensão normal trativa e é controlada por  $DK_I$ , a gama do fator de intensidade de tensões (em modo I) nela atuante, a qual descreve a magnitude do campo de tensões alternadas em torno da trinca. Assim, as taxas de propagação das trincas por fadiga  $da/dN$  dependem primariamente de  $DK_I$ , onde  $DK_I = [D_{S_I}] \times [f(\sigma_p a)] \times [f(a/w)]$  é função (i) da gama das tensões principais nominais  $D_{S_I}$ , (ii) do comprimento da trinca  $a$ , e (iii) da função adimensional  $f(a/w)$ , que quantifica o efeito de todos os outros fatores geométricos que afetam o campo de tensões na peça trincada, como entalhes, superfícies livres, distância das fronteiras da peça ou outras trincas.

O método  $da/dN$  baseia-se na integração da curva de propagação  $da/dN \times DK$  do material, e teve início com a proposição da famosa regra de Paris,  $da/dN = A \times DK^m$ , onde  $A$  e  $m$  são propriedades do material, que devem ser medidas em testes apropriados. Mas as curvas  $da/dN \times DK$  típicas *não* são parabólicas, pois os limites físicos das taxas de propagação induzem-nas a ter uma forma sigmoideal característica (em log-log), que pode ser separada em três fases bem distintas:

1. fase I, que parte de um limiar de propagação  $DK_{th}$  (isto é, quando  $DK < DK_{th}$   $\dot{D}a/dN = 0$  e quando  $DK > DK_{th}$   $\dot{D}a/dN \approx 0$  se  $DK \approx DK_{th}$ ) com derivada decrescente à medida que  $DK$  cresce, e termina quando a derivada estabiliza
2. fase II, com derivada aproximadamente constante e  $da/dN \approx A \times DK^m$
3. fase III, onde a derivada cresce com  $DK$  até que a peça fratura quando  $K_{max} = K_C$ , sendo  $K_C$  a tenacidade do material.

A regra de Paris só descreve bem a fase II, e só deve ser usada para prever vidas à fadiga nesta fase. Dentre as regras que descrevem melhor a curva  $da/dN \times DK$ , a mais simples baseia-se na idéia da carga de abertura proposta por Elber, e supõe que a trinca só abre se  $DK > DK_{th}$ , e que  $da/dN = A \times (DK - K_{th})^m$ , onde  $A$  e  $m$  são propriedades do material. As previsões deste trabalho são baseadas nesta regra, chamada de Elber Modificada.

As chamadas trincas 2D podem crescer por fadiga em 2 direções mudando, além da profundidade e da largura, também a sua forma. Mas as trincas 2D mais comuns são aquelas que têm uma geometria elipsoidal, e estas gostam de crescer mantendo aproximadamente o seu formato (como pode ser verificado pelas marcas de praia que caracterizam as superfícies das trincas de fadiga [3]). Trincas não-passantes em dutos são trincas 2D.

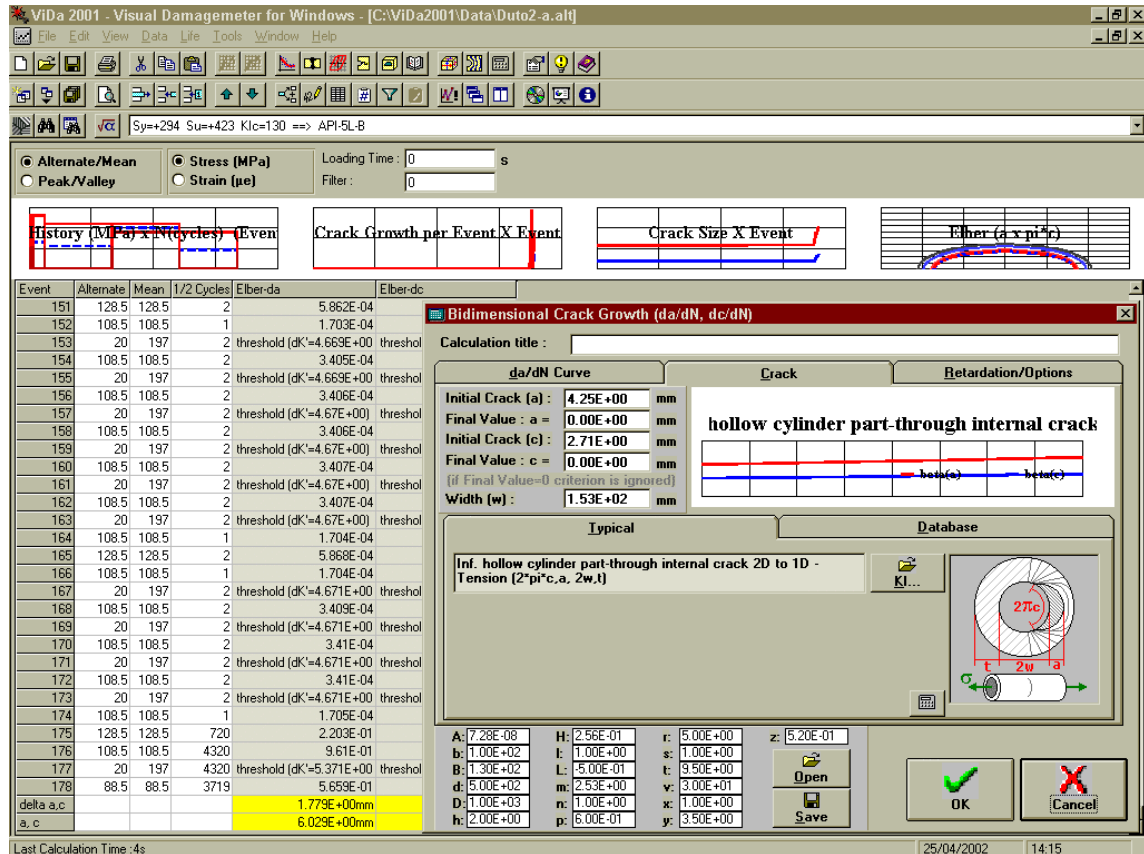
Assim, a propagação 2D por fadiga das trincas de canto quarto-elípticas, superficiais semi-elípticas e internas elípticas com semi-eixos  $a$  e  $c$  (das quais muitas têm  $K_I$ s analíticos), pode ser modelada como uma extensão do caso 1D, supondo que elas propagam mudando de aspecto (i.e., de razão  $a/c$ ) mas mantendo suas frentes concêntricas e elipsoidais. Normalmente o valor de  $K_I$  varia ao longo da ponta das trincas elipsoidais (i.e.,  $DK(a) \neq DK(c)$ ), mas atinge seus extremos nos semi-eixos  $a$  e  $c$ . Logo, a propagação 2D destas trincas pode ser calculada pela solução acoplada a cada evento da carga dos incrementos  $da_i$  e  $dc_i$  nos seus semi-eixos.

Para calcular a propagação de uma trinca 2D elipsoidal, dados seu tipo e tamanho inicial ( $a_0, c_0$ ), a gama  $S$  da tensão e a regra de propagação  $da/dN = F(DK, R, DK_{th}, K_C, \dots)$ , deve-se escolher um pequeno incremento percentual ajustável  $da$  (ou  $dc$ , se  $a_0 < c_0$ ) para efetuar a integração numérica (o qual controla a sua precisão), e obter em seqüência:

1. os valores  $DK(a_0)$  e  $DK(c_0)$  nos semi-eixos da trinca
2. o número de ciclos que a trinca gasta para crescer na direção do semi-eixo  $a$  de  $a_0$  até  $a_0 + da_0$ ,  $N_0 = da_0 / F(DK(a_0), R, DK_{th}, K_C, \dots)$
3. o incremento correspondente no tamanho da trinca tem direção do semi-eixo  $c$  durante estes  $N_0$  ciclos,  $dc_0 = N_0 \times F(DK(c_0), R, DK_{th}, K_C, \dots)$
4. os novos semi-eixos  $a_1 = a_0 + da_0$  e  $c_1 = c_0 + dc_0$  (como em geral  $da_0 \neq dc_0$ , a trinca pode crescer mudando de aspecto a cada evento da carga)
5.  $DK(a_1), DK(c_1), da_1, N_1, dc_1, a_2$  e  $c_2$ , continuando a iteração até atingir um dos critérios de parada da trinca.

Como estas contas são muito trabalhosas, o **V i D a** é particularmente útil nestes cálculos, pois já constam do seu banco de dados as (complicadas) fórmulas dos  $K_I(a)$  e  $K_I(c)$  dos tipos mais comuns de trincas 2D. Além disso o **V i D a** aceita qualquer outra fórmula que possa ser digitada em Basic, permite que o usuário escolha entre os métodos  $DK_{rms}$  e do crescimento ciclo-a-ciclo para quantificar os efeitos de qualquer carga complexa, inclui um algoritmo robusto e eficiente de integração, e usa o pequeno passo escolhido pelo usuário ( $da_i$  ou  $dc_i$ ) na direção que a trinca propaga mais rápido, para aumentar a precisão dos cálculos. Além disso, para quantificar os efeitos de retardo, inclui todos os modelos tradicionais (e vários outros também) de interação entre os eventos de uma carga complexa [3, 12].

Para avaliar a sensibilidade do duto à presença de trincas superficiais semi-elípticas não-passantes na sua parede interna (ou externa), estudou-se a sua propagação pelas cargas de serviço do duto, desprezando (por segurança) qualquer efeito de retardo nas previsões. Foi usada a expressão do fator de intensidade de tensões para trincas internas em dutos, como mostrado na a tela do **ViDa** reproduzida abaixo.



**Figura 2:** Tela do **ViDa** usada nos cálculos da propagação de trincas superficiais.

Foi estudada a propagação de 6 possíveis trincas 2D: 3 com profundidade  $a_i = 2\text{mm}$ , uma semi-circular (com  $c_i = a_i$ ), e duas semi-elípticas (com  $c_i = 2a_i$  e com  $c_i = 4a_i$ ); e 3 com 4.25mm de profundidade (a metade da espessura do duto), uma semi-circular (com  $c_i = a_i$ ), e duas semi-elípticas (uma com  $c_i = 2a_i$  e outra com  $c_i = 4a_i$ ).

Estas trincas assumidas são representativas: as menores são típicos defeitos superficiais pequenos, cujo tamanho é da ordem do limiar de detecção dos métodos de inspeção não-destrutiva, e as maiores são defeitos mais severos, provavelmente detectáveis numa inspeção cuidadosa do duto. (Na realidade, elas deveriam ser detectadas, pois sua profundidade é igual a metade da espessura do duto). Deve-se notar que nem a maior das trincas assumidas teria conseguido vazar a parede do duto durante toda a sua vida operacional, mesmo se já estivesse presente no duto virgem. A previsão da vida residual do duto, entretanto, é muito sensível ao tamanho assumido para a trinca inicial, logo deve-se estipular junto com o pessoal da inspeção qual o melhor tamanho de trinca que deve ser usado com este propósito.



<b>Crescimento que uma Trinca Superficial Semi-Eliptica de Semi-Eixos <math>a_i</math> e <math>c_i</math> (Sendo <math>a_i</math> sua Profundidade), Teria Tido Desde o Início da Operação do Duto</b>					
<b><math>a_i</math> (mm)</b>	<b><math>c_i</math> (mm)</b>	<b><math>a_f</math> (mm)</b>	<b><math>c_f</math> (mm)</b>	<b><math>d_a</math> (mm)</b>	<b><math>d_c</math> (mm)</b>
<b>2.00</b>	<b>1.00</b>	<b>2.183</b>	<b>2.037</b>	<b>0.183</b>	<b>0.037</b>
<b>2.00</b>	<b>2.00</b>	<b>2.172</b>	<b>2.463</b>	<b>0.172</b>	<b>0.463</b>
<b>2.00</b>	<b>4.00</b>	<b>2.282</b>	<b>4.200</b>	<b>0.282</b>	<b>0.200</b>
<b>4.25</b>	<b>2.125</b>	<b>5.425</b>	<b>6.425</b>	<b>1.175</b>	<b>2.175</b>
<b>4.25</b>	<b>4.25</b>	<b>5.429</b>	<b>7.053</b>	<b>1.179</b>	<b>2.803</b>
<b>4.25</b>	<b>9.50</b>	<b>6.029</b>	<b>10.468</b>	<b>1.799</b>	<b>0.968</b>

**Tabela 5:** Propagação por fadiga de trincas superficiais semi-elípticas no duto

## 6. CONCLUSÃO

Na ausência de pites ou entalhes na região mais solicitada do duto, é improvável que fadiga possa ser um mecanismo de falha importante para sua integridade estrutural. Mas caso haja defeitos superficiais com  $K_t @ 3$  naquela região, é provável a geração de uma trinca por fadiga no duto. Entretanto, caso estas trincas sejam pequenas, sua velocidade de propagação é baixa, e pode-se esperar detectá-las antes que vazem e poluam o meio ambiente.

## 7. REFERÊNCIAS

1. Dowling, N.E. "Mechanical Behavior of Materials", Prentice-Hall 1993
2. Bannantine, J.A.; Comer, J.J. & Handrock, J.L. "Fundamentals of Metal Fatigue Analysis", Prentice Hall 1990
3. Castro, J.T.P. & Meggiolaro, M.A. "Fadiga sob Cargas Reais de Serviço", PUC-Rio 2002
4. Anderson, T.L. "Fracture Mechanics", CRC 1995
5. Broek, D. "The Practical Use of Fracture Mechanics", Kluwer 1988
6. Suresh, S., "Fatigue of Materials", Cambridge 1999
7. Tada, H.; Paris, P.C. & Irwin, G.R. "The Stress Analysis of Cracks Handbook", Del Research 85
8. Timoshenko, S.P. & Goodier, J.N. "Theory of Elasticity", McGraw Hill 1970
9. Meggiolaro, M.A., Castro, J.T.P. "On the Errors Induced by the Hookean Modeling of Nominal Stresses in the  $\epsilon_N$  Method", Proceedings of Fatigue 2001 SAE Brasil International Conference on Fatigue, pp.257-266, (SAE paper 2001-01-4067), 2001
10. Castro, J.T.P. & Meggiolaro, M.A. "Alguns Comentários sobre a Automação do Método  $\epsilon_N$  para Dimensionamento à Fadiga sob Carregamentos Complexos", Rev.Bras.Ciênc.Mecânicas vol.21, n.2, pp.294-312, 1999
11. Meggiolaro, M.A. & Castro, J.T.P. "ViDa 98 - Danômetro Visual para Automatizar o Projeto à Fadiga sob Carregamentos Complexos", Rev.Bras.Ciênc.Mecânicas vol.20, n.4, pp.666-685, 1998
12. [www.geocities.com/vidapage](http://www.geocities.com/vidapage)

13. Prática recomendada DNV “RP-C203, Fatigue Strength Analysis of Offshore Steel Structures 2000”

## 8. APÊNDICE

O método eN tradicional é inconsistente ao modelar  $Ds_n$  usando Hooke enquanto usa Ramberg-Osgood (que não reconhece as deformações elásticas puras) na descrição dos laços atuantes nos entalhes. Além disto, quando  $Ds_n$  é elastoplástica não se pode usar Neuber na forma  $(K_t Ds_n)^2 = Ds De E$ . Este problema tem que ser resolvido pela forma geral da equação de Neuber e por *duas* equações de laço similares, uma para descrever a gama de tensão  $Ds$  que atua na raiz do entalhe e outra para modelar a gama de tensão nominal  $Ds_n$  [3]:

$$K_t^2 = \frac{Ds De}{Ds_n De_n}$$

$$De = \frac{Ds}{E} + 2 \left( \frac{Ds}{2H_c} \right)^{1/h_c} \quad (1)$$

$$De_n = \frac{Ds_n}{E} + 2 \left( \frac{Ds_n}{2H_c} \right)^{1/h_c}$$

Como no caso elástico, dada uma carga nominal  $Ds_n$  deve-se calcular primeiro  $Ds$ , depois  $De$  e por fim  $N$ , para facilitar a solução numérica deste sistema:

$$K_t^2 \left( Ds_n^2 + \frac{2EDs_n^{(h_c+1)/h_c}}{(2H_c)^{1/h_c}} \right) = Ds^2 + \frac{2EDs^{(h_c+1)/h_c}}{(2H_c)^{1/h_c}} \quad (2)$$

$$De = \frac{Ds}{E} + 2 \left( \frac{Ds}{2H_c} \right)^{1/h_c} = \frac{2s_c}{E} (2N)^b + 2e_c (2N)^c$$

Exemplo: compare as previsões elásticas (*EL*) e elastoplásticas (*EP*) numa peça de aço API 5L GrB (cujas propriedades eN estão listadas acima) que tenha  $K_t = 2$  sob:

1.  $Ds_n = 100MPa \ll 2S_E$ : supondo que as tensões nominais são Hookeanas, as tensões no entalhe  $Ds_{EL}$  são dadas por  $(2 \times 100)^2 = Ds_{EL}^2 + 3.1 \times 10^{-9} Ds_{EL}^{5.17} \setminus Ds_{EL} = 194.7MPa$  (note que  $Ds_{EL}$  é modelada por Ramberg-Osgood, logo  $Ds_{EL} < 2 \times Ds_n$ ),  $De_{EL} = 0.0988\%$  e  $N_{EL} = 5.25 \times 10^6$  ciclos, enquanto que usando a formulação elastoplástica (que modela as tensões nominais por Ramberg-Osgood) obtém-se  $Ds_{EP} = 195.3MPa$ ,  $De_{EP} = 0.0991\%$  e  $N_{EP} = 5.16 \times 10^6$  ciclos, logo neste caso a diferença entre as previsões *EL* e *EP* é totalmente *irrisória*

2.  $Ds_n = 580MPa @ 2S_E$ :  $Ds_{EP} = 798.2MPa$ ,  $De_{EP} = 2.23\%$  e  $N_{EP} = 379$  ciclos é a previsão *EP* obtida usando (2), enquanto que a solução *EL*, que supõe  $Ds_n$  Hookeana, prevê  $Ds_{EL} = 635.4MPa$ ,  $De_{EL} = 1.02\%$  e  $N_{EL} = 2050$  ciclos, ou seja a razão  $N_{EP}/N_{EL} = 0.185$  indica que a previsão elástica é altamente *não-conservativa* neste caso!