

Copyright 2004, Instituto Brasileiro de Petróleo e Gás - IBP

Este Trabalho Técnico Científico foi preparado para apresentação no 3º Congresso Brasileiro de P&D em Petróleo e Gás, a ser realizado no período de 2 a 5 de outubro de 2005, em Salvador. Este Trabalho Técnico Científico foi selecionado e/ou revisado pela Comissão Científica, para apresentação no Evento. O conteúdo do Trabalho, como apresentado, não foi revisado pelo IBP. Os organizadores não irão traduzir ou corrigir os textos recebidos. O material conforme, apresentado, não necessariamente reflete as opiniões do Instituto Brasileiro de Petróleo e Gás, Sócios e Representantes. É de conhecimento e aprovação do(s) autor(es) que este Trabalho será publicado nos Anais do 3º Congresso Brasileiro de P&D em Petróleo e Gás

PROPAGAÇÃO DE TRINCAS EM DEFEITOS DE SOLDAS CIRCUNFERENCIAIS DE “RISERS” RÍGIDOS

Bianca de Carvalho Pinheiro¹, Ilson Paranhos Pasqualino¹

¹ Programa de Engenharia Oceânica, COPPE/UFRJ, CT, Cidade Universitária,
bianca@lts.coppe.ufrj.br

Resumo – Neste trabalho, a propagação de trincas em defeitos de soldas circunferenciais de *risers* de aço em catenária, ou *steel catenary risers* (SCRs), instalados pelo método carretel é estudada através de testes experimentais e de análises numéricas. O trabalho experimental envolveu a realização de testes, em escala real, em que espécimes foram submetidos a um carregamento de flexão cíclica sob tração axial constante com o uso de um aparato de fadiga. De acordo com um critério de aceitação de soldas, foram induzidos defeitos iniciais nas soldas circunferenciais posicionadas na seção central dos espécimes. O trabalho numérico consistiu no desenvolvimento de um modelo sólido tridimensional de elementos finitos, não-linear, que simula a propagação de uma trinca inicial a partir de um defeito induzido, incorporando grandes rotações e comportamento elasto-plástico do material. A propagação da trinca foi simulada com base na teoria da Mecânica da Fratura Linear Elástica através do uso de um programa que gera a trinca inicial e atualiza a malha do modelo ao longo da propagação através da espessura do duto. O procedimento numérico foi analisado através de simulações dos testes experimentais, comparando-se os resultados obtidos, em número de ciclos de vida à fadiga, com os resultados experimentais.

Palavras-Chave: Fadiga, Juntas Soldadas, Método Carretel, Mecânica da Fratura.

Abstract – The propagation of flaws in defectives welds of steel catenary risers installed by the reeling method is herein studied through a numerical and experimental procedure. Large-scale steel pipe models were tested under constant axial tension and cyclic bending with the aid of a fatigue rig. Based on a weld acceptance criterion, initial flaws were induced at the middle girth welds of the specimens. In the numerical work, the crack propagation phenomenon was simulated with the aid of a finite elements framework and a fracture mechanics program, which generates the initial flaw and updates the model mesh during the propagation through the pipe thickness. The non-linear analysis comprised three-dimensional model mesh with solid elements, finite rotations, elastic-plastic behavior of the material and the linear theory of fracture mechanics. The model is checked by reproducing numerically the physical experiments and comparing the fatigue endurance with the experimental results.

Keywords: Fatigue, Defectives Welds, Reeling Method, Fracture Mechanics.

1. Introdução

A existência de possíveis defeitos de solda em risers rígidos pode, dependendo do método de lançamento adotado, provocar a sua falha por fadiga. Esse problema apresenta-se ainda mais crítico no caso de *risers* de aço em catenária, ou *steel catenary risers* (SCRs), instalados pelo método carretel. As tensões atingidas durante os processos de dobramento, desdobramento e retificação podem gerar deformações plásticas, provocando o aumento de eventuais defeitos de solda.

Estimativas de vida à fadiga baseadas em curvas S-N podem ser empregadas nos estágios preliminares do projeto. No entanto, o desenvolvimento de um projeto seguro para a instalação de SCRs em águas profundas deve ter como base um trabalho experimental compreendendo testes de fadiga em escala real e processos de solda reais.

Neste trabalho, a performance de SCRs instalados pelo método carretel, quanto ao fenômeno de fadiga, foi estudada através de um trabalho numérico e experimental realizado no Laboratório de Tecnologia Submarina (LTS) da COPPE/UFRJ.

O trabalho experimental compreendeu testes de dobramento e de fadiga, em escala real, de espécimes de dutos de aço API X-60 com uma solda circunferencial em sua seção central contendo defeitos iniciais induzidos durante a sua fabricação, de forma a simular o defeito de falta de penetração na raiz. O teste de dobramento visa a simular os efeitos decorrentes da instalação pelo método carretel, sendo capaz de induzir deformações plásticas nos espécimes.

O trabalho numérico consistiu no desenvolvimento de um modelo tridimensional de elementos finitos, adotando-se elementos sólidos, rotações finitas, comportamento elasto-plástico do material e não linearidade geométrica. A simulação numérica da propagação do defeito foi baseada na teoria da Mecânica da Fratura Linear Elástica. Os resultados das análises numéricas foram comparados com a performance de vida à fadiga dos espécimes dos testes experimentais.

2. Testes Experimentais

Os testes experimentais foram realizados no âmbito de um projeto de pesquisa relativo à fadiga de dutos rígidos instalados pelo método carretel. O trabalho experimental compreendeu testes de dobramento e de fadiga, em escala real, de seis espécimes de dutos de aço API X-60, fabricados com uma junta circunferencial soldada em sua seção central. Os espécimes foram fabricados de forma que defeitos foram intencionalmente induzidos em suas soldas circunferenciais durante o processo de soldagem, simulando o defeito de falta de penetração na raiz da solda, com diferentes dimensões para cada espécime, segundo um critério de aceitação de soldas.

Para a realização dos testes foram utilizados os aparatos de dobramento e de fadiga, Figuras 1 e 2, respectivamente. Estes aparatos foram construídos no âmbito de um projeto denominado “Plastically Strained SCR’s Qualification Program for Installation Methods”, apresentado por Netto et al. (2000), realizado entre a COPPE/UFRJ e diversas empresas da área de petróleo.

Os testes de dobramento simulam as condições do processo de instalação pelo método carretel que, com o dobramento, desdobramento e retificação do duto, pode induzir deformações plásticas no mesmo. Após os testes de dobramento, foram realizados os testes de fadiga. Nesses testes, os espécimes foram submetidos a um carregamento de flexão cíclica sob tração axial constante com o uso do aparato de fadiga, mostrado esquematicamente na Figura 2.



Figura 1. Espécime (a) dobrado e (b) retificado no aparato de dobramento

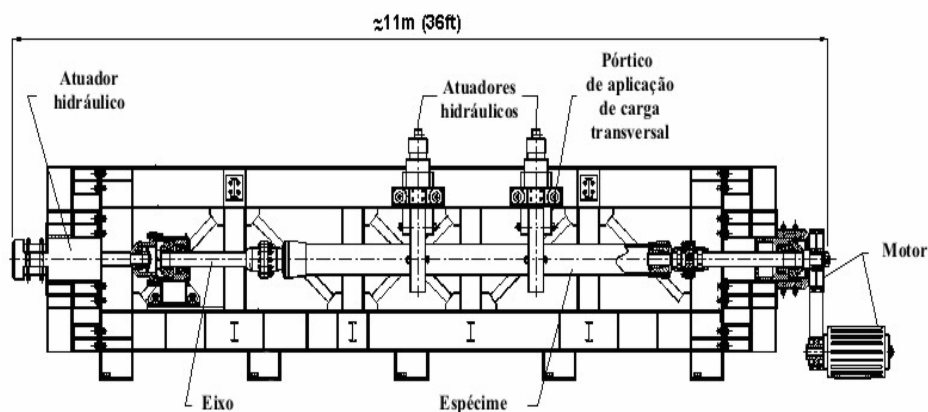


Figura 2. Esquema do aparato do teste de fadiga

Durante os testes de fadiga são aplicadas cargas transversais em dois pontos igualmente espaçados dos apoios, com o uso de pórticos atuados hidráulicamente. Essas cargas produzem um momento fletor constante na região do espécime entre os pórticos, onde se localiza a junta soldada, criando assim um estado de flexão pura na região da solda. Com a sua rotação, o espécime é submetido a um carregamento cíclico de flexão que o conduz à fadiga. O espécime é submetido a uma tensão de tração constante, simultaneamente à sollicitação cíclica de flexão, de forma a se aplicar uma tensão média axial (σ_m) constante.

2.1. Parâmetros geométricos e de material dos espécimes

Os seis espécimes foram fabricados a partir de três dutos de aço grau API 5L X-60, identificados por T1, T2 e T3. Foram fabricados dois espécimes (denominados A e B) a partir de cada duto. Cada espécime foi fabricado com uma solda circunferencial central usando-se as técnicas de soldagem SMAW (*shield metal arc welding*) no enchimento e GTAW (*gas tungsten arc welding*) na raiz. Os parâmetros geométricos nominais dos espécimes são apresentados na Tabela 1, onde D é o diâmetro externo, t é a espessura e L é o comprimento.

Tabela 1. Parâmetros geométricos nominais dos espécimes

D		t		L
(mm)	(pol)	(mm)	(pol)	(m)
219,08	8,625	15,06	0,593	5,2

As propriedades elasto-plásticas do material dos espécimes utilizados nos testes experimentais foram determinadas através de testes de tração uniaxial, em corpos de prova retirados dos dutos originais empregados na fabricação dos espécimes, para as regiões do metal base e da solda. Na Tabela 2 são apresentadas as propriedades mecânicas médias obtidas através dos testes de tração uniaxial, onde E é o módulo de elasticidade, σ_p é a tensão de proporcionalidade e σ_u é a tensão limite.

Tabela 2. Propriedades mecânicas médias para o aço API 5L X-60 obtidas através dos testes de tração uniaxial

Região	E (MPa)	σ_p (MPa)	σ_u (MPa)
Metal base	$2,1 \times 10^5$	486,42	643,01
Solda	$2,1 \times 10^5$	583,97	771,93

2.2. Procedimentos experimentais

Os testes de fadiga foram realizados até a detecção de uma trinca passante. As trincas passantes foram detectadas de forma consistente com o auxílio de uma bexiga de borracha vedada colocada em torno da região da solda circunferencial e inflada com ar. A superfície externa da membrana foi constantemente monitorada por um sensor óptico ligado a um sistema de aquisição de dados e de controle. No momento do esvaziamento da bexiga, o feixe de laser emitido pelo sensor óptico posicionado em um lado da bexiga atinge o sensor no lado oposto da mesma, indicando o seu esvaziamento e interrompendo automaticamente o teste.

2.3. Resultados

O intervalo de tensões adotado nos testes de fadiga foi escolhido baseando-se em curvas S-N disponíveis na literatura que sugerem que, para essa faixa de tensões, o número de ciclos de vida à fadiga (N) recai, aproximadamente, entre 10^5 a 10^7 ciclos. Todos os espécimes apresentaram trincas passantes antes de 10^7 ciclos.

3. Análises Numéricas

As análises numéricas visam a simular apenas os testes de fadiga, pois as deformações plásticas resultantes dos testes de dobramento foram introduzidas no modelo numérico através da consideração de deformações iniciais.

Foi desenvolvido um modelo tridimensional de elementos finitos, incorporando grandes rotações e deformações finitas. O programa comercial ABAQUS (2002) foi empregado na geração da malha base do modelo e nas análises de elementos finitos, enquanto que o programa comercial ZENCRACK (2002) foi usado para gerar a trinca inicial sobre a malha base e atualizar a malha ao longo do processo de propagação da trinca através da espessura do modelo. A trinca inicial simula o defeito de falta de penetração induzido nos espécimes dos testes experimentais. O defeito de falta de penetração na raiz da solda é um defeito plano orientado na direção circunferencial. A propagação da trinca foi baseada na Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE).

3.1. Propriedades físicas do modelo numérico

O comprimento do modelo numérico foi adotado como sendo 2D, onde D é o diâmetro externo. No entanto, admitindo-se a simetria na direção longitudinal, foi modelada apenas metade desse comprimento. Em análises numéricas preliminares verificou-se que esse comprimento reduzido pode ser considerado suficiente para que as tensões resultantes do carregamento no bordo não afetem a região da trinca. Os parâmetros geométricos do modelo numérico são dados na Tabela 3.

Tabela 3. Parâmetros geométricos do modelo numérico

D		t		L
(mm)	(pol)	(mm)	(pol)	(mm)
219,08	8,625	15,06	0,593	2D = 438,16

O comportamento elasto-plástico do modelo numérico foi modelado segundo o critério de escoamento de Von Mises associado à lei de fluxo potencial com encruamento isotrópico. Foram consideradas as propriedades mecânicas médias obtidas através dos testes de tração uniaxial realizados.

A propagação de trincas por fadiga foi simulada numericamente adotando-se a lei de Paris:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_I)^m \quad (1)$$

onde a é o comprimento da trinca, N é o número de ciclos, C e m são constantes do material e ΔK_I é a amplitude do fator de intensidade de tensão.

As curvas da/dN versus ΔK_I adotadas foram obtidas por Marco Filho (2002) para a técnica de soldagem GTAW no enchimento e na raiz. Para a obtenção dessas curvas foram utilizados corpos de prova fabricados em aço API X-65. Foram obtidas curvas para duas razões de tensões ($R = \sigma_{\min}/\sigma_{\max}$) diferentes, $R = 0,1$ e $R = 0,5$, e ainda para cada R foram consideradas duas condições: uma sem deformação longitudinal inicial e outra com uma deformação longitudinal inicial de 3%, que simula a deformação sofrida por um *riser* rígido durante o processo de lançamento pelo método carretel.

3.2. Malha de Elementos Finitos

A malha base de elementos finitos foi gerada com elementos sólidos tridimensionais quadráticos de 20 nós, com três graus de liberdade por nó, correspondentes às translações. A malha base foi elaborada de forma que há duas regiões distintas discretizadas em elementos finitos, uma relativa à região em que a trinca inicial é introduzida e outra correspondente ao resto da geometria do modelo.

A Figura 3 mostra como a trinca inicial é gerada sobre a malha base. Na Figura 3 (a) são mostrados os três elementos a serem substituídos pela malha contendo a trinca, enquanto na Figura 3 (b) é mostrada a trinca inicial gerada, onde os elementos da face “aberta”, delimitados pela frente da trinca, são apresentados em azul.

3.3. Condições de contorno e carregamento

Tendo em vista a geometria e a posição do defeito, condições de simetria foram adotadas visando a se reduzir o modelo numérico para 1/4 de sua geometria. Com a introdução da trinca inicial, os deslocamentos dos nós da face “aberta” da trinca são admitidos como livres, simulando o defeito de falta de penetração. A Figura 4 mostra as condições de contorno após a introdução da trinca inicial.

O carregamento foi aplicado sobre um nó de referência e transmitido ao bordo na extremidade do modelo através da vinculação dos deslocamentos dos nós desse bordo em relação aos movimentos do nó de referência. Os movimentos de translação e rotação do nó de referência são restringidos. O carregamento consistiu em uma combinação de momento fletor cíclico (M) sob tração axial constante (T). A determinação de M e T foi feita com base nos resultados adquiridos nos testes experimentais.

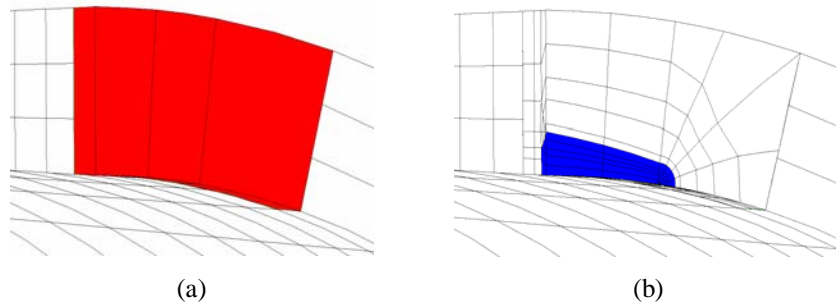


Figura 3. (a) Elementos da malha base a serem substituídos e (b) Malha da trinca inicial gerada

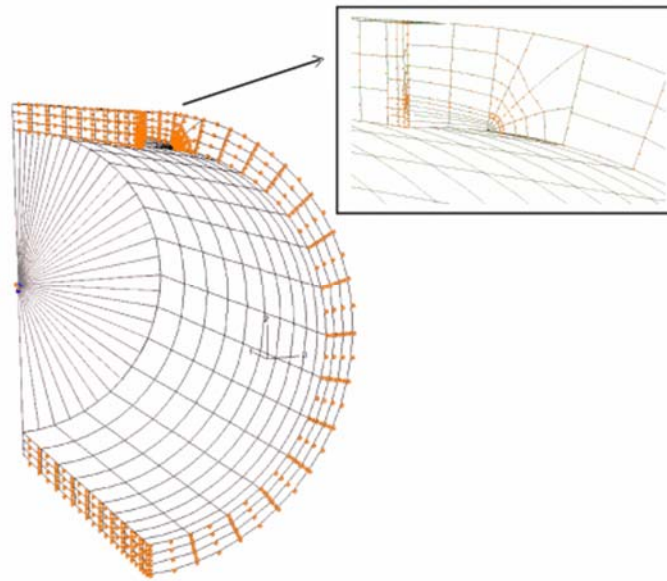


Figura 4. Condições de contorno após a introdução da trinca inicial

3.4. Resultados das análises numéricas e correlação numérico-experimental

Diversas análises de elementos finitos são necessárias para propagar a trinca através da espessura do duto. Quando a frente da trinca se aproxima da superfície externa do modelo o processo é interrompido devido à excessiva distorção dos elementos. A Figura 5 mostra todas as frentes da trinca desenvolvidas em uma análise completa do modelo T1B.

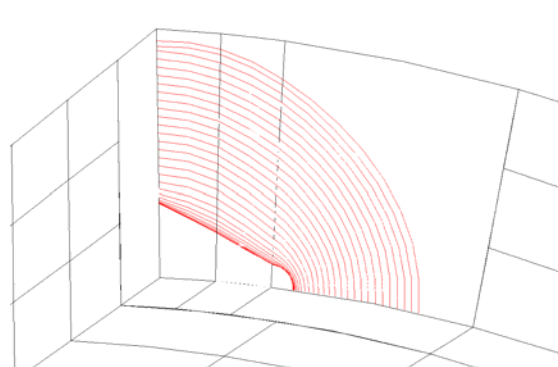


Figura 5. Frentes da trinca desenvolvidas em uma análise completa do modelo T1B

Os resultados numéricos, em número de ciclos de vida à fadiga (N_{num}), são apresentados na Tabela 4 e comparados com os resultados experimentais (N_{exp}) através do cálculo da razão entre os mesmos (R_N). Para a situação em que $R = 0,1$, R_N varia entre 0,99 e 7,78, quando a deformação inicial é nula, e entre 0,61 e 4,97, quando a deformação inicial é igual a 3%. Para a situação em que $R = 0,5$, R_N varia entre 0,43 e 3,38, quando a deformação inicial é nula, e entre 0,55 e 4,46, quando a deformação inicial é igual a 3%.

A diferença observada entre os resultados numéricos e experimentais pode ser explicada considerando-se as diferenças entre a base das simulações numéricas realizadas e os procedimentos dos testes de fadiga. A simulação numérica consistiu em uma análise com base na MFLE que reproduz a propagação por fadiga de uma trinca pré-existente segundo uma lei de propagação determinada. Entretanto, o fenômeno de fadiga ocorrido nos testes experimentais compreende duas fases: iniciação (nucleação) e propagação da trinca. A forma de detecção de trincas passantes nos testes experimentais é outro aspecto que também pode ter contribuído para a discrepância entre os resultados numéricos e experimentais.

Tabela 4. Resultados numéricos

Espécime / Modelo	N_{num}			
	R = 0,1		R = 0,5	
	Deformação inicial = 0	Deformação inicial = 3%	Deformação inicial = 0	Deformação inicial = 3%
T1A	628.795	388.509	273.478	349.277
T1B	2.342.739	1.079.385	1.031.047	980.548
T2A	554.804	353.994	241.064	318.166
T2B	1.620.699	827.250	713.415	747.467
T3A	1.429.863	737.224	625.796	674.701
T3B	170.711	169.678	73.591	119.001

Observou-se que as análises numéricas em que se adotou a curva da/dN versus ΔK_I levantada para $R = 0,5$ sem a consideração de deformação inicial obtiveram resultados que apresentaram uma melhor correlação numérico-experimental. A Figura 6 mostra um gráfico, em coordenadas logarítmicas, de faixa de tensão aplicada ($\Delta\sigma$) versus número de ciclos de vida à fadiga (N) para os resultados referentes a esse caso. Nesse gráfico também são apresentadas curvas S-N de projeto para juntas soldadas circunferenciais de dutos, dadas pela BSi (1999) (curvas E e F2) e pela API (2001) (curva X'). As curvas E e F2 são definidas para desvio padrão igual 2.

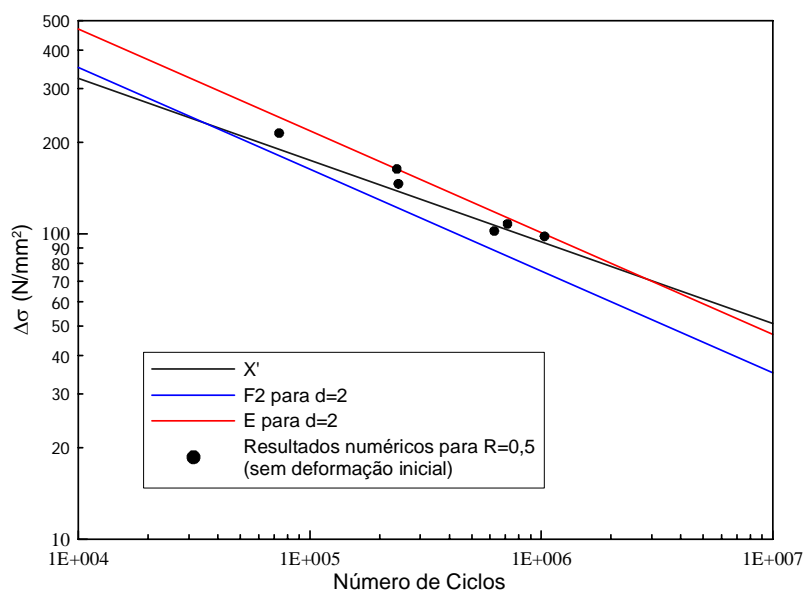


Figura 6. Gráfico de variação de tensão versus número de ciclos de vida à fadiga para os resultados numéricos

4. Conclusão

Neste trabalho, a performance à fadiga de SCRs instalados pelo método carretel foi estudada através de um trabalho numérico e experimental. O trabalho numérico compreendeu o desenvolvimento de um modelo de elementos finitos visando a simular a propagação de trincas por fadiga em defeitos de solda de SCRs.

Foram observadas algumas discrepâncias entre os resultados numéricos e experimentais que podem ser justificadas a partir da consideração das diferenças entre a base das simulações numéricas realizadas e os procedimentos dos testes de fadiga.

A simulação numérica da propagação de trincas por fadiga consiste em um trabalho bastante complexo, que envolve diversos parâmetros e fatores que nem sempre podem ser levados em conta. Isso torna difícil a obtenção de uma boa correlação numérico-experimental. No entanto, o procedimento numérico desenvolvido mostrou-se bastante eficiente, apesar dos fatores de discrepância mencionados.

O trabalho numérico conseguiu definir uma distribuição dos pontos no gráfico de faixa de tensão aplicada ($\Delta\sigma$) versus número de ciclos de vida à fadiga (N) bem “próxima” à obtida experimentalmente. Neste sentido, pode-se dizer que a tendência dos resultados de fadiga, em relação às curvas de projeto, foi obtida com sucesso.

O trabalho realizado demonstrou que a metodologia de análise desenvolvida é válida. Entretanto, para que a simulação seja realizada com sucesso, é necessária a determinação precisa das propriedades de fadiga do material para o nível de carregamento considerado (R).

5. Agradecimentos

Os autores agradecem ao Programa de Recursos Humanos da ANP pelo apoio financeiro dispensado para a realização deste trabalho.

6. Referências

- ABAQUS, 2002, *User's and Theory Manuals, Release 6.3*, Hibbitt, Karlsson, Sorensen, Inc.
- THE AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, 2001, *API Recommended Practice 2A-WSD (latest edition)*.
- BRITISH STANDARD, *Guide on methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures*, BS 7910:1999.
- MARCO FILHO, F. de, *Propagação de Trincas de Fadiga em Juntas Soldadas de Aço API 5L Grau X-65 para Utilização em Risers Rígidos*. Tese de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2002.
- NETTO, T.A. et al., 2000, *Fabrication of Fatigue Test and Bending Simulator Apparatus*, Coppetec Report PENO-1421 – Part I (Plastically Strained SCR's: Qualification Program for Installation Methods).
- ZENCRACK, 2002, *ZENCRACK User Manual for Zencrack 7.0*, Zentech International Ltd.