



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA

COMPORTAMENTO DA VELOCIDADE DE
PROPAGAÇÃO DE TRINCA POR FADIGA DO AÇO
ASTM-A36 EM CONDIÇÕES ATMOSFÉRICAS E
SUBAQUÁTICAS.

ARIEL RODRÍGUEZ ARIAS

Belo Horizonte, 17 de agosto de 2012

ARIEL RODRÍGUEZ ARIAS

**COMPORTAMENTO DA VELOCIDADE DE
PROPAGAÇÃO DE TRINCA POR FADIGA DO AÇO
ASTM-A36 EM CONDIÇÕES ATMOSFÉRICAS E
SUBAQUÁTICAS.**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Processos de Fabricação

Orientador (a): Prof. Alexandre Queiroz Bracarense

Universidade Federal de Minas Gerais

Belo Horizonte

Escola de Engenharia da UFMG,

2012



Universidade Federal de Minas Gerais
Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica - PPGMEC
Av. Antonio Carlos, 6627 – Pampulha - 31270-901 Belo Horizonte – MG
Tel: +55 31 3499-5145 - Fax: 31 34433783
www.demec.ufmg.br - e-mail: cpgmec@demec.ufmg.br

COMPORTAMENTO DA VELOCIDADE DE PROPAGAÇÃO DE TRINCA POR FADIGA DO AÇO ASTM-A36 EM CONDIÇÕES ATMOSFÉRICAS E SUBAQUÁTICAS.

ARIEL RODRÍGUEZ ARIAS

Dissertação defendida e aprovada em 17 de Agosto de 2012, pela Banca examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de "Mestre em Engenharia Mecânica", na área de concentração de "Processos de Fabricação".

Prof. Dr. Alexandre Queiroz Bracarense – UFMG – Orientador

Prof. Dr. Paulo José Modenesi– UFMG – Examinador

Prof. Dr. Jefferson José Vilela - CDTN- Examinador

Prof. Dr. Manuel Rodríguez Pérez- UCLV- Examinador

Para todas as pessoas
que acreditaram em mim,
em especial meus pais.

AGRADECIMENTOS

Aos meus pais Juan Bautista e Haydee, a quem devo tudo que sou e por sempre terem me apoiado em tudo que fiz.

Ao professor Alexandre Queiroz Bracarense, pela oportunidade, apoio, orientação e confiança que depositou em me.

Aos amigos e colegas do LRSS, Cláudio, Ezequiel, Apolinário, Frank, Bomfim, Newton, Reno, Ismael, Sandro, Eduardo Lima, Aniceto, Alexander (alemão), Luis e Edward pelo apoio, ajuda e suporte na realização deste trabalho.

Aos servidores do CNEN/CDTN, professores doutores, Jefferson, Tanius, Denis, Emersom e os técnicos Wlamir, Gabriel Felício, João Bosco e Emil Dos Reis, a todos eles obrigado pelo apoio, suporte e colaboração na realização desta pesquisa.

Aos professores do Curso de Pós-Graduação pelo convívio e ensinamentos transmitidos, especialmente a doutor Paulo Modenesi.

Aos amigos e colegas do CIS pelo apoio incondicional, em especial a Manuel e Lorenzo.

Ao Anderson, pela grande ajuda na usinagem e suporte técnico.

À Dora secretaria da PPGMEC pelo apoio e guia durante todo este tempo.

A todos os estagiários pela ajuda, em especial a Andre, Vinício, Rafa e Eduardo.

A CAPES pelo apoio financeiro e incentivo à pesquisa

A todos, muito obrigado.

SUMÁRIO

SUMÁRIO.....	1
LISTAS DE FIGURAS.....	
LISTAS DE TABELAS E QUADROS.....	
LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS.....	
NOMENCLATURAS.....	
RESUMO.....	
ABSTRACT.....	
1 INTRODUÇÃO.....	18
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	20
2.1 Aspectos Gerais da Fadiga.....	20
2.2 Curvas de Wöhler (curvas σ -n).....	25
2.3 Mecânicas da fratura aplicada à fadiga.....	28
2.3.1 Princípios da mecânica da fratura.....	28
2.3.2 Balanço de energia de Griffith.....	28
2.3.3 Mecânica de fratura linear elástica (MFLE).....	32
2.4 Propagação de trinca por fadiga.....	34
2.5 Fechamento da trinca por fadiga.....	40
2.6 Fatores que influenciam a propagação da trinca de fadiga.....	43
2.6.1 Influência da microestrutura.....	43
2.6.2 Carregamento.....	45
2.6.3 Influência do meio na taxa de propagação da trinca.....	47
2.7 Ensaio de propagação de trinca por fadiga.....	52
3 MATERIAL E METODOLOGIA.....	55
3.1 Desenho e fabricação do dispositivo para simular condições subaquáticas de profundidade.....	55

3.1.1. Particularidades da Máquina de ensaio universal INSTRON 8802	55
3.1.2. Desenho do dispositivo.....	56
3.1.3. Fabricação do dispositivo	57
3.2. Sistema de aquisição de dado	61
3.3 Ensaio de propagação da trinca por fadiga	63
3.3.1 Preparação dos corpos de prova para o teste de propagação da trinca por fadiga .	63
3.3.2 Pre-Trinca por Fadiga.....	65
3.3.3 Obtenção de dados experimentais.....	66
4 RESULTADOS E DISCUSSÃO.	69
4.1 Amostras testadas no ar.....	69
4.2 Amostras testadas em lâmina de água e 20m de profundidade	73
4.3 Apresentação e discussão dos resultados	80
5 CONCLUSÕES	86
6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	87
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	88
ANEXO A	93

LISTAS DE FIGURAS

FIGURA 2.1 - Estágios I, II e III de propagação da trinca de fadiga.....	21
FIGURA 2.2 - Representação da superfície de fratura de um material submetido à fadiga.....	21
FIGURA 2.3 - Parâmetros utilizados nos ensaios fadiga.....	22
FIGURA 2.4 - Nucleação das trincas de fadiga mediante formação de intrusões e extrusões.....	24
FIGURA 2.5 - Microscopia de varredura de bandas de deslizamento persistentes na superfície de um corpo de prova de cobre submetido a carregamento por fadiga.....	24
FIGURA 2.6 - Curvas S-N ou curvas de Wöhler.....	26
FIGURA 2.7 - Exemplos de algumas curvas S-N.....	26
FIGURA 2.8 - Efeito da tensão média (σ_m) na resistência à fadiga de um material...	27
FIGURA 2.9 - Placa infinita com uma trinca de comprimento $2a$, sob tração.....	29
FIGURA 2.10 - Balanço de energia de uma trinca.....	30
FIGURA 2.11 - Os três modos de deslocamento da superfície de uma trinca. (a) Modo I, modo de abertura ou de tração; (b) Modo II, modo de deslizamento; e (c) Modo III, modo de rasgamento.....	32
FIGURA 2.12 - Distribuição de tensões na vizinhança no vértice da trinca.....	33
FIGURA 2.13 - Representação esquemática do crescimento de uma trinca de fadiga considerando duas tensões σ_1 e σ_2 sendo ($\sigma_1 > \sigma_2$).....	35
FIGURA 2.14 - Representação esquemática da variação da velocidade de propagação da trinca, da/dN , em função de ΔK no caso geral de aços, apresentando-se os diferentes estágios na propagação de trinca por fadiga.....	37
FIGURA 2.15 - Definições de vários valores de K	41
FIGURA 2.16 - Ilustração esquemática de vários mecanismos de fechamento de trinca: (a) fechamento induzido por plasticidade, (b) fechamento induzido por óxido e (c) fechamento induzido por rugosidade.....	42
FIGURA 2.17 - Influência da microestrutura na velocidade de propagação de trincas de fadiga nos aços.....	45
FIGURA 2.18 - Efeito de sobrecargas na taxa de crescimento da trinca.....	46
FIGURA 2.19 - Efeito da razão de tensão na taxa de crescimento da trinca de	

fadiga.....	47
FIGURA 2.20 - Ilustração esquemática do efeito de variáveis ambientais, frequência e razão de carregamento na taxa de trincas de fadiga em aço de alta resistência.....	48
FIGURA 2.21 - Mudança na taxa de propagação da trinca devido a alterações da frequência de carregamento.....	49
FIGURA 2.22 - Taxas de propagação de trinca de fadiga para um aço de média resistência e baixa liga em meio com H ₂ S (a 17,2 bar) e R=0,3.....	50
FIGURA 2.23 - Comparação das curvas em diferentes pressões aplicadas.....	50
FIGURA 2.24 - (a) Máquina de fadiga flexo-rotativa vertical portátil. (b) câmara hiperbarica.....	51
FIGURA 2.25 - Comportamento da vida a fadiga do aço ASTM A-36 com a variação da profundidade.....	52
FIGURA 3.1 - Esquema de montagem das peças geradas em SolidWorks.	56
FIGURA 3.2 - Esquema da solda dos flanges na tubulação. (a) - Solda externa do anel de aço no corpo central; (b) - Dispositivo de solda utilizado; (c) - Solda interna do anel de aço no corpo central.....	57
FIGURA 3.3 - Preparação do chanfro para realizar a solda dos flanges ao corpo central do dispositivo (Variante III).....	59
FIGURA 3.4 - Tampas de Policarbonato.....	59
FIGURA 3.5 - Conjuntos de peças que permite transmitir o carregamento da máquina para o corpo de prova.....	60
FIGURA 3.6 - Dispositiva para realizar ensaio de propagação da trinca variando a profundidade (pressão hidrostática).....	60
FIGURA 3.7 - Aparelho de aquisição da NATIONAL INSTRUMENTS: (a) NI cDAQ-9172 (b) NI 9237.....	62
FIGURA 3.8 - Clip-gage modificado e colocado no ambiente de trabalho.....	62
FIGURA 3.9 - (a) Gráfico da curva de calibração do Clip-gage (b) Micrometro de calibração do estensômetro.....	63
FIGURA 3.10 - Geometria do corpo de prova compacto de tração (CT) utilizado nos ensaios de propagação de trinca por fadiga.....	64
FIGURA 3.11 - Corpo de prova do tipo compacto de tração (CT).....	64
FIGURA 3.12 - Esquema do acompanhamento dos três estágios da pre-trinca.....	66

FIGURA 3.13 - Corpo de prova esquemático apresentando os pontos de localização da medição referenciados na TABELA 3.3.....	68
FIGURA 4.1 - Curvas de Comprimento da Trinca vs. Número de Ciclos das três amostras testada no ar para R=0,1 e Freqüência de 20Hz.....	69
FIGURA 4.2 - Curvas dadN vs ΔK em escala logarítmica do corpo-de-prova Ar-1 testado ao ar com R=0,1 e Freqüência de 20Hz.....	71
FIGURA 4.3 - Curvas dadN vs ΔK em escala logarítmica do corpo-de-prova Ar-2 testado ao ar com R=0,1 e Freqüência de 20Hz.....	71
FIGURA 4.4 - Curvas dadN vs ΔK em escala logarítmica do corpo-de-prova Ar-3 testado ao ar com R=0,1 e Freqüência de 20Hz.....	72
FIGURA 4.5 - Comparação da taxa de propagação da trinca obtida derivando a função gerada no <i>Eureqa Formulize</i> com o método de secante recomendado pela norma ASTM E 647.....	72
FIGURA 4.6 - Curva de tamanho da trinca versus número de ciclo obtida na condição de lamina de água do corpo-de-prova LA-7.....	73
FIGURA 4.7 - Curva de tamanho da trinca versus número de ciclo obtida na condição de lamina de água do corpo-de-prova LA-10.....	74
FIGURA 4.8 – Curva de tamanho da trinca versus número de ciclo obtida na condição de lamina de água do corpo-de-prova LA-4.....	74
FIGURA 4.9 - Curva de tamanho da trinca versus número de ciclo obtida na condição de 20 m de profundidade no corpo-de-prova P-6.....	75
FIGURA 4.10 - Curva de tamanho da trinca versus número de ciclo obtida na condição de 20 m de profundidade no corpo-de-prova P-4.....	75
FIGURA 4.11 - Curva de tamanho da trinca versus número de ciclo obtida na condição de 20 m de profundidade no corpo-de-prova P-8.....	76
FIGURA 4.12 - Curvas dadN vs ΔK escala logarítmica do corpo de prova LA-7 testado em lamina de água com R=0,1 e Freqüência de 20Hz.....	77
FIGURA 4.13- Curvas dadN vs ΔK em escala logarítmica do corpo de prova LA-10 testado em lamina de água com R=0,1 e Freqüência de 20Hz.....	78
FIGURA 4.14 - Curvas dadN vs ΔK em escala logarítmica do corpo de prova LA-4 testado em lamina de água com R=0,1 e Freqüência de 20Hz.....	78
FIGURA 4.15 - Curvas dadN vs ΔK em escala logarítmica do corpo de prova P-6 a 20m de profundidade com R=0,1 e Freqüência de 20Hz.....	79

FIGURA 4.16 - Curvas da/dN vs ΔK em escala logarítmica do corpo de prova P-3 a 20m de profundidade com $R=0,1$ e Frequência de 20Hz.....	79
FIGURA 4.17 - Curvas da/dN vs ΔK em escala logarítmica do corpo de prova P-8 a 20m de profundidade com $R=0,1$ e Frequência de 20Hz.....	80
FIGURA 4.18 - Curvas de tamanho da trinca a (mm) versus número de ciclos para todas as amostras testadas nas diferentes condições de ensaio, com $R=0,1$ e Frequência de 20Hz.....	80
FIGURA 4.19 - Curvas de tamanho da trinca a (mm) versus número de ciclos para aço A36 com $R=0,1$ e frequência de 10Hz.....	81
FIGURA 4.20 - Curvas de da/dN versus ΔK em escala logarítmica para todas as amostras testadas nas diferentes condições de ensaio, com uma razão de carregamento $R=0,1$ e Frequência de 20Hz.....	82
FIGURA 4.21 - Curvas de da/dN versus ΔK em escala logarítmica que representa as funções que descrevem o comportamento dos testes nas diferentes condições de ensaio, com $R=0,1$ e Frequência de 20Hz.....	83
FIGURA 4.22 - Gráficos da/dN versus $\Delta K/\Delta K_p$ segundo a equação de Bergner e Zouhar, para teste feitos em condições subaquáticas (a) 20m de profundidade (b) Lamina de água.....	85

LISTAS DE TABELAS E QUADROS

TABELA 2.1 Valores de C e m para aços estruturais.....	38
TABELA 3.1 Propriedades de resistência mecânica do aço API 5LX80.....	58
TABELA 3.2 Parâmetros de soldagem utilizados na fabricação do dispositivo.....	58
TABELA 3.3 Coeficientes da flexibilidade para o corpo de prova tipo C(T) em função da posição de medição.....	68
TABELA 4.1 Funções obtidas no software <i>Eureka Formuliza</i> para as amostras testadas no Ar.....	70
TABELA 4.2 Funções obtidas no software <i>Eureka Formuliza</i> para as amostras testadas em Lamina de água e 20m de profundidade.....	76
TABELA 4.3 Coeficientes C e m obtido para condição de ensaio.....	83
TABELA 4.4 Coeficientes C_0 e m obtido utilizando o método de Bergner para as condições de lamina de água e 20m de profundidade.....	84

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

Abreviações

a_0	Comprimento inicial da trinca [mm]
a_c	Comprimento crítico da trinca [mm]
C_0	Constante da equação de Bergner [adimensional]
COD	Deslocamento de abertura da trinca [mm]
da/dN	Taxa de propagação de trinca por fadiga [mm/ciclo]
$f(a/W)$	Fator geométrico [adimensional]
G_c	Taxa de liberação de energia crítica [J/m^2]
K_{IC}	Fator de intensidade de tensão crítico no modo I de fratura no estado plano de deformações [$MPa m^{0,5}$]
K_C	Fator de intensidade de tensão crítico no estado plano de tensões [$MPa m^{0,5}$]
K_{max}	Fator de intensidade de tensão máximo [$MPa m^{0,5}$]
K_{min}	Fator de intensidade de tensão mínimo [$MPa m^{0,5}$]
K_{th}	Fator de intensidade de tensão limite [$MPa m^{0,5}$]
ΔK	Variação do fator de intensidade de tensão [$MPa m^{0,5}$]
ΔK_{eff}	Variação do fator de intensidade de tensão efetivo [$MPa m^{0,5}$]
ΔK_p	Fator de escala de Bergner [adimensional]
P_{max}	Carga máxima de fadiga [N]
P_{min}	Carga mínima de fadiga [N]
P_a	Carga amplitude de fadiga [N]
P_m	Carga media de fadiga [N]
U	Energia total da placa trincada
U_{E0}	Energia elástica da placa não trincada
U_{EC}	Energia aliviada pela presença da trinca
U_γ	Mudança na energia elástica de superfície causada pela formação de superfícies da trinca
σ_e	Limite de escoamento [MPa]

σ_{\max}	Tensão máxima [MPa]
σ_{\min}	Tensão mínima [MPa]
σ_{xx}	Tensão na direção x [MPa]
σ_{yy}	Tensão na direção y [MPa]
σ_{zz}	Tensão na direção z [MPa]
$\tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yz}$	Tensões de cisalhamento [MPa]

Siglas

ACPD	Alternating Current Potential Drop
API	American Petroleum Institute
ASME	American Society of Mechanical Engineers
ASTM	American Society for Testing and Materials
AWS	American Welding Society
BS	British Standard
COD	Crack Opening Displacement
CT	Compact Tension
DCPD	Direct Current Potential Drop
GMAW	Gas Metal Arc Welding
LRSS	Laboratório de Robótica, Soldagem e Simulação
MFLE	Linear Elastic Fracture Mechanics

NOMENCLATURAS

Letras Latinas

a	Comprimento da trinca [mm]
B	Espessura do corpo de prova [mm]
C	Constante da lei de Paris [adimensional]
E	Módulo de elasticidade [GPa]
G	Taxa de liberação de energia [J/m^2]
K	Fator de intensidade de tensões [$MPa m^{0,5}$]
M	Constante da lei de Paris [adimensional]
N	Número de ciclos [ciclos]
P	Carga [N]
p	Constante da equação de Forman e Metty [adimensional]
q	Constante da equação de Forman e Metty [adimensional]
R	Razão de carga [adimensional]
W	Largura do corpo de prova [mm]

Letras Gregas

α	Relação (a/W)
γ	Energia elástica de superfície do material
θ	Coefficiente de encruamento
σ	Tensão [MPa]
v	Abertura do extensômetro (COD) [mm]

RESUMO

O objetivo do presente trabalho estuda a velocidade de propagação de trincas de fadiga em aço ASTM-A36 ao ar e sob condições subaquáticas a diferentes profundidades. Os ensaios foram realizados em corpos de prova do tipo *compacto de tração* segundo a norma ASTM E647. Para tornar possível a realização dos experimentos foi fabricado um dispositivo adaptável à máquina INSTRON 8802 que permite realizar ensaios em condições subaquáticas a diferentes profundidades através da variação da pressão. Foi montado também um sistema de aquisição de sinais constituído por Clip-gage modificado, aparelho de aquisição da NATIONAL INSTRUMENTS (NI cDAQ-9172) e software LabVIEW. Desse modo, foi possível obter os dados a partir dos quais foram gerados os gráficos correspondentes de tamanho da trinca (a) em função de número de ciclos (N) e velocidade de propagação da trinca (da/dN) versus variação do fator de concentração de tensões (ΔK) sob as mesmas condições de carregamento e diferentes meios, ou seja, lamina de água e pressão de 2 atm simulando 20m de profundidade. Como aspecto relevante observou-se que, quando é utilizado o modelo de Bergner, há variação na velocidade de propagação da trinca por fadiga para condições subaquáticas de lamina de água e 20m de profundidade.

Palavras Chaves: Fadiga, propagação de trincas, curvas da/dN , condições subaquáticas.

ABSTRACT

The objective of this work was to understand the behavior of the fatigue crack growth rate in ASTM A36 steel testing in air and underwater conditions for different depths. The tests were made in the specimen of *compact tension* in accordance with ASTM E647. To develop the research was made a device adaptable on INSTRON 8802 machine that allows tests in underwater conditions at different depths varying the pressure. It was assembled a acquisition signal system made of modified clip-gage, acquisition device from National Instruments (NI cDAQ-9172) and LabVIEW software. Then was possible to obtain data were used to generate graphics a-N and da/dN versus ΔK using the same loading conditions in all tests and changing the environment (lamina of water and then a pressure of 2 atm to simulate a depth of 20m). Was observed that, when Bergner model is used, there are variations in fatigue crack propagation rate in underwater conditions of 0,3m and 20m water depth.

Keywords: *Fatigue, crack growth rate, underwater conditions*

1. INTRODUÇÃO

A escassez das reservas mundiais de petróleo levou as companhias petroquímicas a procurar, com mais intensidade, a exploração marítima de petróleo (offshore). Esta exploração culminou em águas agitadas e profundas, tais como águas do mar do norte, costa norte das ilhas britânicas e na costa da Noruega.

Estudos relacionados à vida útil dos componentes metálicos utilizados na exploração offshore estão em constante desenvolvimento nas universidades e indústrias para aperfeiçoar as tecnologias existentes [Maddox, 1998]. Essa medida busca garantir uma maior durabilidade das estruturas, para aumentar a competitividade das empresas e evitar acidentes que prejudiquem o meio ambiente e a economia.

No caso particular das estruturas utilizadas nas plataformas de extração, ao encontrar-se em profundidades que podem alcançar mais de 50 metros, requerem que as mesmas sejam o suficiente seguras, capazes de resistir os esforços e os meios corrosivos aos que são submetidas.

Um problema inevitável que afeta a integridade das instalações que trabalha no mar, é a ação das cargas variáveis, provocadas pelo próprio movimento das ondas e as correntes oceânicas em dependência do lugar onde estejam instaladas as plataformas. Estas condições de serviço podem ser consideradas como extremamente severas, já que o efeito combinado dos esforços cíclicos e a corrosão micro-localizada, resultado do contato com a água, podem provocar falhas por fadiga naqueles lugares mais sensíveis da estruturas, como por exemplo, o cordão de solda e a zona afetada pelo calor.

Considera-se que a estimativa da vida útil de estruturas submetidas a esse fenômeno é de grande importância no projeto de uma obra ou equipamento para garantir a sua estabilidade [Taier, 2002]. Para isso, existe a necessidade de um estudo para a análise de estruturas sujeita a fadiga em ambientes aquáticos.

A investigação no domínio da fadiga de juntas soldadas de plataformas de exploração teve um forte estímulo nos EUA, Inglaterra e Japão nos anos 60. Os resultados destes estudos estabeleceram códigos e curvas de projeto para fadiga, como é o caso dos códigos da API e AWS dos EUA e o código inglês BS 6235.

O fenômeno da fadiga em condições subaquática deve ser estudado e trabalhado, pois os testes realizados em materiais e uniões soldadas normalmente são feitos ao ar, não retratando a real situação. No ambiente aquático, a peça está em um meio diferente,

onde a densidade do meio é maior e na presença da pressão hidrostática. Esses dados podem interferir na resistência à fadiga do material. De acordo ao anteriormente explicado, a realização de ensaios de fadiga simulando diferentes profundidades de uniões soldadas e materiais em geral podem oferecer resultados, cujo nível científico técnico no campo da engenharia, permita desenvolver com êxito, a fabricação de estruturas soldadas em condições subaquáticas de alta responsabilidade e segurança em serviço, onde os benefícios econômicos e meio-ambientais podem ser significativos.

No presente trabalho, a partir do problema existente quanto ao estudo da fadiga em condições subaquáticas se propõe como objetivo fundamental:

- Conhecer o comportamento da velocidade de propagação da trinca de fadiga no aço ASTM-A36, comparando em condições atmosféricas e subaquáticas, nesta ultima considerando o efeito da profundidade.

Como objetivos específicos:

- Dominar os princípios fundamentais relacionados com o fenômeno da fadiga, em particular no referido à utilização da mecânica da fratura na determinação da velocidade de propagação da trinca por fadiga e os fatores que influenciam neste aspecto.
- Desenho e fabricação de uma instalação para o estudo da taxa de propagação da trinca por fadiga em condições subaquáticas, que permitam avaliar efeito da profundidade a partir da maquina de ensaio mecânico INSTRON 8802.
- Obter experimentalmente os resultados da velocidade de propagação da trinca para o aço ASTM-A36, a partir de ensaios realizados em condições atmosféricas e subaquáticas em diferentes profundidades.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.

2.1 Aspectos Gerais da Fadiga.

Os materiais solicitados por carregamento estático, após o limite de escoamento, iniciam o processo de deformação plástica e, com a continuidade do carregamento, podem sofrer colapso mecânico. No entanto, a maior parte dos materiais em engenharia é submetida a carregamentos cíclicos. Esses materiais podem fraturar, nessas condições, a uma tensão inferior ao limite de escoamento e ao limite de resistência. A esse tipo de falha dá-se o nome de fadiga.

A American Society for Testing and Materials em sua norma ASTM E1823 (2002), define o termo fadiga como sendo um processo progressivo de alteração estrutural, permanente e localizado, que ocorre em um material sujeito a condições que produzem tensões e deformações cíclicas em um ponto ou em vários pontos, e que pode culminar em trincas ou fratura completa após um número suficiente de ciclos.

Estima-se que aproximadamente 90% das falhas em serviço dos componentes sujeitos a carregamentos repetidos e/ou vibrações devem-se ao fenômeno da fadiga (MEYERS; CHAWLA, 1982; DIETER, 1981).

O processo de fadiga consiste em três etapas ou estágios: nucleação da trinca, propagação da trinca e ruptura final do material. A iniciação das trincas de fadiga está ligada ao acúmulo de deformação plástica, em geral na superfície do material, mediante deslizamento dos planos cristalográficos. As trincas podem-se gerar em defeitos ou inclusões no material, ou seja, em pontos de concentração de tensões, em locais não homogêneos e pontos de variação abrupta da geometria da estrutura. Na segunda etapa, as trincas geralmente se propagam perpendicularmente à direção da máxima tensão principal de modo estável, até certa extensão, geralmente com o desenvolvimento das marcas de praia. O último estágio do processo de fadiga se caracteriza pela propagação da trinca de modo instável, resultando na ruptura da estrutura ao superar um determinado tamanho crítico. Na FIG.2.1 são apresentados os três estágios do processo de fadiga.

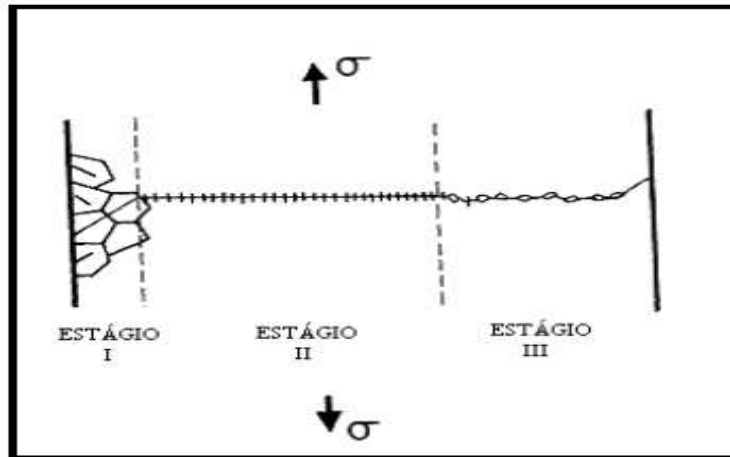


FIGURA 2.1 – Estágios I, II e III de propagação da trinca de fadiga.
 FONTE - SALERNO, p. 20, 2003.

A superfície do material fraturado por fadiga apresenta as três regiões de propagação das trincas, distintas, de fácil identificação, que podem ser associadas diretamente ao processo de fadiga. O esquema da superfície de fratura de um material submetido à fadiga é apresentado na FIG 2.2.

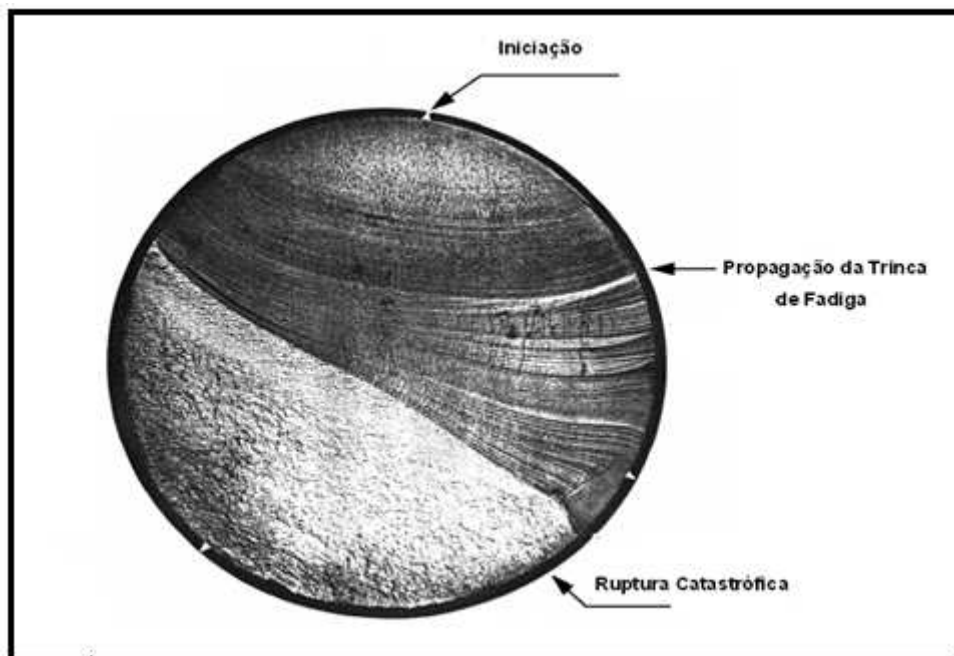


FIGURA 2.2 – Representação da superfície de fratura de um material submetido à fadiga.
 FONTE – RODRIGUEZ, 2008.

Antes da abordagem da nucleação e propagação da trinca de fadiga, é indispensável que alguns conceitos sejam esclarecidos para melhor entendimento do

fenômeno. Deste modo, torna-se necessário que as tensões flutuantes envolvidas no processo de fadiga sejam especificadas.

A FIG 2.3 apresenta um caso típico de tensões regulares (amplitude constante), onde verifica a tensão máxima, σ_{\max} , e a tensão mínima, σ_{\min} , aplicadas (MAGNABOSCO, 2000). Essa FIG 2.3 descreve um ciclo senoidal de tensão com carregamento cíclico definindo a variação de tensão, $\Delta\sigma$:

$$\Delta\sigma = \sigma_{\max} + \sigma_{\min} \quad (2.1)$$

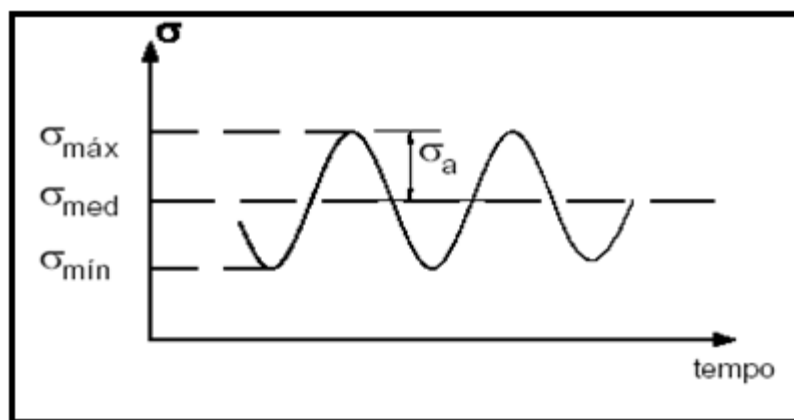


FIGURA 2.3 - Parâmetros utilizados nos ensaios fadiga.

FONTE - MAGNABOSCO, 2000.

A amplitude da tensão alternada (σ_a) é a diferença entre a tensão máxima e mínima dividido por dois:

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{2} \quad (2.2)$$

Ao comparar a variação da tensão ($\Delta\sigma$) com a tensão alternada (σ_a) tem-se:

$$\Delta\sigma = 2\sigma_a \quad (2.3)$$

A tensão média (σ_m) é a média das tensões máxima e mínima e é dada por,

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{\max} + \sigma_{\min}}{2} \quad (2.4)$$

A relação entre a tensão mínima (σ_{\min}) e a tensão máxima (σ_{\max}) é conhecida como razão de tensão em fadiga, R

$$R = \sigma_{\min} / \sigma_{\max} \quad (2.5)$$

O parâmetro R indica o tipo de carregamento ao qual o elemento está sujeito. Se o ciclo varia de carga nula para carga de tração, a solitação é repetida e $R=0$. Caso ocorra a completa inversão de tração para compressão, a tensão média é nula, $R = -1$ e o carregamento é totalmente reverso. Se houver somente carga de tração, o valor de R é maior que zero.

Encontram-se na literatura muitos estudos sobre trincas de fadiga. Segundo Marco Filho (2002), o processo de iniciação da fadiga do material é essencialmente superficial, raramente ocorrendo no interior do mesmo. O autor também menciona que essa etapa de nucleação é aquela que consome a maior parte da vida da estrutura ou do elemento mecânico. Evidências experimentais revelam que as trincas de fadiga iniciam-se numa região extremamente pequena (menor que $0,5\mu\text{m}$) (LIN, FINE, MURA, 1986). De acordo com BHAT e FINE (2001), existem várias teorias que explicam o processo de nucleação das trincas de fadiga baseadas em modelos computacionais, além de modelos de discordâncias e deslizamento.

Preferencialmente, as trincas de fadiga são nucleadas na superfície do material devido à deformação plástica ser facilitada nessa região. Quando se aplica tensão alternada, o deslizamento das discordâncias nos planos de escorregamento é responsável pela criação das bandas de deslizamento persistentes que, empilhadas, formam as extrusões e intrusões (concentradores de tensões), tornando-os sítios para a nucleação das trincas de fadiga. Um modelo de extrusões e intrusões e uma imagem destas são apresentados nas FIG 2.4 e FIG 2.5 respectivamente.

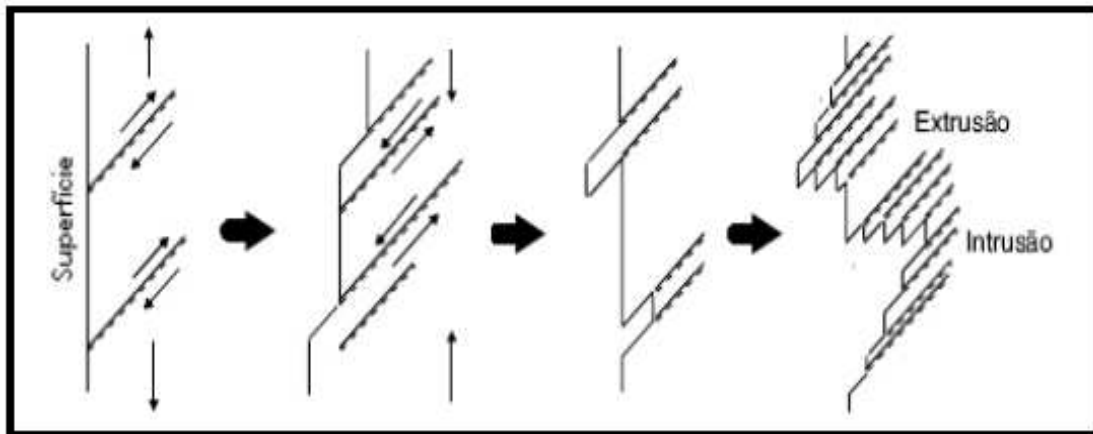


FIGURA 2.4 – Nucleação das trincas de fadiga mediante formação de intrusões e extrusões.

FONTE – MEYERS, 1982.

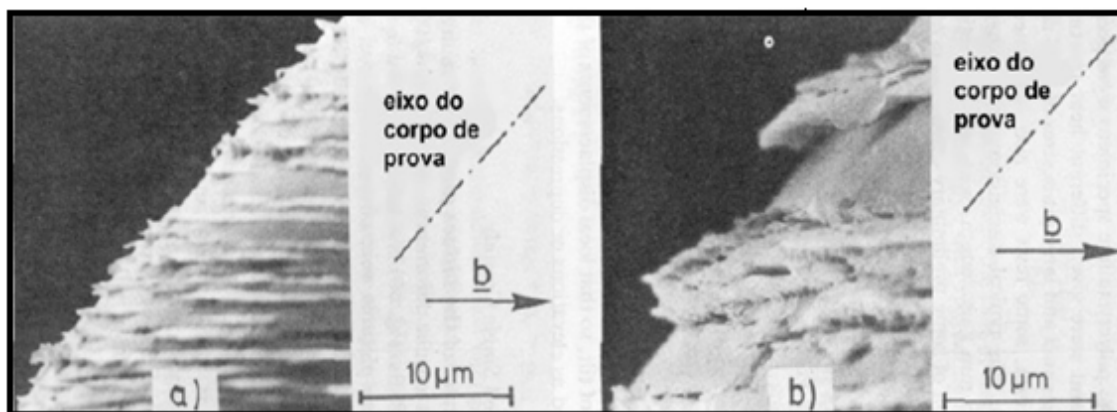


FIGURA 2.5 - Microscopia de varredura de bandas de deslizamento persistentes na superfície de um corpo de prova de cobre submetido a carregamento por fadiga.

FONTE - MUGHRABI, 1983.

O estágio I é governado pelas tensões cisalhantes atuantes na região de concentração de tensões, sendo invisível ao olho humano, pois normalmente envolve de 2 a 5 grãos. A quantidade de ciclos consumidos nesta fase pode representar até 90% do número de ciclos total à ruptura. A presença de entalhes, meio ambiente agressivo e altas tensões localizadas reduzem a duração deste estágio. Não entanto, a introdução de tensões residuais de compressão na superfície afeta a duração desta etapa. Por isso é comum aplicar jateamento (shot peening), laminação superficial ou tratamentos termoquímicos, atingindo assim vidas maiores livres de trincas (PEREZ IPIÑA, 2004).

Outros modelos para a nucleação das trincas de fadiga podem ser encontrados na literatura. LIN *et al.* (1986) mostram que a etapa de nucleação da trinca é precedida pelo acúmulo de dipolos de discordâncias ao longo das bandas de

deslizamento. Neste caso, a trinca de fadiga inicia-se quando a soma dos deslocamentos das discordâncias acumuladas excede o deslocamento teórico para causar fratura num material perfeito.

Em outro trabalho realizado por Zhang *et all.* (1999) em aço de baixo teor de carbono, os resultados indicaram que os sítios mais favoráveis para a nucleação de trincas de fadiga são os contornos de grão. Sendo estes favoravelmente orientados, a nucleação da trinca ocorre paralelamente ao eixo de carregamento, podendo também, formar ângulos entre 45 – 90°. Exames microscópicos revelaram outros sítios de nucleação de trincas, tais como bandas de deslizamento e superfícies rugosas produzidas por deformações cíclicas.

2.2 Curvas de Wöhler (curvas σ -n).

O trabalho desenvolvido por Wöhler, em meados do século XIX, mostrou que um metal ao sofrer tensões alternadas falha em níveis de tensões bem abaixo do esperado. O método da tensão nominal (curva S-N) foi o primeiro método desenvolvido para entender esse fenômeno e é ainda hoje largamente aplicado (LEMOS, 2005).

Nessa curva, o número de ciclos (N) para a fratura (ou log de N) é colocado nos eixos das abscissas e, no eixo das ordenadas os dados da tensão, σ , podendo ser expressos por meio de logaritmo (LOREN, 2005).

Assim, há três modos de construir o diagrama da curva σ -N variando as escalas dos eixos cartesianos: σ -N, σ -logN e log σ -LogN. A escala logarítmica facilita a comparação de dados, pois fornece as curvas de diferentes materiais com a mesma forma, além de diminuir a escala de N.

Na FIG 2.6, nota-se que quanto menor o ($\sigma_{\text{máx}}$) aplicado, maior é o número, N, suportado até o material romper. Verifica que para os aços, a curva apresenta um patamar que corresponde justamente ao limite de resistência à fadiga (σ_e) do material (curva A). Esse limite de fadiga representa o maior valor da amplitude da tensão alternada que não causará falha no material mesmo que seja infinito o número de ciclos (BANNANTINE *et all.*, 1990).

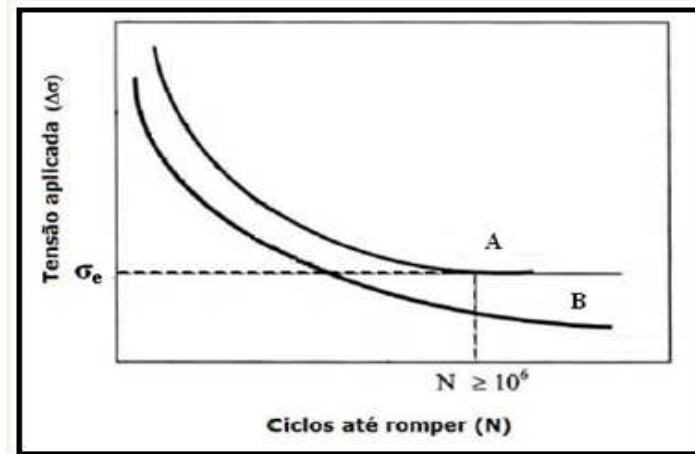


FIGURA 2.6 - Curvas S-N ou curvas de Wöhler.

FONTE – PEREZ, 2004.

As ligas não-ferrosas, como por exemplo, uma liga de alumínio não apresenta um limite de resistência à fadiga (curva B). Assim, os casos das falhas por fadiga ocorrerão em determinado número de ciclos dependendo da tensão aplicada. Na FIG (2.7), são plotadas algumas curvas de metais. Ressalta-se que o limite de resistência à fadiga depende do tipo de ensaio. Geralmente as tensões aplicadas nos ensaios mais encontradas na prática são do tipo flexo-rotativa, torção ou tração-compressão (SOUZA, 1995).

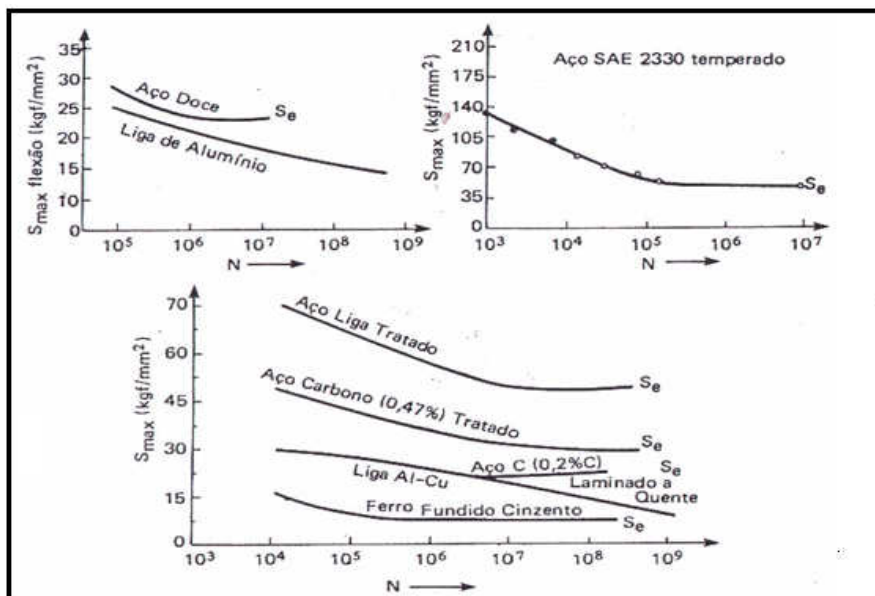


FIGURA 2.7 - Exemplos de algumas curvas S-N.

FONTE - DIETER, 1981.

O limite de fadiga do material sofre uma grande influência da tensão média, pois para uma dada amplitude de tensão, o aumento da tensão média diminuirá a vida devido à fadiga do material, já que será necessária uma menor quantidade de ciclos para ele falhar. Esse comportamento é verificado nas curvas σ -N de Wöhler, apresentadas esquematicamente na FIG 2.8.

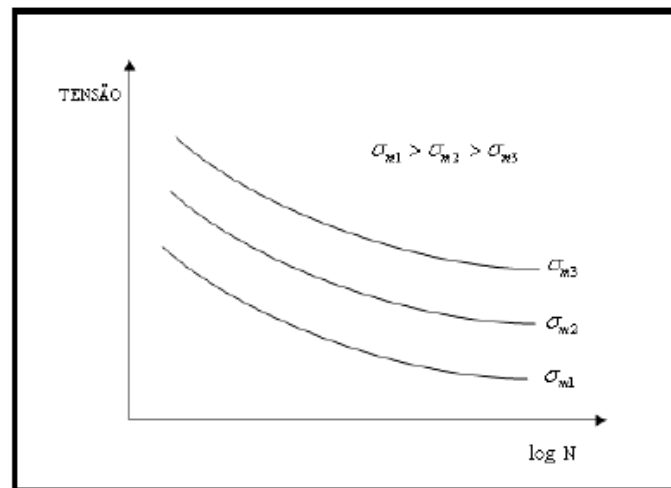


FIGURA 2.8 - Efeito da tensão média (σ_m) na resistência à fadiga de um material.
FONTE - BELTRÃO, 2005.

A utilização da abordagem tradicional das curvas de Wöhler apresenta algumas limitações. Segundo Marco Filho (2002), a curva σ -N de Wöhler apresenta limitações no tratamento dos dados já que não são evidenciadas as etapas de iniciação e propagação das trincas, acarretando dificuldades na avaliação do comportamento de estruturas que apresentam entalhes agudos ou trincas. Machado (2002) afirma que as curvas σ -N não são apropriadas para descrever o estado físico da estrutura para um dado tempo. O autor menciona que é necessário um modelo que permita a avaliação da evolução de uma trinca ao longo do tempo.

O modelo que adquire importância crescente no estudo da vida em fadiga de um material é baseado na Mecânica da Fratura, cuja metodologia de análise permite:

- Acompanhar o crescimento da trinca e mecanismos de propagação atuantes
- Avaliação rigorosa das variáveis envolvidas.
- Calcular a vida residual da estrutura trincada.

2.3 Mecânicas da fratura aplicada à fadiga.

2.3.1 Princípios da mecânica da fratura.

Os procedimentos clássicos de projeto de estruturas se baseiam no limite de escoamento e/ou no limite de resistência, porém os materiais sempre contêm discontinuidades tais como trincas, porosidades e inclusões. Exemplos de falhas devido a discontinuidades que não foram consideradas em projetos são listados na literatura (ANDERSON,2005). A partir de diversas falhas, muitas das quais catastróficas, foram desenvolvidos os princípios da mecânica de fratura, a qual relaciona a tensão aplicada com o tamanho da discontinuidade. O emprego da metodologia da mecânica de fratura tem sido o enfoque principal de engenheiros e projetistas nas diversas aplicações de materiais, em especial, o aço. O comportamento dos materiais com relação à propagação de uma trinca vem estimulando um esforço crescente para o desenvolvimento de metodologias preditivas para analisar a integridade de componentes mecânicos submetidos a diversas condições de carregamento e de produtos mais resistentes ao crescimento de trinca. Tais metodologias são de suma importância para o desenvolvimento de procedimentos mais realistas de avaliação do impacto de discontinuidades em materiais estruturais, e de construção mecânica com relação à extensão da vida útil de estruturas e equipamentos em serviço (MIQUERI, 2006).

2.3.2 Balanço de energia de Griffith.

De acordo com a teoria de Griffith, uma discontinuidade se torna instável e, portanto, ocorre a fratura, quando a variação da energia de deformação resultante de um crescimento incremental da trinca é suficiente para vencer a energia de superfície do material (EWALDS, 1993).

Considere uma placa infinita de espessura unitária contendo uma trinca passante, de comprimento $2a$, sujeito a uma tensão de tração uniforme σ , aplicada no infinito, conforme apresentado na FIG 2.9.

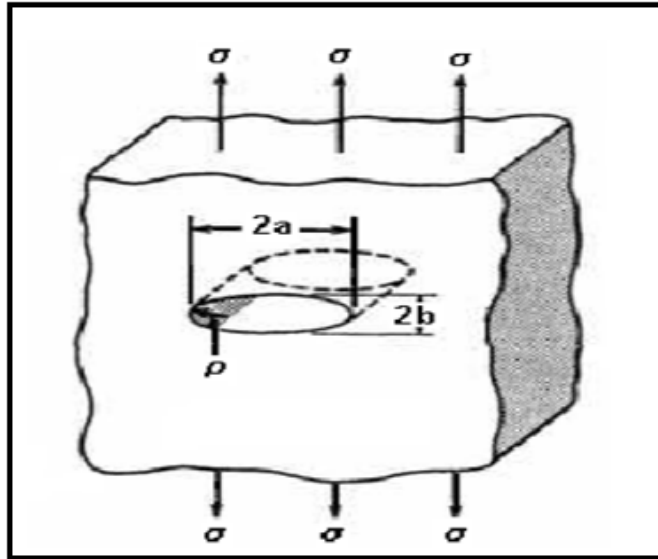


FIGURA 2.9 - Placa infinita com uma trinca de comprimento 2a, sob tração.

FONTE - ANDERSON, 2005.

A energia total U_T da placa trincada pode ser escrita como:

$$U_T = U_{\text{Elastica}} + U_\gamma - W \quad (2.6)$$

$$U_{\text{Elastica}} = U_{E0} - U_{EC} \quad (2.7)$$

U_{E0} → Energia elástica da placa não trincada (constante);

U_{EC} → Energia aliviada pela presença da trinca;

U_γ → Mudança na energia elástica de superfície causada pela formação de superfícies da trinca;

W = trabalho realizado pelas forças externas ($F = \text{carga} \times \text{deslocamento}$), o qual deve ser subtraído na EQUAÇÃO (2.6), considerando que não é parte da energia interna da placa.

Griffith usou uma análise de tensão desenvolvida por Inglis e mostrou que para uma placa de espessura única e tamanho infinito contendo uma trinca passante FIG 2.9, o valor absoluto de U_{EC} é dado por:

$$U_{EC} = \frac{\pi \sigma^2 a^2}{E} \quad (2.8)$$

A energia elástica de superfície U_γ é igual ao produto da energia elástica de superfície do material, γ , pela área das duas faces da trinca, ou seja;

$$U_\gamma = 2(2a\gamma) \quad (2.9)$$

Se nenhum trabalho é realizado por forças externas, $dW=0$, tem-se, portanto:

$$U_T = U_{E0} - \frac{\pi\sigma^2 a^2}{E} + 4a\gamma \quad (2.10)$$

Como $U_{E0} = \text{constante}$, a condição de equilíbrio para propagação da trinca é:

$$\frac{dU}{da} = \frac{d}{da} \left(U_{E0} - \frac{\pi\sigma^2 a^2}{E} + 4a\gamma \right) = 0 \quad (2.11)$$

A FIG 2.10 (a) e (b) representa em forma esquemática os dois termos de energia na EQUAÇÃO (2.11), sua soma e a derivada, dU/da , como funções do comprimento da trinca $2a$

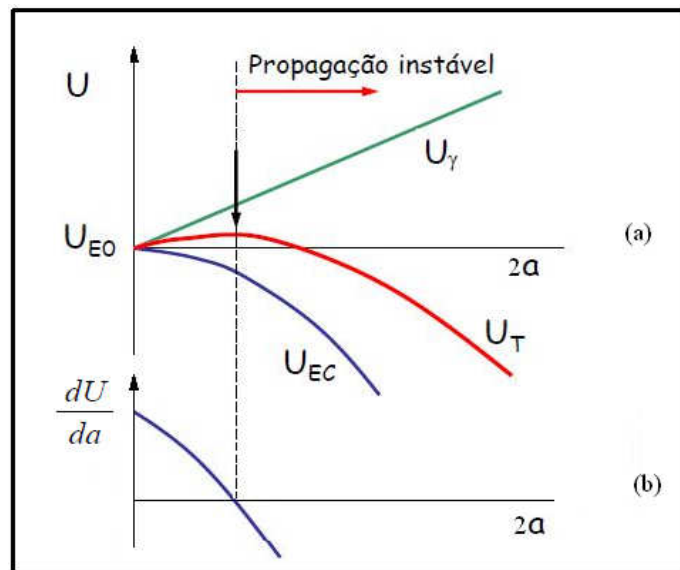


FIGURA 2.10 - Balanço de energia de uma trinca.

FONTE - EWALDS, 1993.

Quando a liberação de energia elástica devido a um incremento potencial de crescimento de trinca, da , vale mais que a demanda para energia de superfície para o crescimento dessa trinca, a introdução de uma trinca levará à sua propagação instável.

Da condição de equilíbrio, obtém-se:

$$\frac{2\pi\sigma^2 a}{E} = 4\gamma \quad (2.12)$$

Da EQUAÇÃO (2.9) e (2.12), vem:

$$\sigma = \sqrt{\frac{2E\gamma}{\pi a}} \quad \text{Estado de Tensão Plana} \quad (2.13)$$

$$\sigma = \sqrt{\frac{2E\gamma}{\pi a(1 - \nu^2)}} \quad \text{Estado de Deformação Plana} \quad (2.14)$$

A relação acima foi modificada por Orowan e Irwin que consideraram o fluxo plástico no vértice da trinca antes do início de propagação.

Reescrevendo a EQUAÇÃO (2.12):

$$\frac{2\pi\sigma^2 a}{E} = 2\gamma \quad (2.15)$$

O primeiro termo da EQUAÇÃO (2.15) é denominado força para extensão de trinca e é representado por G . Ele representa a energia elástica por unidade de área de superfície da trinca, disponível para uma extensão infinitesimal da mesma. O segundo termo representa o aumento da energia de superfície que deveria ocorrer devido a uma extensão infinitesimal da trinca, representado por R . Resulta então que, para ocorrer crescimento instável da trinca, G deve ser no mínimo igual a R .

Se R é constante, então G deve exceder um valor crítico G_C . Dessa forma ocorrerá a fratura se:

$$\frac{\pi\sigma^2 a}{E} \geq \frac{\pi\sigma_C^2 a}{E} = G_C = R \quad (2.16)$$

O valor crítico G_C pode ser determinado medindo-se a tensão σ necessária para fraturar uma placa contendo uma trinca de tamanho $2a$. Partindo-se da EQUAÇÃO (2.15), chega-se às seguintes equações:

$$\frac{dU_{EC}}{da} = \frac{\pi\sigma^2 a}{E} = G \quad \text{Estado de Tensão Plana} \quad (2.17)$$

$$\frac{dU_{EC}}{da} = \frac{\pi\sigma^2 a}{E} (1 - \nu^2) = G \quad \text{Estado de Deformação Plana} \quad (2.18)$$

2.3.3 Mecânica de fratura linear elástica (MFLE).

A tenacidade à fratura de componentes que contém descontinuidades pode também ser estudada por meio de análise de tensões, baseada nos conceitos da teoria da elasticidade (KANNINEN *et all*, 1985). Irwin (1957) publicou soluções para distribuições de tensões no vértice da trinca associadas com os três modos principais de carregamento apresentados na FIG 2.11, os quais envolvem diferentes deslocamentos das superfícies da trinca (ANDERSON, 2005).

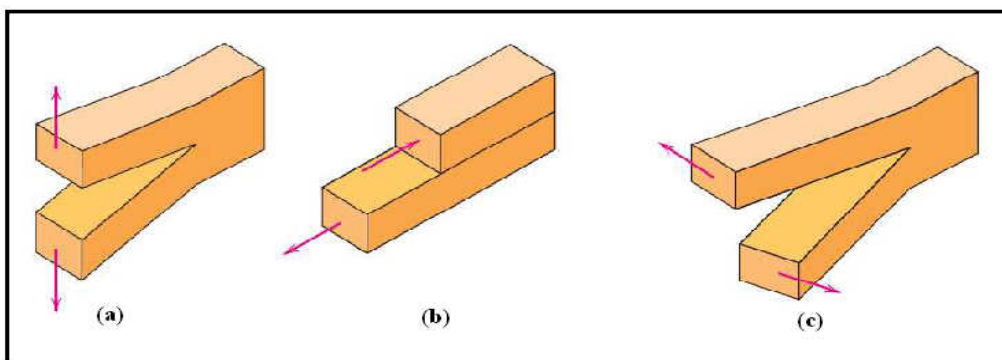


FIGURA 2.11 - Os três modos de deslocamento da superfície de uma trinca. (a) Modo I, modo de abertura ou de tração; (b) Modo II, modo de deslizamento; e (c) Modo III, modo de rasgamento.

FONTE - CALLISTER, 2002.

Modo I: Modo de abertura ou tração, no qual as superfícies da trinca se deslocam perpendicularmente a si mesmas e na direção das cargas. O modo I de carregamento é o encontrado na maioria das situações de engenharia.

Modo II: Modo de carregamento de cisalhamento puro, o deslocamento das superfícies da trinca é paralelo a elas e perpendicular à frente de propagação.

Modo III: Modo de rasgamento ou de cisalhamento transversal, no qual as superfícies da trinca se movem uma relativa à outra e paralelamente à aresta da trinca.

Considerando a FIG 2.12, a partir da teoria de análise de tensões de Irwin, com a utilização de coordenadas polares, chega-se às seguintes equações:

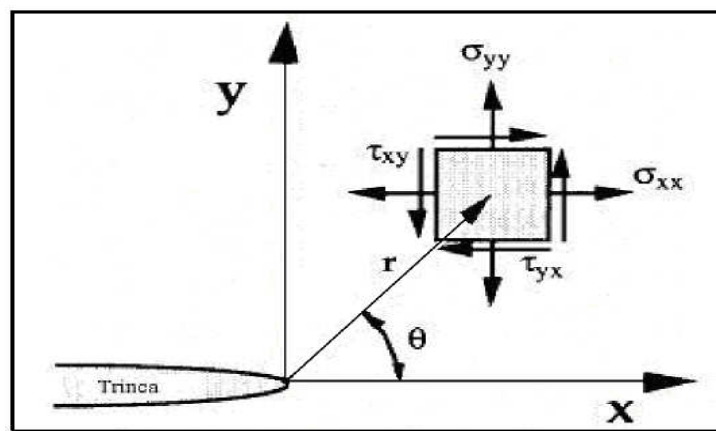


FIGURA 2.12 - Distribuição de tensões na vizinhança no vértice da trinca.

FONTE - ANDERSON, 2005.

$$\sigma_{yy} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \quad (2.19)$$

$$\sigma_{xx} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \quad (2.20)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \quad (2.21)$$

K é definido como o fator de intensidade de tensão. Em essência, K serve como um fator de escala para definir o campo de tensões no vértice da trinca. Observa-se, das EQUAÇÕES (2.19), (2.20) e (2.21), que K é função da tensão e do comprimento da trinca, ou seja,

$$K = f(\sigma, a) \quad (2.22)$$

A espessura do corpo de prova, também, definirá o estado de tensões. Se a chapa é fina, tal que a tensão na direção da espessura é nula, isto é, $\sigma_{zz} \approx 0$, então terá um estado de tensão plano. Se a chapa tem uma espessura apreciável, em que a tensão não é desprezível, então $\sigma_{zz} = \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy})$ e há restrição à deformação ao longo da espessura. Neste caso, tem-se a condição de estado de deformação plano. Em geral, a expressão de K assume a forma:

$$K = \sigma\sqrt{\pi a} f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (2.23)$$

$f\left(\frac{a}{W}\right)$ é uma função de fatores geométricos.

Assegurando que a falha de um material se associa a uma combinação de tensões e deformações, pode-se esperar que a propagação da trinca ocorra, quando K atingir ou exceder um valor crítico (DIETER, 1981; ANDERSON, 2005; GODEFROID, 1999).

Em condições de estado de tensão plano, este valor crítico recebe a denominação de K_C . O valor de K_{IC} se relaciona ao modo I e é uma propriedade do material em estado de deformação plano (ANDERSON, 2005). Assim, K_{IC} representa a resistência inerente do material à falha, na presença de uma trinca. Esse fator intensidade de tensão crítica é uma constante do material, quando certas condições são encontradas.

2.4 Propagação de trinca por fadiga.

Na Mecânica da Fratura Linear Elástica, a introdução do conceito do fator de intensidade de tensões (K) é de extrema importância, pois descreve o campo de tensões na ponta da trinca. É definido de acordo com a EQUAÇÃO (2.23)

Durante os ciclos de fadiga, para carregamento de amplitude constante, a variação do carregamento aplicado é responsável pela alternância na tensão entre um valor mínimo e um valor máximo, ou seja, submetendo a estrutura a uma variação de

tensão constante $\Delta\sigma$, que em um corpo trincado, corresponde à variação entre um K_{min} e K_{max} . A diferença entre K_{min} e K_{max} é denominada amplitude do fator de intensidade de tensões. Portanto:

$$\Delta K = K_{max} - K_{min} = \Delta\sigma\sqrt{\pi a}f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (2.24)$$

Estudando o crescimento das trincas de fadiga, Paris e Erdogan (1963) observaram que o crescimento da trinca por ciclo de carregamento era função de ΔK atuando na ponta da trinca. A partir daí, utilizou-se o fator de intensidade de tensões (ΔK) para descrever a propagação das trincas de fadiga.

A taxa de propagação de trinca de fadiga pode ser definida como a razão da extensão da trinca, Δa , pelo número de ciclos, ΔN , ou seja, $\Delta a/\Delta N$, quando $\Delta N \rightarrow 0$:

$$\lim_{\Delta N \rightarrow 0} \frac{\Delta a}{\Delta N} = \frac{da}{dN} \quad (2.25)$$

Experimentalmente, a evolução das trincas de fadiga durante carregamento cíclico pode ser representada por uma curva relacionando o comprimento da trinca (a) em função do número de ciclos (N).

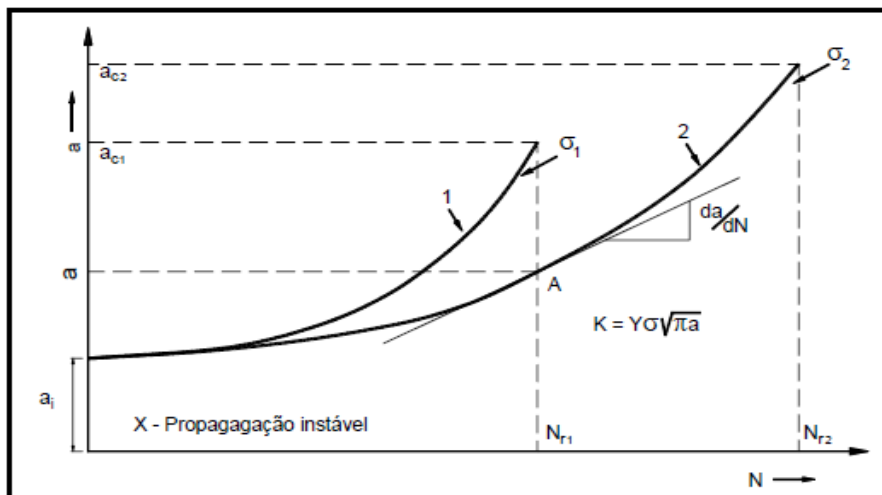


FIGURA 2.13 - Representação esquemática do crescimento de uma trinca de fadiga considerando duas tensões σ_1 e σ_2 sendo ($\sigma_1 > \sigma_2$).

FONTE - HERTZBERG, 1996.

São esquematizadas na FIG 2.13, curvas que descrevem o crescimento da trinca em função do número de ciclos de aplicação da carga, em solicitações de variação constante de tensão. A curva 1 corresponde a um ciclo com amplitude de tensão σ_1 , enquanto que a curva 2 corresponde a um ciclo com amplitude de tensão σ_2 em que $\sigma_1 > \sigma_2$.

Considera-se que em ambos os casos a trinca foi iniciada a partir do mesmo entalhe ou defeito inicial de dimensão a_i , propagando-se com uma velocidade crescente da/dN até atingir uma dimensão crítica a_c em que ocorre a ruptura ou propagação instável.

A dimensão crítica a_c pode ser a espessura, largura ou outra dimensão crítica do componente ou, ainda, o comprimento de trinca crítico, correspondente ao valor de fator de intensidade de tensão igual à tenacidade à fratura do material, K_{IC} . O número de ciclos necessários para que a trinca atinja a dimensão crítica a_c e, conseqüentemente, a ruptura é denominado, N_r .

A FIG 2.13 mostra que a amplitude da tensão é um parâmetro importante do processo de propagação. Para as amplitudes de tensão $\sigma_1 > \sigma_2$, as curvas de propagação são semelhantes, mas a inclinação da curva 1 é maior que a da curva 2, entretanto, o comprimento crítico e o número de ciclos necessários para a ruptura na curva 1 são menores que os da curva 2. Este resultado é coerente uma vez que a amplitude da tensão 1 é maior que a amplitude da tensão 2.

Observa-se que a velocidade de propagação da trinca, da/dN , é uma variável importante para a determinação da vida em fadiga de uma estrutura e está relacionada ao valor da variação do fator de intensidade de tensões atuante. Os valores possíveis de variação do fator de intensidade de tensões atuante são inferiores à tenacidade à fratura, K_{IC} , valor crítico que provocaria a fratura instável do material.

Em uma análise de fadiga, o valor do fator de intensidade de tensão é variável devido à variação cíclica da tensão aplicada e ao incremento no comprimento da trinca. Logo, o fator de intensidade de tensão também descreve o campo de tensão na ponta de uma trinca em análise de fadiga.

Portanto, pode-se concluir que existe uma relação entre a taxa de propagação da trinca e ΔK . A relação entre eles é representada pela curva da/dN vs. ΔK em escala logarítmica, como na FIG 2.14.

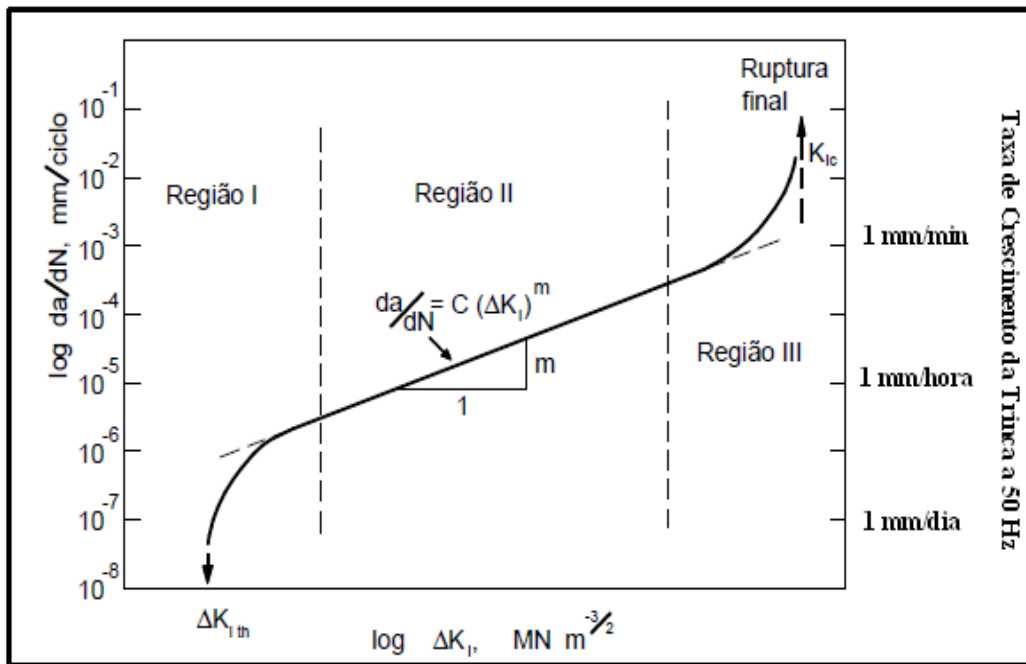


FIGURA 2.14 - Representação esquemática da variação da velocidade de propagação da trinca, da/dN , em função de ΔK no caso geral de aços, apresentando-se os diferentes estágios na propagação de trinca por fadiga

FONTE - SURESH, 1998

A curva apresentada na FIG 2.14 tem uma forma sigmoidal, destacando-se três regiões bem distintas.

Região I: região correspondente a velocidades muito baixas de propagação onde na qual é possível definir um valor de ΔK_I abaixo do qual não há propagação, ou esta não tem significado por ser menor que 10^{-8} mm/ciclo. Este limiar é representado por $\Delta K_{I,th}$ (th, do inglês, *threshold*), abaixo do qual não há crescimento observável. Outra definição para $\Delta K_{I,th}$ é, de acordo com a ASTM E647-08, o valor de ΔK que corresponde a uma taxa de propagação da trinca de 10^{-8} mm/ciclo. Este valor corresponde, na frequência de 1 Hz, a um crescimento de trinca de 0,254 mm em 30 dias.

Dita região é bastante sensível à microestrutura do material (morfologia, dispersão de partículas de segunda fase, tamanho de grão e inclusões), razão de tensões e ao meio ambiente (BRAZ, 1999).

Lawson *et al.* (1996) mencionam a existência de critérios de carregamento definindo a existência de dois tipos de limite. O limite de propagação da trinca de fadiga

é aquele no qual as trincas de fadiga não crescem significativamente, enquanto o limite de fadiga é aquele em que as trincas não são formadas.

Região II: É aquela de maior interesse nos estudos de fadiga. A taxa típica de propagação da trinca correspondente ao resultados obtidos utilizando a norma ASTM E647 estão na faixa de 10^{-6} e 10^{-3} mm/ciclo (BEDEN *et all.*, 2009). Nessa região, o gráfico mostra uma relação linear entre $\log(da/dN)$ e $\log(\Delta K)$, que pode ser expressa pela equação de Paris EQUAÇÃO (2.25).

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_I)^m \quad (2.25)$$

onde: da/dN é a taxa de crescimento da trinca de fadiga; C e m são constantes que dependem da tensão média e das condições ambientais. Matematicamente, estes parâmetros são o coeficiente linear e angular da reta, respectivamente. Valores de C e m para uma grande variedade de aços estruturais são encontrados na literatura (DOWLING, 1999; OSGOOD, 1982), cujos limites superiores estão apresentados na TAB. 2.1. Estes valores devem ser utilizados nas avaliações da Mecânica da Fratura somente quando os dados do material de interesse não estiverem disponíveis.

TABELA 2.1.
Valores de C e m para aços estruturais.

Tipo de aço	C^*	m
Aços martensíticos	$1,35 \times 10^{-10}$	2,25
Aços austeníticos	$5,59 \times 10^{-12}$	3,25
Aços ferrítico-perlíticos	$6,87 \times 10^{-12}$	3,00

FONTE - DOWLING, 1999; OSGOOD, 1982.

Neste estágio ocorrem faixas de valores de intensidade de tensão mais elevados com a zona plástica na ponta da trinca incorporando muitos grãos. O processo de crescimento de trinca envolve fluxo através de dois sistemas de escorregamento e a trinca cresce através do avanço de uma quantidade fixa por ciclo de tensão com evidência das estrias de fadiga. A microestrutura e as condições de carregamento não são importantes neste estágio.

A equação de Paris EQUAÇÃO (2.25) é a mais utilizada no estudo de propagação das trincas de fadiga devido a sua simplicidade matemática. No entanto, apresenta algumas deficiências. Não é reconhecido o efeito de ΔK_{th} nem da tenacidade à fratura na taxa de propagação da trinca, além de não conseguir descrever a influência de fatores como tensão média, temperatura e meio ambiente, entre outros, na vida do elemento.

Segundo Fernandes (2002), a equação de Paris pode ser conservadora caso as trincas iniciais forem pequenas ou induzirem valores próximos ao limite e não conservadoras, em valores altos de ΔK .

Há equações desenvolvidas por outros autores que incorporam parâmetros como ΔK_{th} , K_{IC} , R , entre outros. Nesse sentido, Fernandes (2002) apresenta em seu trabalho várias equações que representam modelos de propagação de trincas por fadiga.

Dentre essas equações, destaca-se a de Forman EQUAÇÃO (2.26), que pode ser utilizada no estudo das regiões II e III.

$$\frac{da}{dN} = \frac{C(\Delta K_I)^m}{(1-R)K_C - \Delta K_I} \quad (2.26)$$

Onde: R é a razão de carregamento ($\sigma_{min}/\sigma_{max}$) e K_C é o fator de intensidade de tensão crítico.

Segundo Anderson (2005), um dos modelos mais representativos que descreve as três regiões da curva da/dN versus ΔK , foi desenvolvido pela NASA e publicado primeiramente por Forman e Metty EQUAÇÃO (2.27):

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \left[\frac{\left(\frac{1 - \Delta K_{th}}{\Delta K} \right)^p}{\left(\frac{1 - K_{max}}{K_C} \right)^q} \right] \quad (2.27)$$

onde C , m , p e q são constantes do material.

Um importante detalhe é que as constantes C e m na equação de Forman e de Forman e Metty, não têm os mesmos valores numéricos que as constantes da equação de Paris.

Região III: É correspondente à propagação instável da trinca, onde a taxa de propagação da trinca é muito elevada e a vida restante em propagação é muito

pequena. É uma região de superposição de mecanismos de estrias e fratura monotônica (BRAZ, 1999). Reflete a proximidade da propagação instável da trinca quando o valor de $K_{m\acute{a}x}$ atinge a tenacidade à fratura. Esta região é controlada primariamente pela tenacidade à fratura do material e apresenta a menor importância na maioria das situações de fadiga.

2.5 Fechamento da trinca por fadiga.

O fechamento de trinca é um conceito utilizado desde 1970 e introduzido por Elber (1971) para explicar o comportamento do crescimento de trincas por fadiga com ΔK aplicados próximos ao ΔK_{th} . Ele constatou que em um ciclo de fadiga, durante o descarregamento, a trinca fechava-se antes da carga aplicada ser anulada. Esse fenômeno foi denominado de fechamento de trinca por fadiga. As superfícies de uma trinca que cresce por fadiga não são perfeitamente planas, elas apresentam evidência de abertura plástica e o conseqüente processo de separação na ponta. Além disso, o material adjacente às superfícies tem deformação plástica residual originada quando a região estava situada na zona plástica, na ponta da trinca. Então, quando se remove o carregamento, as superfícies da trinca não se acomodam perfeitamente, se desenvolvem tensões residuais e se produz um contato entre as faces antes de atingir a carga mínima.

Elber (1971) propôs que a trinca pode ser parcialmente fechada durante parte do ciclo de carga, mesmo quando $R > 0$. Em outras palavras, a trinca pode ser parcialmente fechada e não abrir até atingir certo nível de K , K_{op} . Desta forma, a faixa efetiva do fator de intensidade de tensões atuante para o crescimento da trinca é $\Delta K_{eff} = K_{m\acute{a}x} - K_{op}$, como pode ser observado na FIG 2.15.

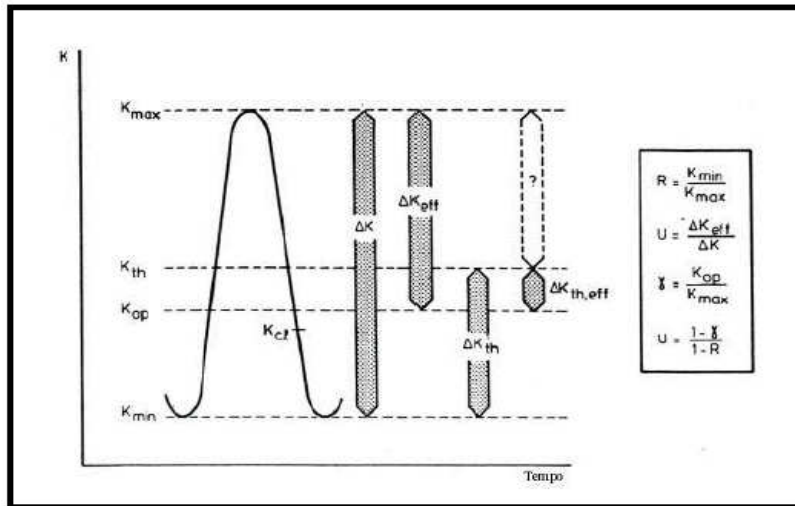


FIGURA 2.15 - Definições de vários valores de K .

FONTE - SCHIJVE, 2003.

OBS: K_{cl} é o fator de intensidade de tensão de fechamento de trinca, no primeiro contato entre as superfícies da trinca durante descarregamento.

Assim, a taxa de crescimento da trinca por fadiga deveria ser calculada a partir da expressão:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_{eff})^m \quad (2.28)$$

Vários mecanismos de fechamento de trinca por fadiga têm sido discutidos na literatura, e entre os mais importantes estão: fechamento induzido por plasticidade, fechamento induzido por óxido, fechamento de trinca induzido por fluido viscoso, fechamento de trinca induzido por transformações de fase e fechamento induzido por rugosidade (SURESH, 1998; ANDERSON, 2005; FONTE *et al.*, 2007). Alguns desses mecanismos estão esquematizados na FIG 2.16.

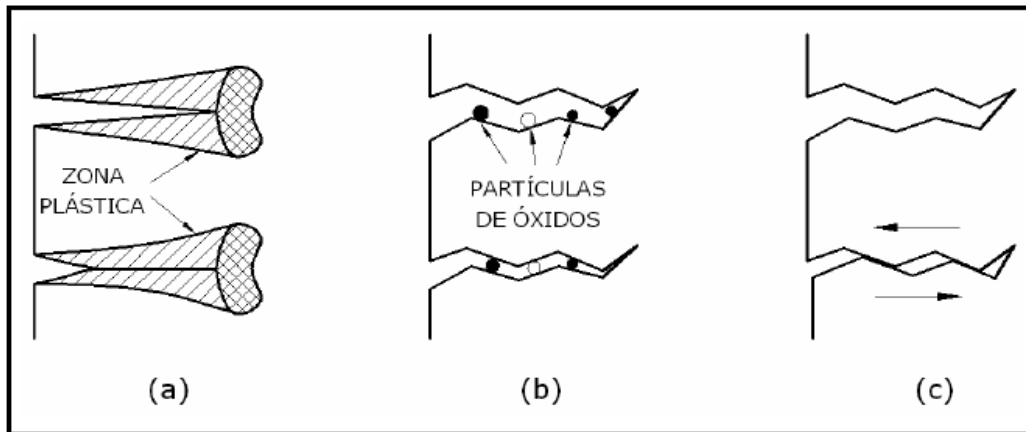


FIGURA 2.16 - Ilustração esquemática de vários mecanismos de fechamento de trinca: (a) fechamento induzido por plasticidade, (b) fechamento induzido por óxido e (c) fechamento induzido por rugosidade.

FONTE - ANDERSON, 2005.

O fechamento de trinca induzido por plasticidade é essencialmente um efeito do estado de tensão plana e foi o primeiro tipo de fechamento considerado. Este tipo de fechamento resulta das deformações plásticas residuais originadas nas faces da trinca.

Durante os ciclos de carregamento, deformações plásticas na ponta da trinca provocam alongamento de material, e com o avanço da mesma, regiões com deformações plásticas residuais são deixadas para trás nas faces da trinca, formando um volume extra de material deformado plasticamente. No descarregamento, ocorre o fechamento precoce da trinca pelo contato desse material deformado, produzindo um campo de tensões residuais que anulam parte das tensões externas aplicadas (BRAZ, 1999).

O fechamento de trinca induzido por óxidos é geralmente associado a um meio agressivo. Fragmentos de óxidos ou outros produtos de corrosão tornam-se calços entres as faces da trinca, promovendo um contato prematuro antes do carregamento chegar ao valor mínimo no ciclo de fadiga. (BRAZ, 1999). Pode ser associado também à oxidação da superfície da trinca, responsável pela redução do ΔK atuante (MARCO FILHO, 2002).

Em relação ao fechamento de trinca induzido por fluido viscoso, Marco Filho (2002) e Braz (1999) mencionam que o fluido viscoso age similarmente como o mecanismo de fechamento induzido pelos óxidos.

O mecanismo de fechamento de trinca induzido por transformações de fases pode ocorrer em certas ligas metastáveis. Nessas ligas, as tensões na ponta da trinca dão origem a transformações de fase. Se há aumento de volume na transformação, o processo de fechamento de trinca pode se desenvolver quando a trinca penetra na região transformada, promovendo um retardo na propagação da trinca de fadiga (Mc EVILY, 2002).

O fechamento de trinca induzido por rugosidade está associado à topografia da superfície de fratura. O fechamento ocorre quando os deslocamentos de abertura na ponta da trinca tornam-se comparáveis ao tamanho das asperezas da superfície de fratura, ou seja, a sua rugosidade, ocasionando assim um contato precoce das faces da trinca.

Outros mecanismos como ramificação da ponta da trinca, tensões residuais compressivas (MEGGIOLARO *et al*, 2001), endurecimento por deformação (MARCO FILHO, 2002) e fechamento do contorno de grão (Mc EVILY, 2002) também são citados na explicação do efeito de fechamento de trinca. O conceito de fechamento da trinca proposto por Elber na década de 70 introduziu uma grande ferramenta no entendimento dos mecanismos de retardamento e propagação das trincas de fadiga.

2.6 Fatores que influenciam a propagação da trinca de fadiga.

O gráfico da/dN versus ΔK representado na FIG 2.14, refere-se a uma curva de propagação de trinca por fadiga obtida para um corpo de prova ensaiado a temperatura ambiente, submetido a um ciclo de carga ($R > 0$) e amplitude de carregamento e frequência constantes. A taxa de propagação de trinca, no entanto, depende de muitas variáveis que podem ser externas ou do próprio material. Assim, nos materiais metálicos de um modo geral, os fatores mais comumente considerados na literatura que tendem a influenciar a propagação de uma trinca de fadiga são: microestrutura, carregamento e meio-ambiente (CUI,2002; NEWMAN, 1998).

2.6.1 Influencia da microestrutura.

O tipo do material, tal como, ferro fundido, alumínio, titânio, aços e outros, e as condições de processamento, como por exemplo, forjamento à quente ou à frio, extrusão, laminação, tratamentos térmicos e demais processos, são importantes fatores

que afetam o comportamento à fadiga dos materiais e são responsáveis pelas variações microestruturais nos mesmos (CUI,2002).

Segundo Das *et all.* (2006), a abordagem sobre a influência da microestrutura na propagação de trinca por fadiga inclui diversos parâmetros, tais como: tamanho e orientação preferencial dos grãos, distribuição e composição química das fases, tamanho e distribuição de partículas e precipitados contidos na microestrutura, entre outros.

LIAW (1988) discute a influência da microestrutura (tamanho de grão) na taxa de propagação da trinca de fadiga no cobre na região de ΔK_{th} para diferentes valores de R . Ele observou que em relação à microestrutura, para valores de R baixos, o aumento do limite de escoamento do material geralmente decresce a resistência à propagação da trinca próximo ao *threshold*, enquanto que o aumento do tamanho de grão promove o efeito inverso. Para valores de R elevados, houve diminuição da influência da microestrutura e do meio ambiente na taxa de crescimento da trinca de fadiga.

BULLOCH (1991) estudou o efeito da microestrutura na propagação das trincas de fadiga próximo à região do *threshold*, para diferentes valores de R em quatro classes de ferritas poligonais: ferrita poligonal pura, ferrita poligonal binária contendo 1% de silício, ferrita poligonal binária contendo 2% de silício e microestrutura ferrita-perlita apresentando limites de escoamento de 144, 216, 308 e 453 MPa, respectivamente. Os resultados revelaram que, para baixos valores de R , as microestruturas com maiores limites de escoamento apresentaram maiores valores de ΔK_{th} , enquanto que para $R > 0,6$, não houve influência do limite de escoamento no valor de *threshold*.

Tokaji *et all* (2007) concluíram que, para um ferro fundido V-Cr-Ni, a variação da porcentagem dos elementos carbono e vanádio, o que conseqüentemente altera a microestrutura, influenciam a taxa de propagação de trinca.

Na TAB. 2.1 deste trabalho apresenta-se os valores dos limites superiores de C e m para uma grande variedade de aços estruturais na lei de Paris, variando a microestrutura de uma extensa variedade de aços segundo (DOWLING, 1999; OSGOOD, 1982). Na FIG 2.17, apresentam-se as retas correspondentes a estes valores de C e m no domínio de validade da lei de Paris (10^{-5} a 10^{-3} mm/ciclo) em um gráfico bilogarítmico.

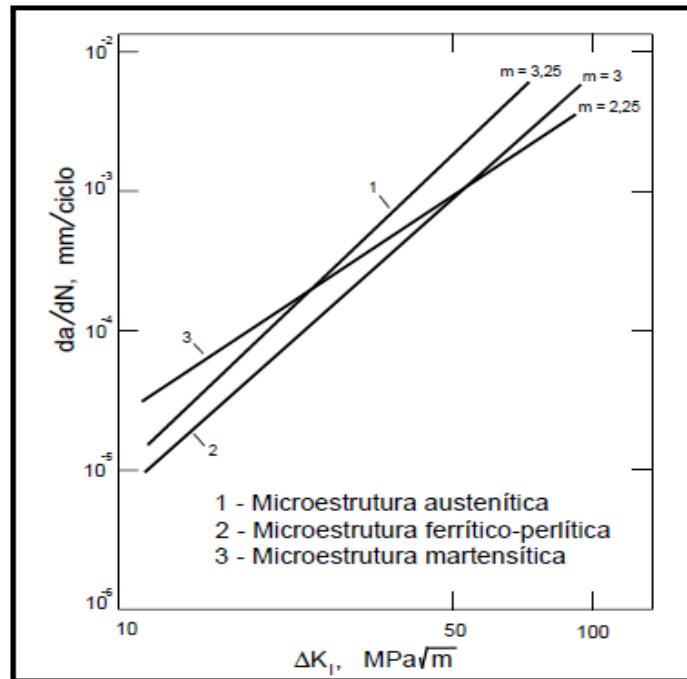


FIGURA 2.17 - Influência da microestrutura na velocidade de propagação de trincas de fadiga nos aços.

FONTE - OSGOOD, 1982.

2.6.2 Carregamento.

É bem documentado que a aplicação de carregamento cíclico pode acarretar o processo de fadiga. No entanto, uma mudança na intensidade do carregamento invariavelmente resulta em efeitos transitórios que afetam o crescimento da trinca de fadiga e, por conseguinte, a vida em fadiga dos componentes. Por esse motivo, o estudo da quantificação desses efeitos tem sido realizado por mais de trinta anos (SADANANDA et al., 1999).

Durante o crescimento de trincas por fadiga, quando se aplica uma sobrecarga após uma série de ciclos de amplitude constante, promove-se uma mudança na taxa de propagação nos ciclos subsequentes. O tipo e a seqüência de sobrecargas têm efeitos diferentes na taxa de crescimento de trinca, como pode ser visto na FIG 2.18.

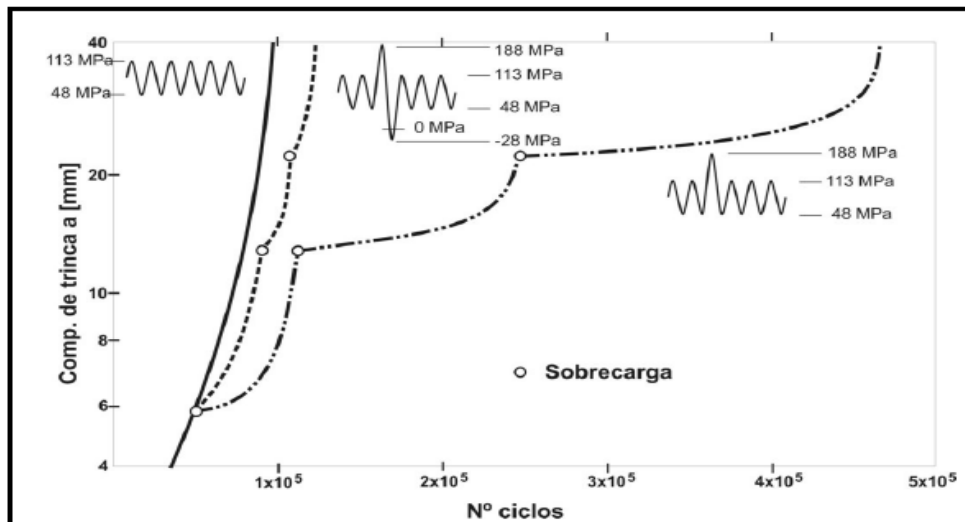


FIGURA 2.18 - Efeito de sobrecargas na taxa de crescimento da trinca.

FONTE - PEREZ IPIÑA, 2004.

Este comportamento pode ter origem em vários fatores, entre eles: *Embotamento da ponta da trinca; Altas tensões residuais de compressão na ponta da trinca; Encruamento do material na ponta da trinca; Fechamento de trinca induzido por rugosidade do caminho da trinca e Deflexão da trinca.*

Em geral, o retardo do crescimento de trinca após uma sobrecarga aumenta com a porcentagem de sobrecarga efetiva (HERTZBERG, 1996).

MILLS *et al*, (1976) mostram que a distância de retardo do crescimento de trinca, a^* (distância na qual diminui a taxa de crescimento da trinca), desde o ponto de aplicação da sobrecarga, corresponde ao tamanho da zona plástica própria da sobrecarga. Após ter superado aquela zona plástica da sobrecarga, a trinca retoma a sua taxa de crescimento anterior.

Quando são feitas estimativas da vida à fadiga de um componente submetido a um espectro de carga variável, também é necessário considerar a influência de sobrecargas trativas e compressivas. Enquanto sobrecargas trativas diminuem temporariamente a taxa de crescimento de trinca, sobrecargas compressivas tendem a acelerar o crescimento da trinca. Mais ainda, se uma sobrecarga trativa é seguida imediatamente por uma sobrecarga compressiva, o efeito benéfico da sobrecarga trativa pode ser significativamente reduzido (HERTZBERG, 1996)

A razão entre as cargas mínima e máxima é utilizada como o principal parâmetro nos ensaios de propagação de trinca por fadiga. Fixado o R, a taxa de propagação dependerá de ΔK . Para um mesmo ΔK e aumentando-se R, aumenta-se K_{\min}

e $K_{m\acute{a}x}$ e há uma tendência ao aumento da taxa de propagação de trinca. O aumento na taxa de propagação ocorre em todas as regiões da curva sigmoidal FIG 2.19.

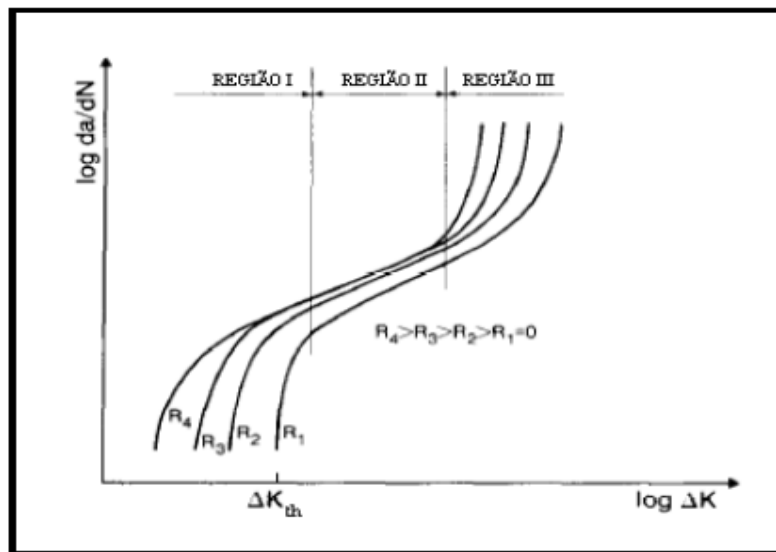


FIGURA 2.19 - Efeito da razão de tensão na taxa de crescimento da trinca de fadiga.
FONTE - KUJAWSKI *et all*, 1987.

Enquanto na região II este aumento é pequeno, na região III, onde a tenacidade à fratura K_{IC} controla o comportamento, há uma acentuada influência de R na taxa. Na região I, tem sido demonstrado que o aumento de R acarreta a diminuição do ΔK_{th} , sendo que muitos autores (NINAKAWA, *et all* 1981) e FORTH *et all*, (2006) atribuem esse fenômeno à influência dos mecanismos de fechamento de trinca atuantes e ao efeito do histórico de carregamento.

2.6.3 Influência do meio na taxa de propagação da trinca.

Sob amplitude de carregamento constante, outros fatores, além da razão de tensão, influenciam a propagação de trinca de fadiga. São eles: meio ambiente, frequência e espessura, entre outros.

O meio ambiente pode afetar de maneira severa o comportamento em fadiga dos metais. Corrosão e temperatura são os dois principais fatores que afetam a taxa de crescimento de trinca (CUI, 2002). É de conhecimento geral que as falhas em componentes de engenharia sujeitos a um ambiente agressivo podem ocorrer sob tensões bem abaixo daquelas em ambientes inertes ou relativamente inofensivos.

Intrusões e extrusões formadas em meios mais agressivos favorecem a adsorção de espécies fragilizantes (como oxigênio ou hidrogênio) ou a formação de camadas de óxidos que torna difícil a reversibilidade destas (SURESH, 1998). Assim, a corrosão fadiga é um fenômeno que pode produzir falha em um componente ou estrutura através da combinação de cargas cíclicas com um ambiente agressivo gasoso ou líquido, que isoladamente não necessariamente produziria uma falha.

Os mecanismos possíveis para iniciação de trincas de fadiga em ambientes agressivos aquosos ocorrem de forma acelerada em relação ao ar. Esses podem estar associados ao aumento de concentração de tensões na corrosão por pites formado em ataque localizado; à dissolução preferencial em região de maior deformação plástica, que age como anodo; à ruptura de filmes protetores pelos ciclos de deformação; à redução da energia superficial causada pela adsorção de espécies presente no meio, promovendo a propagação de trincas de fadiga; ou ainda a fragilização por hidrogênio (SURESH, 1998). Todos estes efeitos podem agir separadamente ou em conjunto.

Um ambiente agressivo também tende a aumentar a taxa de crescimento de trincas de fadiga. Em aços de alta resistência, o efeito de gases e meios aquosos é ilustrado na FIG 2.20. A presença desse meio agressivo acelera a taxa de crescimento de trinca em muitas ordens de magnitude quando o fator de intensidade de tensões máximo ($K_{máx}$) é maior que o fator de intensidade de tensões no trincamento por corrosão sob tensão, quando submetido à tração (K_{ISCC}) (SURESH, 1998).

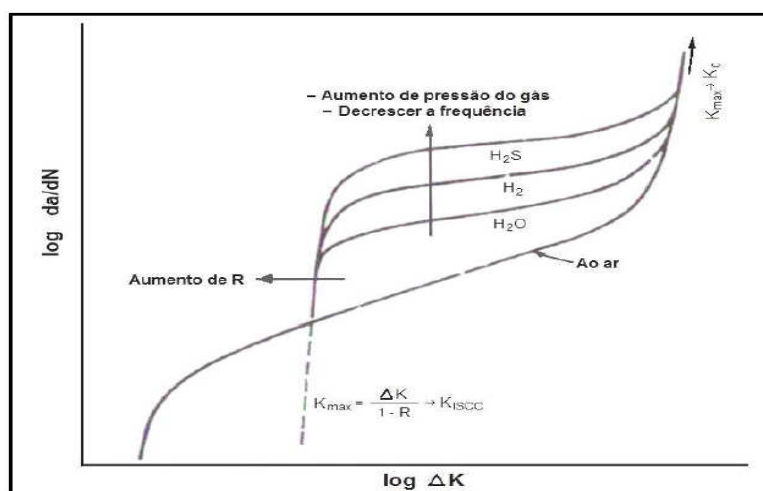


FIGURA 2.20 - Ilustração esquemática do efeito de variáveis ambientais, frequência e razão de carregamento na taxa de trincas de fadiga em aços de alta resistência.

FONTE – SURESH, 1998.

É bem difundido na literatura que o comportamento em fadiga num meio corrosivo é fortemente afetado pela frequência. Pela FIG 2.21, pode-se observar que, para frequências mais baixas, o meio corrosivo atua acelerando a taxa de propagação de fadiga. HUDAK *et all*, (1981) realizaram ensaios variando a frequência de 0,1 a 10 Hz e constataram que a taxa de propagação diminuía com o aumento da frequência.

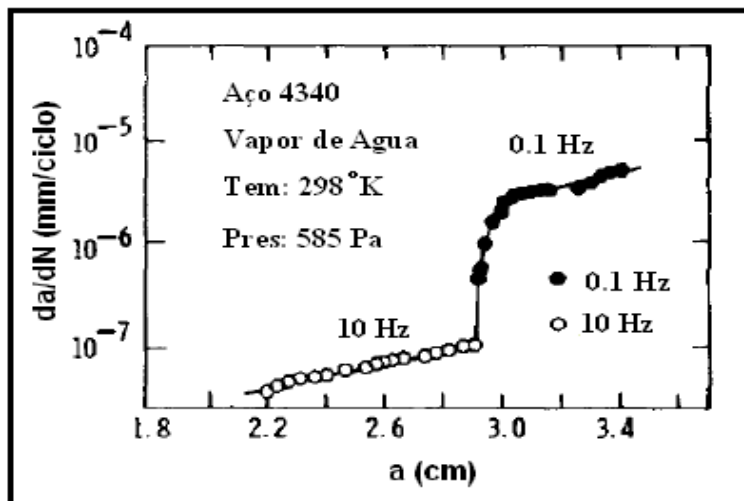


FIGURA 2.21 - Mudança na taxa de propagação da trinca devido a alterações da frequência de carregamento.

FONTE – (HUDAK *et all*, 1981).

Porém, nem sempre a redução na frequência de variação da carga acarretará em um aumento da taxa de propagação da trinca (WOOLLIN, 2004). A FIG 2.22 mostra que ao reduzir a frequência de 10 Hz para 0,1 Hz a taxa de propagação aumenta. Contudo ao reduzir ainda mais a frequência, para 0,01 Hz, a taxa de propagação ao invés de aumentar torna-se menor do que aquela para 0,1 Hz. Foram encontrados, na literatura, outros resultados semelhantes ao obtido por (WOOLLIN, 2004).

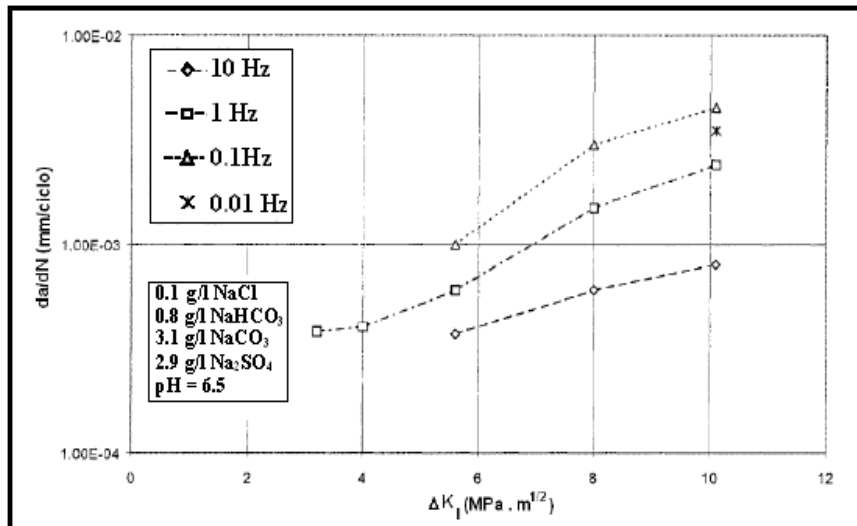


FIGURA 2.22 - Taxas de propagação de trinca de fadiga para um aço de média resistência e baixa liga em meio com H₂S (a 17,2 bar) e R=0,3.
 FONTE - (WOOLLIN, 2004).

Hudson (1972) comparou cinco níveis diferentes de pressão atmosférica utilizando ensaios axiais. Constatou que quanto menor a pressão atmosférica aplicada, maior a resistência do material à fadiga. Nessa análise, a propagação da trinca por fadiga foi, significativamente, mais lento ao trabalhar com pressões baixas. Esse estudo serviu para mostrar a variação da vida útil dos materiais em diferentes pressões, conforme apresentado na FIG 2.23.

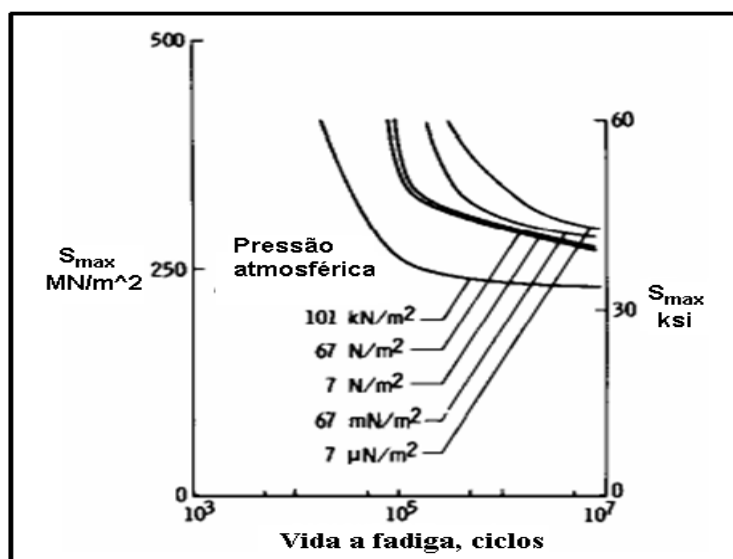


FIGURA 2.23 - Comparação das curvas em diferentes pressões aplicadas.
 FONTE - (HUDSON, 1972).

Carvalho Castro (2007) realizou em sua investigação ensaios de fadiga subaquática, utilizando uma máquina de fadiga flexo-rotativa vertical portátil e uma câmara hiperbarica com capacidade para simular profundidades de até 150 m ou 15 atm, conforme apresentado na FIG 2.23. Ditos equipamentos foram desenvolvidos no Laboratório de Robótica Soldagem e Simulação (LRSS) da UFMG.

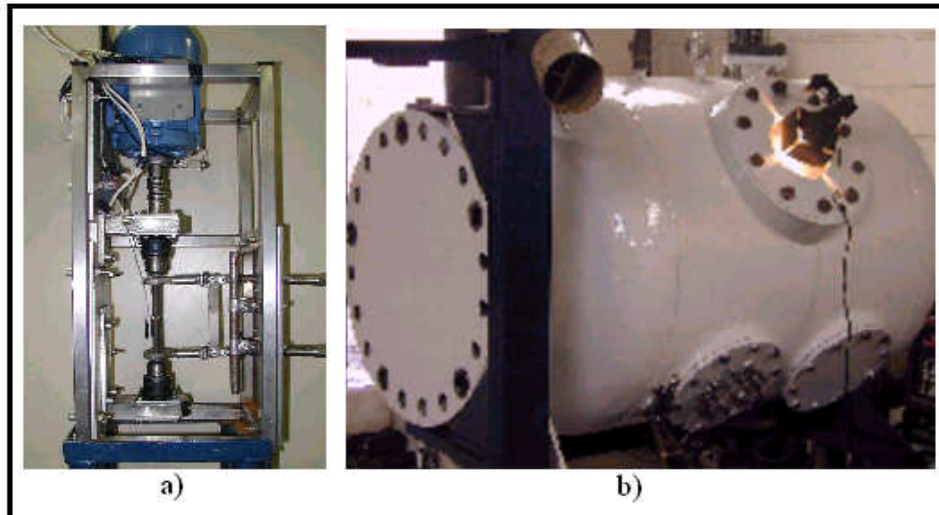


FIGURA 2.24 - (a) Máquina de fadiga flexo-rotativa vertical portátil. (b) câmara hiperbarica.
FONTE - CARVALHO CASTRO, 2007.

Carvalho Castro (2007) avaliou comportamento estrutural do aço ASTM A-36 após solicitação flexo-rotativa em ambientes refrigerado, em lâmina d'água e em água pressurizada a 5 atm. Os resultados obtidos, FIG 2.24, mostram uma dependência entre o aumento da pressão hidrostática (profundidade) e a resistência a fadiga do material. Constata-se que a pressão tem um papel importante, pois, nos ensaios em lâmina d'água, não ocorreu ruptura precoce, mesmo estando dentro da água, ao contrario do ensaio em água pressurizado a 5 atm.

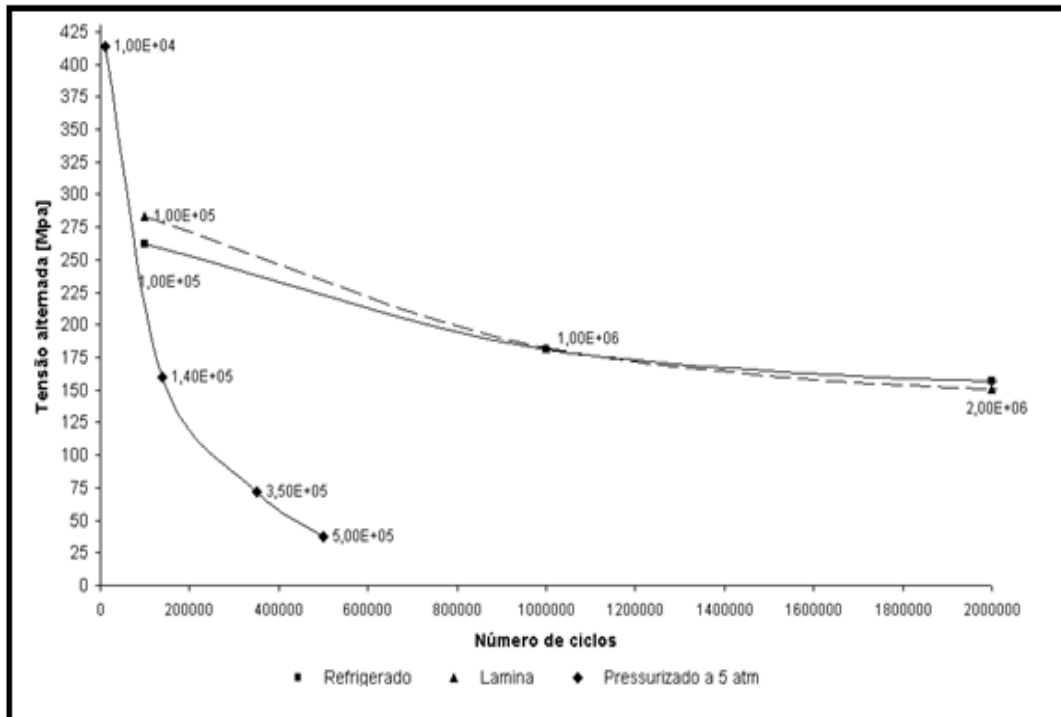


FIGURA 2.25 - Comportamento da vida a fadiga do aço ASTM A-36 com a variação da profundidade.

FONTE - CARVALHO CASTRO, 2007.

2.7 Ensaios de propagação de trinca por fadiga.

O ensaio de propagação de trinca por fadiga é padronizado pela “American Society for Testing and Materials”, por meio da norma ASTM E 647 (2008). Esse ensaio permite a determinação das taxas de crescimento de trinca por fadiga desde valores próximos ao fator de intensidade de tensão limite, ΔK_{th} , até o seu valor máximo, onde ocorre a instabilidade da trinca. Os resultados são expressos em termos da amplitude do fator de intensidade de tensão (ΔK) na ponta da trinca, definido pela teoria da Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE).

Os materiais que podem ser ensaiados por essa norma não estão limitados pela espessura ou pela resistência, contanto que os corpos de prova possuam espessura suficiente para impedir flambagem, como também dimensões planares suficientes para manter comportamento predominantemente elástico durante o ensaio. Para que isto seja garantido, a norma estabelece vários tipos de corpos de prova com configurações

definidas, cujas dimensões são proporcionais e que podem ser ajustadas de acordo com as propriedades mecânicas do material ensaiado e conforme a força aplicada.

O ensaio de propagação de trinca por fadiga consiste no carregamento cíclico de corpos de prova entalhados, que tenham sido satisfatoriamente pré-trincados por fadiga. O tamanho da trinca é medido visualmente ou por outro método equivalente (flexibilidade, diferença de potencial elétrico, etc), como função do número de ciclos de fadiga decorridos, e esses dados são submetidos à análise numérica para estabelecer a taxa de crescimento da trinca, da/dN , que será expressa em função da amplitude do fator de intensidade de tensão, ΔK (ASTM E 647, 2008).

O cálculo da amplitude do fator de intensidade de tensão, ΔK , é feito a partir dos valores do comprimento da trinca em cada instante do ensaio correspondente a uma dada taxa de propagação de trinca, da/dN , através da EQUAÇÃO 2.29 (ASTM E 647, 2008).

$$\Delta K = \frac{\Delta P}{B\sqrt{W}} \frac{(2 + \alpha)}{(1 - \alpha)^{3/2}} (8,886 + 4,64\alpha - 13,32\alpha^2 + 14,72\alpha^3 - 5,6\alpha^4) \quad (2.29)$$

Na qual $\alpha = a/W$, com a expressão válida para $a/W \geq 0,2$

Para a redução dos dados obtidos nos ensaios de propagação de trinca por fadiga, uma das técnicas recomendadas pela norma ASTM E 647 (2008) é o método da secante. Este método envolve o cálculo da inclinação da linha entre dois pontos de dados adjacentes na curva a versus N , e está expressa por a EQUAÇÃO (2.30):

$$\left(\frac{da}{dN}\right) = \frac{(a_{i+1} - a_i)}{(N_{i+1} - N_i)} \quad (2.30)$$

Como o valor de da/dN computado é uma média da taxa de propagação da trinca no intervalo $(a_{i+1} - a_i)$, o tamanho médio da trinca, $\bar{a} = \frac{1}{2}(a_{i+1} + a_i)$, é normalmente usado para calcular ΔK .

Outra técnica de redução recomendada pela norma é o método Polinomial. Ele envolve o ajuste de um polinômio de segunda ordem (parábola) para o conjunto de pontos de dados sucessivos $(2n + 1)$, onde n é comumente igual a 1, 2, 3 ou 4. A forma da equação para o ajuste dos dados do ensaio é dada pela EQUAÇÃO (2.31):

$$\hat{a}_i = b_0 + b_1 \left(\frac{N_i - C_1}{C_2} \right) + b_2 \left(\frac{N_i - C_1}{C_2} \right)^2 \quad (2.31)$$

Na qual:

$$-1 \leq \left(\frac{N_i - C_1}{C_2} \right) \leq +1 \quad (2.32)$$

b_0 , b_1 e b_2 são parâmetros de regressão determinados pelo método dos mínimos quadrados no intervalo $a_{i-n} \leq a \leq a_{i+n}$. O parâmetro \hat{a}_i é o valor ajustado do tamanho da trinca para N_i ; e os parâmetros C_1 e C_2 são calculados por:

$$C_1 = \frac{1}{2}(N_{i-1} + N_{i+1}) \quad (2.33)$$

$$C_2 = \frac{1}{2}(N_{i+1} - N_{i-1}) \quad (2.34)$$

A taxa de crescimento em N_i é obtida da derivada da parábola expressa pela EQUAÇÃO (2.35), a qual é dada por:

$$\left(\frac{da}{dN} \right)_{a_i} = \left(\frac{b_1}{C_2} \right) + \frac{2b_2(N_i - C_1)}{C_2^2} \quad (2.35)$$

O valor de ΔK associado com o valor de da/dN calculado através da EQUAÇÃO (2.29), é computado usando o valor ajustado do tamanho da trinca \hat{a}_i , correspondente a N_i .

3. MATERIAL E METODOLOGIA.

De modo de verificar a influência da profundidade (pressão hidrostática da água) na velocidade de propagação da trinca por fadiga, foram adotados os passos que se seguem, visando aplicar os conceitos apresentados no Capítulo 2.

3.1 Desenho e fabricação do dispositivo para simular condições subaquáticas de profundidade.

O primeiro passo antes de começar o desenho do dispositivo que permitira a simulação de condições subaquáticas (profundidade), foi conhecer as particularidades da máquina de ensaio universal INSTRON 8802, já que este dispositivo será acoplado na máquina a qual devesse proporcionar as condições de carregamento do teste de taxa de propagação da trinca por fadiga.

3.1.1. Particularidades da Máquina de ensaio universal INSTRON 8802.

Sistemas de teste servo-hidráulicos de alta capacidade são ideais para executar uma variedade de testes de fadiga e fratura, entre outros testes dinâmicos. Estes sistemas quando fornecido pela INSTRON são equipados com os recursos avançados do controlador digital 8800, software de console e as exclusivas células de carga Dynacell™. O software para testes dinâmicos WaveMatrix™ proporciona a interface básica para execução de muitos testes dinâmicos.

Em particular a máquina de ensaios universal INSTRON, modelo 8802 B1, está equipada de um sistema dinâmico com capacidade máxima de 250 kN, garras de cabeçote e levantamento hidráulico da travessa com distância máxima 1515mm e mínima de 316 mm, controlador eletrônico digital de carga e posicionamento, construído em torre modular para cinco controladores ou placas de aquisição de dados. Cada sistema de aquisição de dados pode acomodar até oito transdutores adicionais, controlador eletrônico digital com atualização dos parâmetros de (PID) automático até 1kHz, processamento digital de sinais com a resolução de 19 bits sem a necessidade de

ajuste manual ou supressão, condicionamento de sinal do transdutor de alta exatidão, baixo ruído com filtros variáveis de 0 até 1 kHz.

No ANEXO A, mostras-se esquemas detalhando das dimensões geométricas da maquina de teste universal INSTRON 8802 modelo B1, a partir das quais foram desenhadas as dimensões do dispositivo para a simulação de condições subaquáticas de profundidade.

3.1.2. Desenho do dispositivo.

O desenho do esboço para o dispositivo que foi acoplado na máquina INSTRON 8802 e permitirá a simulação de condições subaquáticas de profundidade foi confeccionado com a ajuda do software SolidWorks 2007, onde realiza-se a montagem das peças a serem construídas, garantindo o dimensionamento correto de cada elemento do dispositivo. Na FIG 3.1 mostra o esquema gerado pelo SolidWorks da montagem final da instalação.

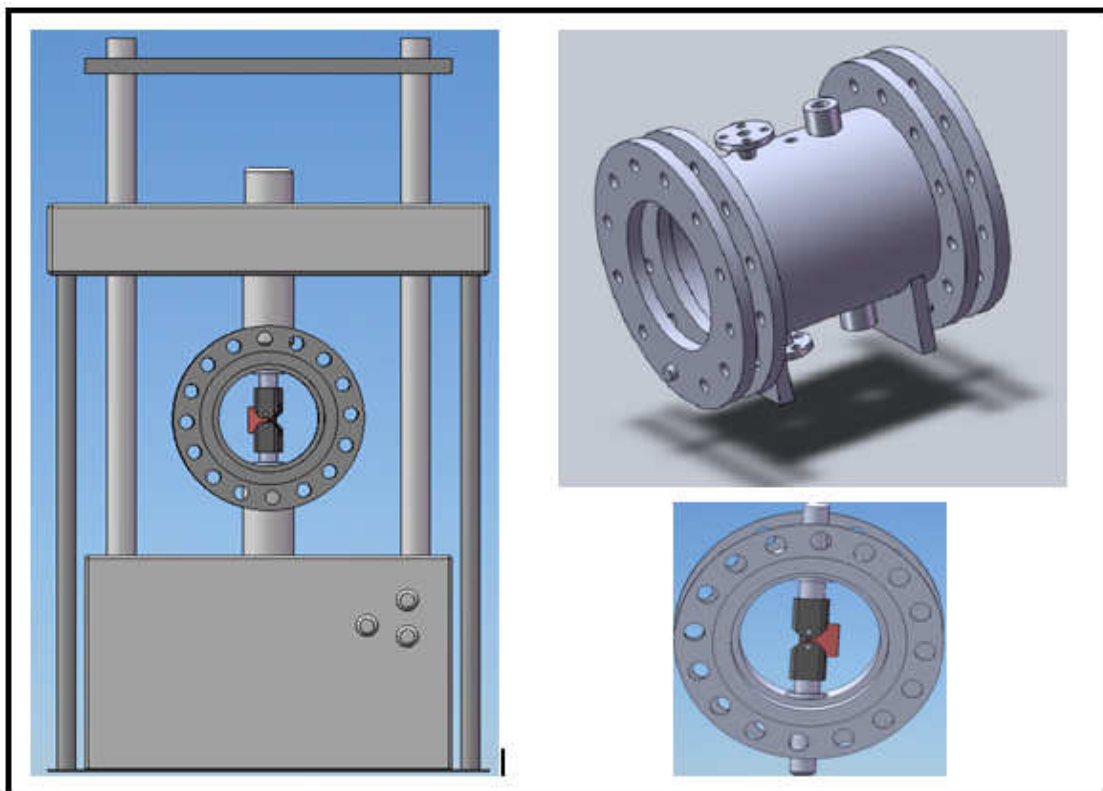


FIGURA 3.1 - Esquema de montagem das peças geradas em SolidWorks.

È bom destacar que o projeto deste equipamento foi realizado tendo em conta os materiais existentes no laboratório, para obter uma ferramenta de baixo custo e que cumpra com os requerimentos de serviço.

Todos os cálculos de resistência foram realizados segundo a norma ASME (Boiler and Pressure Vessel Code, SECTION VIII-I) onde se constatou a resistência dos elementos desenhados a partir de materiais existentes no estoque do laboratório.

3.1.3. Fabricação do dispositivo.

O primeiro passo na construção do dispositivo foi o aproveitamento de uma tubulação de aço API 5L X80 com diâmetro interior de 273,10 mm e espessura de 25,4 mm, que se encontrava na prateleira de materiais do Laboratório de Robótica, Soldagem e Simulação (LRSS), fazendo dela parte do pequeno vaso de pressão que constitui o dispositivo em questão. Seguidamente foram construídos quatro anéis de aço, dois deles foram soldados nas extremidades da tubulação para realizar a função de flange, como mostra a FIG 3.2 e os outros servem como fixação das tampas de policarbonato que foram colocadas nos laterais do dispositivo.

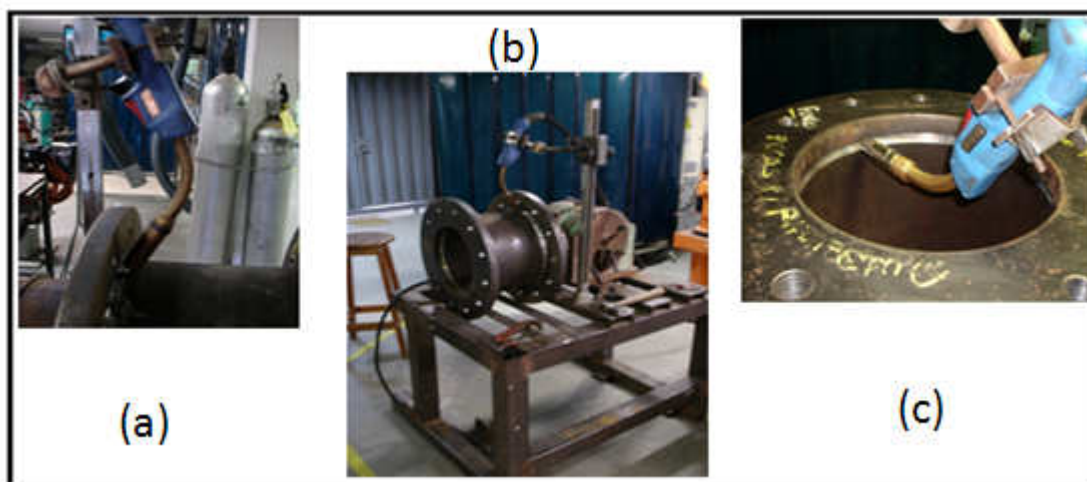


FIGURA 3.2 - Esquema da solda dos flanges na tubulação. (a) - Solda externa do anel de aço no corpo central; (b) - Dispositivo de solda utilizado; (c) - Solda interna do anel de aço no corpo central.

Na união das peças do dispositivo utilizou-se o processo de soldagem GMAW (Gás Metal Arc Welding). Este processo oferece uma excelente resistência na

união soldada, devido à limpeza na poça de fusão e baixos níveis de hidrogênio difusível. Além disso, este processo proporciona uma alta produtividade o qual agiliza o processo de soldagem, já que as espessuras a serem soldadas têm dimensões consideráveis. Para selecionar o consumível de soldagem, teve-se em conta em primeiro lugar as propriedades de resistência à tração e o limite de escoamento do aço API 5LX80. Estas propriedades são indicadas na TAB 3.1.

TABELA 3.1

Propriedades de resistência mecânica do aço API 5LX80.

Aço	Resistencia máxima a ruptura: MPa	Limite de escoamento: MPa
API 5LX80	620	551

FONTE – USIMINAS.

Segundo (HOWARD, 1998), para o processo de soldagem GMAW de um material com ditas características recomenda-se um eletrodo de tipo E 80S-G (SFA/AWS A5.28) e uma mistura de gás de proteção de 75% Argônio e 25 % de CO₂.

Na TAB 3.2 representam-se as condições de soldagem recomendadas na literatura (OBRIEN, 1991) para um diâmetro de arame de 1,6 mm.

TABELA 3.2

Parâmetros de soldagem utilizados na fabricação do dispositivo.

Diâmetro (mm)	Sick-out (mm)	Intensidad da corrente (A)	Velocidade de alimentação (m/min)	Tensão de arco (Volts)	Fluxo de gas (l/min)
1,6	15	250	4,7	18-20	15

FONTE - OBRIEN, 1991.

Tendo em consideração que a espessura das placas a serem soldadas é de 1 polegada, e a união em T, selecionou-se uma solda em chanfro, cuja preparação da borda se indica na FIG 3.3 (III), segundo recomendações da literatura (OBRIEN, 1991).

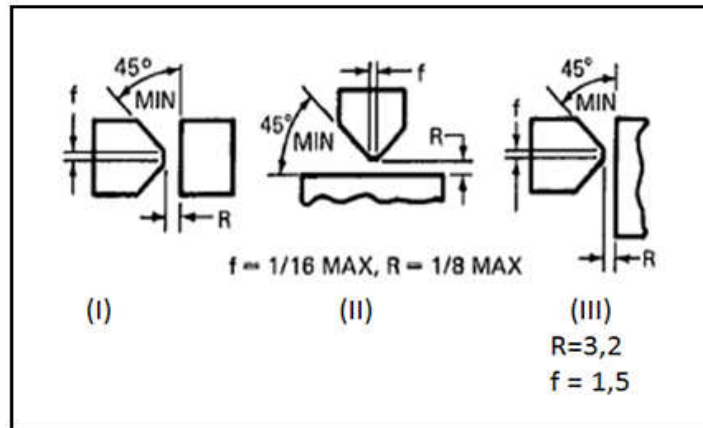


FIGURA 3.3 - Preparação do chanfro para realizar a solda dos flanges ao corpo central do dispositivo (Variante III).

Na FIG 3.4 mostram-se as tampas que foram feitas de policarbonato para possibilitar uma boa visibilidade do corpo de prova e tentar realizar filmagem com câmera de alta velocidade, com a finalidade de estudar o que acontece na ponta da trinca durante um teste com água a uma dada pressão (simulando uma dada profundidade).

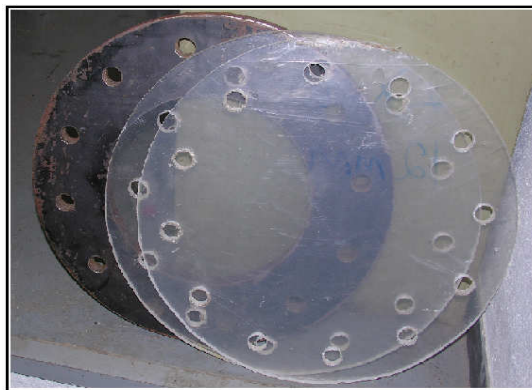


FIGURA 3.4 - Tampas de Policarbonato.

Para transmitir o carregamento imposto pela máquina de ensaio INSTRON 8802 ao corpo de prova, foram construídos dois eixos como mostra a FIG 3.5, nos quais têm uma ranhura que facilita colocar anéis de vedação, que permitem manter a pressão dentro do dispositivo e ao mesmo tempo dar mobilidade aos sistemas de ação de carga da máquina.



FIGURA - 3.5 Conjuntos de peças que permite transmitir o carregamento da máquina para o corpo de prova.

Na FIG 3.6 mostra uma imagem geral do dispositivo já concluído e montado na máquina de ensaio ISTRON 8802, onde se ressaltam aspetos, como o instrumento de medição de pressão, alinhamento do dispositivo em relação ao eixo de ação da carga, entre outros.

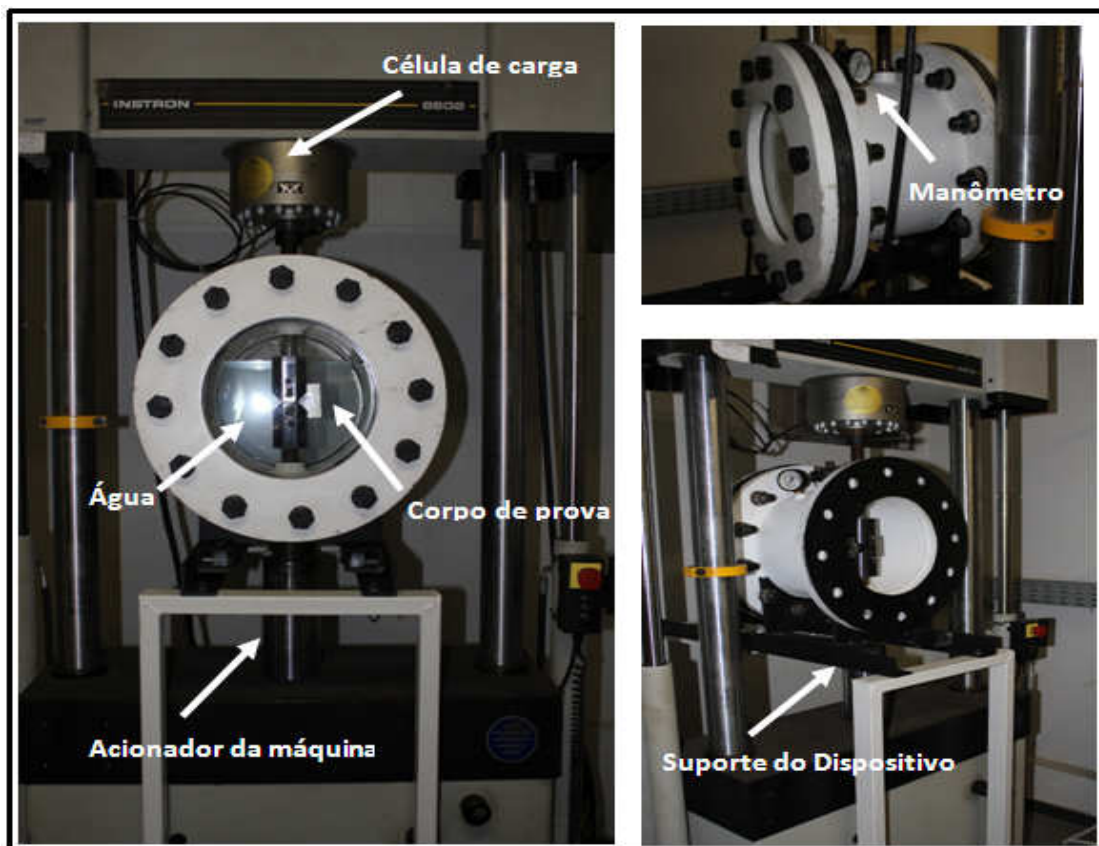


FIGURA 3.6 - Dispositivo para realizar ensaio de propagação da trinca variando a profundidade (pressão hidrostática).

3.2. Sistema de aquisição de dado.

A máquina INSTRON 8802 tem instalado o software FastTrack 2, o qual consta de uma série de programas aplicativos projetados para atender os requisitos de testes estático e de fadiga, em sistemas servo-hidráulicos.

Um destes programas é o software da/dN (Fatigue Crack Propagation) que proporciona um sistema de controle, aquisição de dados, realiza os cálculos e mostra os resultados em tempo real, em conformidade com a norma ASTM E647 (2008), facilitando todo o processo do teste.

A máquina de ensaio universal INSTRON 8802 que se encontra no Laboratório de Robótica, Soldagem e Simulação (LRSS) na qual foram feitos os testes deste trabalho, não consta da placa que permite a ligação do Clip-Gage ao console, o que impossibilita o processamento dos dados por parte dos softwares do FastTrack 2.

Como rota alternativa para medição do comprimento da trinca foi adaptado um sistema de aquisição de dado que fosse capaz de captar o sinal de tensão saído do Clip-Gage. Para esse fim foi utilizado um aparelho de aquisição da NATIONAL INSTRUMENTS, modelo: NI cDAQ-9172 mostrado na FIG 3.7, o qual tem a possibilidade de acoplar no chassis até oito módulos para aquisição. Neste trabalho foi utilizado só um módulo de tipo NI 9237, este módulo contém todo o condicionamento de sinal necessário e pode medir até quatro sensores baseados em ponte simultaneamente. A alta taxa de amostragem do NI 9237 oferecer uma alta qualidade em sistemas de medição de alta velocidade de carga e deformação, sem atraso de fase entre os canais. Com isolamentos 60VDC e isolamento transitório 1.000 Vrms, o NI 9237 proporciona uma alta rejeição ao ruído.

Para o análises e armazenamento rápido dos dados adquiridos utilizou-se o software LabVIEW SignalExpress.

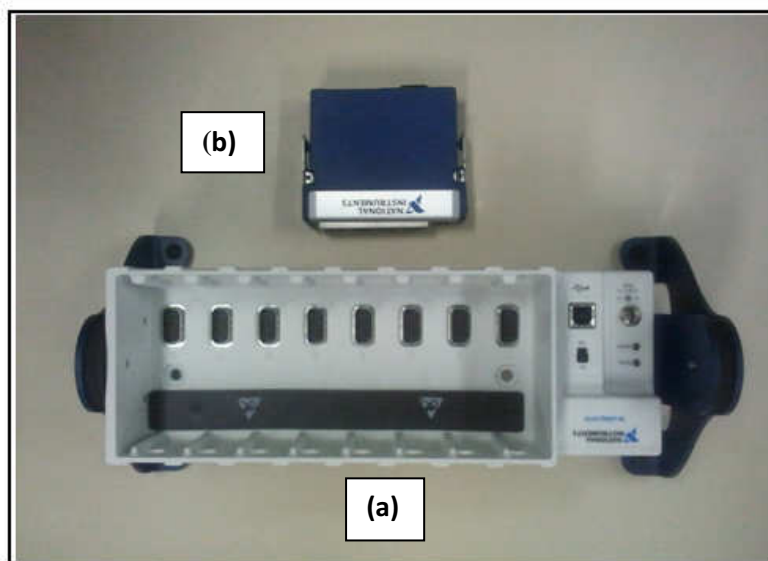


FIGURA 3.7 - Aparelho de aquisição da NATIONAL INSTRUMENTS:
 (a) NI cDAQ-9172 (b) NI 9237

Como o teste é feito com o corpo de prova mergulhado na água sob pressão, foram feitas modificações no Clip-Gage com objetivo de garantir às condições operacionais deste, para isso, colocou-se uma massa impermeável fabricada para proteção de strain gage, tipo 1-AK22, que resiste a pressões de até 23 bar. Esta massa foi aplicada em cima da fiação elétrica e sobre os strain-gage que fazem parte da ponte de wheatstone. Na FIG 3.8 apresenta-se o Clip-Gage modelo 2670-116 (Crack Opening Displacement Gauges, 2670 series) depois deser modificado e colocado em condições de trabalho.

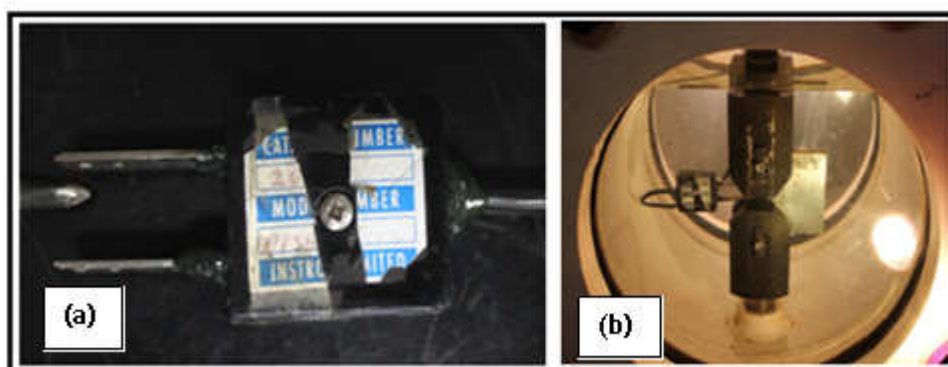


FIGURA 3.8 – (a) Clip-gage modificado (b) Clip-gage modificado no ambiente de trabalho.

Com a finalidade de transformar o sinal gerado pela ponte de wheatstone, em um sinal de posição, foi realizada a calibração do extensômetro, obtendo um comportamento linear como mostra a FIG 3.9, da equação de esta reta tira-se o coeficiente de correção. Na FIG 3.9 também mostra o dispositivo utilizado para deformar e medir o deslocamento do sensor com uma alta precisão.

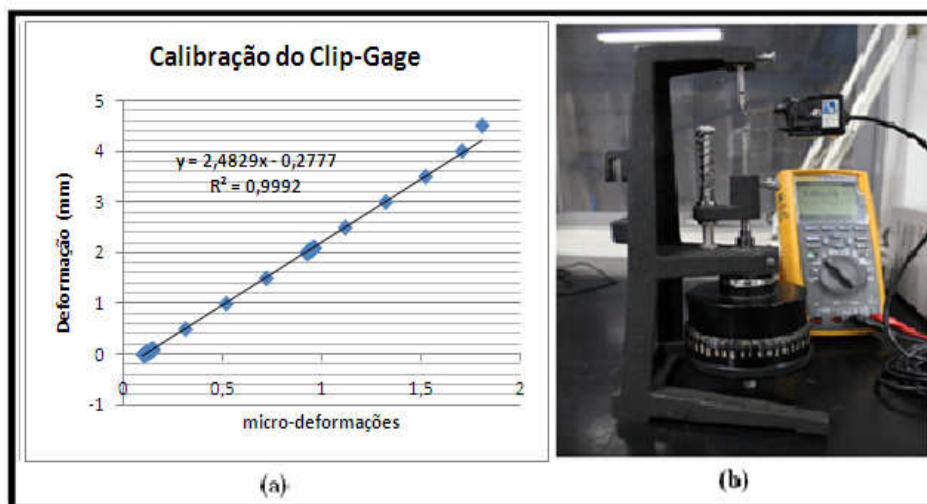


FIGURA 3.9 - (a) Gráfico da curva de calibração do Clip-gage (b) Micrometro de calibração do extensômetro.

3.3 Ensaios de propagação da trinca por fadiga.

3.3.1 Preparação dos corpos de prova para o teste de propagação da trinca por fadiga.

Corpos de prova do tipo compacto de tração (CT) com entalhe reto foram confeccionados de acordo com o que estabelece a norma ASTM E647 (2008) a partir de chapas do aço ASTM A36 com uma espessura de meia polegada. As dimensões destes corpos de provas e a direção de laminação são mostradas na FIG 3.10.



FIGURA 3.10 - Geometria do corpo de prova do compacto de tração (CT) utilizado nos ensaios de propagação de trinca por fadiga.

FONTE - ASTM E647 (2008).

Esses corpos de prova foram cortados em serra de fita, marca Franho, com lâmina de vídea. Posteriormente usinados em um centro de usinagem, visando às dimensões do corpo de prova da norma ASTM E647-(2008). A usinagem do entalhe a 60° foi feito com uma fresa de forma. A distância entre os furos e o ângulo do entalhe dos corpos de prova foi medida em projetor de perfil.

As superfícies dos corpos de prova foram devidamente preparadas com lixas nas granulações 100, 220, 440, 600 e 1000, com vista a facilitar a medição do comprimento da trinca. A FIG 3.11 mostra uma fotografia dos detalhes do corpo de prova terminado.



FIGURA 3.11 - Corpo de prova do tipo tração compacto (CT).

3.3.2 Pre-Trinca por Fadiga

Para a execução do ensaio de propagação de trinca, a norma ASTM E647-, (2008), estabelece que deve-se ter uma pré-trinca mínima de comprimento $0,1B$, $0,06W$ ou 1mm .

Para realizar a abertura dessas pré-trincas, calculou-se o valor de carga máxima utilizando a norma ASTM E 1820 (2001). Segundo essa norma o valor de carga máxima não pode exceder P_f , calculado pela EQUAÇÃO (3.1)

$$P_f = \frac{0,4Bb_o^2 \sigma_e}{2(W - a)} \quad (3.1)$$

A carga máxima será o 70% de P_f , ou seja:

$$P_{max} = 0,7P_f \quad (3.2)$$

Para uma relação de carga (R) igual a 0,1, calculou-se $P_{min} = 0,1P_{max}$. Os valores da carga média (P_m) e amplitude (P_a) foram calculados a partir das EQUAÇÕES (3,3) e (3.4).

$$P_m = \frac{P_{max} + P_{min}}{2} \quad (3,3)$$

$$P_a = \frac{P_{max} - P_{min}}{2} \quad (3.4)$$

Primeiramente, foram nucleadas as pré-trincas de fadiga com razão de carga de 0,1, frequência de 30 Hz e à temperatura ambiente. A fase de pré-trincamento foi iniciada com valores de P_a entre 10 e 12 kN, dependendo da dificuldade de nucleação, estes valores de acordo com a norma ASTM E1820 (2001) devem ser menores que P_f calculado.

Após a nucleação, seguiram-se as recomendações da norma ASTM E647 (2008), diminuindo a carga em degraus de 20% a fim de chegar-se a um tamanho de

pré-trinca de 5 mm e um valor de P_a final do pré-trincamento igual à P_a utilizado no ensaio. Os valores de amplitude de carga aplicados para o primeiro, segundo e terceiro estágios da pré-trinca foram, respectivamente, de (12; 10 e 8 kN). A amplitude de carga, de 8 kN correspondente ao terceiro estágio foi a base para selecionar a amplitude de carga utilizada no ensaio de propagação de trinca. Os parâmetros de carregamento para dito ensaio se mostram a seguir, $P_a= 8,0$ kN, $P_m= 8,9$ kN.

A medição do comprimento das pré-trincas foi feita de maneira visual, realizando marcações de 1,0 mm para cada estágio na superfície do corpo de prova. A FIG 3.12 mostra um corpo de prova depois de terminado o pré-trincamento.

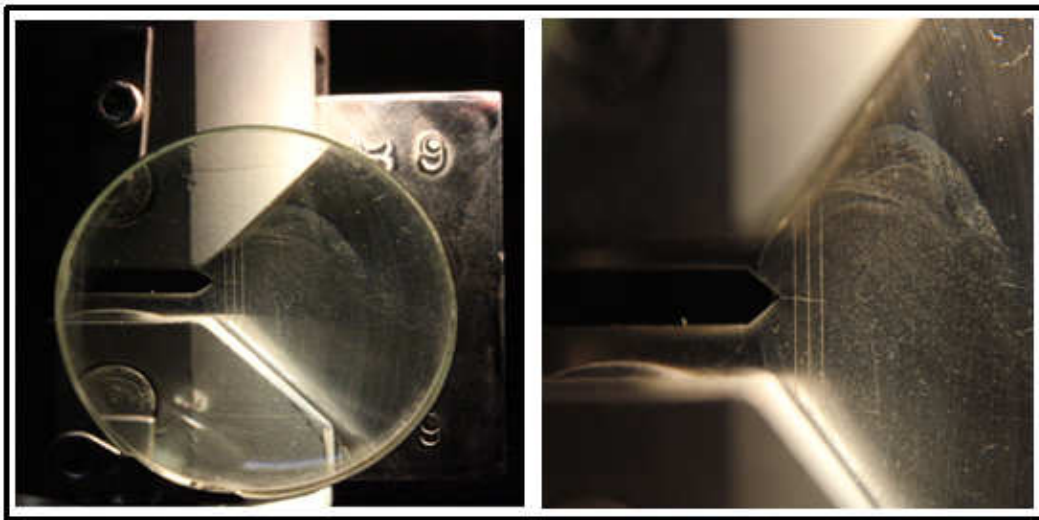


FIGURA 3.12 - Esquema do acompanhamento dos três estágios da pre-trinca.

3.3.3 Obtenção de dados experimentais.

Existem disponíveis diversas técnicas para medição do comprimento da trincas de fadiga, dentre as quais destacam-se a observação visual da trinca, a técnica de queda de potencial elétrico por corrente contínua (“DCPD”, sigla em inglês) ou corrente alternada (“ACPD” sigla em inglês) e a técnica de medição do grau de flexibilidade (*compliance*) do corpo de prova durante o ensaio. Nesta última técnica, utiliza-se a relação entre a flexibilidade do corpo de prova e o comprimento da trinca. Sendo que quando maior for o tamanho da trinca, mais flexível será o corpo de prova.

Na obtenção dos dados ao ar, utilizou-se a método visual na medição do comprimento da trinca. Os corpos de prova foram marcados com escalas de

espaçamento de 0,25 mm nas duas faces, como recomendado pela norma ASTM E647 (2008) e a propagação da trinca foi visualmente acompanhada por intermédio de uma lupa.

Para a obtenção dos dados nas condições de lâmina de água e 20m de profundidade realizaram-se as medições do comprimento da trinca, aplicando a técnica de *compliance*. Utilizando o sistema de aquisição de dados detalhado no epígrafe 3.2, que consta do extensômetro modificado, fixado no corpo de prova para medir deslocamento da abertura da trinca (Crack Opening Displacement(COD)) como mostra a FIG 3.8. Uma vez obtidos os valores de deslocamento, estes podem-se relacionar com o comprimento da trinca pela EQUAÇÃO (3.5)

$$\alpha = \frac{a}{W} = C_0 + C_1 u_x + C_2 u_x^2 + C_3 u_x^3 + C_4 u_x^4 + C_5 u_x^5 \quad (3.5)$$

Na qual C_0, C_1, C_2, C_3, C_4 e C_5 são os coeficientes da flexibilidade e u_x é obtido da equação (3.6).

$$u_x = \left\{ \left[\frac{EvB}{P} \right]^{1/2} + 1 \right\}^{-1} \quad (3.6)$$

em que B é a espessura do corpo de prova, E o módulo de Elasticidade, P a carga aplicada e v é o deslocamento da abertura do entalhe (COD), sendo a EQUAÇÃO (3,6) válida quando $0,2 \leq a/W \leq 0,975$.

A TAB 3.3 apresenta os valores dos coeficientes de flexibilidade para o caso de corpos de prova do tipo C(T), estes valores variam de acordo com a posição onde a medição é realizada no corpo de prova. Neste trabalho a medida foi tirada na face frontal, na extremidade do entalhe que corresponde a posição V_0 da FIG 3,13.

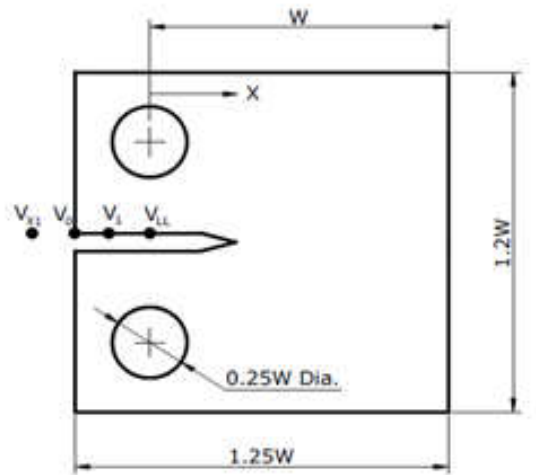


FIGURA 3.13 - Corpo de prova esquemático apresentando os pontos de localização da medição referenciados na TABELA 3.3.

FONTE - ASTM E 647, 2008.

TABELA 3.3

Coefficientes da flexibilidade para o corpo de prova tipo C(T) em função da posição de medição.

Posição da Medição	Distância do centro do furo (X/W)	C ₀	C ₁	C ₂	C ₃	C ₄	C ₅
V _{X1}	-0,345	1,0012	-4,9165	23,057	-323,91	1798,3	-3513,2
V ₀	-0,250	1,0010	-4,6695	18,460	-236,82	1214,9	-2143,6
V ₁	-0,1576	1,0008	-4,4473	15,400	-180,55	870,92	-1411,3
V _{LL}	0	1,0002	-4,0632	11,242	-106,04	464,33	-650,68

FONTE - ASTM E 647, 2008.

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO.

Os resultados dos ensaios de propagação de trinca por fadiga podem ser apresentados de duas maneiras: tamanho da trinca versus o número de ciclos e taxa de propagação de trinca (da/dN) em função do fator de intensidade de tensões (ΔK). Neste trabalho mostram-se as duas representações para as condições no ar, lâmina de água e 20m de profundidade.

4.1 Amostras testadas no ar.

Na obtenção dos dados ao ar, utilizou-se a método visual na medição do comprimento da trinca. Na FIG 4.1 mostram-se os resultados de comprimento da trinca versus número de ciclos para as amostras Ar-1, Ar-2 e Ar-3. A temperatura a qual se realizou os testes foi de 27°C .

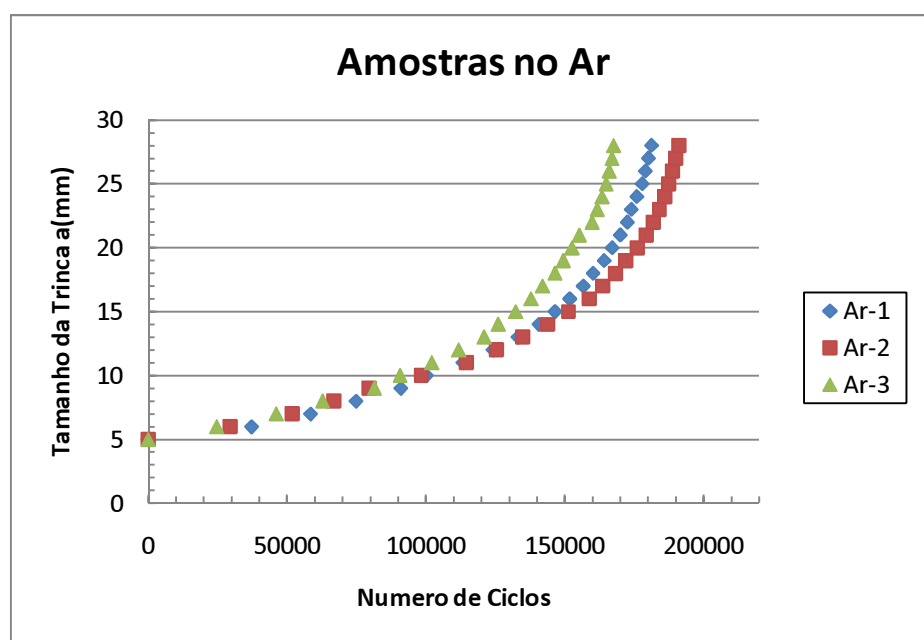


FIGURA 4.1 - Curvas de Comprimento da Trinca vs. Número de Ciclos das três amostras testada no ar para $R=0,1$ e Frequência de 20Hz.

Os dados obtidos foram processados com o programa Eureka Formulize. Este é uma ferramenta para a detecção de equações e relações matemáticas ocultas nos dados, que permite a identificação das mais simples fórmulas matemáticas que poderiam

descrever os mecanismos subjacentes que produziram os dados. Com ajuda deste pacote matemático foi possível obter uma função que reproduz as curvas dos dados obtidos no teste. O ANEXO B mostra a tela do software Eureqa Formulize representando as possíveis famílias de funções e a curva de tendência selecionada, além de fatores estatísticos como R² e coeficiente de correlação. Na TAB 4.1 mostram-se as equações que descrevem o comportamento dos dados em função ao número de ciclos (x).

TABELA 4.1
Funções obtidas no software Eureqa Formuliza para as amostras testadas no Ar

CP	Função y=f(x); x=ciclos	R ²	Coefficiente de correlação
Ar-1	$y = 4.988 + 2.586e-5x + 2.403e-15x^3 + 8.499e-52x^{10} - 2.466e-41x^8$	0.99963653	0.99981825
Ar-2	$y = 4.991 + 3.618e-5x + 1.605e-15x^3 + 4.895e-52x^{10} - 1.535e-41x^8$	0.99920942	0.99960463
Ar-3	$y = 5.057 + 4.008e-5x + 8.636e-30x^6 + 3.21e-40x^8 - 1.012e-34x^7$	0.99835982	0.99917957

FONTE Eureqa Formulize.

A velocidade de propagação da trinca (da/dN) foi obtida derivando as funções mostradas na TAB 4.1 e selecionadas que se mostram no ANEXO B para cada condição. Esta operação matemática foi realizada com ajuda do software MATLAB. As FIG 4.2 a FIG 4.4 apresentam-se os gráficos de velocidade de propagação da trinca em função da variação do fator de concentração de tensões para as três provas ensaiadas no ar, com R=0,1 e frequência de 20 Hz. As linhas de tendência e a equação forem geradas com a planilha EXCEL selecionando uma regressão potencial que tem o mesmo formato da equação de Paris.

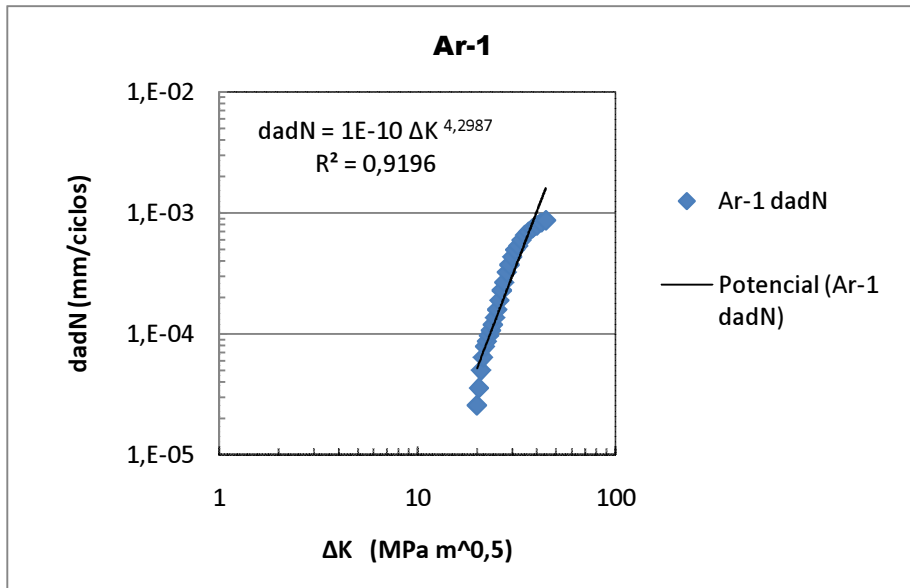


FIGURA 4.2 - Curvas dadN vs ΔK em escala logarítmica do corpo-de-prova Ar-1 testado ao ar com R=0,1 e Frequência de 20Hz.

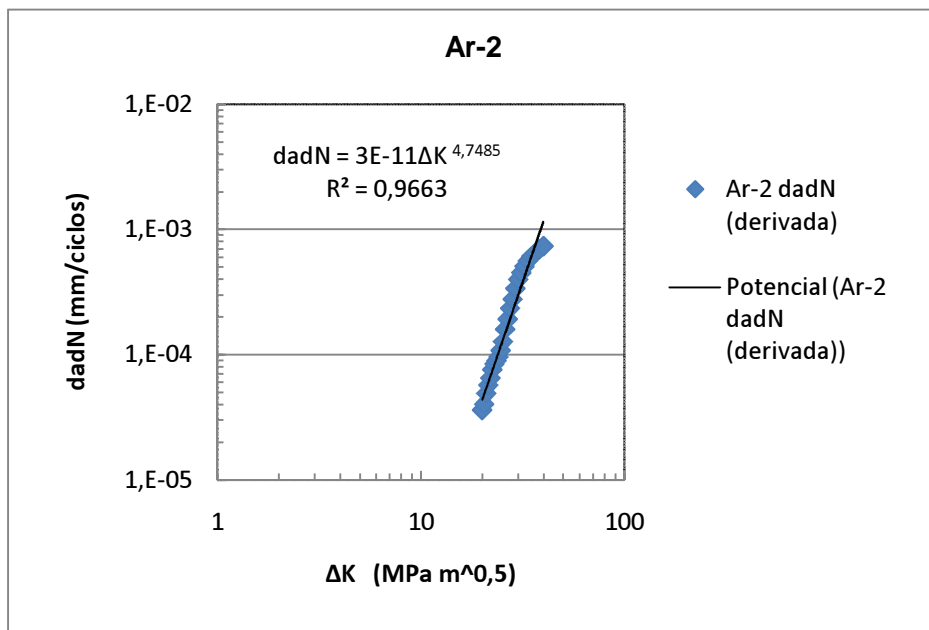


FIGURA 4.3 – Curvas dadN vs ΔK em escala logarítmica do corpo-de-prova Ar-2 testado ao ar com R=0,1 e Frequência de 20Hz.

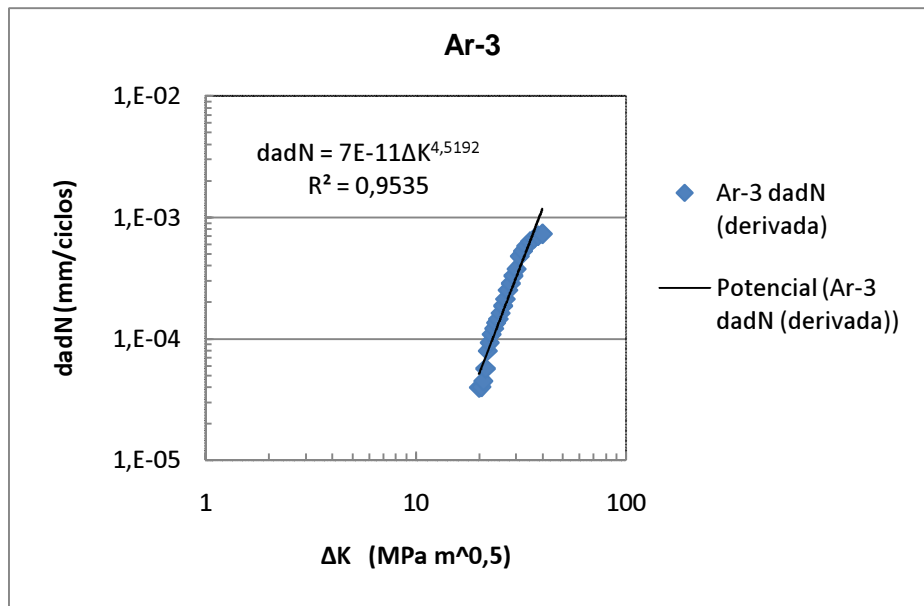


FIGURA 4.4 - Curvas dadN vs ΔK em escala logarítmica do corpo-de-prova Ar-3 testado ao ar com R=0,1 e Frequência de 20Hz.

Os coeficientes e expoentes de ΔK ($1,34E-10$, 4,29; $2,89E-11$, 4,74 e $6,82E-11$, 4,51) encontrados estão de acordo com o proposto por Lal (1994) e em desacordo com o proposto Rolfe *et all* (1987), para aços ferrito-perlítico.

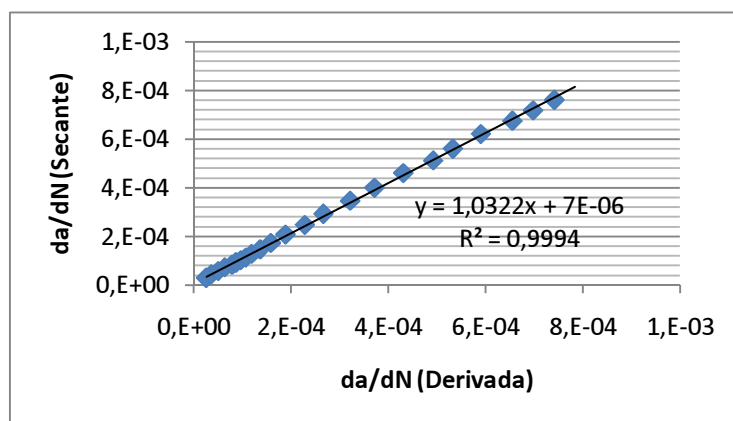


FIGURA 4.5 - Comparação da taxa de propagação da trinca obtida derivando a função gerada no Eureka Formulize com o método de Secante recomendado pela norma ASTM E 647.

Na FIG 4.5 se apresenta uma comparação entre os valores de velocidade de propagação da trinca obtidos derivando a função correspondente ao corpo de prova Ar-1 mostrado na TABELA 4.1 e os valores de velocidade de propagação da trinca obtidos pelo método da Secante recomendado na norma ASTM E647 (2008) para esse mesmo

corpo de prova. Os valores de velocidade forem representados para um mesmo tamanho da trinca. Note-se que o valor de R^2 descreve uma excelente correlação entre os valores de velocidade de propagação da trinca obtido por os métodos derivativo e da secante.

4.2 Amostras testadas em lâmina de água e 20m de profundidade.

Os dados dos testes feitos em lamina de água e a 20m de profundidade foram obtidos utilizando o método de *compliance* como foi explicado no capítulo anterior. Utilizando o software LabVIEW SinalExpress 2011, obteram-se os dados com uma taxa de aquisição 2000 pontos/ segundo, possibilitando com isso uma quantidade de 100 ponto/ciclos o que garante uma boa descrição da senoide de deslocamento do teste ao ser aplicada a carga.

Devido à grande quantidade de dados captados na aquisição foi necessário utilizar o software MATLAB para diminuir o número de pontos e poder facilitar o tratamento deste sinal.

No ANEXO D apresenta o programa criado no MATLAB, o qual calcula uma media cada 2000 pontos, obtendo desse modo um ponto cada 20 ciclos e depois salvando os dados em um arquivo de texto (txt). A representação das curvas dos testes feito em condições subaquáticas de lâmina de água y 20 m de profundidades já filtradas no MATLAB mostra-se nas FIG 4.6 à FIG 4.11.

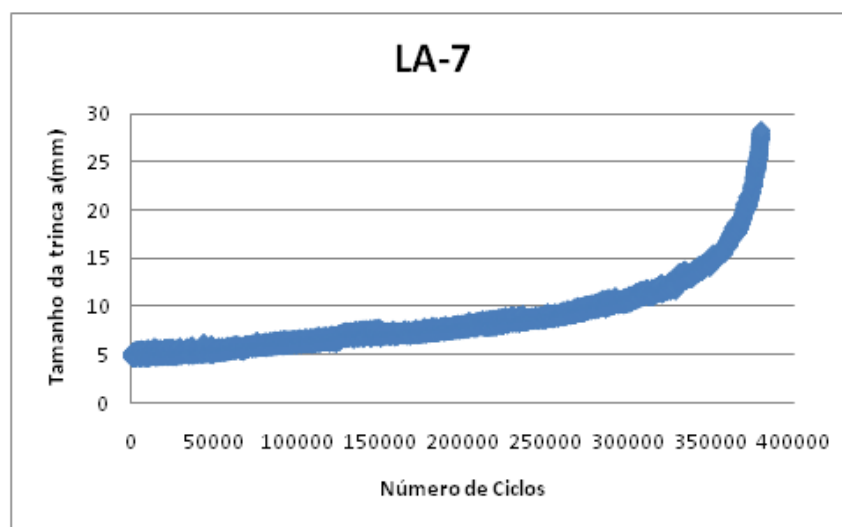


FIGURA 4.6 - Curva de tamanho da trinca versus número de ciclo obtido na condição de lâmina de água do corpo de prova LA-7.

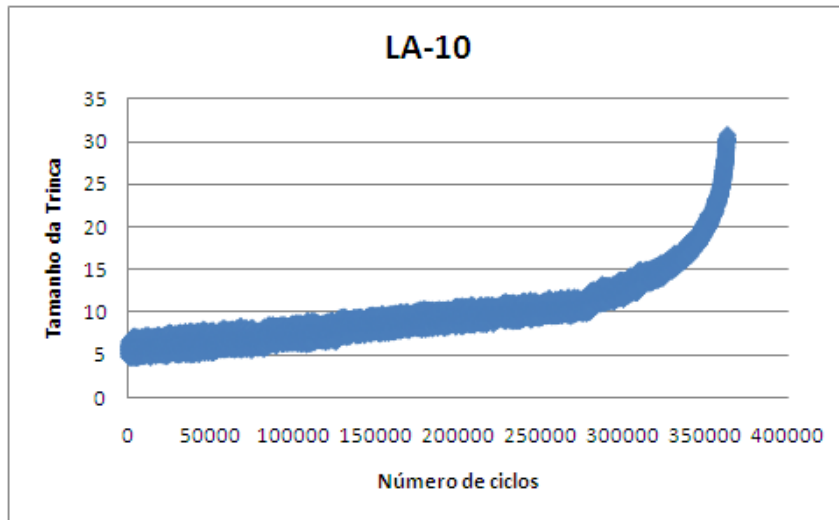


FIGURA 4.7 - Curva de tamanho da trinca versus número de ciclo obtido na condição de lâmina de água do corpo de prova LA-10.

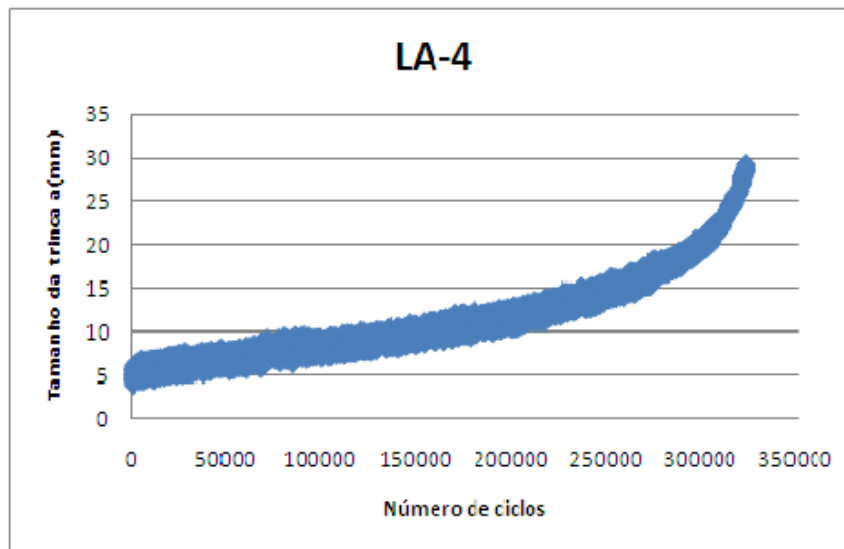


FIGURA 4.8 - Curva de tamanho da trinca versus número de ciclo obtido na condição de lâmina de água do corpo de prova LA-4.

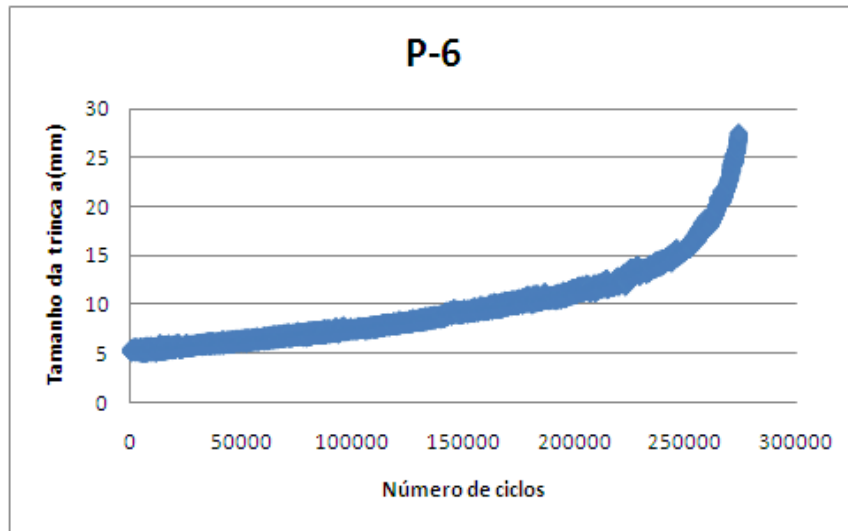


FIGURA 4.9 - Curva de tamanho da trinca versus número de ciclo obtido na condição de 20 m de profundidade no corpo de prova P-6.

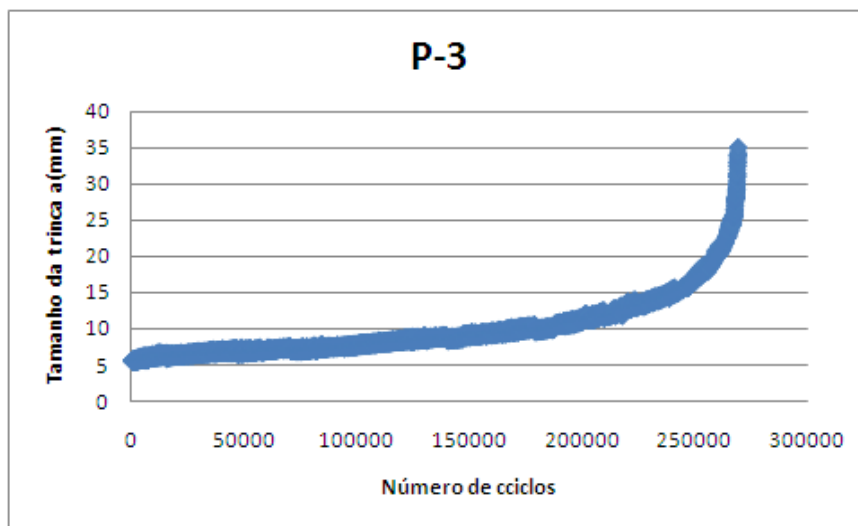


FIGURA 4.10 - Curva de tamanho da trinca versus número de ciclo obtida na condição de 20m de profundidade no corpo de prova P-4.

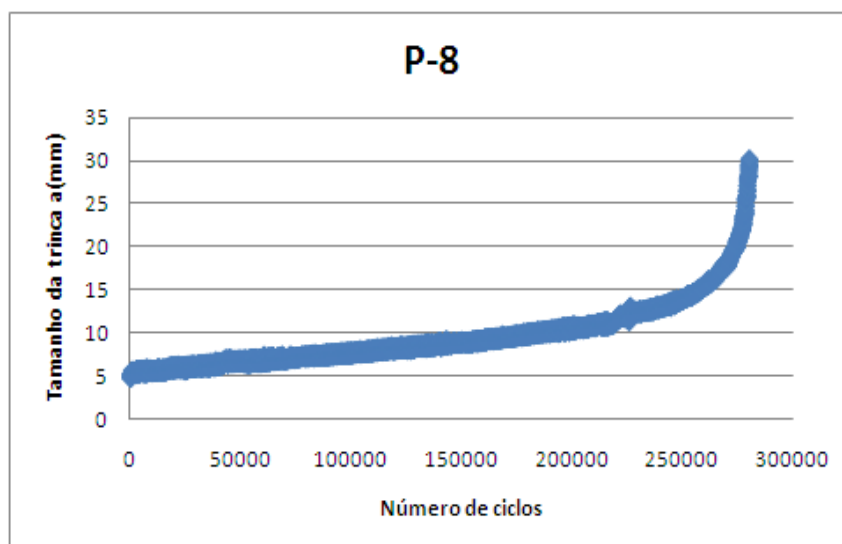


FIGURA 4.11 – Curva de tamanho da trinca versus número de ciclo obtido na condição de 20 m de profundidade no corpo de prova P-8.

Com ajuda do software Eureka Formulize foram obtidas as funções que descrevem a tendência dos dados para cada teste. No ANEXO C mostra-se a linha da função que mais se adéqua para cada caso. É válido destacar que além dos critérios de coeficiente de correlação e R^2 utilizou-se método de comparação e ajuste visual com ajuda da tela que mostra o software Eureka Formulize representada no ANEXO C. Na TAB 4.2 mostram-se as equações que descrevem o comportamento dos dados obtidos nos teste de lamina de água e 20m de profundidade quando (x =ciclos).

TABELA 4.2

Funções obtidas no software Eureka Formuliza para as amostras testadas em Lamina de água e 20m de profundidade.

CP	Função $y=f(x)$; x =ciclos	R^2	Coef. Correlação
LA-4	$y = 4.993 + 4.281e-5x + 1.37e-15x^3 + 2.953e-37x^7 - 2.411e-10x^2 - 1.052e-31x^6$	0.97769105	0.98878261
LA-7	$y = 5.027 + 1.628e-5x + 1.945e-11x^2 + 3.145e-43x^8$	0.99090849	0.99544387
LA-10	$y = 4.827 + 1.161e-5x + 6.17e-10x^2 + 5.636e-20x^4 + 2.059e-31x^6 - 1.735e-25x^5 - 8.571e-15x^3$	0.99961104	0.9998055
P-6	$y = 5.242 + 1.952e-5x + 5.344e-31x^6 + 9.231e-42x^8 - 4.352e-36x^7$	0.99578881	0.99789219
P-3	$y = 5.432 + 4.124e-5x + 2.18e-10x^2 + 1.892e-19x^4 + 1.393e-30x^6 - 8.652e-25x^5 - 1.578e-14x^3$	0.9991414	0.99957061
P-8	$y = 5.715 + 8.806e-6x + 1.01e-10x^2 + 1.598e-53x^{10} - 1.035e-42x^8$	0.97537696	0.98761175

FONTE Eureka Formulize.

A taxa de propagação da trinca para os testes feitos em condições subaquáticas de lâmina de água e 20 m de profundidade foi determinada mediante a derivação das funções representadas na TAB 4.2 que descrevem o comportamento dos testes. Na FIG 4.12 á FIG 4.17 mostram-se os gráficos de velocidade de propagação da trinca versus fator de concentração de tensões em escala logarítmica para as seis amostras feitas em condições subaquáticas. Além disto, apresentam-se as equações que descrevem a linha de tendência, das quais foi possível determinar os fatores C e m que determinam a taxa de propagação da trinca.

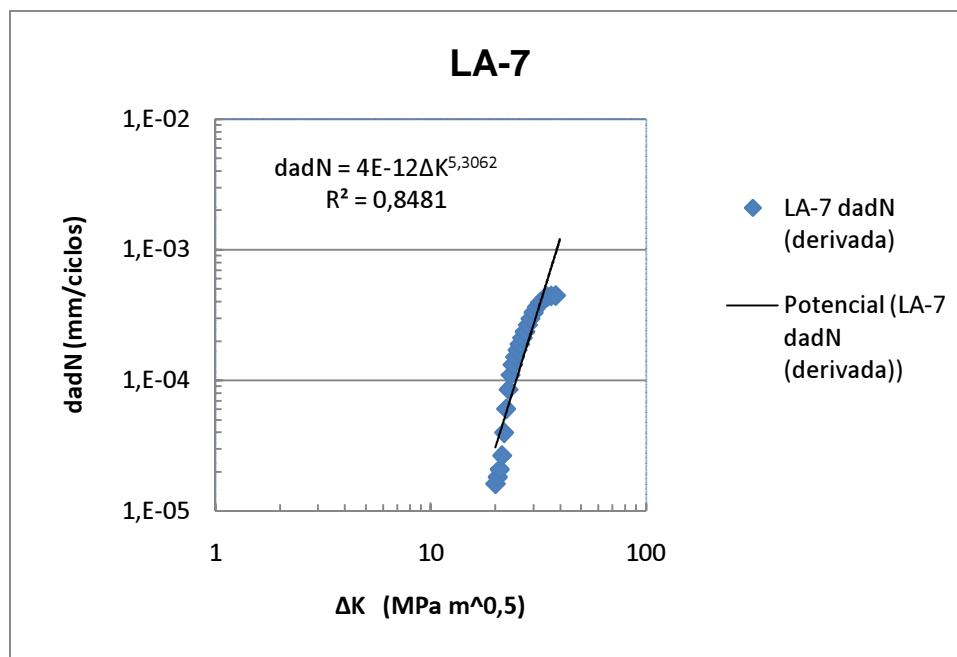


FIGURA 4.12 - Curvas dadN vs ΔK escala logarítmica do corpo-de-prova LA-7 testado em lamina de água com R=0,1 e Freqüência de 20Hz.

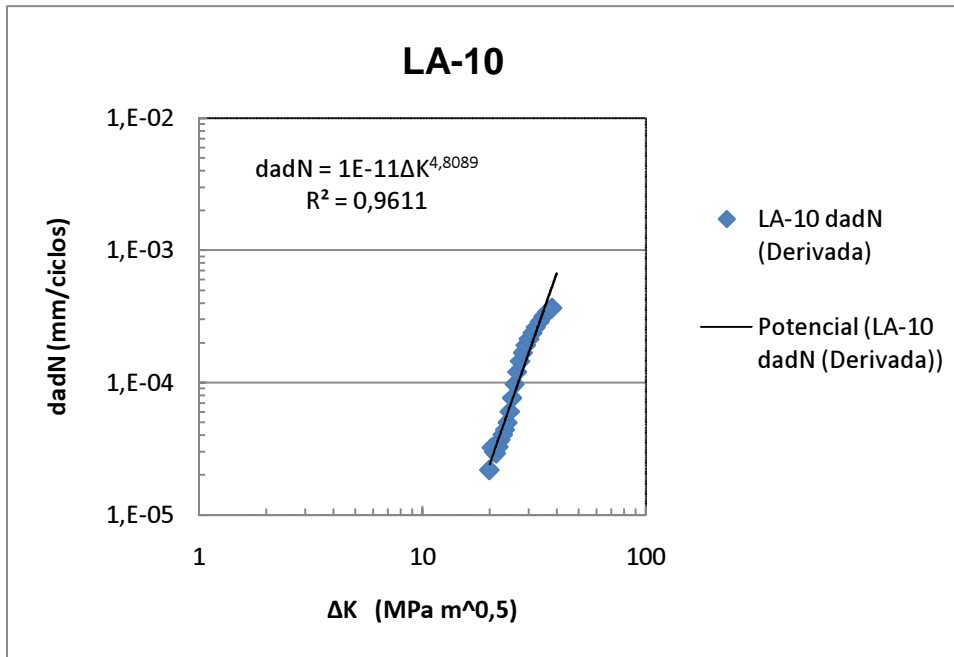


FIGURA 4.13- Curvas dadN vs ΔK em escala logarítmica do corpo-de-prova LA-10 testado em lamina de água com R=0,1 e Frequência de 20Hz.

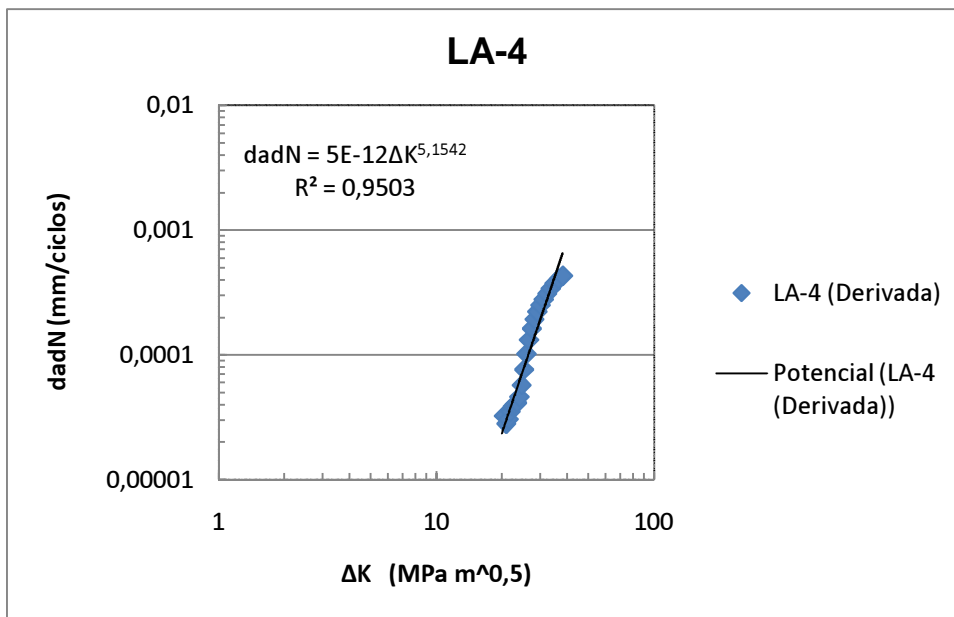


FIGURA 4.14 - Curvas dadN vs ΔK em escala logarítmica do corpo-de-prova LA-4 testado em lamina de água com R=0,1 e Frequência de 20Hz.

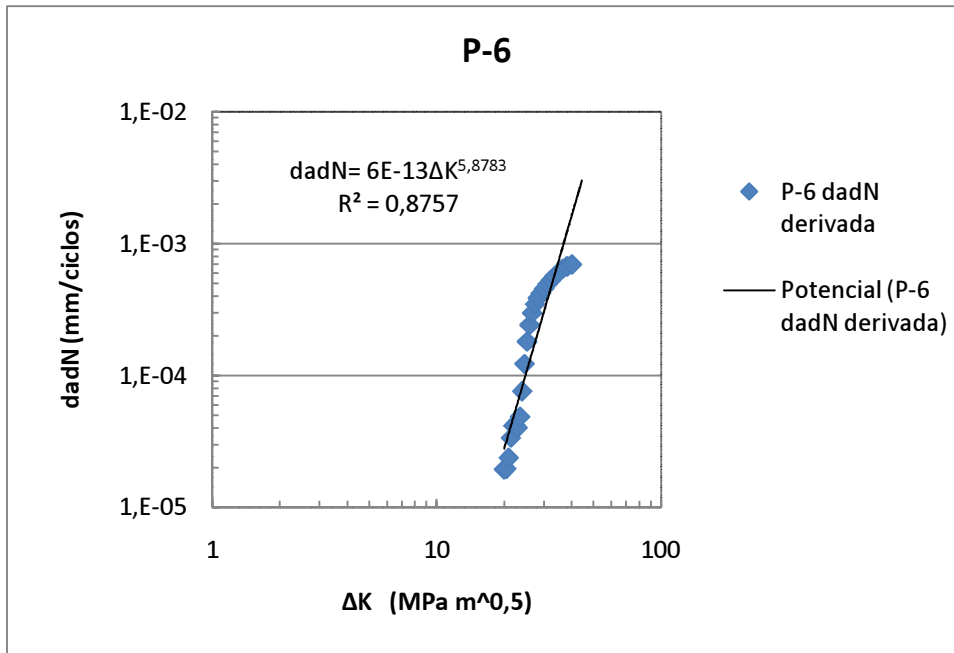


FIGURA 4.15 - Curvas dadN vs ΔK em escala logarítmica do corpo-de-prova P-6 a 20m de profundidade com R=0,1 e Frequência de 20Hz.

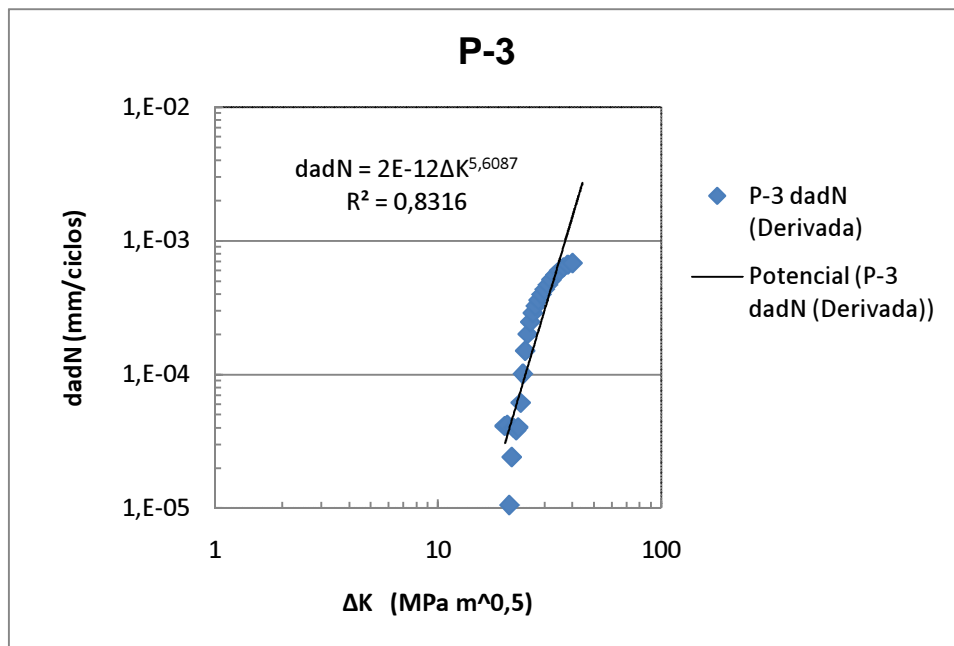


FIGURA 4.16 - Curvas dadN vs ΔK em escala logarítmica do corpo-de-prova P-3 a 20m de profundidade com R=0,1 e Frequência de 20Hz.

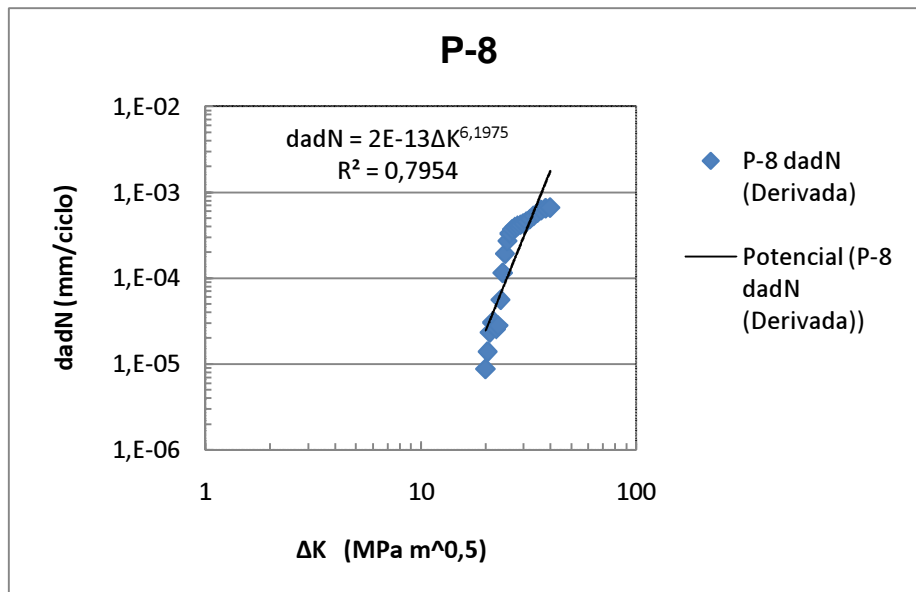


FIGURA 4.17 - Curvas dadN vs ΔK em escala logarítmica do corpo-de-prova P-8 a 20m de profundidade com R=0,1 e Frequência de 20Hz.

4.3 Apresentação e discussão dos resultados

Neste item são apresentados os gráficos com as curvas que relacionam todas as amostras em diversas condições de ensaio. A FIG 4.18 se mostra a curva de comprimento da trinca com respeito a número de ciclos.

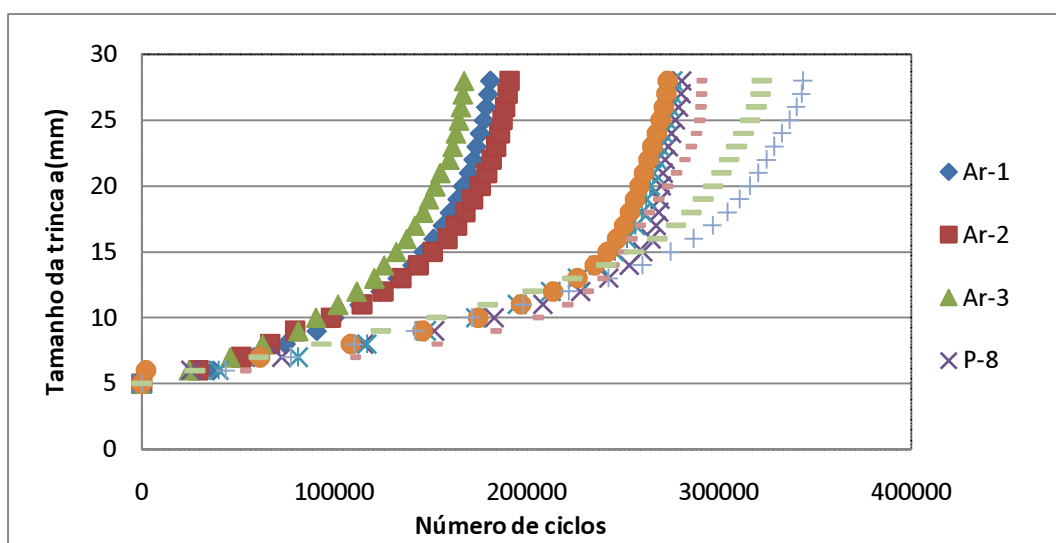


FIGURA 4.18 - Curvas de tamanho da trinca a(mm) versus número de ciclos para todas as amostras testadas nas diferentes condições de ensaio, com R=0,1 e Frequência de 20Hz.

O comportamento mostrado na FIG 4.18 denota uma possível diferença entre as condições do teste. Comparando o comportamento das amostras testadas no ar e as testadas em condições subaquáticas (lâmina de água e 20m de profundidade) pode-se notar um menor tempo para a propagação nos ensaios feitos ao ar.

Comportamento similar ao apresentado na FIG 4.18 foi reportado na literatura. Klingerman (1971), realizou estudo de propagação da trinca por fadiga em chapas de aço ASTM-A36, testando em três meios diferentes (Ar, Água e Argônio) como mostra a FIG 4.19.

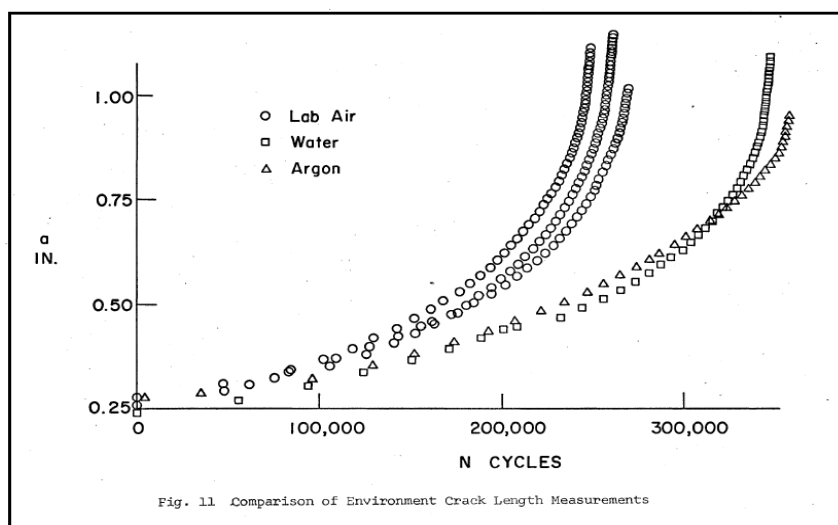


FIGURA 4.19 - Curvas de tamanho da trinca a (mm) versus número de ciclos para aço A36 com R=0,1 e frequência de 10Hz.

FONTE - KLINGERMAN, (1971).

Na FIG 4.20 mostra-se a curva de da/dN versus ΔK em escala logarítmica de todas as amostras. Pode observar-se velocidade de propagação da trinca menores nas condições subaquáticas quando comparado com as condições atmosféricas para comprimentos da trinca pequenos, o seja, valores baixos de ΔK . Com o aumento de ΔK este comportamento muda e se nota um aumento na diferencia de velocidades nas condições subaquáticas quando comparado com as condições atmosféricas. A inclinação da nuvem de dados gerados por os testes feitos dentro da água denota uma maior velocidade de propagação da trinca no meio aquoso.

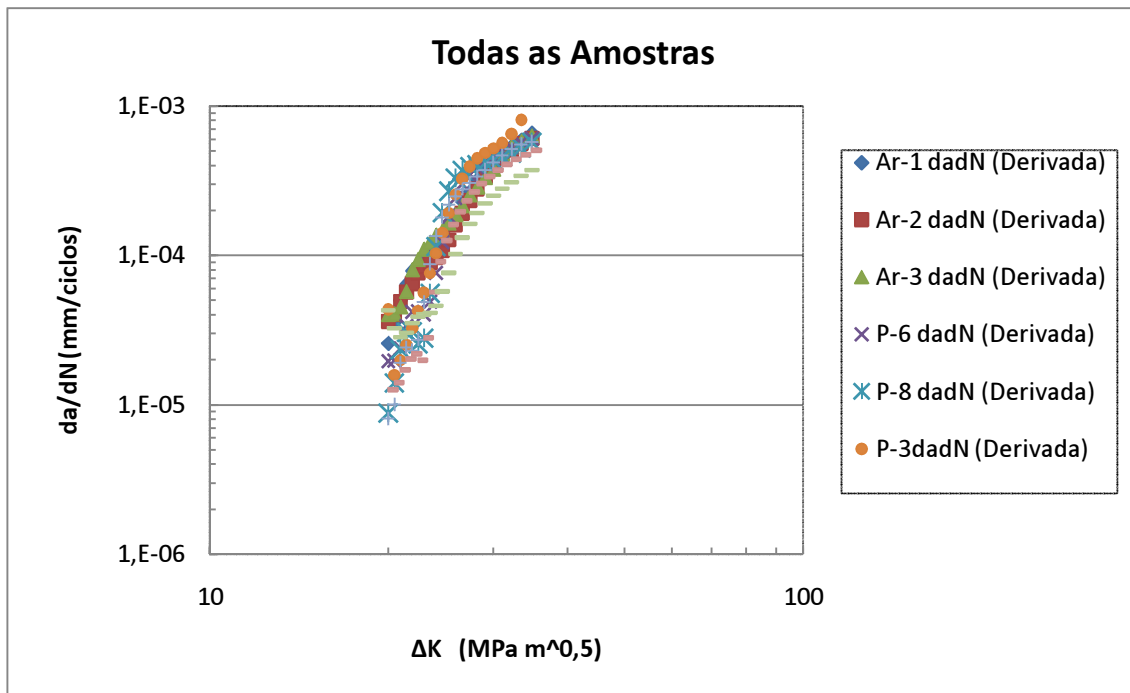


FIGURA 4.20 - Curvas de da/dN versus ΔK em escala logarítmica para todas as amostras testadas nas diferentes condições de ensaio, com uma razão de carregamento de $R=0,1$ e Frequência de 20Hz.

A menor velocidade encontrada em condições subaquática nos valores baixos de ΔK pode estar relacionada com fenômeno de fechamento da trinca induzido por óxido e fechamento induzido por o fluido, descrito na literatura por vários autores (ANDERSON, 2005; RITCHIE, 1998). Marco Filho (2002) e Braz (1999) mencionam que o fechamento induzido por fluido age similarmente como o mecanismo de fechamento induzido pelos óxidos.

Com a utilização do software STATGRAPHICS foi possível fazer curva de regressão dos dados obtidos em três testes feitos na mesma condição. Entre as opções avançadas de regressão que o programa permite utilizar foi selecionada a variante de calibração do modelo e dentro deste, o tipo de modelo multiplicativo, que representa a função que descreve os resultados na mesma forma algébrica da equação de Paris, podendo-se desta forma determinar o valor dos coeficientes C e m . No ANEXO E mostra-se todos os parâmetros obtido na utilização do modelo e o análise estatístico dos dados.

Segundo Dowling (1999), o parâmetro m da equação de Paris aparece como expoente de ΔK , sendo, portanto, considerada como força motriz da propagação da trinca. Isto significa que o aumento do valor de m favorece o crescimento da trinca, o

que diminui a vida do material em fadiga. Tal constatação está coerente com os resultados encontrados nesta pesquisa.

Na TAB 4.3 apresentam-se os fatores C e m da equação que descreve o comportamento da velocidade de propagação da trinca para cada condição. Na FIG 4.21 são representadas as funções obtidas no STATGRAPHICS para cada condição, as inclinações destas retas corroboram um aumento da velocidade no meio aquoso quando comparado com as condições atmosféricas. Outro detalhe interessante surge da comparação entre as retas que descreve o comportamento da velocidade de propagação da trinca em lamina de água e 20m de profundidade, nota-se um leve aumento na velocidade do meio pressurizado

TABELA 4.3
Coeficientes C e m obtido para condição de ensaio.

Equação de Paris: $da/dN = C(\Delta K)^m$					
Ar		Lâmina de água		20 m de profundidade	
C	m	C	m	C	m
$3,6906 \times 10^{-11}$	4,6944	$6,3991 \times 10^{-12}$	5,0849	$9,3887 \times 10^{-13}$	5,7588

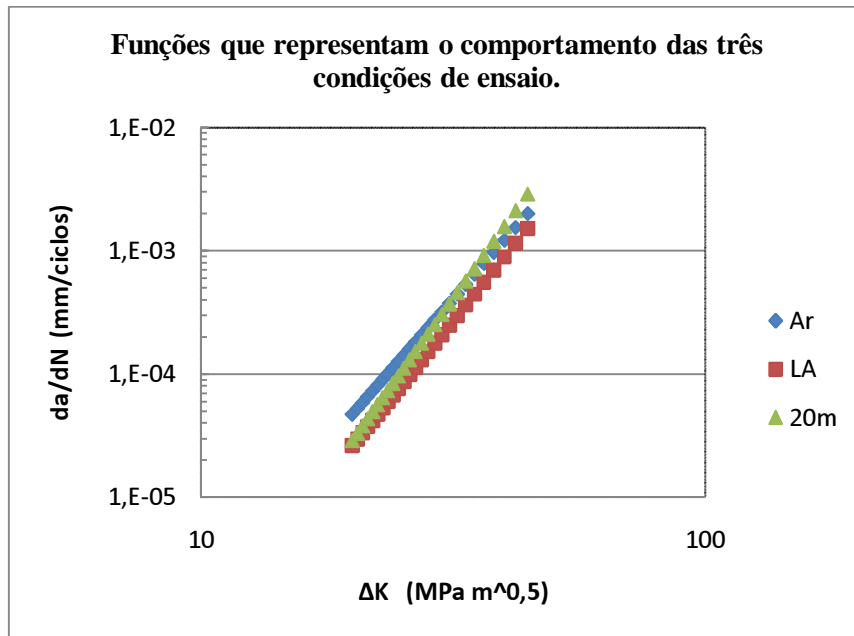


FIGURA 4.21 - Curvas de da/dN versus ΔK em escala logarítmica que representa as funções que descrevem o comportamento dos testes nas diferentes condições de ensaio, com R=0,1 e Frequência de 20Hz.

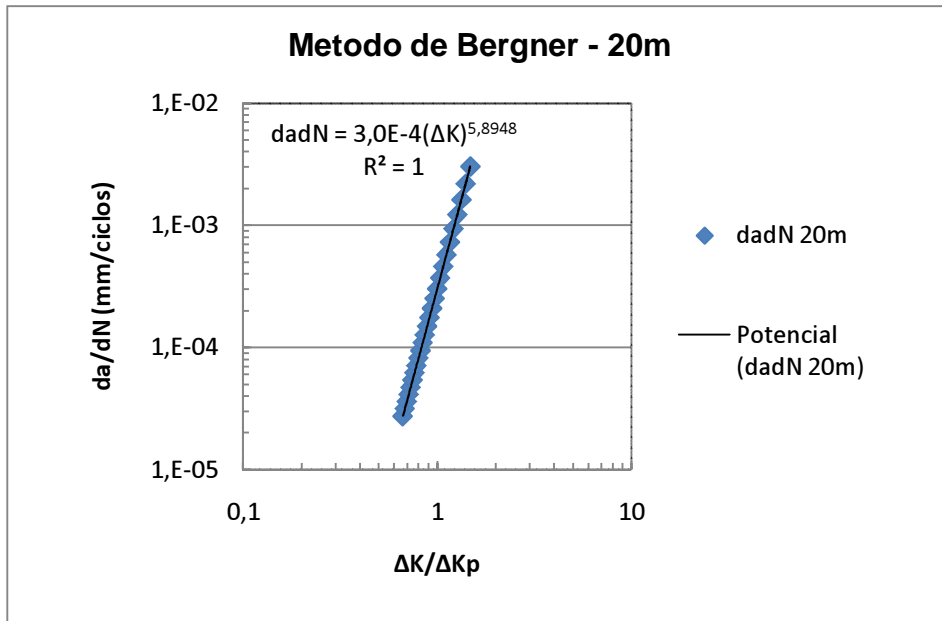
Bergner e Zouhar (2000) propuseram uma correlação entre (C_0 e m) que é estatisticamente independente do coeficiente e expoente de Paris (C e m). Esta representação é obtida dividindo o fator de intensidade de tensão (ΔK) por um fator de escala (ΔK_p) para determinar o novo coeficiente (C_0). Na TAB 4.2 mostram-se os novos valores de C_0 e m obtidos na análise estatística dos três testes feitos para as condições de lamina de água y 20 metros de profundidade resultado do análises da utilização do modelo de Bergner.

TABELA 4.4

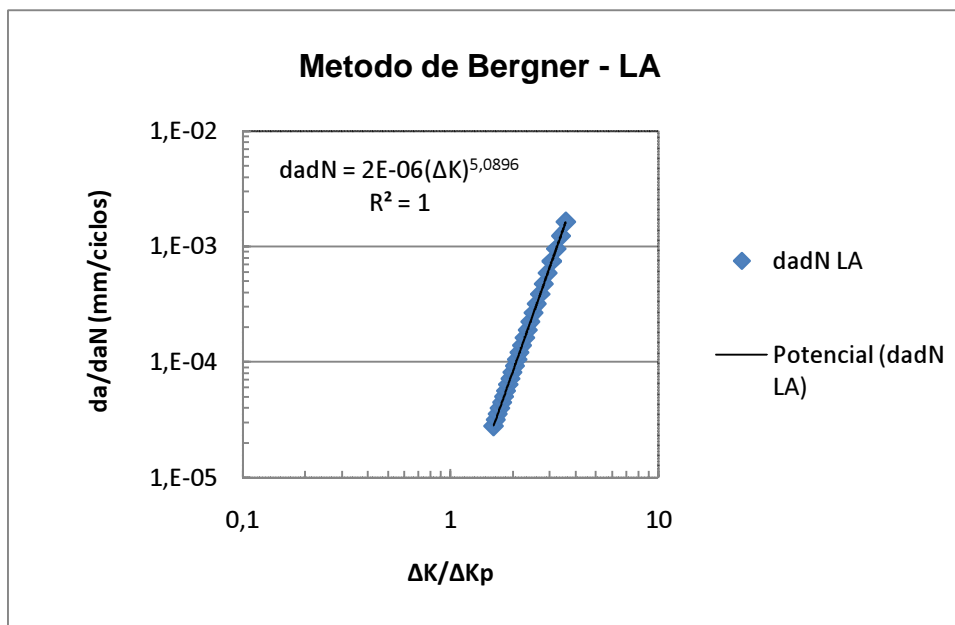
Coeficientes C_0 e m obtido utilizando o método de Bergner para as condições de lamina de água e 20m de profundidade.

Equação de Paris (Modelo Bergner): $da/dN = C_0(\Delta K/\Delta K_p)^m$			
Lamina de Agua		20m Profundidade	
C_0	m	C_0	m
$2,46971 \times 10^{-6}$	5,0896	$3,0275 \times 10^{-4}$	5,8948

O ANEXO F mostra a obtenção da função que descreve o comportamento das três amostras para cada condução. Na FIG 4.22 mostra os gráficos em escala logarítmica de da/dN versus $\Delta K/\Delta K_p$ quando utilizada a equação de Bergner e Zouhar (2000), para as duas condições subaquática, com uma frequência de 20Hz e $R=0,1$. Mostra-se a partir destes gráficos diferenças nas taxas de crescimento de trinca por fadiga entre as duas condiciones subaquáticas testadas. Sugerindo uma leve tendência ao aumento da velocidade de propagação quando aumenta a profundidade.



(a)



(b)

FIGURA 4.22 - Gráficos da/dN versus $\Delta K/\Delta K_p$ segundo a equação de Bergner e Zouhar, para teste feitos em condições subaquáticas (a) 20m de profundidade (b) Lamina de água.

5. CONCLUSÕES

A partir dos resultados obtidos neste trabalho podemos concluir que:

O equipamento desenvolvido constitui um acessório adaptável na máquina servohidráulica de ensaio INSTRON 8802, eficaz para a obtenção da velocidade de propagação da trinca de fadiga quando testado o material em meios diferentes da condição atmosférica, como por exemplo:

- Vácuo
- Subaquática lamina de água
- Subaquáticas com pressão, que simula as profundidades, etc.

O sistema de aquisição de dados estabelecido neste trabalho, onde inclui-se como elementos fundamentais como o Clip-Gage modificado, o aparelho de aquisição da NATIONAL INSTRUMENTS (NI cDAQ-9172) e o software LabVIEW SignalExpress, mostraram uma excelente efetividade na obtenção da sinal de deslocamento da abertura da trinca (COD) durante o teste, fator este fundamental na obtenção de comprimento da em função do tempo.

Observou-se variação na taxa de propagação de trinca para os teste efetuados em lamina de água e 20m de profundidade na região II, utilizando-se o modelo de Bergner et al (2000).

6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Realizar um estudo para estabelecer os fenômenos que influenciam na variação da velocidade de propagação da trinca por fadiga em dependência do médio onde se realiza o ensaio, particularmente, comparando ar e água pressurizada.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS ASTM E647-08e1 **Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates**, Annual Book of ASTM Standards, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2008

ASTM, E 1823-96. **Standard Terminology Relating to Fatigue and Fracture testing**, 1996.

ANDERSON, T. L. **Fracture mechanics fundamentals and applications**, 3.ed. Boca Raton: CRC Press Taylor & Francis, 621p, 2005.

BANNANTINE, J. A.; COMER, J.; HANDROCK, J. **Fundamentals of Fatigue Analysis**, pp. 273, 1990.

BEDEN, S. M.; ABDULLAH, S.; ARIFFIN, A. K. **Review of Fatigue Crack Propagation Models for Metallic Components**. European Journal of Scientific Research, v28, pp.364-397, 2009.

Bergner, F., Zouhar, G., **A New Approach to the Correlation Between the Coefficient and the Exponent in the Power Law Equation of Fatigue Crack Growth**, International Journal of Fatigue, pp. 229-239, 2000.

BASTIAN, F. L.; CAMINHA, H. M.; MORAES, M. **Apostila Mecânica da Fratura**, PEMM – COPPE, 1989.

BELTRÃO, M. A. N, **Propagação de trincas de fadiga em juntas soldadas longitudinais de aço para dutos da classe API 5L X-70**. Dissertação de M. Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2005

BHAT, S. P.; FINE, M. E. **Fatigue Crack Nucleation in Iron and a High Strength Low Alloy Steel**, Materials Science and Engineering, v. 314, pp. 90 – 96, 2001.

BRAZ, M. H. P. **Propriedades de Fadiga de Soldas de Alta Resistência e Baixa Liga com Diferentes Composições Microestruturais**. Tese de M. Sc., USP, São Carlos, SP, Brasil, 1999.

BULLOCH, J. H. **Threshold Fatigue Crack Extension Characteristics of a Low Alloy Steel: The Influence of Environment and Microstructure**, Int. J. Ves. & Piping, v. 47, pp. 317 – 331, 1991.

CALLISTER, W.D. **Ciência e engenharia de materias: uma introdução**, 5.ed. Rio de Janeiro: LTC, 589p , 2002.

CARVALHO, C. A., **Estudo do comportamento à fadiga de metais dentro e fora da água na presença da pressão hidrostática**, Tese de D. Sc., UFMG, Belo Horizonte, MG, Brasil, 2007

CUI, W. **A state of-the-art review on fatigue life prediction methods for metal structures**, Journal of Marine Science and Technology, v.7, n.1, p.43-56, June, 2002.

DAS, S.K.; SIVAPRASAD, S; CHATTERJEE, S.; TARAFDER, S. **The effect of variation of microstructure on fracture mechanics parameters of HSLA-100 steel**, Material Science & Engineering A, v.431, issues 1-2, p.68-79, Sept, 2006.

DIETER, G.E. **Metalurgia mecânica**, 2nd ed. Rio de Janeiro: Ed. Guanabara Dois, 653p, 1981.

DOWLING, N.E. **Mechanical behavior of materials – Engineering methods for deformation, fracture and fatigue**, 2nd ed. Upper Saddle River: Prentice Hall, 830p, 1999.

ELBER, W. **The Significance of Fatigue Crack Closure**, ASTM STP 486; apud in HERTZBERG, R. W., 1996. **Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials**. 4 ed., New York, John Wiley & Sons, Inc, 1971.

EWALDS, H.L.; WANHILL,R.J.H. **Fracture Mechanics**. New York: Edward Arnold, 1993.

FERNANDES, J. L. **Uma Metodologia para a Análise e Modelagem de Tensões Residuais**. Tese de D. Sc., PUC, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2002.

FONTE, M.; ROMEIRO, F.; FREITAS, M. **Environment effects and surface roughness on fatigue crack growth at negative R-ratios**, International Journal of Fatigue, v.29, issues 9-11, p.1971-1977, 2007.

FORTH,S.C.;NEWMAN, J.C.Jr.; FORMAN, R.G. **Anomalous Fatigue Crack Growth**, Data Generated Using ASTM Standards, Jornal of ASTM International, v3, n3, 2006.

GODEFROID,L.B. **Fundamentos da Mecânica de Fratura**, Ouro Preto: Universidade Federal de Ouro Preto, 1999.

HERTZBERG, R. W. **Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials**. 4 ed. New York, John Wiley & Sons, Inc, 1996.

HOWARD, B.C, **Modern Welding Technology**, Fourth Edition, New Jersey, Ohio,USA, p 777, 1998.

HUDAK; S.J JR.; WEI R.P. **Consideration of non-steady-state crack growth in materials evaluation and design**, International Journal of Pressure Vessels and Piping; v 9, p.63-74, 1981

HUDSON, C. M. **Investigation of the Vacuum Environment on the Fatigue and Fracture Behavior of 7075-T6**, J. Vac. Sci. Technol, v. 9, n° 6, 1972.

IRWIN, G.R. **Analysis of stress and strains near the end of a crack traversing a plate**, Journal of Applied Mechanics, v. 24, p. 361-364, 1957.

KANNINEN, M.F.; POPELAR, R.C.H. **Advanced Fracture Mechanics**, Oxford: Oxford University Press, 1985.

KLINGERMAN, D.J, FRANK, K. H, FISHER, J. W, **Fatigue Crack Growth in A36 Steel**, Fritz Laboratory Reports, No. 358.31, 1971.

KUJAWSKI, D.; ELLYIN, F. **A Fatigue Crack Growth Model with Load Ratio Effects**, Engineering Fracture Mechanics, v. 28, n. 4, pp. 367 – 378, 1987.

Lal, D.N., **A New Machanistic Approach to Analysing LEFM Fatigue Crack Growth Behaviour of Metals and Alloys**, Engineering Fracture Mechanics, vol. 47, n° 3, pp. 379-401, 1994.

LAWSON, L.; CHEN, E. Y.; MESHI, M. **Near-threshold Fatigue: a Review**, International Journal of Fatigue, v. 21, pp. S15 – S34, 1996.

LEMOS, C. A. D. **Análise de fadiga em risers Flexíveis**, Tese de Doutorado, UFRJ, pp 265, 2005.

LOREN, S.; LUNDSTROM, M. **Modelling Curved S-N Curves**, Fatigue Fract Mater Struct 28, pp. 437-443, 2005.

LIAW, P. K. **Overview of Crack Closure at Near-Threshold Fatigue Crack Growth Levels**, apud in: **Mechanics of Fatigue Crack Closure**, ASTM STP 982, J. C. Newman, Jr. and W. Elber, Eds., **American Society for Testing and Materials**, pp. 62 – 92, 1988.

LIN, M. R.; FINE, M. E.; MURA, T. **Fatigue Crack Initiation on Slip Bands: Theory and Experiment**, Acta Metallurgica, v. 34, n. 4, pp. 619 – 628, 1986.

MACHADO, J. M. **Planejamento Baseado em Risco de Inspeção á Fadiga em Unidades Estacionárias de Produção**, Dissertação de M. Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2002.

MADDOX, S. J.; RAZMJOO, G. R. **Fatigue Performance of Large Girth Welded Steel Tubes**, 17th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, OMAE, 1998.

MAGNABOSCO, R. **Técnicas de Ensaio para Previsão da Vida em Fadiga de Liga de Alumínio AA7175**, LabMat - FEI - Faculdade de Engenharia Industrial, 2000.

MARCO FILHO, F. **Propagação de Trincas de Fadiga em Juntas Soldadas Circunferenciais de Aço API Grau X-65 para Utilização em Risers Rígidos**, Tese de D. Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2002.

MEGGIOLARO, M. A.; DE CASTRO, J. T. P. **Comparing Overload-Induced Retardation Models on Fatigue Crack Propagation**, 56° Congresso Anual da ABM, Belo Horizonte, Minas Gerais, Brasil, 16 – 19 Julho, 2001.

MEYERS, M.A.; CHAWLA, K.K. **Princípios de metalurgia mecânica**, São Paulo: Ed. Edgard Blucher, p.505, 1982.

MILLS, W. J.; HERTZBERG, R. W. **Load interaction effects on fatigue crack propagation in 2024-T3 aluminum alloy**, Engineering Fracture Mechanics, n. 8, pp. 657, 1976.

MIQUERI, F.R. **Comportamento do crescimento de trinca por fadiga de um aço ABNT 1016 laminado a quente e soldado por GMAW**, Dissertação Mestrado em Engenharia Mecânica Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2006.

MUGHRABI, H.; WANG, R.; DIFFERT, K.; ESSMANN, U. **Fatigue Crack Initiation by Cyclic Slip Irreversibilities in High-Cycle Fatigue**, Fatigue Mechanisms: Advances in Quantitative Measurement of Physical Damage, ASTM STP 811, pp. 5-45, 1983.

Mc EVILY, A. J.; ISHIHARA, S. **On the Development of Crack Closure at High R Levels an Overload**, Fatigue Fract Engng Mater Struct v. 25, pp. 993 – 998, 2002.

NEWMAN Jr, J.C. **The merging of fatigue and fracture mechanics concepts: a historical perspective**, Progress in Aerospace Sciences, v.34, issues 5-6, p.347-390, 1998.

NINAKAWA, K.; AND MCEVILY, A.J. **On crack closure in the near-threshold region**, Scripta Metallurgica, v.15, p.633-636, 1981.

PARIS, P.C.; ERDOGAN, F. **A Critical Analysis of Crack Propagation Laws**, Journal of Basic Engineering, v.85, p. 528-534, 1963.

PEREZ, N. **Fracture Mechanics**, Kluwer Academic Publishers, 2004.

PEREZ IPIÑA, J. E. **Mecánica de Fractura**. 1 ed. Buenos Aires, Librería y Editorial Alsina, 2004.

RODRIGUEZ, A. **Consideraciones sobre el crecimiento de la grieta por fatiga en materiales de ingeniería y sus uniones soldadas**, www.monografias.com.

ROLFE, S. T.; & BARSOM, J. M. **Fracture and Fatigue Control in Structures**. Applications of fracture mechanics. 2ª ed. Prentice Hall, Inc., Englewood Cliffs, New Jersey, 1987.

RHODES D.; MUSUVA, J.K.; RADON, J.C. **The significance of stress corrosion racking incorrosion fatigue crack growth studies**, Engineering Fracture Mechanics, v.15, n.3-4, p.407-419, 1981.

OBRIEN, R.L. **Welding Processes**, AWS, Miami, Fl, p 933, 1991.

OSGOOD, C.C. **Fatigue design**, 2nd ed. Oxford: Pergamon Press, 1982, 606p.

PARIS, P.C.; ERDOGAN, F. **A Critical Analysis of Crack Propagation Laws**, Journal of Basic Engineering, v.85, p. 528-534, 1963.

SADANANDA, K.; VASUDEVAN, A. K.; HOLTZ, R. L.; LEE, E. U. **Analysis of Overload Effect and Related Phenomena**, International Journal of Fatigue, v 21, pp. S236-S246, 1999.

SALERNO, G. **Influência da Deformação Média na Previsão de Vida em Fadiga de Baixo Ciclo da Liga AA7175-T1**, Departamento de Engenharia Mecânica, FEI, SP, 2003.

SURESH, S. **Fatigue of materials**, 2nd ed. Cambridge: Cambridge University Press, p.679, 1998.

SOUZA, S. A. **Ensaio Mecânicos de Materiais Metálicos**, pp. 172-200, 1995.

SCHIJVE, J. **Fatigue of structures and materials in the 20th century and the state of the art**, International Journal of Fatigue, v.25, issue 8, p.679-702, 2003.

TAIER, R. **Análise de Fadiga em Juntas Tubulares de Plataforma Offshore Fixa Através de Modelos em Elementos Finitos**. Dissertação de Mestrado, UFOP, pp. 159, 2002.

TOKAJI, K.; HORIE, T.; ENOMOTO, Y. **Roles of microstructure and carbides in fatigue crack propagation in high V-Cr-Ni cast irons**, Journal of Materials Processing Technology, v.190, issues 1-3, p.81-88, 2007.

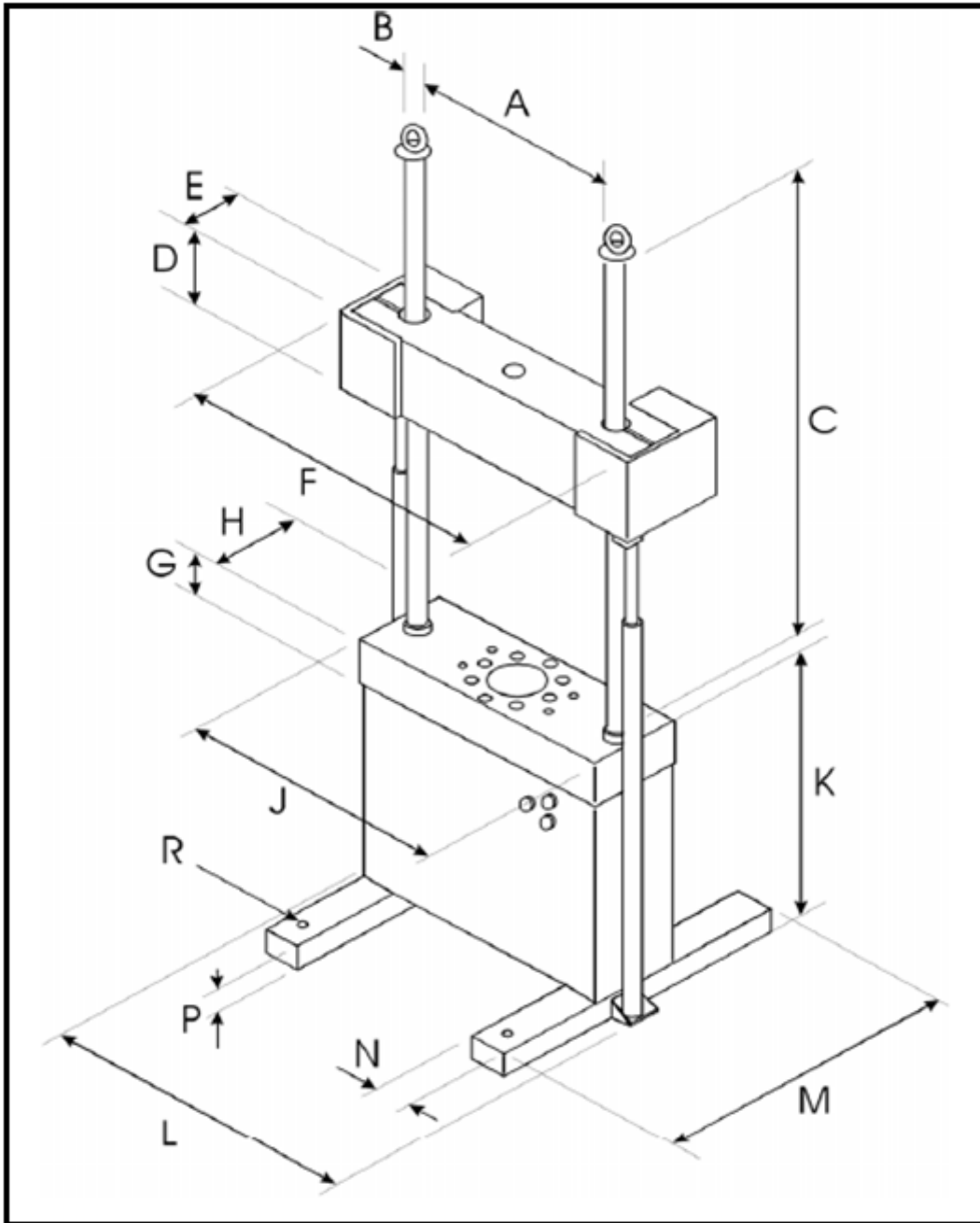
WOOLLIN, P. **Corrosion fatigue performance of welded riser for deepwater applications**, Corrosion, paper 04144, 2004.

ZHANG, M.; YANG, P.; TAN, Y. **Micromechanisms of Fatigue Crack Nucleation and Short Crack Growth in a Low Carbon Steel Under Low Cycle Impact Fatigue Loading**, International Journal of Fatigue v. 21, pp. 823 – 830, 1999.

ANEXO A

A.1 Dimensões da máquina de ensaio universal INSTRON 8802 B1

Two-Column Load Frame Dimensions



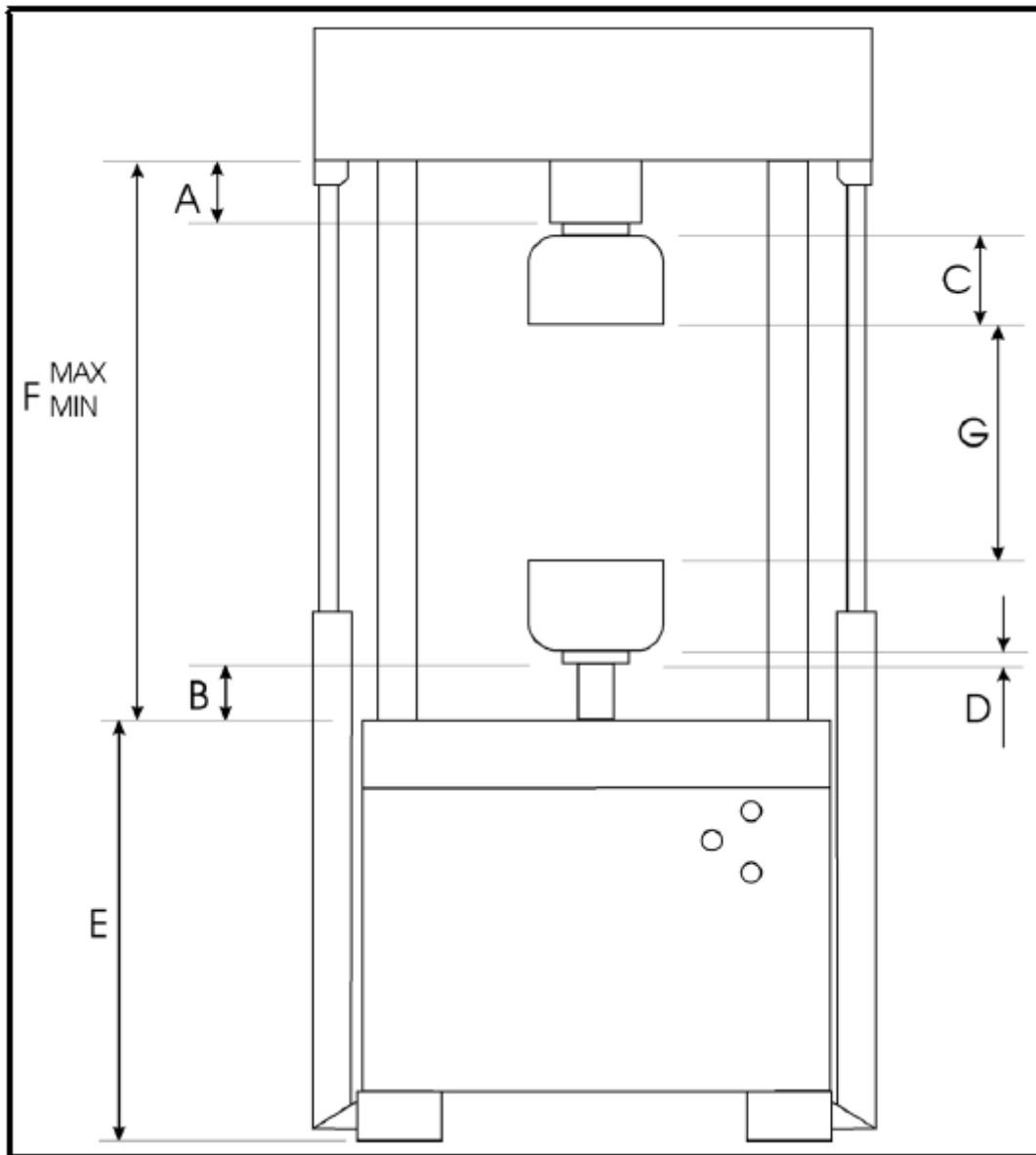
**A.2 Tabela com as dimensões da estrutura de duas colunas / mm (in).
(Referência do ANEXO A.1)**

Dimension	Description	Frame Type			
		8802 B1	8802 B2	8803 B1	8803 B2
A	Column Spacing	664 (26)	664 (26)	778 (31)	788 (31)
B	Column Diameter	76 (3)	76 (3)	101 (4)	101 (4)
C	Column Length	1780 (70)	2240 (88)	2240 (88)	1680 (106)
D	Crosshead Depth	275 (11)	275 (11)	350 (14)	350 (14)
E	Crosshead Length	200 (8)	200 (8)	275 (11)	275 (11)
F	Crosshead Width	1030 (41)	1030 (41)	1230 (48)	1230 (48)
G	Table Depth	150 (6)	150 (6)	200 (8)	200 (8)
H	Table Length	300 (12)	300 (12)	380 (15)	380 (15)
J	Table Width	870 (34)	870 (34)	1030 (41)	1030 (41)
K	Table Height	910 (36)	1115 (44)	1015 (40)	1220 (48)
L	Overall Width	1060 (42)	1060 (42)	1270 (50)	1270 (50)
M	Overall Length	1120 (44)	1120 (44)	1220 (48)	1220 (48)
N	Base Width	120 (5)	120 (5)	150 (6)	150 (6)
P	Base Depth	80 (3)	80 (3)	100 (4)	100 (4)
R	Hole Diameter	14 (0.6)	14 (0.6)	18 (0.7)	18 (0.7)

NOTA: A coluna marcada corresponde às dimensões do modelo 8802 B1,

A.3 Dimensões da maquina de ensaio universal INSTRON 8802 B1

Two-Column Frame Daylight Dimensions.



**A.4 Tabela com as dimensões da estrutura de duas colunas / mm (in).
(Referência do ANEXO A.3)**

Dim	Description		Frame Type					
			8802			8803		
A	Load Cell Depth	50 KN (11 kip)	97 (3.8)			N/A		
		100 KN (22 kip)	97 (3.8)			N/A		
		250 KN (55 kip)	128 (5.0)			128 (5.0)		
		500 KN (110 kip)	N/A			232 (9.1)		
B	Piston Length Retracted	100 KN (22 kip)	68 (2.6)			N/A		
		250 KN (55 kip)	68 (2.6)			68 (2.6)		
		500 KN (110 kip)	N/A			68 (2.7)		
C	Hydraulic Grip Depth	100 KN (22 kip)	132 (5.2)			N/A		
		250 KN (55 kip)	195 (7.7)			195 (7.7)		
		500 KN (110 kip)	N/A			265 (10.4)		
D	Pre-Load Washer Depth	M30 x 2	27 (1.1)			N/A		
		M48 x 2	27 (1.1)			27 (1.1)		
		M72 x 3	N/A			48 (1.8)		
E	Table Height	Std	910 (38.5)			1015 (40)		
		Ext	1115 (43.9)			1220 (48)		
F	X-Head To Table Distance	Min (std)	316	316	316	231	231	231
			(12.4)	(12.4)	(12.4)	(9.1)	(9.1)	(9.1)
		Max (std)	1515	1975	2375	1900	2340	2700
			(59.6)	(77.6)	(93.5)	(74.8)	(92.1)	(106)
		Min (ext)	111	111	111	16	16	16
			(4.4)	(4.4)	(4.4)	(0.6)	(0.6)	(0.6)
		Max (ext)	1515	1975	2375	1900	2340	2700
			(59.6)	(77.8)	(93.5)	(74.8)	(92.1)	(106)
COLUMN LENGTH			B1	B2	B3	B1	B2	B3

NOTE: For dimension 'G', calculate thus: 'F' (Max or Min) – (A+B+2C+2D).

ANEXO B

B.1 Imagens das telas de trabalho do software Eureka Formulize para as amostras testadas no Ar, onde mostra-se a curva de tendência selecionada e função matemática que descreve este comportamento dos dados, além dos parâmetros estatísticos desta aproximação para todas as amostras testadas.

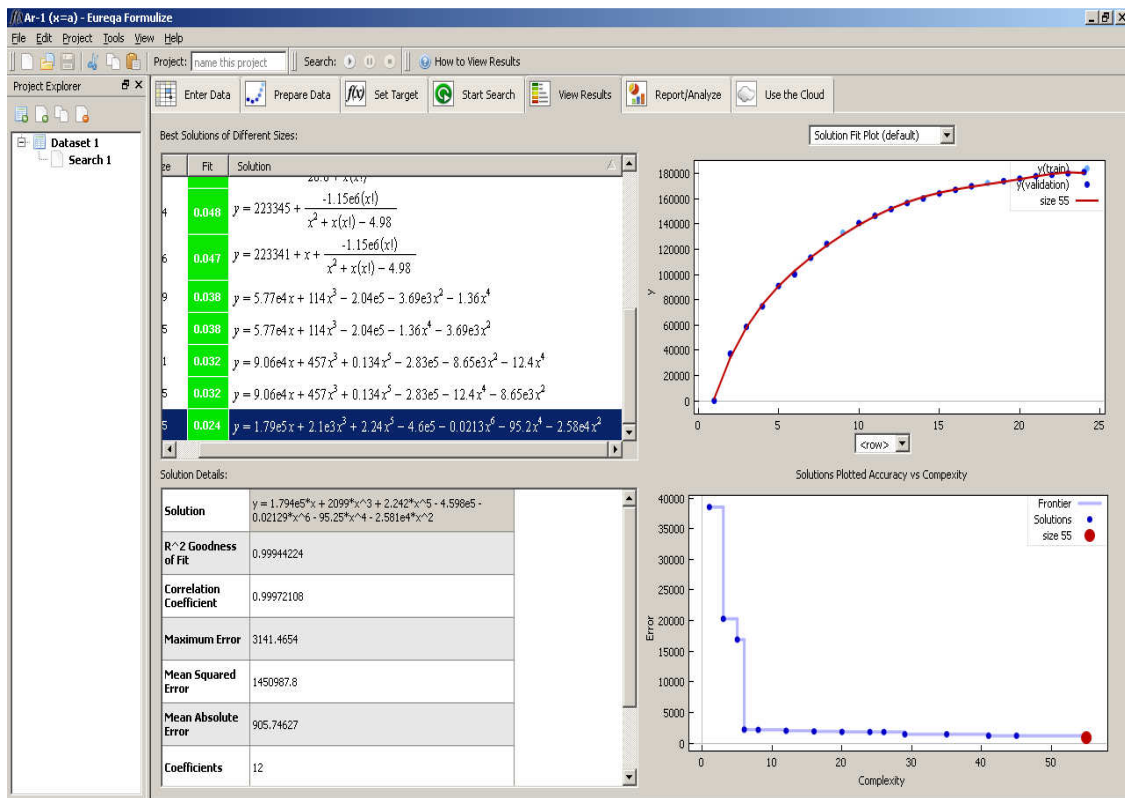


FIGURA B 1.1 Amostra Ar-1 quando (x=a)

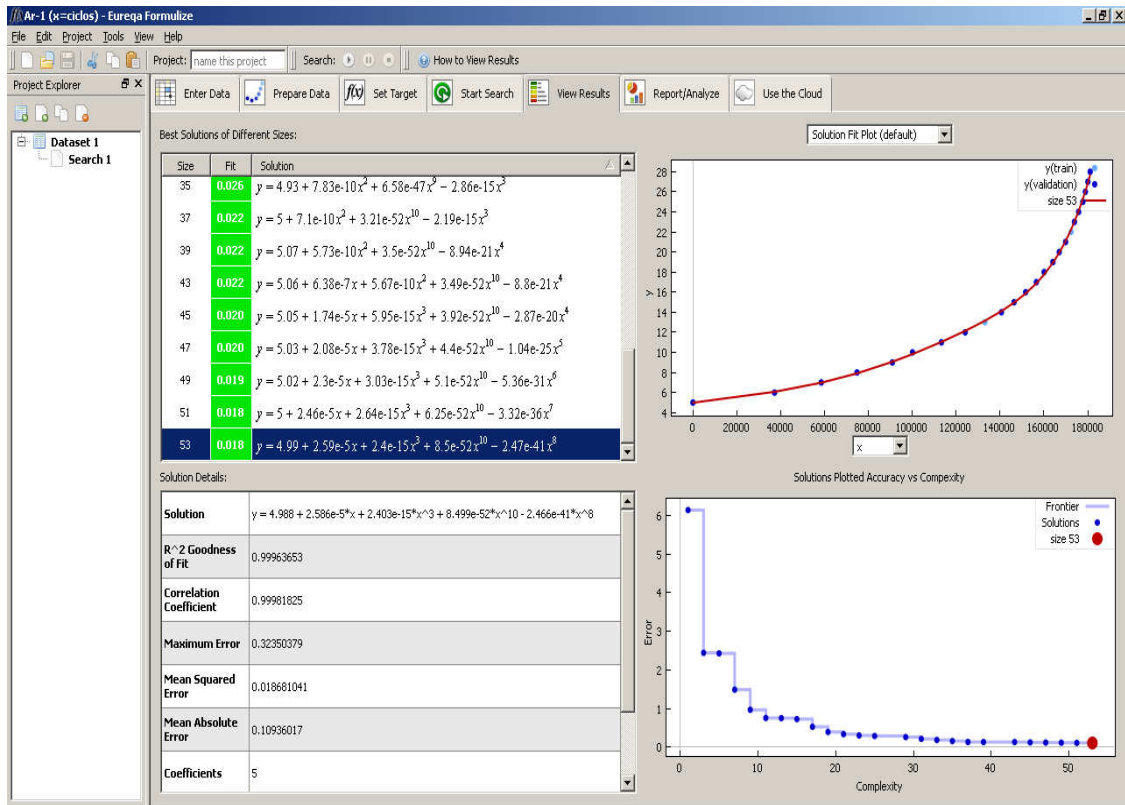


FIGURA B 1.2 Amostra Ar-1 quando (x=ciclos)

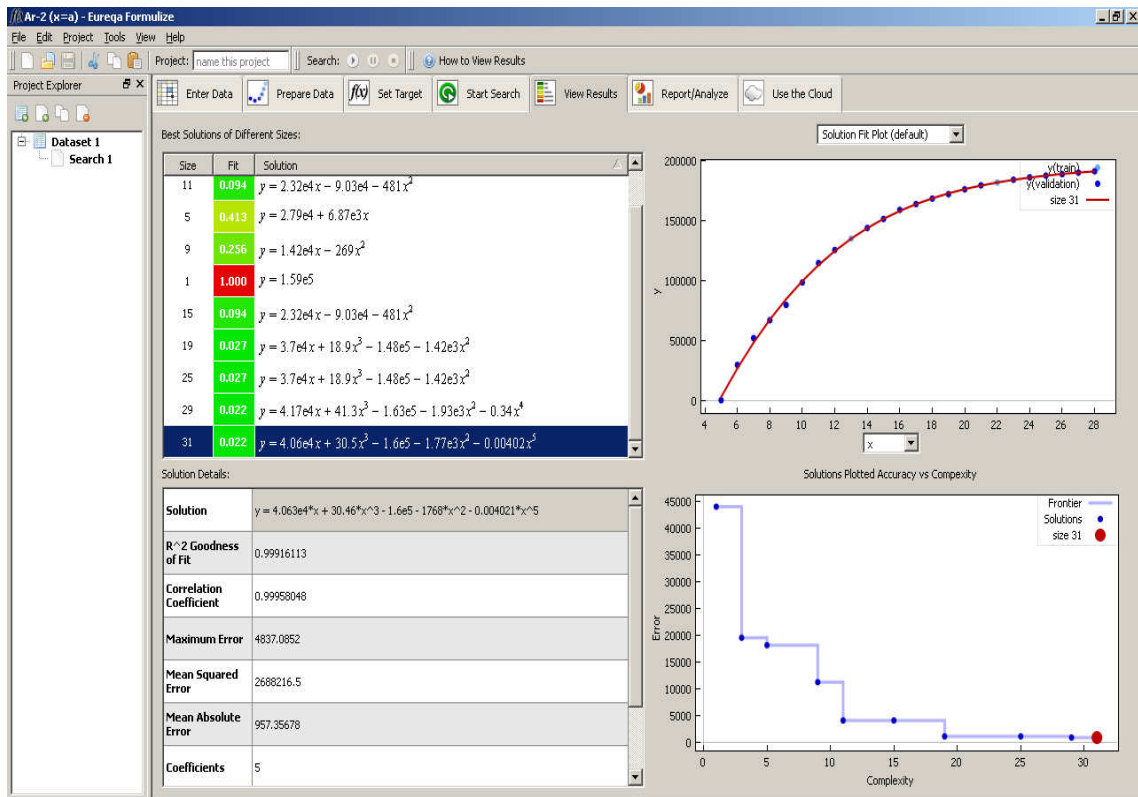


FIGURA B 1.3 Amostra Ar-2 quando (x=a)

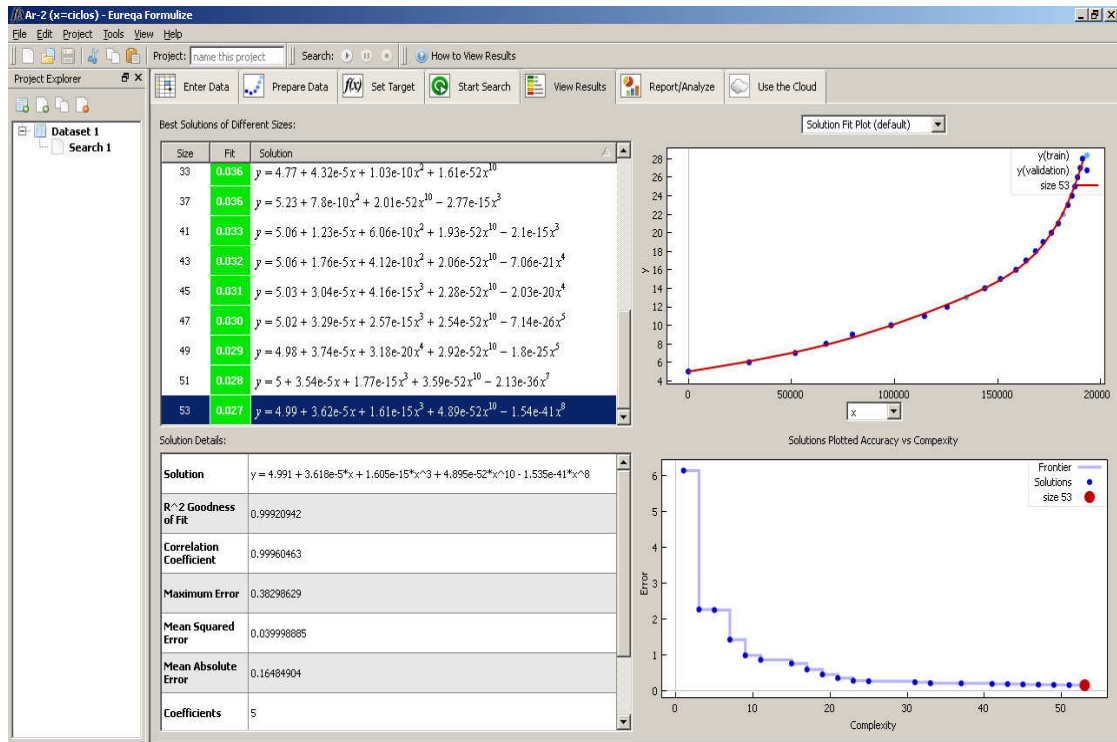


FIGURA B 1.4 Amostra Ar-2 quando (x=ciclos)

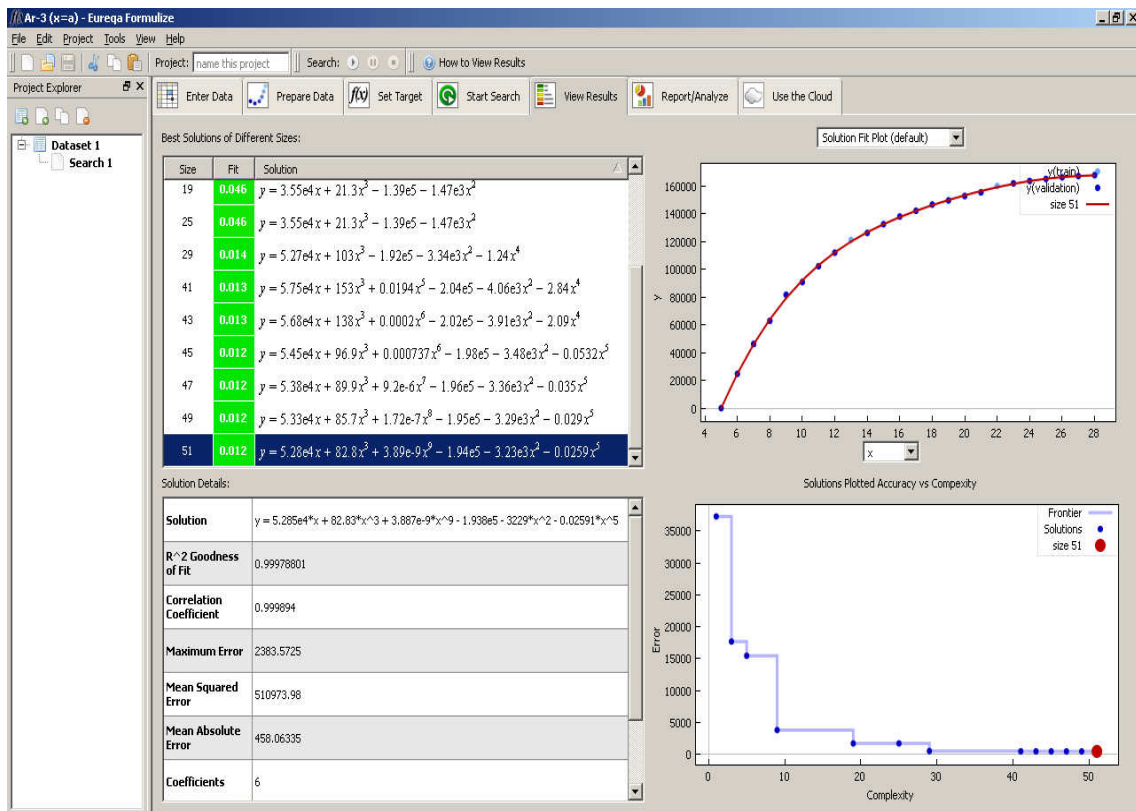


FIGURA B 1.5 Amostra Ar-3 quando (x=a)

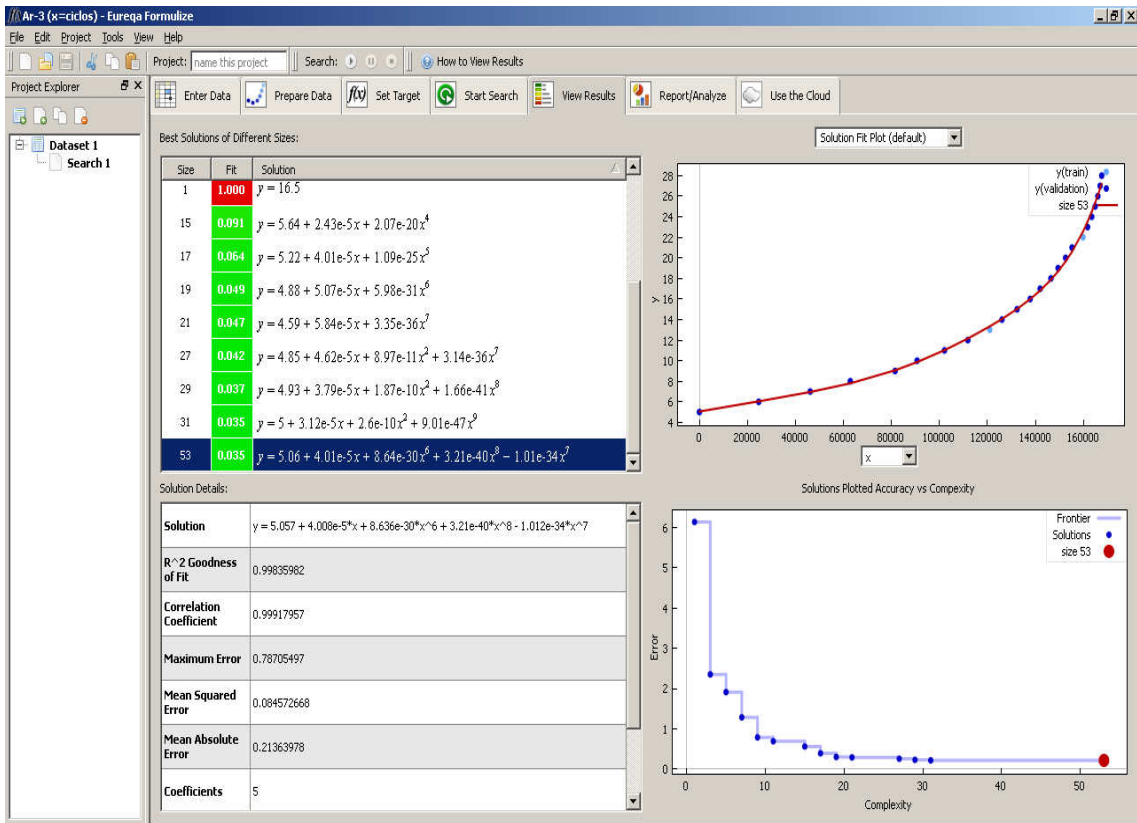


FIGURA B 1.6 Amostra Ar-3 quando (x=ciclos)

ANEXO C

C.1. Imagens das telas de trabalho do software Eureka Formulize param as amostras testadas em lamina de água e 20m de profundidade, onde mostra-se a curva de tendência selecionada e função matemática que descreve este comportamento dos dados, além dos parâmetros estatísticos desta aproximação para todas as amostras testadas

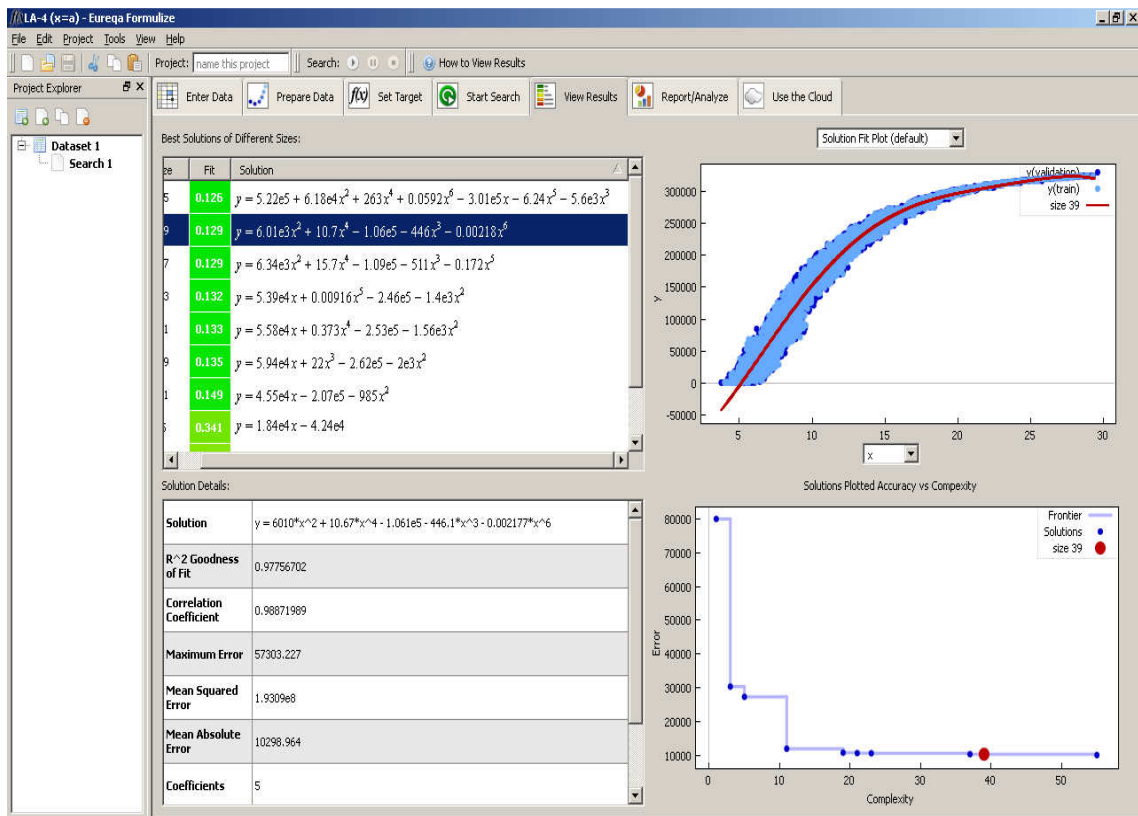


FIGURA C 1.1 Amostra LA-4 quando (x=a)

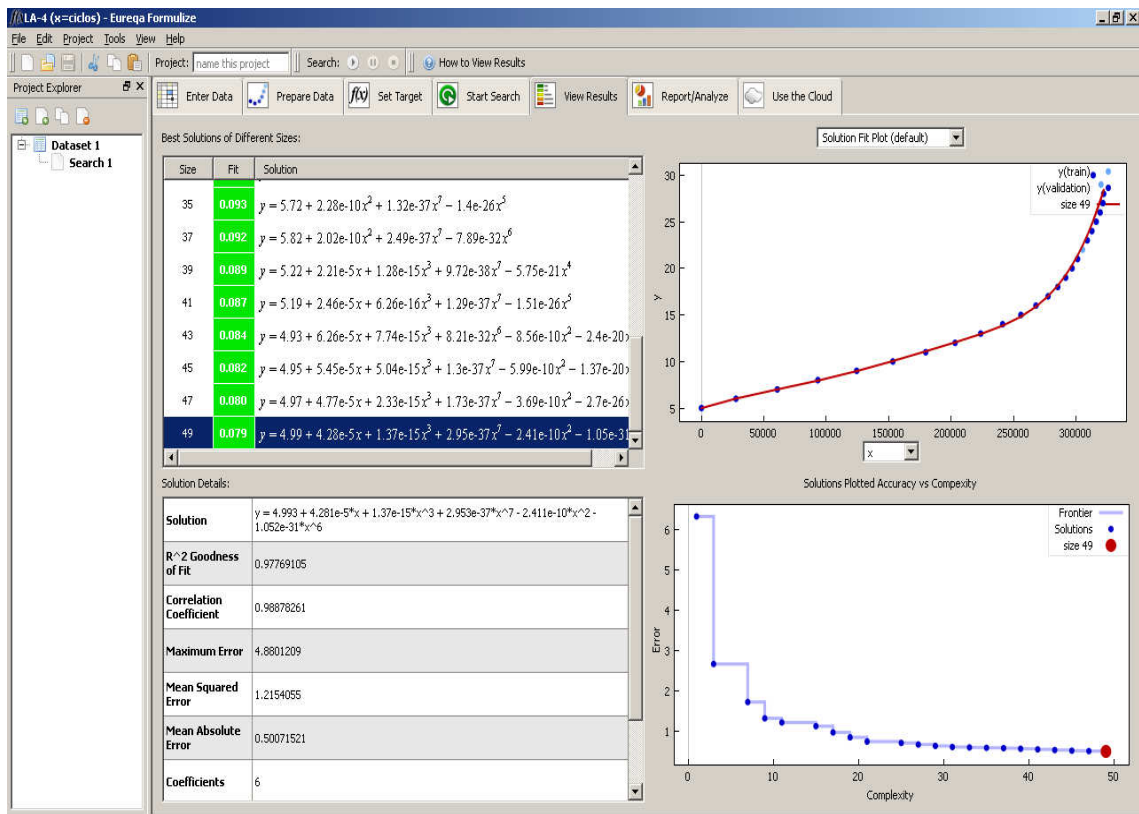


FIGURA C 1.2 Amostra LA-4 quando (x=ciclos)



FIGURA C 1.3 Amostra LA-7 quando (x=a)

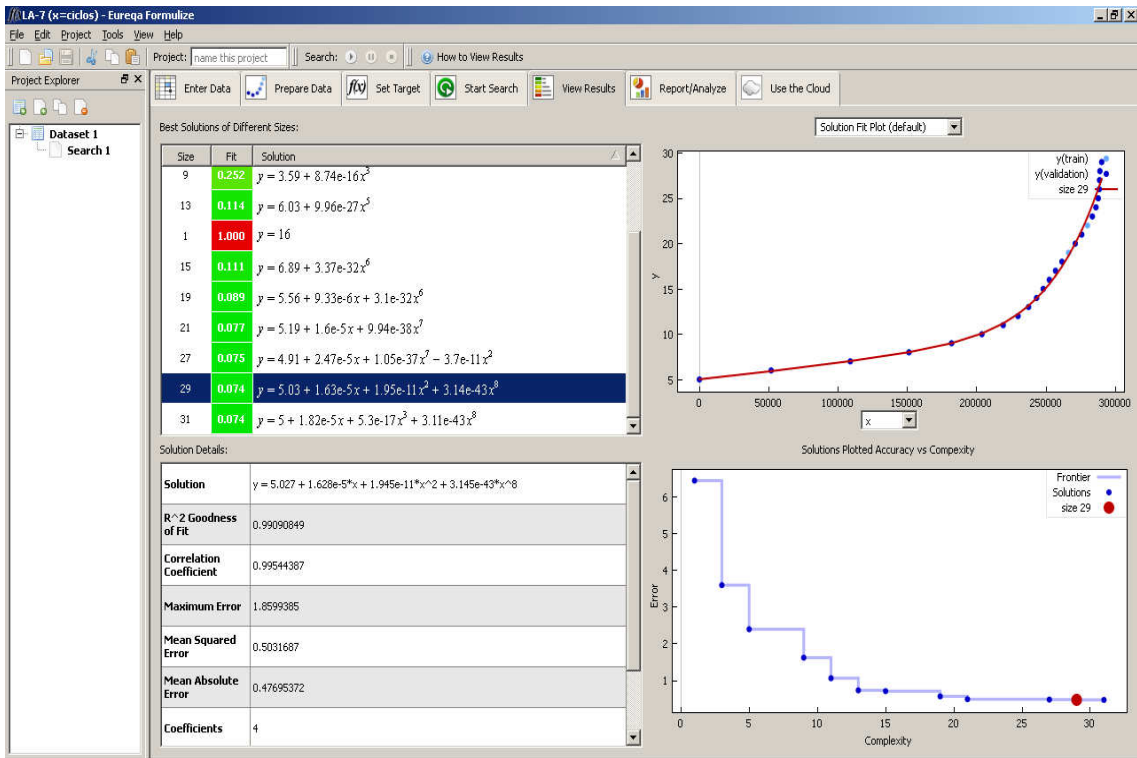


FIGURA C 1.4 Amostra LA-7 quando (x=ciclos)

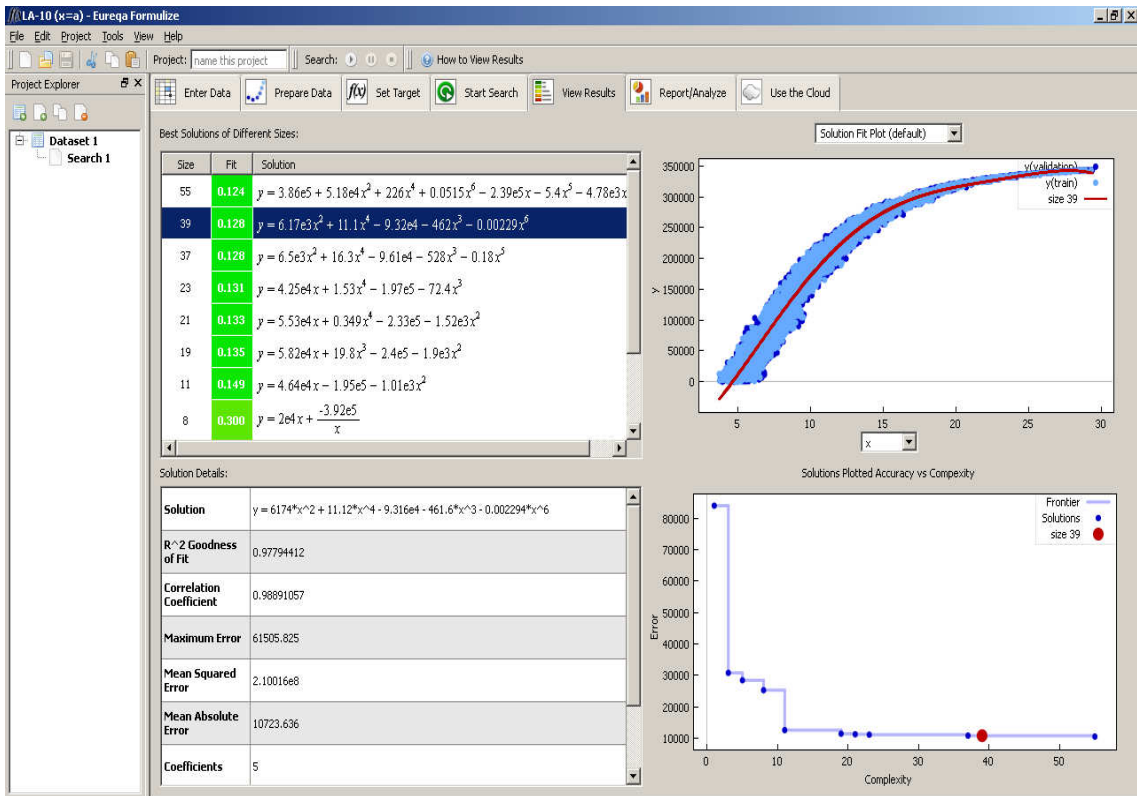


FIGURA C 1.5 Amostra LA-10 quando (x=a)

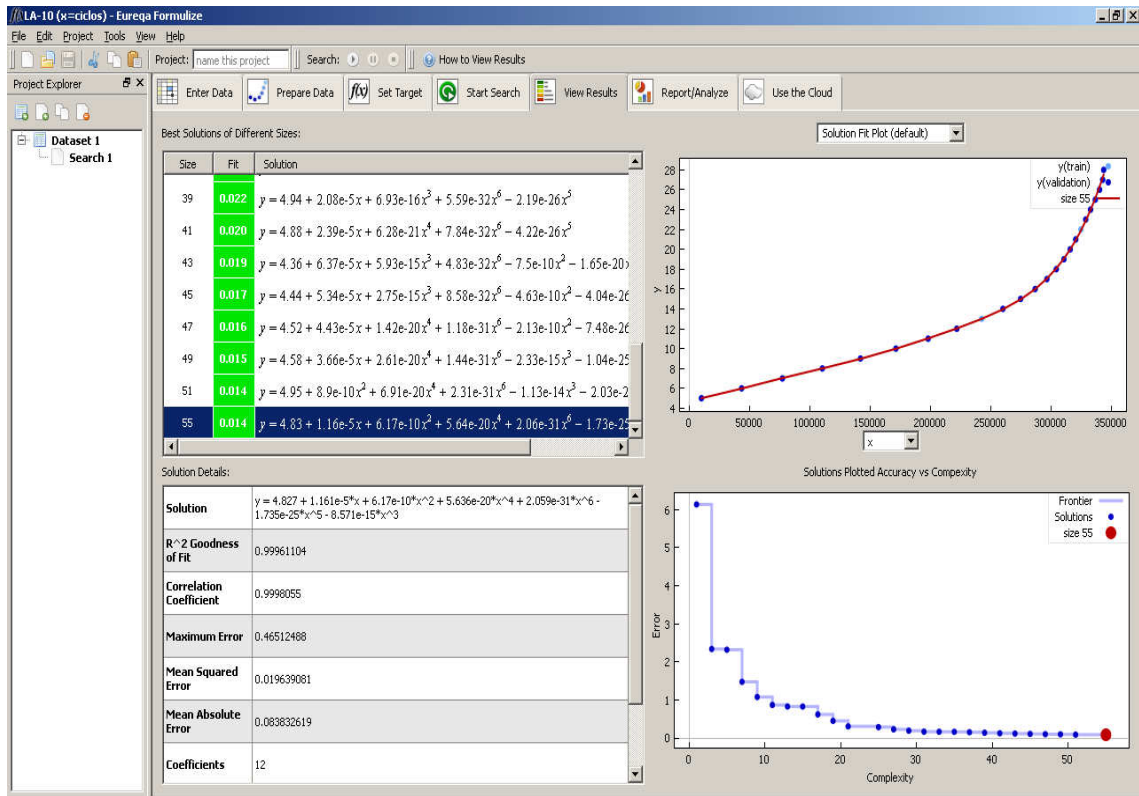


FIGURA C 1.6 Amostra LA-10 quando (x=ciclos)

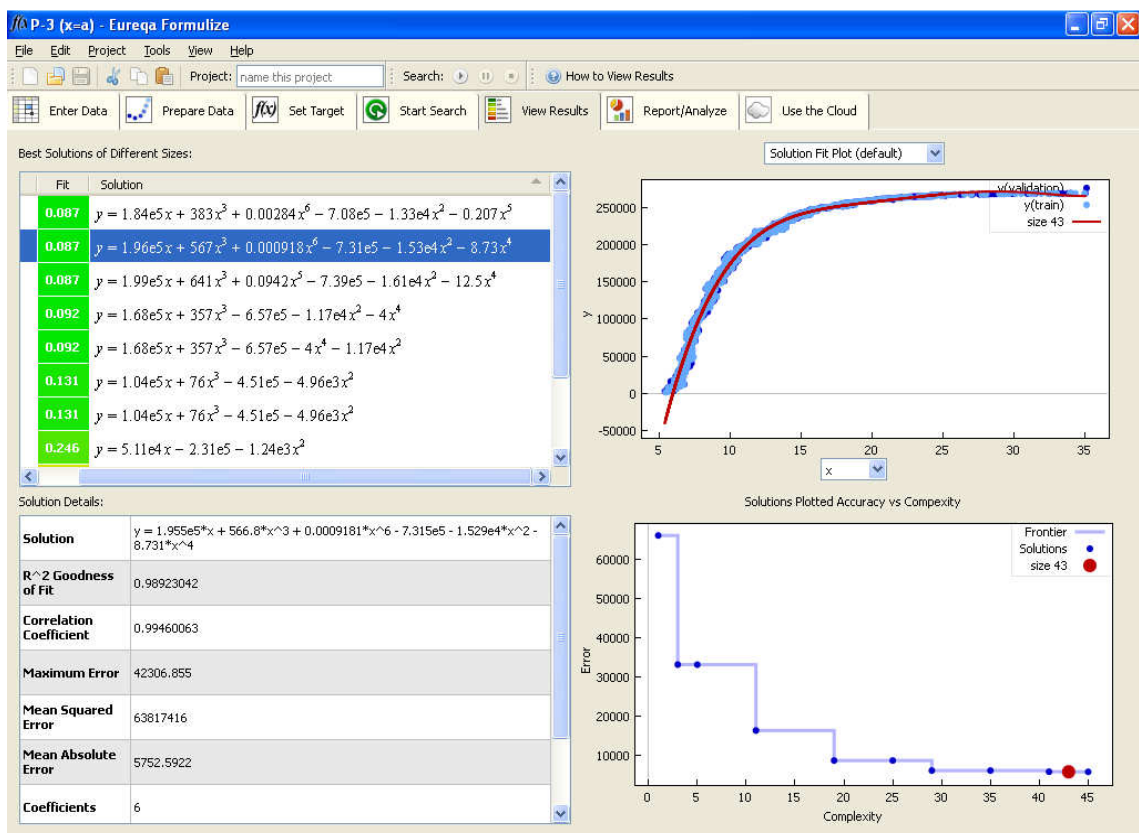


FIGURA C 1.7 Amostra P-3 quando (x=a)

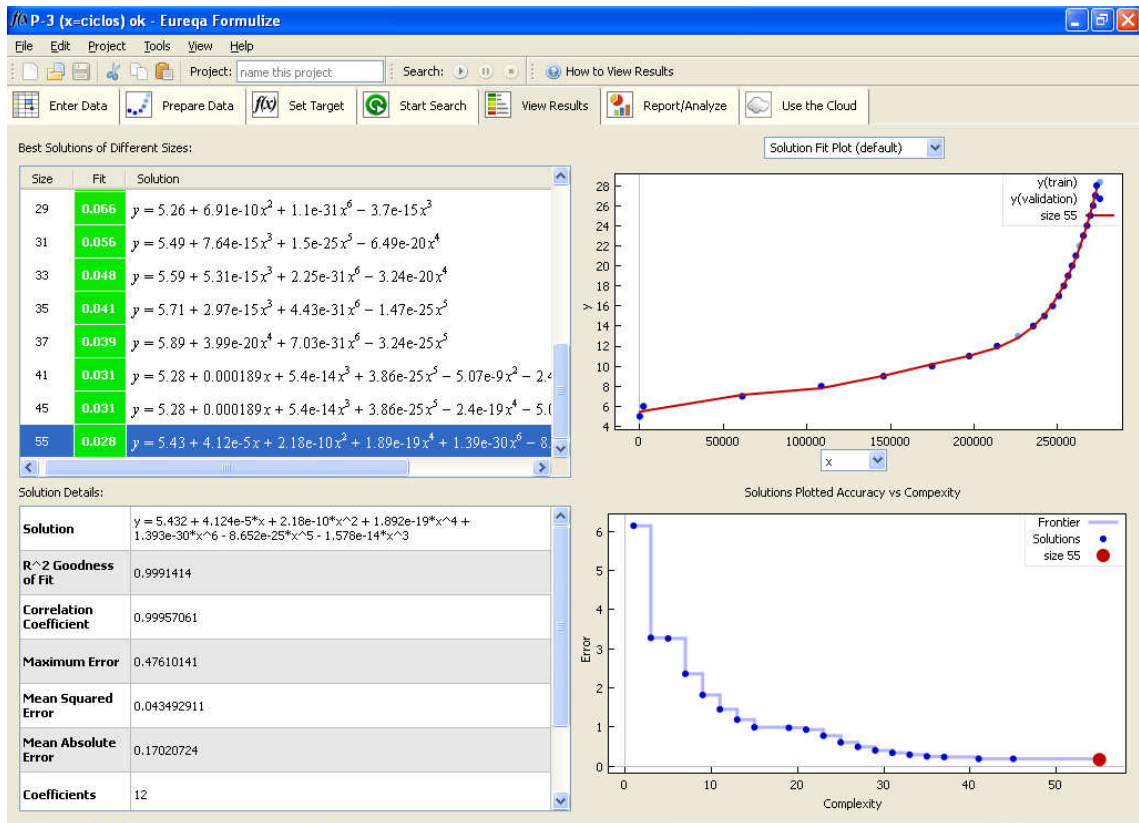


FIGURA C 1.8 Amostra P-3 quando (x=ciclos)

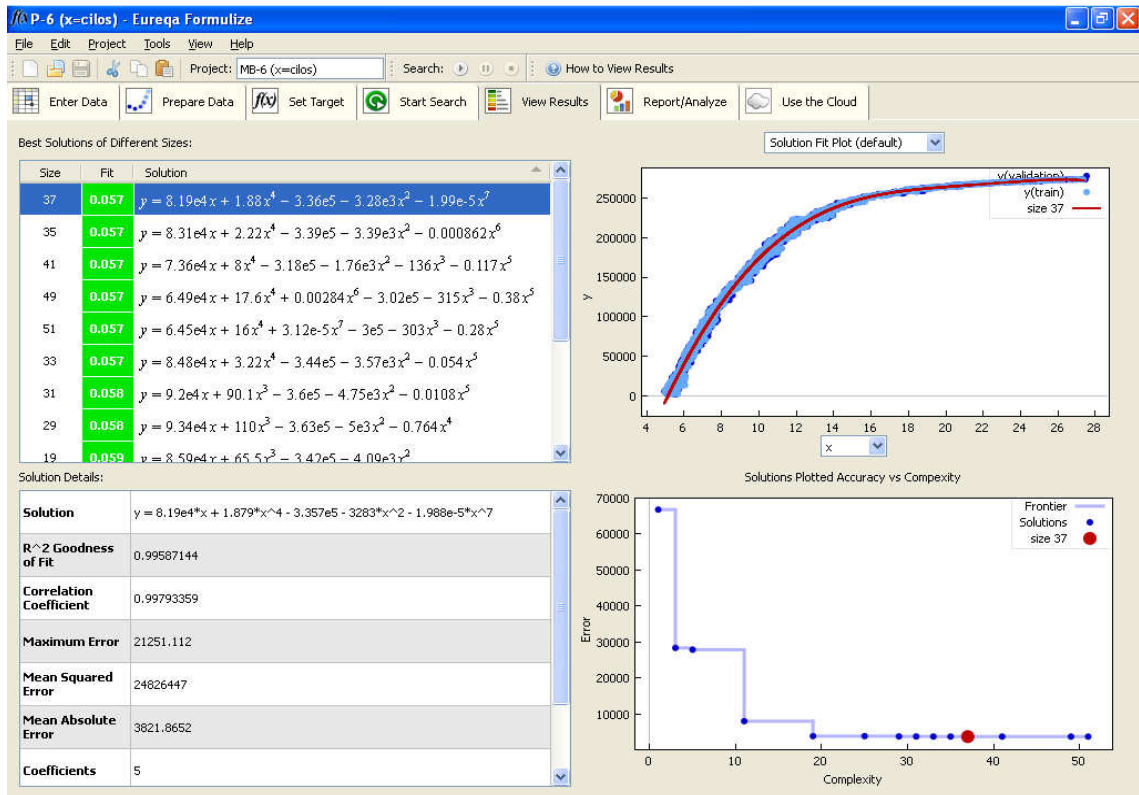


FIGURA C 1.9 Amostra P-6 quando (x=a)

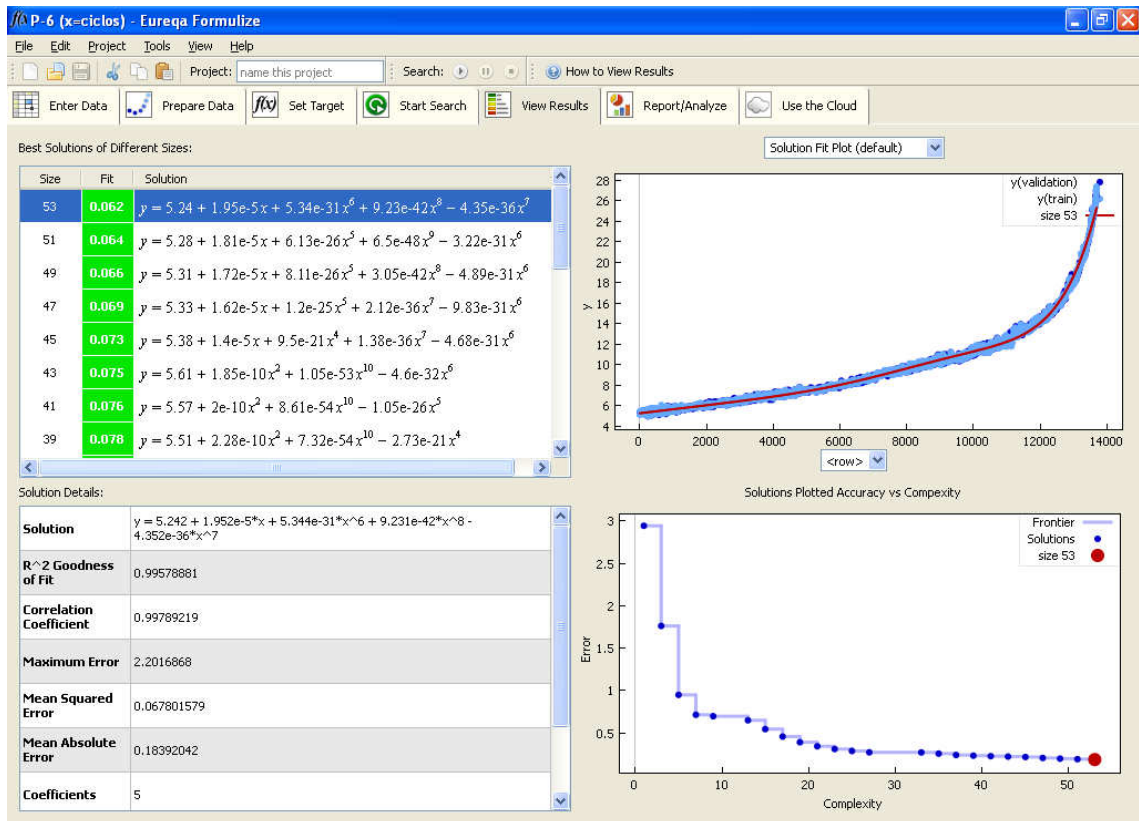


FIGURA C 1.10 Amostra P-6 quando (x=ciclos)

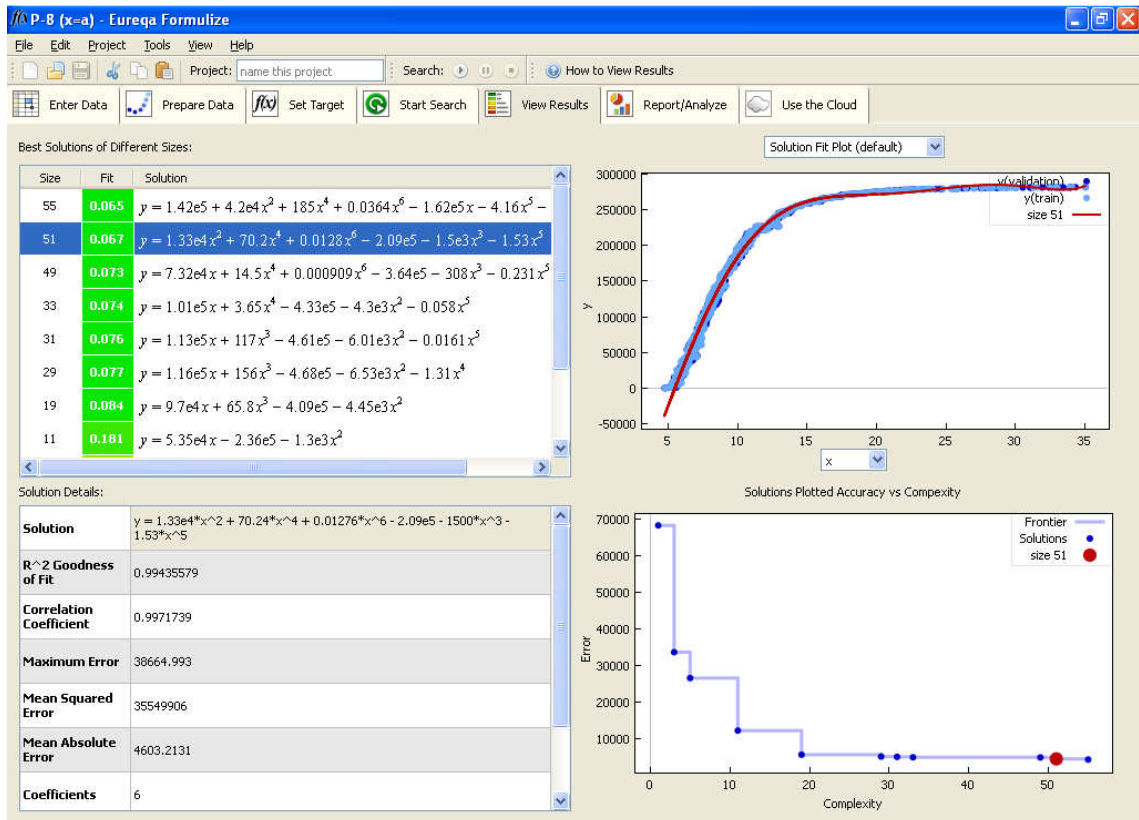


FIGURA C 1.11 Amostra P-8 quando (x=a)

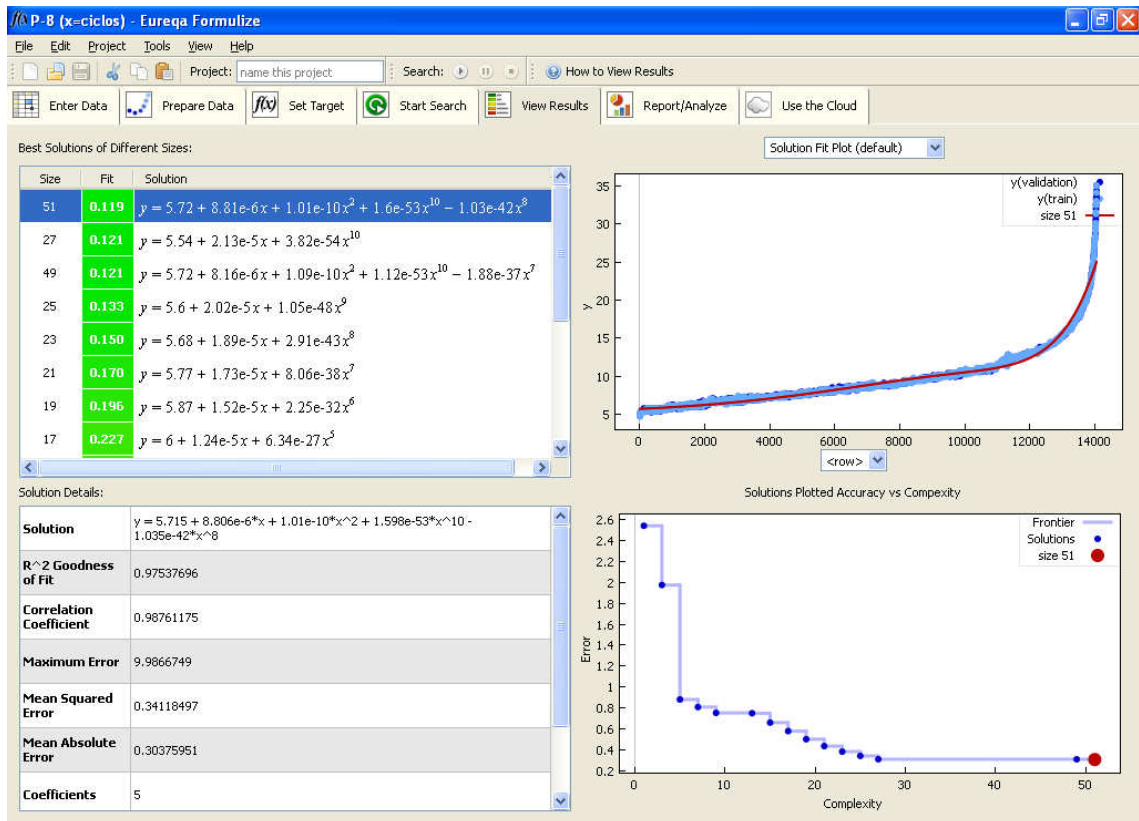


FIGURA C 1.12 Amostra P-8 quando (x=ciclos)

ANEXO D

D.1 Programação feito no MATLAB para realizar a redução de dado adquiridos nos teste de subaquáticos.

```
clc;
clear all;
close all;

load validacao.txt;
arquivo = validacao;

%recebe a quantidade de linhas e colunas do vetor
aux = size(arquivo);
%recebe a quantidade de linhas do vetor
numeroDeLinhas = aux(1);

tempo = arquivo(:,1);
tensao = arquivo(:,2);

%gerar o gráfico
plot(tempo, tensao);
title('gráfico com todas as amostras');
xlabel('tempo');
ylabel('tensão');

repeticao = 2000;

%algoritimo para cálculo dos máximos

vez = 1;
uni = 1;
unidade = 1;
for l = 1: numeroDeLinhas/repeticao
    for k = 1:repeticao
        aux(k) = arquivo(vez,2);
        vez = vez + 1;
    end;
    maximosTensao(l) = max(aux);
    unidade(uni) = uni + 1;
    uni = uni +1;
end;

figure()
hold on;

%gerar o gráfico
plot(unidade, maximosTensao, '.r');
title('gráfico com os máximos');
xlabel('tempo');
ylabel('tensao');

%salvar no arquivo
max(:,1) = maximosTensao;
max(:,2) = unidade;
maximos = 'maximos.txt';
save(maximos, '-ascii', '-tabs', 'max')

%algoritimo para cálculo das médias
%figure()

vez = 1;
uni = 1;
unidade = 1;
```

```

for l = 1: numeroDeLinhas/repeticao
for k = 1:repeticao
    aux(k) = arquivo(vez,2);
    aux2(k) = tempo(vez);
    vez = vez + 1;
end;
mediaTensao(l) = mean(aux);
mediaTempo(l) = mean(aux2);
unidade(uni) = uni + 1;
uni = uni +1;
end;

%gerar o gráfico
plot(mediaTempo, mediaTensao, '-b');
title('gráfico com as médias');
xlabel('tempo');
ylabel('tensao');

%salvar no arquivo
arq(:,1) = mediaTempo;
arq(:,2) = mediaTensao;
medias = 'medias.txt';
save(medias, '-ascii', '-tabs', 'arq')

```

ANEXO E

E.1.1 Resultados estatístico das amostras testada no Ar obtidos mediante o software STATGRAPHICS

Amostras testada no Ar

02/08/2012 9:40
 Calibration Models
 Y (measured): Col_2
 X (actual): Col_1
 Multiplicative model: $Y = a \cdot X^b$

Parameter	Estimate	Standard Error	T Statistic	P-Value
Intercept	-24,0226	0,41825	-57,4361	0,0000
Slope	4,69439	0,126708	37,049	0,0000

NOTE: intercept = ln(a)

Analysis of Variance

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
Model	64,751	1	64,751	1372,63	0,0000
Residual	3,30212	70	0,0471731		
Lack-of-Fit	2,80118	22	0,127326	12,20	0,0000
Pure Error	0,500936	48	0,0104362		
Total (Corr.)	68,0531	71			

Correlation Coefficient = 0,975437
 R-Squared = 95,1477 percent
 Standard Error of Est. = 0,217194
 Residual Analysis

	Estimation	Validation
n	72	
MSE	1,44721E-8	
MAE	0,0000631361	
MAPE	18,8959	
ME	-0,0000134182	
MPE	-2,44788	

The StatAdvisor

The output shows the results of fitting a multiplicative model to describe the relationship between Col_2 and Col_1. The equation of the fitted model is

$$\text{Col}_2 = 3,6906\text{E-}11 \cdot \text{Col}_1^{4,69439}$$

Because the P-value in the ANOVA table is less than 0.01, there is a statistically significant relationship between Col_2 and Col_1 at the 99% confidence level.

The R-Squared statistic indicates that the model as fitted explains 95,1477% of the variability in Col_2 after transforming to a logarithmic scale to linearize the model. The correlation coefficient equals 0,975437, indicating a relatively strong relationship between the variables. The standard error of the estimate shows the standard deviation of the residuals to be 0,217194. This value can be used to construct prediction limits for new observations by selecting the Forecasts option from the text menu.

The lack of fit test is designed to determine whether the selected model is adequate to describe the observed data, or whether a more complicated model should be used. The test is performed by comparing the variability of the current model residuals to the variability between observations at replicate values of the independent variable X. Because the P-value for lack-of-fit in the ANOVA table is less than 0.01, there is statistically significant lack-of-fit at the 99% confidence level. You might consider selecting a different model form from the Analysis Options dialog box.

E.1.2 Resultados estatístico das amostras testada em lamina de água obtidos mediante o software STATGRAPHICS

Amostras testada em lamina de agua
 02/08/2012 9:29
 Calibration Models
 Y (measured): Col_2

X (actual): Col_1
 Multiplicative model: $Y = a \cdot X^b$

Parameter	Estimate	Standard Error	T Statistic	P-Value
Intercept	-25,7749	0,743129	-34,6843	0,0000
Slope	5,08487	0,226352	22,4645	0,0000

NOTE: intercept = $\ln(a)$

Analysis of Variance					
Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
Model	63,4952	1	63,4952	504,65	0,0000
Residual	8,42993	67	0,12582		
Lack-of-Fit	3,88886	21	0,185184	1,88	0,0378
Pure Error	4,54106	46	0,0987188		
Total (Corr.)	71,9251	68			

Correlation Coefficient = 0,939572
 R-Squared = 88,2796 percent
 Standard Error of Est. = 0,354711

Residual Analysis

	Estimation	Validation
n	69	
MSE	7,3817E-9	
MAE	0,0000517471	
MAPE	28,8476	
ME	-0,00000461179	
MPE	-5,8785	

The StatAdvisor

The output shows the results of fitting a multiplicative model to describe the relationship between Col_2 and Col_1. The equation of the fitted model is

$$\text{Col}_2 = 6,39916E-12 \cdot \text{Col}_1^{5,08487}$$

Because the P-value in the ANOVA table is less than 0.01, there is a statistically significant relationship between Col_2 and Col_1 at the 99% confidence level.

The R-Squared statistic indicates that the model as fitted explains 88,2796% of the variability in Col_2 after transforming to a logarithmic scale to linearize the model. The correlation coefficient equals 0,939572, indicating a relatively strong relationship between the variables. The standard error of the estimate shows the standard deviation of the residuals to be 0,354711. This value can be used to construct prediction limits for new observations by selecting the Forecasts option from the text menu.

The lack of fit test is designed to determine whether the selected model is adequate to describe the observed data, or whether a more complicated model should be used. The test is performed by comparing the variability of the current model residuals to the variability between observations at replicate values of the independent variable X. Because the P-value for lack-of-fit in the ANOVA table is less than 0.05, there is statistically significant lack-of-fit at the 95% confidence level. You might consider selecting a different model form from the Analysis Options dialog box.

E.1.3 Resultados estatístico das amostras testada em 20m de profundidade obtidos mediante o software STATGRAPHICS

Amostras testada 20m de profundidade
 02/08/2012 10:20
 Calibration Models

Y (measured): Col_2
 X (actual): Col_1
 Multiplicative model: $Y = a \cdot X^b$

Parameter	Estimate	Standard Error	T Statistic	P-Value
Intercept	-27,6941	1,01401	-27,3116	0,0000
Slope	5,7588	0,30719	18,7467	0,0000

NOTE: intercept = $\ln(a)$

Analysis of Variance

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
Model	97,4432	1	97,4432	351,44	0,0000
Residual	19,4089	70	0,27727		
Lack-of-Fit	16,5863	22	0,753921	12,82	0,0000
Pure Error	2,82263	48	0,0588047		
Total (Corr.)	116,852	71			

Correlation Coefficient = 0,913182

R-Squared = 83,3902 percent

Standard Error of Est. = 0,526564

Residual Analysis

	Estimation	Validation
n	72	
MSE	5,7848E-8	
MAE	0,000137535	
MAPE	49,0266	
ME	-0,0000289057	
MPE	-14,2983	

The StatAdvisor

The output shows the results of fitting a multiplicative model to describe the relationship between Col_2 and Col_1. The equation of the fitted model is

$$\text{Col}_2 = 9,38866E-13 \cdot \text{Col}_1^{5,7588}$$

Because the P-value in the ANOVA table is less than 0.01, there is a statistically significant relationship between Col_2 and Col_1 at the 99% confidence level.

The R-Squared statistic indicates that the model as fitted explains 83,3902% of the variability in Col_2 after transforming to a logarithmic scale to linearize the model. The correlation coefficient equals 0,913182, indicating a relatively strong relationship between the variables. The standard error of the estimate shows the standard deviation of the residuals to be 0,526564. This value can be used to construct prediction limits for new observations by selecting the Forecasts option from the text menu.

The lack of fit test is designed to determine whether the selected model is adequate to describe the observed data, or whether a more complicated model should be used. The test is performed by comparing the variability of the current model residuals to the variability between observations at replicate values of the independent variable X. Because the P-value for lack-of-fit in the ANOVA table is less than 0.01, there is statistically significant lack-of-fit at the 99% confidence level. You might consider selecting a different model form from the Analysis Options dialog box.

ANEXO F

F.1.1 Estatística da fusão dos novos resultados obtidos utilizando o método de Bergner para as três amostras testadas em lamina de água utilizando o software STATGRAPHICS.

Modelo de Bergner lamina de agua

02/08/2012 12:02
 Calibration Models
 Y (measured): Col_2
 X (actual): Col_1
 Multiplicative model: $Y = a \cdot X^b$

Parameter	Estimate	Standard Error	T Statistic	P-Value
Intercept	-12,9114	0,0783653	-164,759	0,0000
Slope	5,0896	0,0986223	51,6071	0,0000

NOTE: intercept = ln(a)

Analysis of Variance

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
Model	76,1125	1	76,1125	2663,29	0,0000
Residual	2,00049	70	0,0285784		
Lack-of-Fit	5,55977E-8	22	2,52717E-9	0,00	1,0000
Pure Error	2,00049	48	0,0416768		
Total (Corr.)	78,1129	71			

Correlation Coefficient = 0,987112
 R-Squared = 97,439 percent
 Standard Error of Est. = 0,169051

Residual Analysis

	Estimation	Validation
n	72	
MSE	5,18374E-9	
MAE	0,0000356254	
MAPE	13,714	
ME	0,0000044351	
MPE	-1,39081	

The StatAdvisor

The output shows the results of fitting a multiplicative model to describe the relationship between Col_2 and Col_1. The equation of the fitted model is

$$\text{Col}_2 = 0,00000246971 \cdot \text{Col}_1^{5,0896}$$

Because the P-value in the ANOVA table is less than 0.01, there is a statistically significant relationship between Col_2 and Col_1 at the 99% confidence level.

The R-Squared statistic indicates that the model as fitted explains 97,439% of the variability in Col_2 after transforming to a logarithmic scale to linearize the model. The correlation coefficient equals 0,987112, indicating a relatively strong relationship between the variables. The standard error of the estimate shows the standard deviation of the residuals to be 0,169051. This value can be used to construct prediction limits for new observations by selecting the Forecasts option from the text menu.

The lack of fit test is designed to determine whether the selected model is adequate to describe the observed data, or whether a more complicated model should be used. The test is performed by comparing the variability of the current model residuals to the variability between observations at replicate values of the independent variable X. Because the P-value for lack-of-fit in the ANOVA table is greater or equal to 0.10, the model appears to be adequate for the observed data.

F.1.1 Estatística da fusão dos novos resultados obtidos utilizando o método de Bergner para as três amostras testadas em 20m de profundidade utilizando o software STATGRAPHICS

02/08/2012 12:29
 Modelo de Bergner 20m
 Calibration Models
 Y (measured): Col_2
 X (actual): Col_1
 Multiplicative model: $Y = a \cdot X^b$

Parameter	Estimate	Standard Error	T Statistic	P-Value
Intercep	-8,1026	0,00746274	-1085,74	0,0000
Slope	5,89484	0,0326099	180,769	0,0000

NOTE: intercept = ln(a)

Analysis of Variance

Source	Sum of Squares	Df	Mean Square	F-Ratio	P-Value
Model	102,101	1	102,101	32677,26	0,0000
Residual	0,218718	70	0,00312454		
Lack-of-Fit	2,23637E-8	22	1,01653E-9	0,00	1,0000
Pure Error	0,218718	48	0,00455662		
Total (Corr.)	102,32	71			

Correlation Coefficient = 0,998931

R-Squared = 99,7862 percent

Standard Error of Est. = 0,0558976

Residual Analysis

	Estimation	Validation
n	72	
MSE	8,79324E-10	
MAE	0,0000116615	
MAPE	4,0447	
ME	3,8137E-7	
MPE	-0,152469	

The StatAdvisor

The output shows the results of fitting a multiplicative model to describe the relationship between Col_2 and Col_1. The equation of the fitted model is

$$\text{Col}_2 = 0,00030275 * \text{Col}_1^{5,89484}$$

Because the P-value in the ANOVA table is less than 0.01, there is a statistically significant relationship between Col_2 and Col_1 at the 99% confidence level.

The R-Squared statistic indicates that the model as fitted explains 99,7862% of the variability in Col_2 after transforming to a logarithmic scale to linearize the model. The correlation coefficient equals 0,998931, indicating a relatively strong relationship between the variables. The standard error of the estimate shows the standard deviation of the residuals to be 0,0558976. This value can be used to construct prediction limits for new observations by selecting the Forecasts option from the text menu.

The lack of fit test is designed to determine whether the selected model is adequate to describe the observed data, or whether a more complicated model should be used. The test is performed by comparing the variability of the current model residuals to the variability between observations at replicate values of the independent variable X. Because the P-value for lack-of-fit in the ANOVA table is greater or equal to 0.10, the model appears to be adequate for the observed data.