DIEGO FELIPE SARZOSA BURGOS

# AVALIAÇÃO DA VIDA À FADIGA EM MATERIAIS HOMOGÊNEOS E JUNTAS SOLDADAS INCLUINDO EFEITOS DE FECHAMENTO DE TRINCA

**Tese apresentada à Escola Politécnica da Universidade de São Paulo para obtenção do título de Doutor em Engenharia**

**São Paulo**
**2012**

DIEGO FELIPE SARZOSA BURGOS

# AVALIAÇÃO DA VIDA À FADIGA EM MATERIAIS HOMOGÊNEOS E JUNTAS SOLDADAS INCLUINDO EFEITOS DE FECHAMENTO DE TRINCA

**Tese apresentada à Escola Politécnica da Universidade de São Paulo para obtenção do título de Doutor em Engenharia**

**Área de concentração:**
**Engenharia Naval e Oceânica**

**Orientador:**
**Prof. Dr. Claudio Ruggieri**

**São Paulo**
**2012**

**Este exemplar foi revisado e alterado em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com a anuência de seu orientador.**

**São Paulo, 14 de junho de 2012.**

**Assinatura do autor** _____

**Assinatura do orientador** _____

## FICHA CATALOGRÁFICA


**Sarzosa Burgos, Diego Felipe**
**Avaliação da vida à fadiga em materiais homogêneos e juntas soldadas incluindo efeitos de fechamento de trinca / D.F. Sarzosa Burgos. -- ed.rev. -- São Paulo, 2012.**
**164 p.**

**Tese (Doutorado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Naval e Oceânica.**

**1. Fadiga dos materiais 2. Juntas soldadas 3. Integridade estrutural 4. Estruturas (Defeitos) 5. Fechamento de trincas I. Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Naval e Oceânica II. t.**

# DEDICATÓRIA

- Para Deus meu amigo fiel e imparcial, conselheiro de todo instante.
- À minha esposa Tatiane por sua incrível ajuda, carinho e amor e meu filho Guillermo Henrique luz da minha vida.
- A meu pai Guillermo Enrique que descansa na graça de Deus pelo amor, apoio e forças que me deu, muito obrigado pai.
- A minha mãe Lyra Beatriz, meus irmãos Alberto, Guillermo, Manuel, Enrique, irmãs Isabel, Rosário, Carmen, Maria Luisa, sobrinhos Ariana, Jorge Enrique, Guillermo David, José Luis, Luis Enrique, Daniela, Issac, Angelina e Fernando Ernesto por ser minha fonte de inspiração e vontade de superação.

# AGRADECIMENTOS

- Ao amigo e orientador Prof. Dr. Claudio Ruggieri pela dedicação dada durante o desenvolvimento desta pesquisa, pelas valiosas sugestões e contribuições que tornaram este trabalho possível.

- À Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo (FAPESP) pela Bolsa de Doutorado;

- Ao Prof. Dr. Leonardo Godefroid da UFOP pela ajuda para iniciar os ensaios de propagação de trinca por fadiga em seu laboratório e pelo cordial recebimento na cidade de Ouro Preto, Minas Gerais.

- Ao Prof. Dr. Gustavo Donato da FEI de São Bernardo de Campo pelo apoio na realização dos ensaios experimentais e pelos valiosos conselhos e discussões.

- Ao SENAI de Osasco pelo apoio com a realização dos procedimentos de soldagem.

- Ao Departamento de Engenharia Naval e Oceânica da Escola Politécnica da USP pela oportunidade de realização deste curso de doutorado.

- Ao Prof. Dr. Rui Carlos Botter por sua imensurável ajuda para vir ao Brasil no ano 2006 para começar minha pós-graduação na USP.

- Aos colegas do NAMEF: Luis, Marcelo, Rafael, Leonardo, Alexandre, Paulo e João pelas valiosas discussões técnicas e pelo companheirismo e amizade.

# RESUMO

Esta tese investiga o efeito do fechamento de trinca sobre as previsões da vida à fadiga em materiais homogêneos e juntas soldadas. É apresentada uma metodologia para a simulação numérica do fenômeno de fechamento de trinca induzido por plasticidade utilizando o método dos elementos finitos. Ensaios laboratoriais de propagação de trinca por fadiga do aço ASTM A516 Gr. 70 à temperatura ambiente foram realizados usando corpos de prova típicos da mecânica da fratura nas condições soldada e homogênea. Estes resultados foram usados para validar a metodologia numérica do cálculo da carga de abertura de trinca. Comparações entre a vida de propagação experimental e as estimativas obtidas por meio da integração da lei de propagação, incluindo o efeito do fechamento de trinca, foram feitas usando vários critérios para o cálculo da carga de abertura. As análises numéricas permitem estimar a carga de abertura de trinca analisando a evolução do campo de tensões, deformações e deslocamentos na região próxima à trinca, que está influenciada pelo contato das faces da trinca. Menores níveis de proteção da trinca devido ao fechamento foram obtidos para o corpo com heterogeneidade mecânica quando comparado ao corpo homogêneo na modelagem numérica. Durante o ensaio de propagação o corpo homogêneo apresentou taxas de propagação de trinca relativamente menores quando comparadas ao espécime soldado. A não inclusão do efeito do fechamento de trinca resulta em previsões da vida à fadiga conservadoras em aproximadamente 20% para todos os casos estudados neste trabalho. Análises tridimensionais do fenômeno de fechamento de trinca revelam que o crescimento da trinca por fadiga no estagio II parece estar controlado pelo retardo que acontece na superfície do corpo de prova. Incluído o efeito do fechamento de trinca nas previsões, as estimativas da vida à fadiga foram bastante próximas das obtidas experimentalmente, com diferenças conservadoras entre 1% e 15% dependendo do método de cálculo da carga de abertura. Os resultados apresentados mostram que vidas à fadiga mais acuradas e, ainda, conservadoras são feitas incluindo o efeito do fechamento

de trinca na metodologia de cálculo da vida remanescente de componentes estruturais.

Palavras-chave: Fadiga dos materiais, Juntas soldadas, Integridade estrutural, Defeitos, Fechamento de trincas.

# ABSTRACT

This thesis investigates the effect of crack closure on fatigue life predictions in homogeneous material and welded joints. It presents a methodology for numerical simulation of the phenomenon of plasticity-induced crack closure by using the finite element method. Experimental tests of fatigue crack propagation on ASTM A516 Gr 70 steel at room temperature were performed using typical specimens of fracture mechanics in two conditions: welded and homogeneous; these results were used to validate the numerical methodology for calculating the crack opening load. Comparisons between experimental propagation life and estimations obtained by numerical integration of propagation law, including the effect of crack closure, have been made using various criteria to calculate the opening load .The numerical analyses allow to predict the opening load by analyzing the evolution of stresses, deformations and displacements fields in the region near the crack which is growing and is influenced by the contact of the crack flanks. Lower levels of protection due to crack closure were obtained for the specimen with mechanical heterogeneity when compared to the homogeneous specimen in the numerical analyses. During the test of fatigue crack propagation the homogeneous specimen had smaller crack growth rates when compared to the welded specimen. Fatigue life predictions without including the effect of crack closure result in conservative estimations around 20% for all studied cases. Three-dimensional analysis of the phenomenon of crack closure shows that the fatigue crack growth in stage II appears to be controlled by the delay that occurs on the specimen surface. Including the effect of crack closure in life predictions, the estimates of fatigue life were quite close to those obtained experimentally, with conservative differences between 1% and 15% depending on the method of opening load calculation. The results show that the fatigue life predicitions can be made more accurate and yet remain conservative when the effect of crack closure is included on the methodology for calculating the remaining life of structural components.

Keywords: Fatigue of Materials, Welded Joints, Structural Integrity, Defects, Cracks closure.

# SUMÁRIO

LISTA DE ILUSTRAÇÕES..... i
LISTA DE TABELAS..... viii
LISTA DE SÍMBOLOS..... ix

1. INTRODUÇÃO..... 1

1.1. Contextualização do problema ..... 1

1.2. Desafios da indústria brasileira na exploração de óleo e gás natural nas reservas do pré-sal..... 3

1.3. Justificativa do trabalho ..... 7

1.4. Objetivos..... 9

1.5. Organização do trabalho ..... 10

2. REVISÃO DA LITERATURA..... 12

2.1. Estado da arte do problema ..... 12

2.2. Modelo de fechamento de Newman ..... 22

3. PROPAGAÇÃO DE TRINCAS POR FADIGA..... 26

3.1. Taxa de propagação de trincas $(\boldsymbol{da}/\boldsymbol{dN})$ ..... 30

3.2. Retardo na taxa de crescimento por fechamento de trinca ..... 32

3.3. Metodologias de cálculo do fechamento de trinca..... 34

3.4. Cálculo da vida à fadiga sob carregamento de amplitude constante..... 47

4. MODELAGEM COMPUTACIONAL DO FECHAMENTO DE TRINCA POR PLASTICIDADE..... 51

4.1. Generalidades ..... 52

4.2. Escoamento de pequena monta (SSY) ..... 55

*4.2.1. Modelo de elementos finitos* ..... 55

*4.2.2. Modelo constitutivo* ..... 58

*4.2.3. Carregamento* ..... 58

*4.2.4. Crescimento de trinca* ..... 59

*4.2.5. Contato dos flancos da trinca* ..... 61

*4.2.6. Critério de abertura dos flancos da trinca* ..... 62

4.3. Escoamento de grande monta (LSY) ..... 63

5. PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS ..... 72

5.1. Ensaio de tração ..... 75

5.2. Tensões residuais ..... 78

5.3. Ensaio de propagação ..... 83

5.3.1. Taxas experimentais de crescimento de trinca por fadiga ..... 86

6. RESULTADOS E DISCUSSÃO ..... 90

6.1. Efeito do tamanho da malha de elementos finitos ..... 90

6.2. Valores numéricos e experimentais da carga de abertura ..... 92

6.2.1. Validação do modelo numérico ..... 92

6.2.2. Valores numéricos de $P_{op}$ obtidos das análises 3D ..... 96

6.2.2.1. Efeitos da espessura sobre as cargas de abertura $P_{op}$ 97

6.2.2.2. Efeitos do refinamento da malha de ef na direção da espessura nos valores de $P_{op}$ ..... 101

6.2.3. Valores experimentais de $P_{op}$ ..... 110

6.3. Taxas $da/dN$ incluindo fechamento de trinca ..... 116

6.4. Efeitos do fechamento de trinca nas predições da vida à fadiga ..... 122

7. ENSAIOS DE CRESCIMENTO DE TRINCA POR FADIGA EM CONDIÇÕES LSY ..... 132

7.1. Taxas de crescimento de trinca em condições LSY ..... 141

7.2. Relação $\Delta J$ versus $\Delta V$ ..... 150

8. CONCLUSÕES ..... 153

9. RECOMENDAÇÕES ..... 156

10. REFERÊNCIAS ..... 157

# LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1: Ilustração da profundidade na qual estão localizadas as reservas de petróleo e gás natural no pré-sal ..... 3

Figura 2. Dados dos poços em exploração da província petrolífera do Brasil ..... 4

Figura 3: Variação das reservas confirmadas de petróleo e gás natural no Brasil nos últimos 9 anos, ANP [3]. ..... 5

Figura 4: Variação da produção, consumo e refino de petróleo e gás natural no Brasil de 1999 até 2009, ANP [3]..... 6

Figura 5: Ilustração dos estágios da vida à fadiga de um componente estrutural e das “metodologias” usadas para o cálculo de cada parcela (adaptado de Suresh [8]). ..... 13

Figura 6: Esquema da relação Tensão-Número de Ciclos até a falha, diferenciando os estágios de iniciação da trinca, propagação e falha do componente (adaptado de Stephens et al. [2])..... 15

Figura 7: (a) Variação na flexibilidade devido ao fechamento de trinca, adaptado de Anderson [1], (b) ilustração do ponto de medição do deslocamento e da aplicação da carga no corpo C(T)..... 17

Figura 8: Uso do fechamento de trinca para modelar os efeitos da razão de carga nas taxas de propagação [17]..... 19

Figura 9: Efeitos de espessura modelados por meio de fechamento de trinca [18]. 19

Figura 10: Uso do fechamento de trinca para modelar os efeitos de sobrecargas [19] ..... 20

Figura 11: Efeito de trincas curtas modelado efetivamente pelo fechamento de trinca [20]. (a) liga de alumínio (b) aço 4340 ..... 20

Figura 12: Placa plana de dimensões finitas com trinca central de tamanho 2c e zona plástica de tamanho $\rho$ usada por Newman para formulação analítica do modelo de fechamento. ..... 23

Figura 13: Ilustração da região de dominância $K$ e da zona plástica na região próxima a ponta da trinca. Lamelas ao centro mostram zonas potenciais para nucleação e crescimento da trinca, Ruggieri [45]. ..... 27

Figura 14: Ilustração das diferentes fases de crescimento de trinca por fadiga, Adaptado de [8]..... 30

Figura 15: (a) Ilustração do contato das faces da trinca induzido por plasticidade (b) definição do intervalo efetivo da amplitude do fator de intensidade de tensões segundo Elber (b). ..... 32

Figura 16: Diminuição da taxa de crescimento devido ao fechamento de trinca ..... 33

Figura 17: Ilustração da posição dos diferentes gauges usados para determinar a variação da flexibilidade do corpo de prova. ..... 36

Figura 18: Curva carga-deslocamento para um carregamento cíclico: (a) diferentes estágios segundo Carman et al.[60 ]; (b) Ajuste de curvas para o cálculo de $P_{op}$. ..... 38

Figura 19: (a)Variação da flexibilidade devido ao contato dos flancos da trinca; (b) perfil de deslocamento do flanco da trinca para máxima e mínima carga. ..... 41

Figura 20: Método de variação da flexibilidade para o cálculo da carga de abertura de trinca $P_{op}$: (a) curva $V-P$; (b) porcentagem de desvio da flexibilidade segundo ..... 43

Figura 21: Método *S-shaped* para o cálculo da carga de abertura [70]. ..... 45

Figura 22: Variação da taxa de crescimento de trinca em função do comprimento. 48

Figura 23:Variação da razão do acúmulo de ciclos por unidade de incremento do tamanho da trinca ..... 49

Figura 24: Parâmetros a serem considerados na simulação de crescimento de trinca. ..... 51

Figura 25: Parâmetros físicos e numéricos que influenciam o comportamento do fechamento de trinca. ..... 54

Figura 26: Ilustração do modelo do corpo de prova C(T). A espessura do modelo foi amplificada duas vezes para melhor visualização das camadas (*layers*) do modelo de EF. A região da ponta da trinca foi ampliada para ilustrar a topologia da malha..... 57

Figura 27: Carregamento cíclico imposto nos modelos de elementos finitos. ..... 59

Figura 28: Crescimento “artificial” da trinca após da atingir o máximo valor da carga aplicada. ..... 60

Figura 29: Ilustração do modelo de contato usado nas simulações de EF. ..... 62

Figura 30: Criterios númericos usados para definir a carga de abertura $P_{op}$. ..... 63

Figura 31: Contorno arbitrario de integração ao redor da ponta da trinca. ..... 64

Figura 32: (a) Esquema da resposta cíclica elasto-plástica de tensão-deformação de um ponto localizado à frente da ponta da trinca que se propaga por fadiga. (b) Relação carga-deslocamento de um corpo submetido a grandes deformações durante o crescimento de trinca por fadiga (Adaptado de Saxena [82]). ..... 66

Figura 33: Estimação de $\Delta J$ usando a curva carga-deslocamento na presença de fechamento de trinca (Adaptado de Saxena [82])..... 70

Figura 34: Soldagem das chapas para a posterior usinagem dos corpos-de-prova CT e de tração. ..... 73

Figura 35: Processo de soldagem das chapas de Aço ASTM A516 Gr. 70..... 74

Figura 36: Corpos cilíndricos de tração do material de solda retirados da chapa soldada (A ilustração tridimensional aqui apresentada foi tomada de Donato [84]). ..... 76

Figura 37: Curva tensão-deformação verdadeiras representativas do metal solda e metal base. ..... 77

Figura 38: Difratômetro de Raios-X usado na medição das tensões residuais nos corpos soldados..... 79

Figura 39: Identificação dos pontos usados para medição das tensões residuais... 80

Figura 40: Distribuição das tensões residuais $\sigma_{yy}$ na face da raiz do espécime soldado ..... 81

Figura 41: Distribuição das tensões residuais $\sigma_{xx}$ na face da raiz do espécime soldado. ..... 81

Figura 42: Distribuição da tensão residual $\sigma_{xx}$ no corpo de prova soldado após os do tratamento térmico ..... 82

Figura 43: Distribuição da tensão residual $\sigma_{yy}$ no corpo soldado depóis do tratamento térmico ..... 83

Figura 44: Dimensõe do espécime C(T) soldado para ensaio de propagação de trinca por fadiga. ..... 84

Figura 45: Máquina de Ensaios MTS® da USP usada nos ensaios de propagação de trinca por fadiga. ..... 85

Figura 46:Medição experimental do comprimento de trinca versus o número de ciclos para a condição de material homogêneo e 45% *overmatch* ..... 86

Figura 47: Taxas experimentais de crescimento de trinca por fadiga (a) metal solda (b) metal base ..... 87

Figura 48: Comparação da taxas $da/dN$ obtidas para o metal base e metal de solda usando dois níveis de carga máxima $P\max = 720kgf$ e $P\max = 900kgf$ ..... 89

Figura 49: (a) Variação da carga de abertura com o crescimento da trinca para as diferentes malhas analisadas; (b) Valores estáveis de $P_{op}$ em função do tamanho do elemento da malha de elementos finitos na região da ponta da trinca. ..... 91

Figura 50: Modelo de elementos finitos do corpo SE(T). Para melhor ilustração das camadas de elementos finitos na espessura do corpo, a direção *z* foi amplificada 50 vezes. ..... 93

Figura 51: Evolução do parâmetro $U$ com o crescimento de trinca para diferentes posições na espessura do corpo. ..... 94

Figura 52: Validação do procedimento de cálculo de $P_{op}$ usando a metodologia proposta pela norma ASTM E647 [10]. (a) curva carga versus *compliance offset* para o ciclo 40 (b) evolução do parâmetro $U$ com o avanço da trinca considerando 0.5 e 2% de *offset.* ..... 95

Figura 53: Variação da carga de abertura com a posição ao longo da espessura (a) critério $\delta_y^1$ (b) critério $\delta_y^2$ ..... 98

Figura 54: Variação do deslocamento vertical do flanco da trinca com o incremento da carga aplicada para $a/W = 0.325$ ..... 100

Figura 55: Comparação da influência do refinamento dos modelos de EF na direção da espessura nos valores da carga de abertura de trinca.(a) cálculo de $P_{op}$ usando a metodologia *compliance offset* (b) cálculo de $P_{op}$ usando a tensão normal na ponta da trinca..... 102

Figura 56: Comparação da influência do refinamento dos modelos de EF na direção da espessura nos valores da carga de abertura de trinca.(a) cálculo de $P_{op}$ usando o deslocamento vertical do primeiro nó atrás da ponta da trinca (b) cálculo de $P_{op}$ usando o deslocamento vertical do segundo nó atrás da ponta da trinca. ..... 103

Figura 57: Variação da razão $P_{op}/P_{max}$ com a quantidade de crescimento de trinca, $\Delta a$, normalizada pelo $r_p$ para o corpo C(T) homogêneo e razão $a_0/W = 0.25$ ..... 105

Figura 58: Variação da razão $P_{op}/P_{max}$ com a quantidade de crescimento de trinca, $\Delta a$, normalizada pelo $r_p$ para o corpo C(T) homogêneo e razão $a_0/W = 0.5$ ..... 106

Figura 59 Variação da razão $P_{op}/P_{max}$ com a quantidade de crescimento de trinca, $\Delta a$, normalizada pelo $r_p$ para o corpo C(T) soldado e razão $a_0/W = 0.25$ ..... 106

Figura 60: Variação da razão $P_{op}/P_{max}$ com a quantidade de crescimento de trinca, $\Delta a$, normalizada pelo $r_p$ para o corpo C(T) soldado e razão $a_0/W = 0.5$ 107

Figura 61: Variação da razão $P_{op}/P_{max}$ com os valores crescentes de $K_{max}$, para o corpo C(T) soldado considerando dois níveis máximos de carga remota $P_{max}/P_L = \{0.443, 0.553\}$. ..... 108

Figura 62: Variação da razão $P_{op}/P_{max}$ com os valores crescentes de $K_{max}$, para o corpo C(T) homogêneo usando $P_{max}/P_L = 0.443$. ..... 108

Figura 63: Variação da carga de abertura de trinca com o número de ciclos normalizado pela vida final do ensaio, para as duas condições de material (homogêneo e 45% overmatch)..... 111

Figura 64: Comparação das tendências $da/dN - \Delta K$ e $P_{op}/P_{\max} - \Delta K$ para o metal base ..... 112

Figura 65: Comparação das tendências $da/dN - \Delta K$ e $P_{op}/P_{\max} - \Delta K$ para o metal de solda ..... 113

Figura 66: Variação da carga de abertura, obtida pelo ajuste de curva dos dados experimentais $P - V$, com $\Delta K$, para as duas condições de material (homogêneo e 45% *overmatch*)..... 114

Figura 67: Relação $da/dN - \Delta K_{eff}$ para o metal base usando (a) *Compliance Offset* (b) Ajuste de Curva (MTS) (c) $\delta_y^1$ (d) $\delta_y^2$ ..... 118

Figura 68: Relação $da/dN - \Delta K_{eff}$ para o metal base usando (a) $\sigma_y^{tip}(z/B = 0.0)$ (b) $\sigma_y^{tip}(z/B = 0.5)$ (c) Mod. Newman ..... 119

Figura 69: Relação $da/dN - \Delta K_{eff}$ para o metal solda usando (a) *Compliance Offset* (b) Ajuste de Curva (MTS) (c) $\delta_y^1$ (d) $\delta_y^2$ ..... 120

Figura 70: Relação $da/dN - \Delta K_{eff}$ para o metal solda usando (a) $\sigma_y^{tip}(z/B = 0.0)$ (b) $\sigma_y^{tip}(z/B = 0.5)$ (c) Mod. Newman ..... 121

Figura 71: Variação do coeficiente de correlação $R^2$ com o número de pontos incluídos nas análises regressionais..... 124

Figura 72: Estimativas da vida à fadiga sob carregamento de amplitude constante incorporando o efeito do fechamento de trinca para a condição de corpo homogêneo. ..... 126

Figura 73: Estimativas da vida à fadiga sob carregamento de amplitude constante incorporando o efeito do fechamento de trinca para a condição de 45% Overmatch. ..... 127

Figura 74: Curvas típicas P-CMOD dos ensaios em controle de deslocamento com sucessivos incrementos dos valores de $\Delta V$ . ..... 133

Figura 75**:** Definição da área usada para o cálculo do parâmetro $\Delta J$ ..... 134

Figura 76: Ilustração de uma típica curva experimental P-CMOD usada para o cálculo das cargas $P_{op}$ e $P_{cl}$ ..... 135

Figura 77**:** Curva experimental $P-CMOD_{offset}$ ..... 136

Figura 78**:** Estimativa das cargas de abertura e fechamento experimentais usando o método *S-shaped curve* segundo [70]. ..... 136

Figura 79**:** Estimativa das cargas de abertura e fechamento experimentais usando o método *S-shaped curve* segundo [70]. ..... 137

Figura 80**:** Variação do tamanho da trinca e do parâmetro $\Delta J$ em função do número de ciclos (a) CP1 (b) CP2. ..... 139

Figura 81**:** Comparação do tamanho da trinca estimado e medido ao longo da espessura do corpo de prova 1 no inicio e fim do ensaio experimental. 140

Figura 82**:** Comparação do tamanho da trinca estimado e medido ao longo da espessura do corpo de prova 2 no inicio e fim do ensaio experimental. 140

Figura 83: Fotos das superfícies de fratura dos corpos-de-prova testados em regime LSY ..... 141

Figura 84**:** Taxa de crescimento de trinca por fadiga como função do parâmetro $\Delta J$ , considerando o fechamento de trinca por meio da variável $P_{op}$ . ..... 142

Figura 85**:** Taxa de crescimento de trinca por fadiga como função do parâmetro $\Delta J$ , considerando o fechamento de trinca por meio da variável $P_{cl}$ ..... 143

Figura 86**:** Taxa de crescimento de trinca por fadiga como função do parâmetro $\Delta J$ , sem considerar o fechamento de trinca $(P_{\min})$ . ..... 143

Figura 87**:** Taxa de crescimento de trinca por fadiga como função do parâmetro $\Delta K_{eff}^2/E$ e $\Delta J$ , com $\Delta K_{eff}\left[f\left(P_{op}\right)\right]$ calculado pelo ajuste de curva implementado no *software* da MTS.. ..... 145

Figura 88**:** Taxa de crescimento de trinca por fadiga como função do parâmetro $\Delta K_{eff}^2/E$ e $\Delta J$ , com $\Delta K_{eff}\left[f\left(P_{op}\right)\right]$ calculado pelo *Compliance Offset*. ..... 146

Figura 89**:** Taxa de crescimento de trinca por fadiga como função do parâmetro $\Delta K_{eff}^2/E$ e $\Delta J$, com $\Delta K_{eff}\left[f\left(P_{op}\right)\right]$ calculado por $\delta_y^1$ ..... 146

Figura 90**:** Taxa de crescimento de trinca por fadiga como função do parâmetro $\Delta K_{eff}^2/E$ e $\Delta J$, com $\Delta K_{eff}\left[f\left(P_{op}\right)\right]$ calculado por $\delta_y^2$ ..... 147

Figura 91**:** Taxa de crescimento de trinca por fadiga como função do parâmetro $\Delta K_{eff}^2/E$ e $\Delta J$, com $\Delta K_{eff}\left[f\left(P_{op}\right)\right]$ calculado por $\sigma_{yy}^{tip}\left(z/B=0.5\right)$ ..... 147

Figura 92**:** Taxa de crescimento de trinca por fadiga como função do parâmetro $\Delta K_{eff}^2/E$ e $\Delta J$, com $\Delta K_{eff}\left[f\left(P_{op}\right)\right]$ calculado por $\sigma_{yy}^{tip}\left(z/B=0.0\right)$ ..... 148

Figura 93**:** Taxa de crescimento de trinca por fadiga como função do parâmetro $\Delta K_{eff}^2/E$ e $\Delta J$, com $\Delta K_{eff}\left[f\left(P_{op}\right)\right]$ calculado para $\delta_y^{1-2}\left(z/B=0.5\right)$ e $\sigma_{yy}^{tip}\left(z/B=0.5\right)$ ..... 150

Figura 94: Relação experimental $\Delta J-\Delta V$ para um corpo de prova C(T) ..... 151

# LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Típicos modos de falhas em estruturas de metal (Stephens et al. [2])..... 2

Tabela 2**:** Composição química do aço A516 Gr. 70 (% Peso)..... 72

Tabela 3: Propriedades mecânicas médias obtidas dos ensaios de tração para o metal base e metal de solda, incluindo o desvio padrão..... 76

Tabela 4: Constantes $C'$ e $m$ da lei de Paris para o metal base o metal de solda.. 88

Tabela 5: Constantes da equação (11) para o corpo homogêneo..... 125

Tabela 6: Constantes da equação (11) para o corpo soldado. ..... 125

Tabela 7: Tamanho inicial e final da trinca usados para estimar as vidas de propagação..... 125

Tabela 8: Comparação entre as estimativas das vidas de propagação considerando diferentes critérios para o cálculo do fechamento de trinca induzido por plasticidade, para o corpo homogêneo e carga máxima $P_{\max}/P_L = 0.443$. 129

Tabela 9: Comparação entre as estimativas das vidas de propagação considerando diferentes critérios para o cálculo do fechamento de trinca induzido por plasticidade, para o corpo homogêneo e carga máxima $P_{\max}/P_L = 0.553$. 129

Tabela 10: Comparação entre as estimativas das vidas de propagação considerando diferentes critérios para o cálculo do fechamento de trinca induzido por plasticidade, para o corpo soldado e carga máxima $P_{\max}/P_L = 0.443$. ..... 130

Tabela 11: Comparação entre as estimativas das vidas de propagação considerando diferentes critérios para o cálculo do fechamento de trinca induzido por plasticidade, para o corpo soldado e carga máxima $P_{\max}/P_L = 0.553$ ..... 130

Tabela 12: Constantes do melhor ajuste linear dos dados $da/dN - \Delta K_{eff}^2/E$ ..... 148

# LISTA DE SÍMBOLOS

| | |
|---|---|
| a | Comprimento de trinca. |
| $a_0$ | Comprimento inicial da trinca usado como limite de integração da lei de Paris. |
| $a_f$ | Comprimento final da trinca usado como limite de integração da lei de Paris. |
| $a/W$ | Comprimento relativo de trinca. |
| $L_1$ | Tamanho do elemento do modelo de elementos finitos na região da ponta da trinca. |
| $\Delta a$ | Crescimento total de trinca simulado nas análises de elementos finitos |
| $B$ | Espessura do corpo-de-prova. |
| $b$ | Distância do ligamento remanescente $(b = W - a)$. |
| $C$ | Flexibilidade do corpo de prova. |
| $C'$ | Constante da lei de Paris. |
| CMOD | Deslocamento vertical da boca do corpo de prova. |
| CTOD | Deslocamento vertical do flanco da trinca. |
| $\Delta C$ | Variação da flexibilidade devida à não linearidade do sistema. |
| $E$ | Módulo de elasticidade do material. |
| $E_T$ | Módulo tangente. |
| $H$ | Comprimento do corpo de prova de tensão SE(T). |
| $H'$ | Coeficiente plástico de resistência |
| $h$ | Metade da largura do cordão de solda nos corpos soldados. |
| $J$ | Integral *J.* |
| $\Delta J$ | Parâmetro usado para caracterizar as taxa de crescimento de trinca por fadiga no regime de grandes deformações. |
| $K_{max}$ | Fator de intensidade de tensões associado à carga máxina. |
| $K_{min}$ | Fator de intensidade de tensões associado à carga mínima. |
| $K_{op}$ | Fator de intensidade de tensões associado à carga de abertura de trinca. |
| $\Delta K$ | Intervalo do fator de intensidade de tensões $(\Delta K = K_{max} - K_{min})$. |
| $\Delta K_{eff}$ | Intervalo efetivo do fator de intensidade de tensões $(\Delta K = K_{max} - K_{op})$. |
| $L_1$ | Comprimento da primeira camada de elementos localizados no plano de simetria na direção da espessura do modelo 3D do corpo de prova. |
| $L_2$ | Comprimento da última camada de elementos localizados na superficie externa do modelo 3D do corpo de prova. |
| $m$ | Constante da lei de Paris. |
| $M_Y$ | Parâmetro usado para definir o nível de dissimilaridade mecânica numa junta soldada. |
| $n$ | Expoente de encruamento do material. |
| $n'$ | Expoente de encruamento cíclico do material. |
| $n''$ | vetor normal ao contorno de integração no cálculo da integral $J$. |
| $N_f$ | Estimativa da vida à fadiga de um corpo contendo uma trinca por meio da integração da lei de Paris ou a versão modificado proposta por Elber. |
| $N_I$ | Vida de iniciação de um defeito. |
| $N_P$ | Vida de propagação de um defeito. |

| | |
|---|---|
| $P$ | Carga aplicada. |
| $P_{max}$ | Carga máxima aplicada num carregamento cíclico. |
| $P_{min}$ | Carga mínima aplicada num carregamento cíclico. |
| $P_L$ | Carga Limite do corpo de prova |
| $P_{op}$ | Carga de abertura de trinca. |
| $P_{cl}$ | Carga de início de fechamento dos flancos da trinca. |
| $R$ | Razão da carga aplicada $\left(R = P_{min}/P_{max}\right)$. |
| $r$ | Distância radial desde a ponta a trinca até o ponto de análise. |
| $r_p$ | Raio da zona plástica para um carregamento monotônico. |
| $S$ | Rigidez da superfície de contato usada no plano da trinca. |
| $T$ | Vetor de tração. |
| $U$ | Razão efetiva do intervalo do fator de tensões $U = \Delta K_{eff}/\Delta K$. |
| V | Deslocamento vertical medido na boca do corpo de prova. |
| W | Largura do corpo de prova. |
| $\overline{W}$ | Densidade de energia de deformação. |
| $\Delta W$ | Trabalho por unidade de volume realizado durante o intervalo de carregamento do ciclo de carga. |
| $da/dN$ | Taxa de crescimento de trinca por fadiga. |
| $\alpha$ | Fator de restrição à deformação plástica usado no modelo de Newman. |
| $\alpha'$ | Constante adimensional no modelo de Ramberg-Osgodd. |
| $\varepsilon_0$ | Valor referência de deformação. |
| $\varepsilon_p$ | Componente plástica da deformação |
| $\eta$ | Fator adimensional que relaciona a energia de deformação com a *integral* $J$. |
| $\delta$ | Deslocamento vertical do flanco da trinca. |
| $\delta_y^1$ | Deslocamento vertical do primeiro nó atrás da ponta da trinca. |
| $\delta_y^2$ | Deslocamento vertical do segundo nó atrás da ponta da trinca. |
| $\rho$ | Raio da zona plástica para um carregamento monotônico no modelo de Newman. |
| $\Gamma$ | Caminho de integração usado na determinação de $J$ e $\Delta J$. |
| $\sigma$ | Desvio padrão de uma amostra |
| $\sigma_y$ | Tensão de escoamento do material. |
| $\sigma_{UTS}$ | Tensão última do material. |
| $\sigma_{ij}$ | Tensor de tensões. |
| $\sigma_{yy}^{tip}$ | Tensão vertical na ponta da trinca. |
| $\sigma_{flow}$ | Valor médio entre a tensão de escoamento $\sigma_y$ e a tensão última $\sigma_{UTS}$ |
| $\varepsilon_{ij}$ | Tensor de deformações. |
| $\sigma_0$ | Valor referencial de tensão. |
| $\theta$ | Posição angular de um ponto. |

# 1. INTRODUÇÃO

Este capítulo apresenta uma introdução ao problema de avaliação de fadiga, com particular ênfase à propagação de trinca por fadiga, indicando os motivos da pesquisa atual, seus objetivos e possíveis campos de aplicação. Adicionalmente, serão também descritos os temas que serão abordados ao longo deste trabalho.

## *1.1. Contextualização do problema*

O mundo contemporâneo em que se vive tem atingido níveis de sofisticação tecnológica sem precedentes. Como exemplos podem citar-se os aviões comerciais com grande autonomia e capacidade de carga, veículos espacias, grandes navios cruzando os oceanos deslocando a maior parte do comércio mundial, plataformas *offshore* de exploração de petróleo em águas ultraprofundas, usinas nucleares para geração de energia elétrica, etc. Todas estas estruturas demandam grandes esforços por parte dos engenheiros em garantir o correto e seguro funcionamento de todos os seus componentes.

Infelizmente, falhas mecânicas ocorrem em diversas estruturas causando prejuízos econômicos e perdas de vidas humanas. Anderson [1] divide as falhas estruturais em duas categorias:

1. Negligência durante a concepção do projeto seja na construção e operação do produto final (não necessariamente concomitantes).
2. Utilização de novos materiais e/ou “criação” de projetos novos utilizando conceitos inovadores.

O denominador comum nas falhas catastróficas de estruturas está associado a procedimentos de projeto e operação inadequada dos componentes. Para prever estas falhas mecânicas, é crucial um apropriado entendimento da interação entre o carregamento aplicado, o tempo de duração do carregamento e o meio ambiente no qual a estrutura irá funcionar. A interação destes três agentes com a geometria do

componente, o material e seu tipo de processamento, criará um amplo espectro de possíveis modos de falha em estruturas e seus componentes. A Tabela 1 a seguir apresenta um resumo dos mais típicos modos de falha identificados em estruturas metálicas [2].

Tabela 1. Típicos modos de falhas em estruturas de metal (Stephens et al. [2])

| |
|---|
| 1. Deformação excessiva |
| 2. Fratura dúctil |
| 3. Fratura frágil |
| 4. Fluência |
| 5. Flambagem |
| 6. Corrosão |
| ***7. FADIGA*** |

A falha causada por fadiga do material é o tema central deste trabalho. A fadiga representa mais de 50% de todas as falhas mecânicas reportadas na literatura. Todas as áreas da engenharia usam as abordagens de fadiga de materiais seja para o dimensionamento inicial de um componente ou para estabelecer um cronograma de manutenção e/ou inspeção do mesmo. As diversas metodologias de análise de fadiga têm certa similaridade e algumas diferenças bem marcantes. O uso de uma ou outra metodologia irá depender do grau de relevância do componente a ser avaliado. Estas metodologias com suas respectivas características, vantagens e desvantagens serão abordadas nos capítulos 2 e 3.

Um excelente exemplo, no qual análises de fadiga necessitam ser realizadas, é o sistema de dutos e *risers* submarinos utilizado na exploração e produção de óleo e gás. A descoberta de petróleo e gás natural em grandes reservatórios na plataforma continental brasileira em 2005 apontou para a existência de uma nova província petrolífera, a qual exige um grande investimento na avaliação estrutural deste sistema de dutos e risers, na expansão da malha dutoviária e na criação de novas tecnologias e/ou melhoria das atuais técnicas de exploração destas reservas de hidrocarbonetos. As oportunidades e desafios associados a estas descobertas serão abordadas a seguir.

## *1.2. Desafios da indústria brasileira na exploração de óleo e gás natural nas reservas do pré-sal*

Os grandes reservatórios de petróleo e gás natural da camada de pré-sal do litoral brasileiro, desde o Espírito Santo até Santa Catarina, com 800 km de comprimento, 200 km de largura e profundezas superiores aos 2000 metros de lâmina de água, constituem um imenso desafio tecnológico para o país. A Figura 1 mostra o longo caminho para se chegar às reservas de óleo e gás nas camadas do pré-sal. São cerca de 7 km de distância que separam a superfície do mar da camada do reservatório.

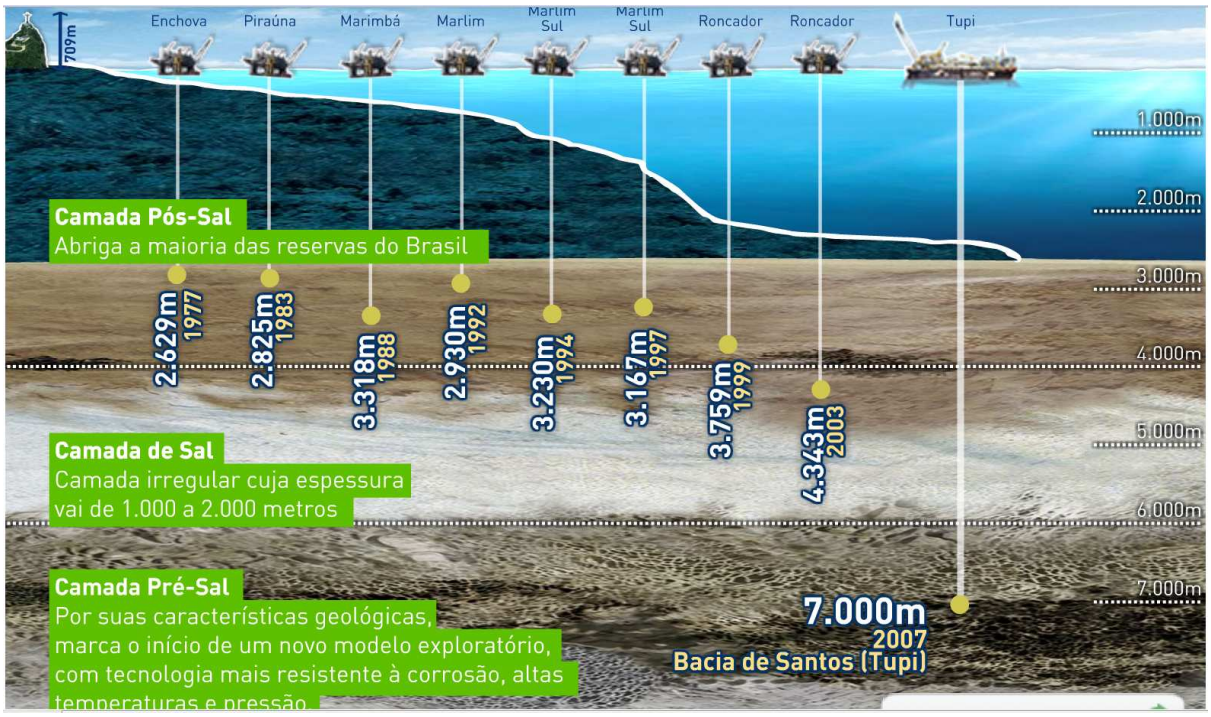



Figura 1: Ilustração da profundidade na qual estão localizadas as reservas de petróleo e gás natural no pré-sal[1]

A Figura 2 mostra a distribuição dos poços testados e a divisão dos blocos exploratórios. A Petrobras já explorou mais de 15 poços e todos eles indicaram a presença de petróleo de alta qualidade. No poço de Tupi (Lula), localizado na Bacia de Santos, estima-se um volume de óleo recuperável de mais de 5 bilhões de barris de petróleo[2]. Outro importante poço é o de Iara com um volume de óleo recuperável

[1] http://www.petrobras.com.br

de mais de 3 bilhões de barris equivalentes de petróleo (BEP)[2]. Fato Importante a mencionar é que empresas internacionais de exploração de petróleo (Shell, BG, Repsol) estão atualmente conduzindo intensa exploração nos diferentes blocos na região do pré-sal, o que indica o interesse mundial nestas grandes reservas.

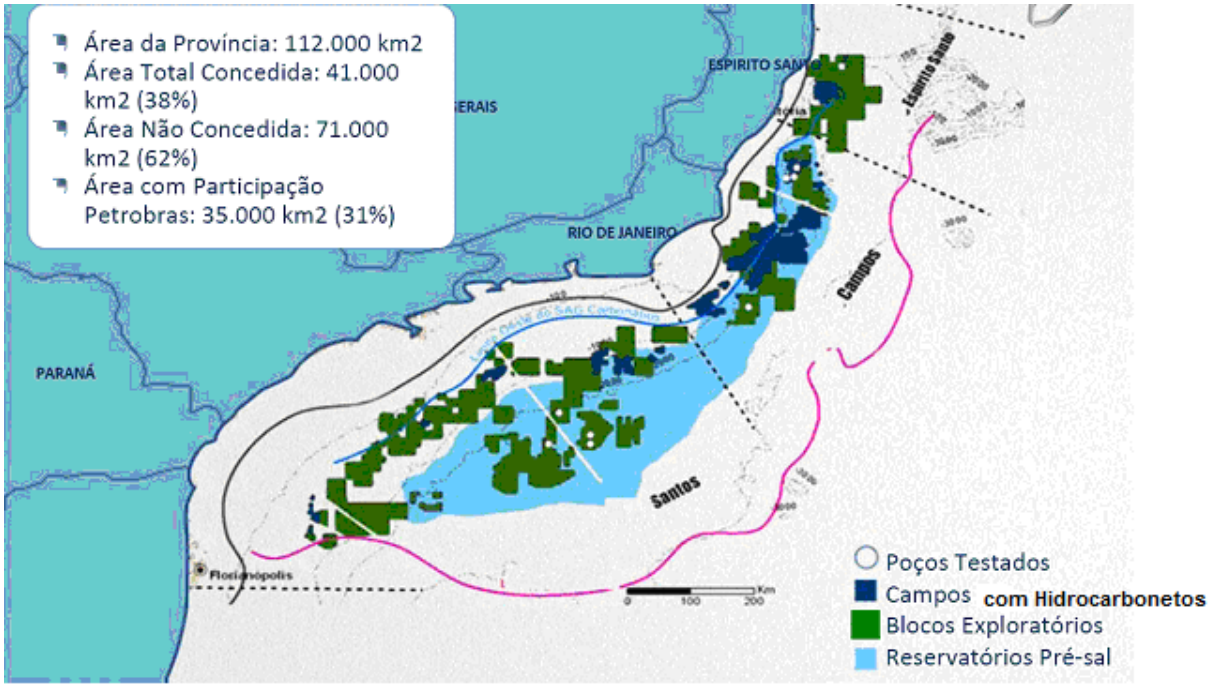



Figura 2. Dados[3] dos poços em exploração da província petrolífera do Brasil

A Agência Nacional de Petróleo (ANP) [3] reportou cifras muito animadoras com respeito às reservas confirmadas de petróleo e gás natural do Brasil no anuário estatístico de 2010. Em quase uma década, as reservas aumentaram em mais de 50%, como mostra a Figura 3. Segundo a ANP, as reservas provadas de petróleo brasileiras em 2009 foram de 12,9 bilhões de barris, o que situou o Brasil na 16ª posição no *ranking* mundial de reservas provadas. No tocante ao gás natural, as reservas provadas nacionais chegaram a 366,5 bilhões de m³ em 2009, o que coloca o país no 39º lugar no mundo na lista dos detentores de reservas provadas de gás natural. O mar é o lugar da maior concentração das reservas, com mais de 80% para o gás natural e mais de 90% para o petróleo.

[2]Unidade usada para medir a produção do óleo e a medição equivalente de gás.

[3] http://www.senado.gov.br/sf/comissoes/CAE/AP/APRP2009/AP20090324-Petrobras.pdf

No que diz respeito à produção, refino e consumo de petróleo e gás natural (cadeia do petróleo e gás) no Brasil, a Figura 4 mostra como tem evoluído nos últimos nove anos esta cadeia produtiva. A produção de ambos os recursos mostrou um incremento acelerado; o consumo de petróleo foi relativamente constante, com um leve incremento nos últimos anos. Já o consumo de gás incrementou consideravelmente na última década. Tudo isto mostra o aquecimento da indústria de óleo e gás e as necessidades de inovação tecnológica para garantir uma exploração segura e racional destes recursos.

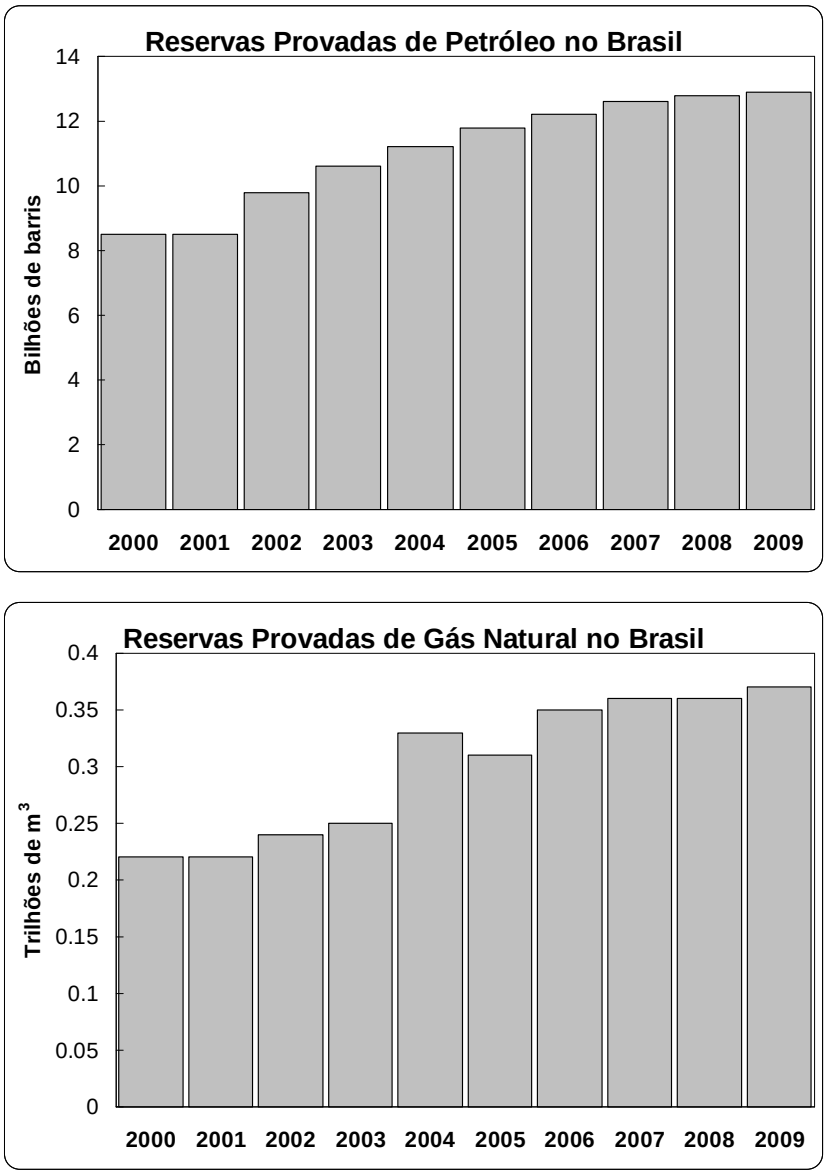
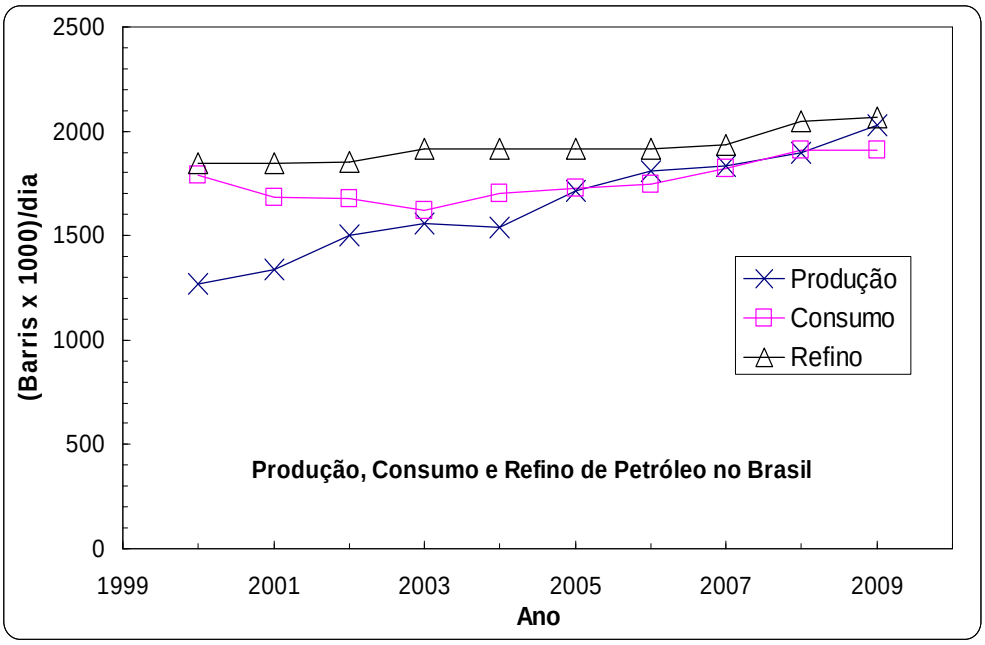



Figura 3: Variação das reservas confirmadas de petróleo e gás natural no Brasil nos últimos 9 anos, ANP [3].



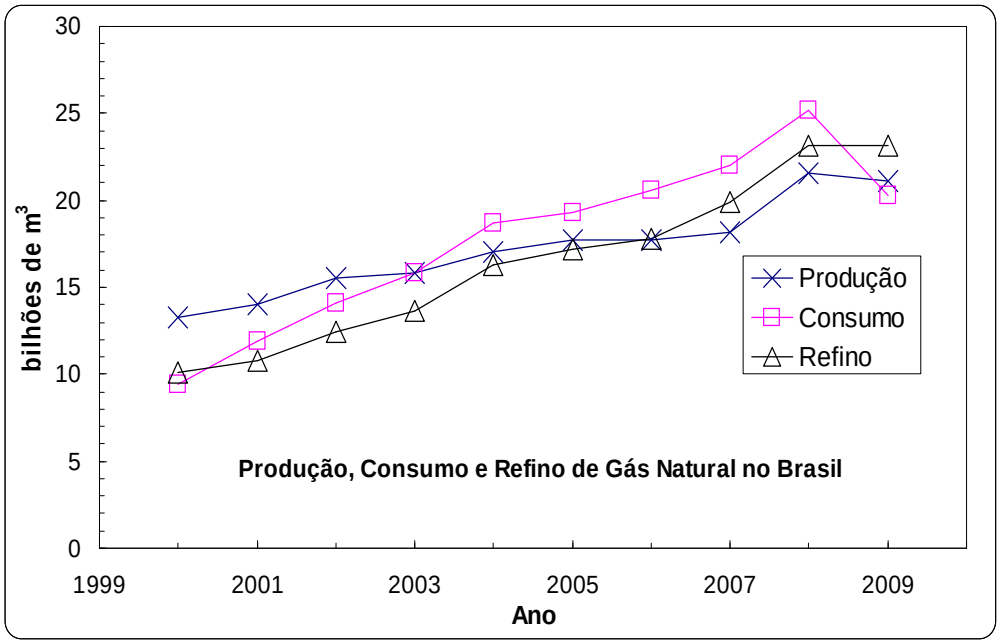




Figura 4: Variação da produção, consumo e refino de petróleo e gás natural no Brasil de 1999 até 2009, ANP [3].

O Plano de negócios 2009-2013 da Petrobras[4] estimou a produção de óleo no pré-sal em 157 mil barris por dia em 2012, chegando a 422 mil barris por dia até 2015. Os investimentos da Petrobras serão de 18,6 bilhões de reais até 2013, chegando a 111,4 bilhões de reais até 2020. Estes números representam um

[4] http://www.senado.gov.br/sf/comissoes/ci/ap/AP20090324_Petrobras.pdf

grande marco de pesquisa e desenvolvimento na indústria brasileira e que deverá continuar nos próximos anos.

Alguns dos desafios[5] que a indústria terá de superar para explorar o óleo e gás natural são a adequação de equipamentos de exploração que suportem elevadas pressões, dutos que suportem altas temperaturas, tubos de grandes diâmetros a profundidades de mais de 2 km, amarração e fundeio em águas profundas das unidades de produção, controle dos sistemas de nivelamento das unidades, novas situações de operação para tubulações de escoamento (*risers*), com possibilidade de usar novos materiais rígidos, melhoramentos da isolação térmica das tubulações considerando a profundidade e tubulações para injeção de gás a altas pressões, etc. Os desafios logísticos também serão grandes, pois as descobertas estão localizadas a mais de 300 km de distância da costa.

Dentro deste cenário é necessário o desenvolvimento/aperfeiçoamento de metodologias de projeto/análise de componentes estruturais que permitam avaliar a vida útil ou vida segura de operação do componente. Estas metodologias devem ser confiáveis e conservadoras, garantindo o funcionamento do componente dentro do prazo de tempo requerido. Assim também, a redução de custos associados à manutenção e/ou inspeção dos diversos componentes estruturais necessários na exploração e produção do petróleo e gás deveria ser um dos focos destes procedimentos de avaliação estrutural. Ainda, devem-se minimizar os riscos de possíveis danos ao meio ambiente e/ou perdas de vidas humanas.

## *1.3. Justificativa do trabalho*

A avaliação do dano por fadiga tipicamente utiliza metodologias empíricas e muitas vezes simplificadas, incluindo elevados coeficientes de segurança para levar em conta as diversas incertezas do modelo usado, das propriedades do material e dos carregamentos aplicados. Os típicos procedimentos de cálculo da vida à fadiga propostos pelas normas internacionais DNV-RP-C203 [4] , BS 7910 [5], DNV-CN-

[5] Os Desafios do Pré-Sal, 2009, Biblioteca Digital da Câmara dos Deputados, HTTP:// bd.camara.gov.br

30.7 [6] e BS 7608 [7] são baseados em curvas nominais *S-N*[6] determinadas por ensaios de fadiga do detalhe estrutural em análise, usando a hipótese de acúmulo de dano linear. Um amplo espectro de detalhes estruturais tem sido testado experimentalmente fornecendo resultados (Tensão aplicada vs. Número de Ciclos) apresentados em forma gráfica, os quais simplificam e auxiliam o projeto à fadiga de componentes estruturais. Estes procedimentos levam em conta unicamente a iniciação de um defeito no detalhe estrutural em análise. Além disso, os efeitos ocasionados pela sequência dos carregamentos não são considerados nestas abordagens.

Embora o uso da metodologia $S-N$ tenha sido utilizada efetivamente em muitas aplicações estruturais, hoje é amplamente reconhecido que a propagação de defeitos pré-existentes em juntas soldadas domina a sua vida à fadiga. No entanto, existe uma interação complexa entre os diversos fatores que afetam a taxa de crescimento de trinca por fadiga em soldas tais como a geometria da junta, a dissimilaridade mecânica[7] da junta, tensões residuais e fechamento de trinca, os quais não são explicitamente considerados nas metodologias convencionais.

Dentre os procedimentos citados anteriormente, apenas as normas BS 7910 [5] e BS 7608 [7] apresentam como opção o uso da mecânica da fratura como ferramenta adicional para as estimativas de fadiga em componentes estruturais. Porém, novamente um alto conservadorismo domina as estimativas das constantes da lei da taxa de propagação da trinca. Por exemplo, a norma BS 7608 [7] recomenda multiplicar por um fator de 4 a constante $C$ da conhecida lei de Paris, obtida do melhor ajuste linear dentre os dados da taxa de propagação $da/dN$ versus o intervalo do fator de intensidade de tensões $(\Delta K)$.

O cenário descrito anteriormente justifica o desenvolvimento de metodologias de análise de fadiga mais robustas, menos conservadoras e mais realistas. O cálculo da vida à fadiga é a base para um eficiente programa de controle durante a fabricação de uma nova estrutura e sua posterior vida operacional. Como um passo

---

[6] Curvas tensão nominal (*S*) versus o número de ciclos até a falha (*N*)
[7] Conhecida comumente na literatura como *weld strength mismatch*.

nesta direção, esta tese de doutorado aborda a inclusão do fechamento de trinca sobre a avaliação da vida à fadiga em juntas soldadas usando os conceitos da mecânica da fratura como detalhado a seguir.

## *1.4. Objetivos*

O objetivo central deste trabalho é avaliar a influência do fechamento de trinca induzido por plasticidade[8] sobre a *taxa* de *propagação* de trincas por fadiga em materiais homogêneos e juntas soldadas. O foco do trabalho considera a região (fase) II da curva de propagação $da/dN$ na condição de pequenas deformações. Um objetivo adicional será realizar estudos exploratórios na condição para a qual a mecânica da fratura linear elástica (MFLE) perde sua validade e estender a metodologia para propagação de trincas por fadiga em regime elasto-plástico. Resultados experimentais provenientes de ensaios de propagação de trinca por fadiga serão utilizados para verificar a robustez e validade dos modelos numéricos usados. Especificamente, os seguintes tópicos serão abordados:

- Avaliação das diferentes metodologias numéricas comumente usadas no cálculo do fechamento de trinca por plasticidade usando o método de elementos finitos na condição de escoamento de pequena monta[9].
- Analisar a influência das variáveis numéricas (tamanho dos elementos da malha na região da trinca, estratégias de avanço da trinca, efeito da transição de elementos na região solda-metal base, forma de carregamento sobre as cargas de fechamento de trinca.

---

[8] O detalhamento do fenômeno de fechamento de trinca e os diversos mecanismos que podem produzi-lo serão tratados no capítulo 3.
[9] Comumente conhecida como condição *Small Scale Yielding (SSY).*

- Comparação da vida à fadiga entre o metal base e uma junta que possui dissimilaridade mecânica (*weld mismatch*).
- Efeitos do nível da força motriz sobre as cargas de fechamento de trinca e seu correspondente impacto na vida à fadiga.
- Uso de ensaios de propagação de trinca por fadiga para validação das diferentes metodologias de predição da influência do fechamento de trinca por plasticidade na vida à fadiga.
- Avaliação preliminar das taxas de crescimento de trinca usando o conceito do intervalo da integral $J$ [10] $(\Delta J)$.

## *1.5. Organização do trabalho*

O capítulo 2 apresenta a revisão da literatura relacionada ao fechamento de trinca, incluindo os casos onde esta abordagem se mostrou efetiva em caracterizar seus efeitos sobre as taxas de propagação de trinca. Também, apresentam-se as primeiras abordagens de elementos finitos aplicáveis à modelagem de fechamento de trinca induzido por plasticidade.

O capítulo 3 introduz o conceito de dominância $K$ e o princípio de similitude aplicado ao caso de fadiga. Em sequência, o retardo nas taxas de propagação de trinca devido a o efeito de fechamento é explicado, incluindo o detalhamento das metodologias correntes de cálculo da carga de abertura de trinca. Adicionalmente, a metodologia de cálculo da vida à fadiga por meio da integração da lei modificada de Paris proposta por Elber é também apresentada.

[10] A apresentação desta abordagem será feita nos capítulos 3 e 4.

O capítulo 4 detalha a modelagem computacional do fenômeno de fechamento de trinca induzido por plasticidade. O capítulo 5 descreve os procedimentos experimentais seguidos durantes os ensaios de caracterização mecânica do aço usado nesta tese, da medição das tensões residuais no cordão de solda e dos ensaios de propagação de trinca por fadiga.

O capítulo 6 apresenta os resultados numéricos e as medições experimentais do crescimento de trinca por fadiga, incluindo as predições do fechamento de trinca. Já no capítulo 7 serão apresentados os resultados obtidos da avaliação experimental das taxas de crescimento de trinca por fadgia sob situações de escoamento de grande monta.

Finalmente, nos capítulos 8 e 9 são apresentadas as conclusões finais da presente tese e as recomendações para futuros trabalhos nesta linha de pesquisa.

# 2. REVISÃO DA LITERATURA

Este capítulo apresenta uma breve revisão sobre o problema da determinação da vida à fadiga considerando o efeito do fechamento de trinca. A maioria dos trabalhos consultados concentra seus esforços sobre materiais homogêneos e fechamento de trinca causado por plasticidade. As principais vantagens e desvantagens destas metodologias serão discutidas.

## *2.1. Estado da arte do problema*

Fadiga de materiais metálicos é um fenômeno muito complexo, o qual não é totalmente entendido. Na presença de uma solda, o problema torna-se ainda mais complicado devido às variáveis adicionais introduzidas durante a soldagem, tais como alteração da microestrutura na zona de fusão, diferenças na resistência mecânica do material de adição (solda), criação de zonas frágeis, tensões residuais, aparecimento de defeitos na forma de trincas, geometria da junta soldada e distorções. Como consequência, falhas por fadiga em estruturas soldadas ocorrem mais frequentemente na região da solda, que pode ser considerada o “elo fraco” do componente estrutural.

Do ponto de vista prático a vida à fadiga pode ser dividida em dois estágios:

1. Iniciação $(N_I)$
2. Propagação $(N_P)$

A iniciação de uma trinca comprende as mudanças em nível microestrutural que causam nucleação de danos permanentes, seguidos pela criação de microdefeitos até o crescimento e coalescência desses defeitos, o que produz uma trinca dominante, com comprimento muitas vezes maior que o diâmetro dos grãos que formam a estrutura cristalina do material. A propagação da trinca dominante tem uma etapa com crescimento subcrítico, ou seja, crescimento estável, até atingir um tamanho crítico, que causará a instabilidade da estrutura ou fratura da mesma. Suresh [8] enfatiza a grande influência dos fatores mecânicos (carregamento,

tensões residuais), microestruturais (arranjo cristalino) e ambientais (ambiente ácido ou básico) sobre a nucleação e taxa de avanço de defeitos.

Atualmente, há três modelos para avaliar a vida à fadiga de um componente estrutural:

1. A metodologia clássica $S-N$ (*stress-based*) usada para fadiga de alto ciclo.
2. A metodologia $\varepsilon-N$ (*strain-based*) usada para fadiga de baixo ou alto ciclo.
3. A metodologia $da/dN-\Delta K$ (*defect-tolerant*).

As duas primeiras abordagens[11] estão associadas ao número de ciclos para iniciação de uma trinca por fadiga. A última corresponde ao número de ciclos para propagação de uma trinca já existente. Uma abordagem mais completa incluiria a combinação do modelo 2 e 3 para incorporar a formação macroscópica de um defeito e sua posterior propagação, como se ilustra na Figura 5 .

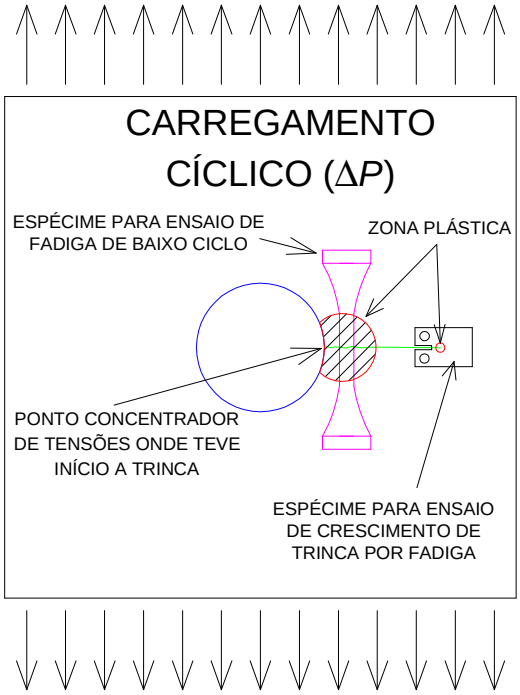



Figura 5: Ilustração dos estágios da vida à fadiga de um componente estrutural e das metodologias usadas para o cálculo de cada parcela (adaptado de Suresh [8]).

Esta estrutura, que possui um concentrador de tensões (furo), é submetida a um carregamento cíclico e representa um excelente exemplo para considerar a vida à

[11] Estas metodologias não serão abordadas aqui, de modo que se recomenda ao leitor as referências [2] e [8] para detalhamento das mesmas.

fadiga em duas parcelas. Do ponto de vista mecânico, a parcela de iniciação pode ser definida como o número de ciclos necessários para um defeito atingir um comprimento detectável por um ensaio não destrutivo (por exemplo, líquido penetrante, ultrassom, etc). Um valor comumente usado de tamanho de defeito $(a_0)$ para definir $N_I$ é 0.25mm (Stephens et al. [2]). Uma questão importante a ser levantada é: qual parcela é mais importante ou consome a maior parte da resistência à fadiga de um componente estrutural?

Na situação de material homogêneo, sem imperfeições na superficie e submetido a pequenos carregamentos, a maior parte da vida à fadiga é consumida em iniciar uma trinca ou defeito. Em contraste, para grandes carregamentos e material contendo severos concentradores de tensões, a maior fração da vida é consumida em propagar um defeito. Esta situação é ilustrada na Figura 6. Para uma tensão cíclica aplicada $\sigma_2 > \sigma_1$, o número de ciclos para iniciar um defeito será $N_1 \gg N_2$, sendo $N_1$ $(N_2)$ o número de ciclos de iniciação associados à tensão $\sigma_1 (\sigma_2)$.

A maioria dos esforços relacionados ao entendimento e previsão de falha por fadiga em juntas soldadas feitos por algumas organizações internacionais, tais como Det Norske Veritas (DNV) e British Standard (BS), são condensados em forma de gráficos de projeto (curvas $S-N$), para diferentes configurações geométricas da junta e incluindo diversos coeficientes de segurança para levar em conta as incertezas nas estimativas de carregamentos e a variabilidade das propriedades dos materiais. Os carregamentos usados podem ser nominais ou considerar concentradores de tensões geométricos devido à presença de uma descontinuidade estrutural (*hot spot approach*). As curvas $S-N$, segundo a DNV, correspondem ao valor médio menos duas vezes o desvio padrão dos testes experimentais realizados para cada tipo de junta.

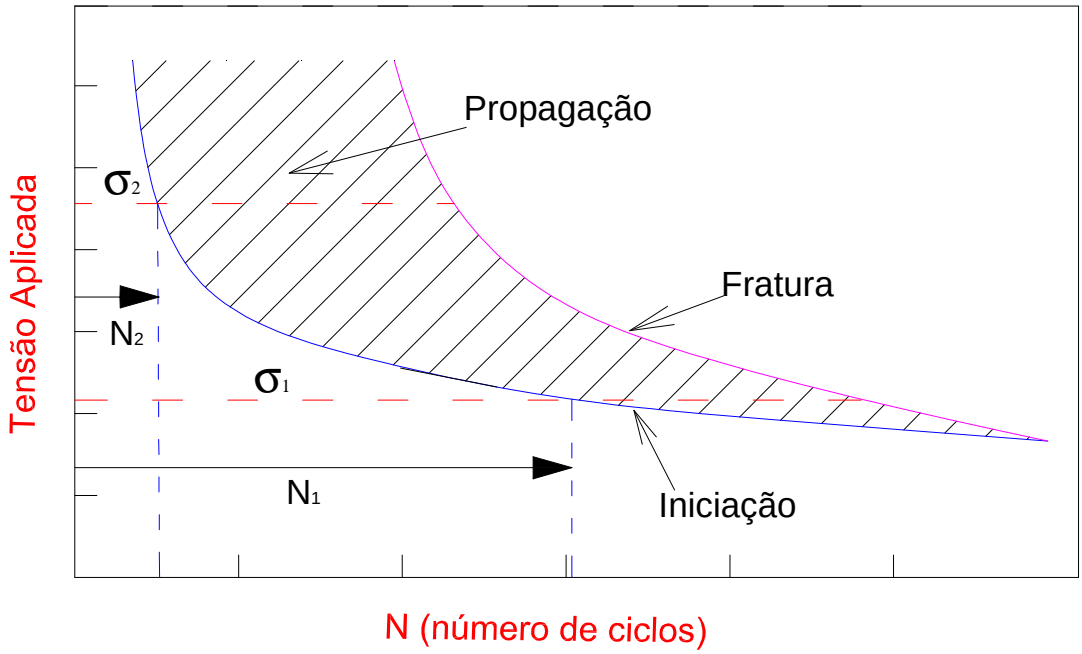



Figura 6: Esquema da relação Tensão-Número de Ciclos até a falha, diferenciando os estágios de iniciação da trinca, propagação e falha do componente (adaptado de Stephens et al. [2]).

Algumas vantagens desta metodologia ($S-N$) incluem a extensa base de dados experimentais correspondentes a diferentes tipos de juntas soldadas, nível de aceitação nos diferentes tipos de indústria (Aeronáutica, Naval, Offshore, Automobilística, Civil, etc) que utilizam estes procedimentos, experiência no seu uso e confiança nas predições. Apesar de ser empírico, existe a possibilidade de incluir efeitos geométricos (espessura, entalhes), considerar carregamento multiaxial e operação em ambientes agressivos. As principais desvantagens são o elevado grau de empirismo nas formulações, a não consideração dos mecanismos físicos que ocorrem na região do defeito e a não inclusão de parcela plástica de deformação.

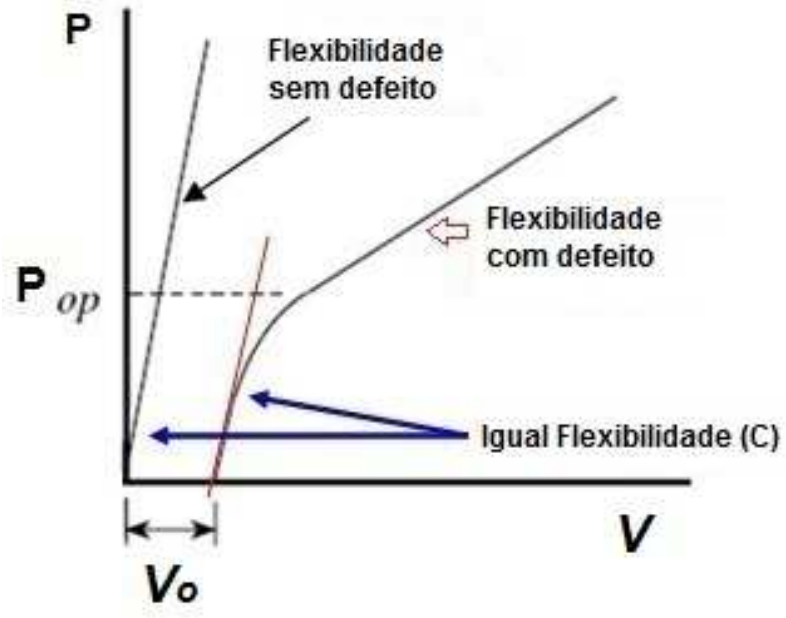
A propagação de trinca por fadiga é usualmente calculada usando uma metodologia conhecida como tolerante ao dano (*defect tolerant*). A maioria das estruturas usadas/projetadas pela engenharia possuem algum defeito inerente ao processo de fabricação ou utilização. Portanto, a maior fração da vida nestas estruturas é consumida em propagar um defeito pré-existente. Esta consideração é muito mais óbvia no caso de juntas soldadas. Soldas representam frequentemente a localização primária para falhas por fadiga. A existência de macro ou micro

descontinuidades na solda provê lugares para a nucleação prematura de defeitos. As tensões residuais trativas originadas pelos elevados e não uniformes gradientes térmicos na região da poça de fusão são outro fator importante que diminui a resistência à fadiga de uma junta soldada.

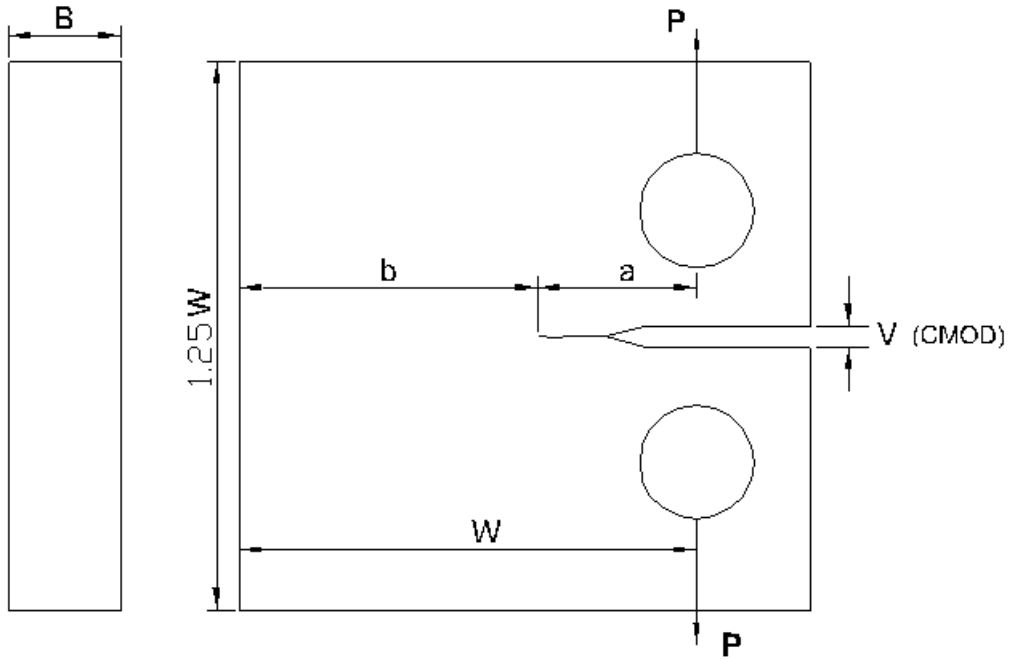
Uma descoberta importantíssima para o melhor entendimento do mecanismo de propagação de trincas por fadiga foi feita por Elber [9] no final da década de 1960. Ele notou diferenças na flexibilidade $(C)$ de vários corpos de prova ensaiados por fadiga, como ilustra a Figura 7. No gráfico carga $(P)$ - deslocamento $(V)$, a flexibilidade do espécime é definida pela razão $\Delta V/\Delta P$. Para elevadas cargas, $C$ coincidia com as típicas fórmulas para corpos da mecânica da fratura, por exemplo, aquelas propostas na norma ASTM E 647 [10]. Porém, para baixos carregamentos, a flexibilidade $C$ do espécime era próxima aquela de um corpo sem defeito. Elber postulou que esta variação na flexibilidade elástica (*Compliance*) era causada pelo fechamento de trinca para baixos valores de $P$, porém maiores que zero.

Elber argumentou que uma zona de deformação residual trativa é deixada na esteira de uma trinca que propaga por fadiga. Esta zona de material deformado plasticamente é a causadora do fechamento prematuro das faces da trinca. Este mecanismo de fechamento de trinca é conhecido como fechamento de trinca induzido por plasticidade (*plasticity-induced crack closure* PICC) [8]. Outros mecanismos de fechamento de trinca têm sido identificados na literatura, como fechamento causado por rugosidade, por oxidação, por fluido viscoso, por deflexão da trinca, por transformação de fase e por microtrincas.

O foco deste trabalho é o estudo do fechamento induzido por plasticidade já que este é o principal mecanismo na região linear da curva da taxa de propagação $(da/dN)$ versus a variação do fator de intensidade de tensões $(\Delta K)$ (Llorca e Sanchez [11]; Dougherty et al. [12]; McClung e Davidson [13]; Antunes et al. [14]; Ellyin e Ozah [15] e Roychowdhury e Dodds [16]). Uma discussão em detalhe dos outros mecanismos pode ser encontrada em Suresh [8].




(a)




(b)

Figura 7: (a) Variação na flexibilidade devido ao fechamento de trinca, adaptado de Anderson [1], (b) ilustração do ponto de medição do deslocamento e da aplicação da carga no corpo C(T).

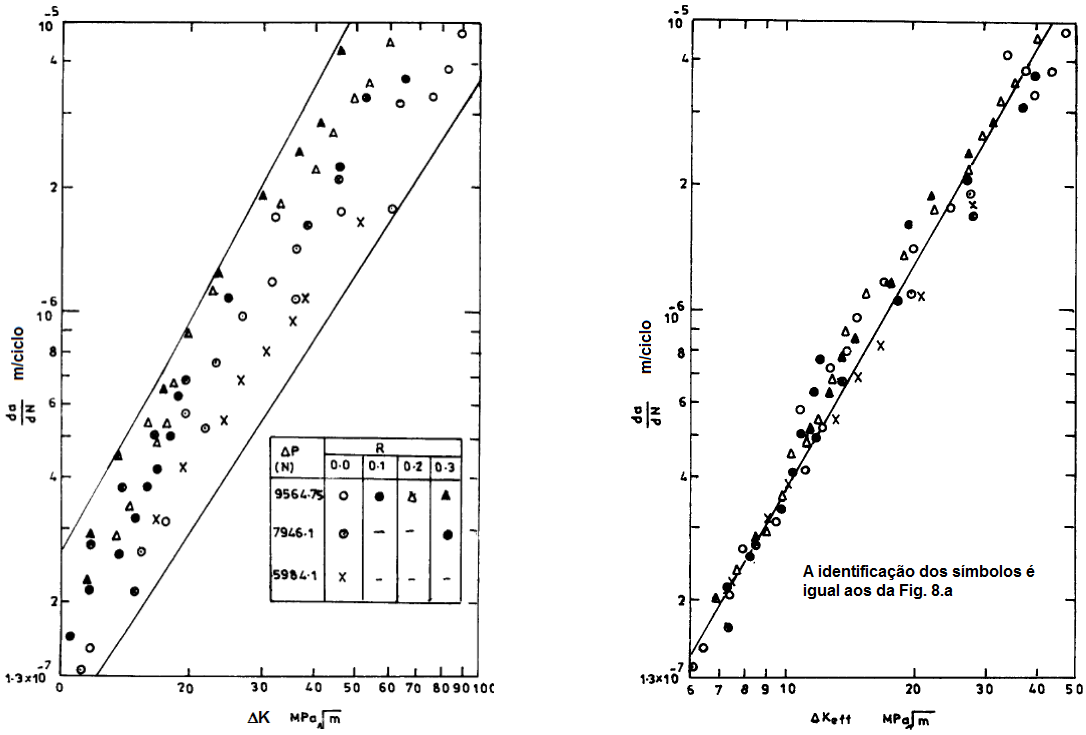
O fechamento de trinca causa uma diminuição na sua taxa de crescimento, ou seja, um retardo na velocidade de avanço da trinca. Elber [9] definiu um intervalo efetivo do fator de intensidade de tensões, $\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{op}$, para incluir o efeito de

fechamento de trinca na taxa de propagação, onde $K_{op}$ corresponde ao fator de intensidade de tensões calculado para o valor da carga remota $\left(P_{op}\right)$ que correspondente ao ponto do ciclo de carga no qual a ponta da trinca está totalmente aberta. A descoberta do fenômeno de fechamento estabeleceu, pela primeira vez, o conceito de que as taxas de crescimento de trinca não são unicamente influenciadas pela condição à frente da trinca, mas também pela natureza das faces da trinca [8]. Assim, a história do carregamento, o comprimento da trinca e os estados de tensões na ponta da trinca devem ser incluídos nas expressões que prevêem as taxas de crescimento por fadiga.

Diferentes fenômenos observados experimentalmente em ensaios de propagação de trinca por fadiga têm sido explicados consistentemente usando o conceito do fechamento de trinca. As Figuras 8 - 11 mostram vários exemplos do uso do intervalo efetivo do fator de intensidade de tensões, $\Delta K_{eff}$, como força motriz para caracterizar o avanço cíclico da trinca. Nestes gráficos, incluem-se o efeito da razão de carga $\left(R = P_{min}/P_{max}\right)$ sobre as taxas de propagação (Kumar e Garg [17]), efeito da espessura $\left(B\right)$ do espécime (Matos e Nowell [18]), efeito de sobrecargas $\left(Over\ Load - OL\right)$ (McMaster e Smith [19]) e efeito de trincas curtas (*small cracks*) (Newman et al. [20]).

No caso da Figura 10, o modelo utilizado por [19] é uma alteração do modelo proposto por Newman [25], que será explicado em 2.2. McMaster e Smith [19] calibraram uma expressão para o fator de restrição à deformação plástica $\alpha$ do modelo de Newman. Com esta alteração no fator $\alpha$ conseguiram uma melhora considerável nas previsões da vida à fadiga quando o corpo experimenta sobrecargas no carregamento cíclico. Já os resultados apresentados na Figura 11 revelam a versatilidade do modelo de Newman [24] nas predições da vida à fadiga para trincas curtas. Neste caso, resultados experimentais de propagação com diferentes razões de carga $R$ foram usados para calibrar $\alpha$ e obter uma relação única entre $da/dN - \Delta K_{eff}$. Esta relação e a equação proposta por Newman em [24] são usadas para estimar a vida à fadiga de trincas curtas. Contudo, para obter melhores correlações dos resultados numéricos quando comparados ao

experimentaos, correções de primeira ordem no comprimento da trinca por efeito de plasticidade foram feitas nas análises.




(a) (b)

Figura 8: Uso do fechamento de trinca para modelar os efeitos da razão de carga nas taxas de propagação [17]

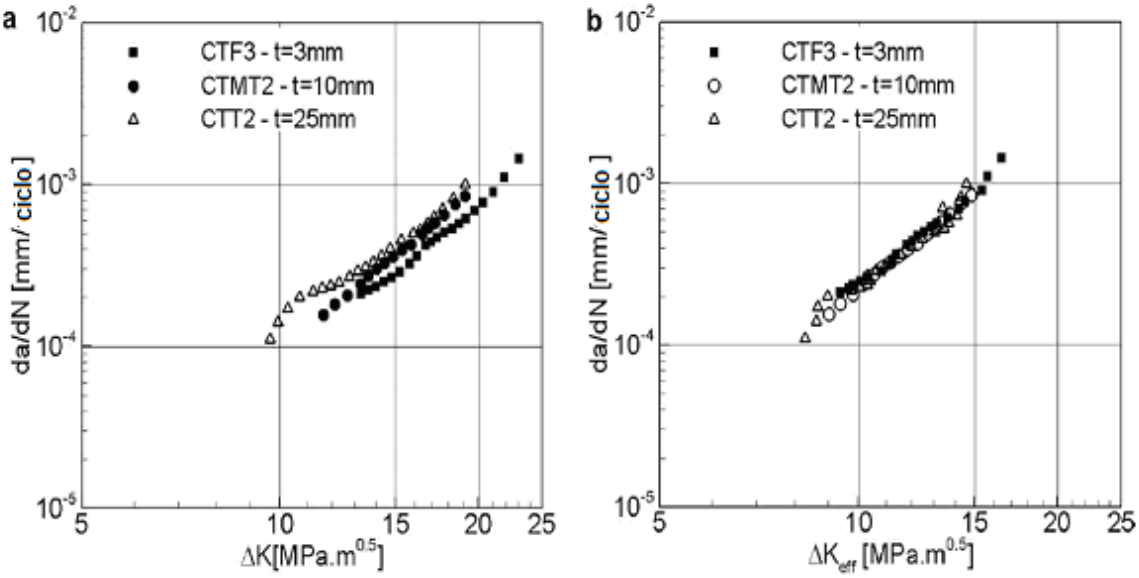



Figura 9: Efeitos de espessura modelados por meio de fechamento de trinca [18].

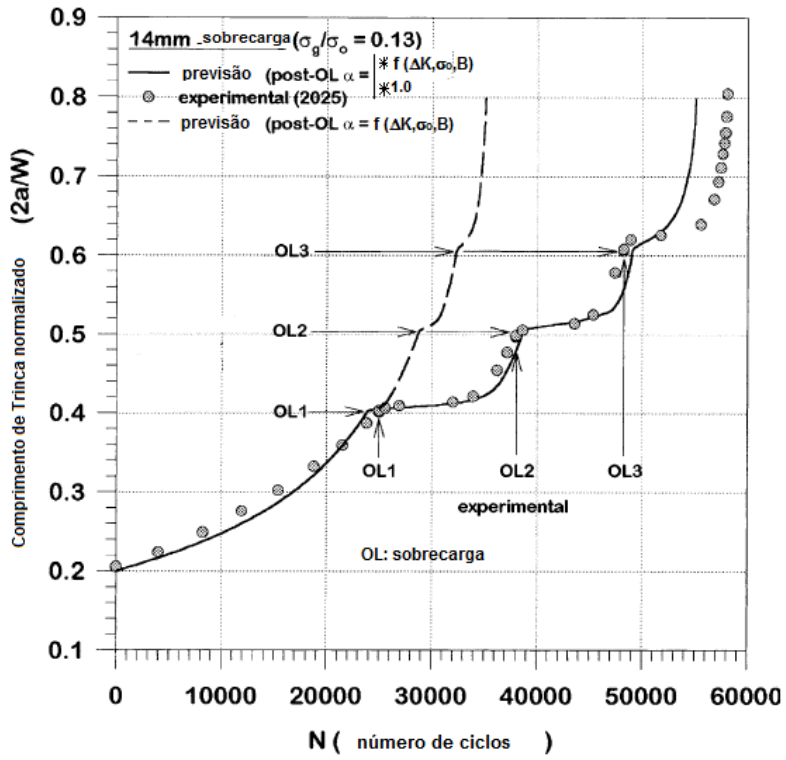
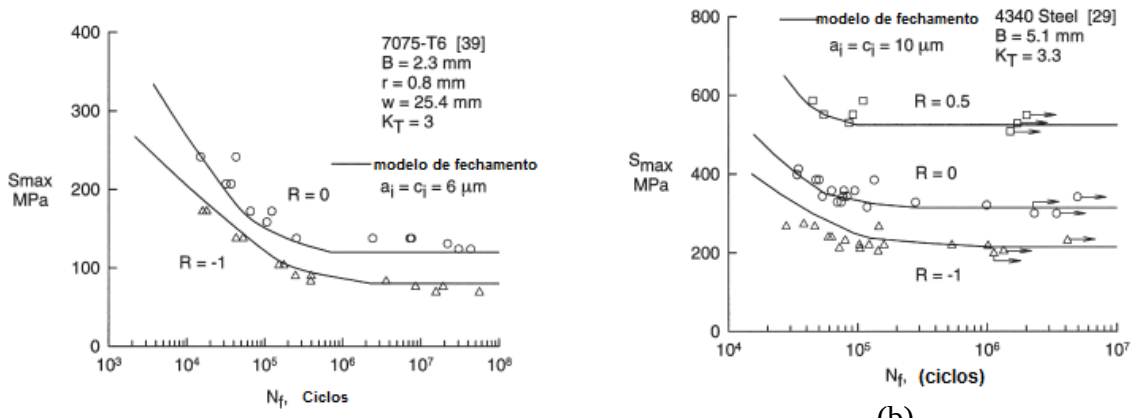



Figura 10: Uso do fechamento de trinca para modelar os efeitos de sobrecargas [19]




(a) (b)

Figura 11: Efeito de trincas curtas modelado efetivamente pelo fechamento de trinca [20]. (a) liga de alumínio (b) aço 4340

Em todos os casos mostrados, a inclusão do fechamento de trinca mostra-se uma metodologia eficaz para incluir efeitos geométricos e efeitos de carregamento nas taxas de propagação de trinca por fadiga. Considere, por exemplo, as Figuras 8 e 9, nas quais o uso do parâmetro $\Delta K_{eff}$ permite colapsar a relação entre $da/dN$ e $\Delta K$ em uma tendência única, independente do valor de $R$ e $B$. Este resultado é de muita utilidade dentro do processo de estimar a vida remanescente de um

componente, já que nem sempre se conhecem *a priori* os valores exatos da razão de carga a qual estará submetida uma estrutura e as espessuras dos corpos de prova de laboratório usados para determinar as constantes nas leis de propagação de trincas.

O uso de elementos finitos (EF) no estudo do fechamento de trinca foi fundamental para uma melhor comprensão e quantificação do fenômeno. Lembremos que o problema é fortemente não linear, uma vez que inclui plasticidade reversa na ponta da trinca (*reversed plasticity*), criação de novas superficies e condições de contorno que estão mudando continuamente durante a análise (contato dos flancos da trinca). O uso de EF permite a inclusão, de forma relativamente fácil, de modelos constitutivos que aproximam muito bem o comportamento real do material, configurações complexas de geometria e carregamento, não homogeneidades do material e plasticidade gerada na região da ponta da trinca.

Um dos primeiros trabalhos publicados sobre o tratamento de fechamento de trinca usando EF foi o de Ohji et al. [21]. Uma análise elasto-plástica incremental, incorporando uma lei de encruamento cinemático foi usada nas análises, assumindo uma condição de estado plano de tensão (EPT). Uma malha razoavelmente refinada foi usada, com tamanho de elementos na região da trinca igual a $L_1 = 0.05\,\text{mm}$ e um crescimento de trinca igual a 10 vezes $L_1$. Eles mostraram as diferenças no perfil de deslocamento do flanco da trinca entre uma trinca estacionária e uma trinca propagando por fadiga. A ponta da trinca que está propagando pode se fechar para tensões remotas positivas, enquanto que numa trinca estacionária a ponta continua aberta, inclusive para carregamento remoto compressivo.

Outra grande contribuição à modelagem de fechamento de trinca usando elementos finitos foi o trabalho de Newman [22] apresentado em 1976 em congresso da ASTM e que foi basicamente o resumo do trabalho de seu doutorado [23]. Newman analisou o problema de fechamento de trinca usando elementos 2D em EPT para uma placa com trinca central pasante, sob carregamento cíclico de amplitude constante, com tamanho de elementos na região da trinca igual

$L_1 = 0.08\,\text{mm}$. O modelo simulava o crescimento da trinca liberando de forma arbitrária as restrições de simetria na ponta da trinca e alterando as condições de fronteira de forma iterativa, para considerar o contato das faces da trinca. Apesar do critério de falha usado para crescer a trinca ser arbitrário, os valores calculados da carga de abertura de trinca $P_{op}$ foram qualitativamente consistentes com os resultados experimentais apresentados por Elber [9].

## 2.2. Modelo de fechamento de Newman

Em 1984, Newman [24] propõe uma equação analítica para determinação das tensões remotas de abertura da trinca $(S_0)$ em função da razão de carga $R$, nível máximo de carregamento $(S_{max})$ e um parâmetro para levar em conta o nível de restrição à deformação plástica $(\alpha)$(*constraint factor*). Esta equação foi calibrada usando os resultados numéricos obtidos usando uma placa plana de dimensões finitas com trinca central, aplicando uma versão melhorada do modelo da faixa de escoamento *(strip yield model*), proposto inicialmente por Dugdale e Barenblatt [1].

A Figura 12 mostra a geometria usada por Newman [25]. O modelo da faixa de escoamento foi modificado para deixar material plastificado na esteira da trinca que propaga. O nível de carregamento remoto para o qual as faces da trinca deixam de ter contato é usado para definir $S_0$. Para não existir contato, o fator de intensidade de tensões devido a um incremento da tensão aplicada $(S_0 - S_{min})$ é igualado ao fator de intensidade de tensões ocasionado pelas tensões de contato na face da trinca, o que permite determinar $S_0$.

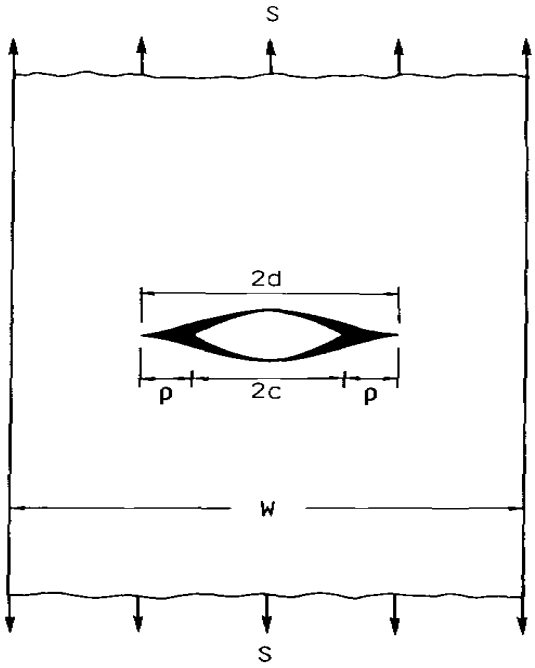



Figura 12: Placa plana de dimensões finitas com trinca central de tamanho 2c e zona plástica de tamanho $\rho$ usada por Newman para formulação analítica do modelo de fechamento.

O modelo de fechamento de Newman considera incremento de trinca igual a $0.05\rho_{max}$, sendo $\rho_{max}$ o tamanho da zona plástica causada pela máxima tensão aplicada no intervalo de crescimento. O incremento da trinca é feito no momento de aplicação da máxima carga e o número de ciclos requeridos para o incremento é definido pela lei da taxa de propagação proposta por Newman [25] e pela história do carregamento aplicado. Neste ponto é conveniente apresentar a equação analítica proposta por Newman, já que ela será usada posteriormente como referência para comparar os valores numéricos obtidos de $P_{op}$ usando elementos finitos. Esta equação é escrita por Newman [24] como:

$$\begin{aligned} \frac{S_0}{S_{max}} &= A_0 + A_1 R + A_2 R^2 + A_3 R^3 \quad R \geq 0 \\ \frac{S_0}{S_{max}} &= A_0 + A_1 R \qquad\qquad -1 \leq R < 0 \end{aligned} \tag{1}$$

onde $S_0 \geq S_{min}$ e os coefientes $A_i$ são dados por:

$$
\begin{aligned}
A_0 &= \left(0.825 - 0.34\alpha + 0.05\alpha^2\right)\left[cos\left(\pi S_{max}/2\sigma_{flow}\right)\right]^{1/\alpha} \\
A_1 &= \left(0.415 - 0.071\alpha\right) S_{max}/\sigma_{flow} \\
A_2 &= 1 - A_0 - A_1 - A_3 \\
A_3 &= 2A_0 + A_1 - 1
\end{aligned}
\tag{2}
$$

Todas as variáveis destas equações já foram definidas, com exeção de $\sigma_{flow}$, que é o valor médio entre a tensão de escoamento $\sigma_y$ e o limite de resistência $\sigma_{UTS}$. A equação de Newman para o cálculo das cargas de abertura tem sido empregada extensivamente pela indústria e academia. Além disso, esta relação está implementada no programa FASTRAN [26], que é o principal código numérico usado para prever a resistência à fadiga para carga cíclica constante e variável. Portanto, as predições de $P_{op}$ usando o modelo de elementos finitos, que será explicado no capítulo 4, podem ser comparadas diretamente à equação (1).

A critério do autor desta tese, as publicações feitas por McClung e Sehitoglu [27] e [28] correspondem à primeira avaliação robusta e sistemática da influência das diversas variáveis numéricas usadas na modelagem do fechamento de trinca por plasticidade PICC nos valores da carga de abertura $P_{op}$. Ao leitor que é iniciante neste tema recomenda-se fortemente a leitura destas publicações. Eles estudaram o efeito do refinamento da malha na região do defeito e recomendam pelo menos 10 elementos na zona plástica criada no primeiro ciclo de carga para $R = 0$, usando elementos lineares de 4 nós (quadriláteros). Um critério para obtenção de valores estáveis de $P_{op}$, isto é, não influenciado por concentrador de tensões e/ou comprimento inicial de trinca foi proposto nestas publicações. Eles sugeriram que a trinca avance além da região de material que experimentou deformação plástica no primeiro ciclo de carga. Outras questões que avaliaram foram a influência nos valores de $P_{op}$ do modelo constitutivo, propriedades do material, máxima tensão remota aplicada, biaxilidade e critério de avanço da trinca.

Na literatura aberta encontram-se variados estudos 2D e 3D numéricos e experimentais do fechamento de trinca, incluindo efeitos de estado de tensão,

carregamento máximo, refinamento da malha, estabilização da carga de abertura, efeito da geometria do corpo de prova e da geometria da trinca, modelo constitutivo do material, ponto de liberação de forças nodais no plano de simetria da trinca, definição do ponto de fechamento/abertura, razão de carga e modelagem do contato das faces [29-43]. Todos estes trabalhos serviram como ponto de partida para o entendimento, aprofundamento e extensão da modelagem de fechamento de trinca por plasticidade para o caso de juntas com dissimilaridade mecânica (*strength mismatch*).

Recentemente em conferência organizada pela ASTM/ESIS[12] no tema de fratura e fadiga, o autor desta tese teve a oportunidade de participar e apresentar a pesquisa conduzida neste trabalho (Sarzosa et al. [44]). Foi possível avaliar o foco de trabalho dos diferentes grupos da comunidade científica vinculados ao estudo de fadiga. Constatou-se que o conceito do fechamento de trinca está sendo fortemente explorado para estudar a influência das tensões residuais nas taxas $da/dN$, fadiga em condições de trabalho de elevadas temperaturas, efeitos agressivos do meio ambiente, diferenças nas taxas de propagação na região do limiar e efeito dos procedimentos experimentais na determinação do limite de propagação $\Delta K_{th}$ (*threshold*).

[12] *American Society of Testing Materials / European Structural Integrity Society*

# 3. PROPAGAÇÃO DE TRINCAS POR FADIGA

A presença de defeitos e sua posterior propagação, caso as condições de solicitação mecânica sejam favoráveis para isto, não provocam necessariamente mudanças visíveis no comportamento ou resposta de uma estrutura. Em geral, as falhas são súbitas e sem prévios avisos, podendo causar catastróficos acidentes, com altos custos econômicos e, mais graves ainda, perdas de vidas e danos ambientais.

A experiência tem mostrado que, após um determinado tempo de operação ou serviço de um componente, a possibilidade de encontrar defeitos estruturais (por exemplo, trincas) é grande. O estudo de defeitos em estruturas é feito usando os conceitos da mecânica da fratura. A característica mais interesante da abordagem da mecânica da fratura elástica linear (MFEL) é que o fator de intensidade de tensões, determinado usando o carregamento remoto e as características geométricas do componente trincado, caracteriza unicamente, em forma elegante e simples, as taxas de crescimento de trinca por fadiga. Na década de 1960, Paris et al. *apud* Suresh [8] propuseram o uso do intervalo do fator de intensidade de tensões $(\Delta K)$ para descrever o crescimento de uma trinca sob carregamento cíclico na seguinte forma:

$$\frac{da}{dN} = C'(\Delta K)^m \tag{3}$$

onde $da/dN$ é a taxa de incremento no comprimento da trinca por ciclo de carga, $\Delta K$ é a diferença entre os valores máximos e mínimos do fator de intensidade de tensões $(\Delta K = K_{max} - K_{min})$, $C'$ e $m$ são constantes empíricas que dependem das propriedades do material, microestrutura, razão de carga $R$, meio ambiente e temperatura.

Duas considerações importantes estão implícitas na equação (3): o conceito de dominância $K$ e o princípio de similitude. O fator de intensidade de tensões $K$ é uma medida da *intensidade* da singularidade do campo de tensões e deformações na região próxima à ponta da trinca em condições de pequenas deformações (SSY).

Esta região à frente da ponta da trinca é conhecida como região de dominância $K$. A Figura 13 ilustra esta ideia.

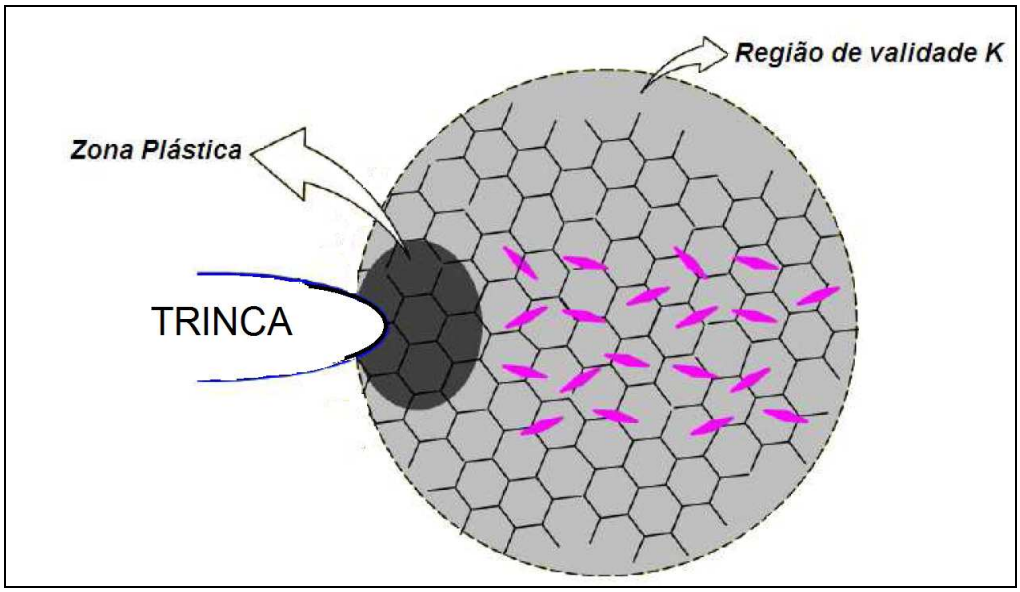



Figura 13: Ilustração da região de dominância $K$ e da zona plástica na região próxima a ponta da trinca. Lamelas ao centro mostram zonas potenciais para nucleação e crescimento da trinca, Ruggieri [45].

Dentro desta zona de dominância $K$, o campo de tensões se relaciona com o fator de intensidade de tensões $K$ na seguinte proporção [1]:

$$\sigma_{ij} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}\left(\theta\right) \tag{4}$$

onde $r$ é a distância radial desde a ponta da trinca até o ponto em análise, $\theta$ é a posição angular do ponto em questão, medida a partir do plano da trinca, e $f_{ij}$ é uma função adimensional que depende unicamente de $\theta$. O tamanho da zona de dominância $K$ pode ser determinado como a distância na qual o campo de tensões obtido pela equação (4) não se desvia "significativamente" $\left(\sim 10\%\right)$ de uma solução totalmente elástica que inclua todos os termos de alta ordem do campo de tensões de um corpo trincado, por exemplo, a solução apresentada por Westergaard, Irwin ou Williams [1].

A ideia de usar $\Delta K$ como parâmetro que caracteriza a taxa de crescimento de trinca surgiu de um princípio físico conhecido como similitude. O conceito fundamental do principío de similitude é relacionado ao fato de que o tamanho de um objeto é relativo e os fenômenos físicos que ocorrem em seu interior podem ser reduzidos a relações independentes do tamanho (Tolman[13] *apud* Rans et al. [46]). De forma geral, o princípio de similitude estabelece que, se dois sistemas físicamente idênticos forem sujeitos às mesmas condições de fronteira, os sistemas responderão da mesma maneira (Broek [47]). Como exemplo, considerem-se dois corpos com defeitos (trincas) de diferentes geometrias, carregamentos e tamanhos de defeito, porém feitos do mesmo material. Sendo válida a similitude, o campo de tensões e deformações na ponta da trinca (defeito) é idêntico se o fator de intensidade de tensões for igual.

O princípio de similitude também pode ser aplicado ao caso de crescimento de trinca por fadiga. Nesta situação, existindo igualdade entre o $\Delta K$ da estrutura - por exemplo, uma junta soldada em um componente estrutural de uma plataforma de exploração de óleo e gás - e do corpo de prova, pode ser dito que os dois corpos exibirão taxas de crescimento “iguais” que podem ser descritas pela equação (3) previamente apresentada.

A equação (4) é válida na premissa de que a trinca seja “aguda” (*Sharp Crack*). No entanto, o conceito do parâmetro $K$ mantém sua validade quando a trinca é arredondada pela deformação plástica localizada em sua ponta (ver Figura 13). A intensa deformação do material é acompanhada de um relaxamento das tensões e, consequentemente à frente da trinca, a solução dada pela Eq. (4) não é valida dentro da zona plástica. O tamanho da zona plástica deve ser inferior ao comprimento da trinca $(a)$, espessura do componente $(B)$ e largura remanescente da seção do corpo $(b)$. Como referência, a ASTM E399 [48] estabelece os seguintes requisitos para obter valores válidos de tenacidade à fratura em metais utilizando corpos-de-prova padronizados:

[13] R.C. Tolman, The principle of similitude, *Phys Rev* **3** (4) (1914), pp. 244–255.

$$a, B, b \geq 2.5\left(\frac{K_I}{\sigma_y}\right)^2 \tag{5}$$

onde $\sigma_y$ é a tensão de escoamento do material e o índice $I$ indica modo I de carregamento (abertura da trinca [48]). Já para o caso de fadiga, as restrições dimensionais impostas pela norma ASTM E647 [10] são unicamente no ligamento remanescente, $b$. Para o corpo C(T) é requerido que:

$$(W - a) = b \geq \frac{4}{\pi}\left(\frac{K_{max}}{\sigma_y}\right)^2 \tag{6}$$

onde $K_{max}$ é o fator de intensidade de tensões obtido para $P_{max}$ do ciclo de carga.

Os requisitos de espessura da eq.(5) garantem estado plano de deformação, enquanto os outros dois requisitos da eq.(5) e a eq.(6) garantem resposta nominal linear elástica. Quando as deformações inelásticas estiverem bem confinadas na região de dominância $K$, dentro da qual a equação (4) provê aproximações razoáveis do campo de tensões à frente da trinca, cria-se uma condição chamada de escoamento de pequena monta, ou SSY (S*mall Scale Yielding*). Esta situação aparece frequentemente em materiais frágeis e de baixa tenacidade ou em materiais dúcteis submetidos a pequenos carregamentos.

Outra possível situação de análise de propagação de defeitos por fadiga é no caso associado a grandes deformações plásticas na região da trinca, isto é, quando o tamanho da zona plástica é considerável quando comparado com outras dimensões geométricas do problema. Esta condição é conhecida como escoamento de grande monta LSY (*Large Scale Yielding*) e acontece tipicamente em materiais de alta tenacidade com grande capacidade de absorção/dissipação de energia.

No regime de grande monta, LSY, a teoria de análise ainda não está consolidada. Limitados resultados experimentais [49-56], sugerem que variação cíclica das forças motrizes na região da trinca pode ser caracterizada por uma versão modificada da integral $J$ proposta por Rice em 1968 [1], chamada de $\Delta J$. O parâmetro $\Delta J$ demonstrou sua habilidade em correlacionar dados de crescimento de trinca para carregamentos cíclicos em forma similar à equação (3). Embora a

integral $J$ proposta por Rice seja baseada na teoria da deformação, onde o descarregamento não é permitido, uma correta definição dos parâmetros envolvidos na definição original de $J$ permite sua extrapolação ao caso de carregamentos cíclicos (Lamba [57], Wüthrich [58] e Tanaka [59]). Estudos exploratórios experimentais serão realizados, objetivando avaliar esta metodologia e fornecer dados adicionais para um melhor entendimento da mesma.

### *3.1. Taxa de propagação de trincas* $(da/dN)$

A lei de propagação de Paris expressa pela equação (3) é válida para valores intermediários de $\Delta K$. A sua representação gráfica por meio de escala logarítmica em ambos os eixos resulta numa variação linear entre $da/dN$ vs. $\Delta K$. Para valores extremos de $\Delta K$, as taxas de crescimento sofrem grandes incrementos com pequenas mudanças de $\Delta K$. Para a maioria dos metais, um gráfico de log $(da/dN)$ versus log $\Delta K$ exibe uma variação sigmoidal como mostrado na Figura 14 a seguir:

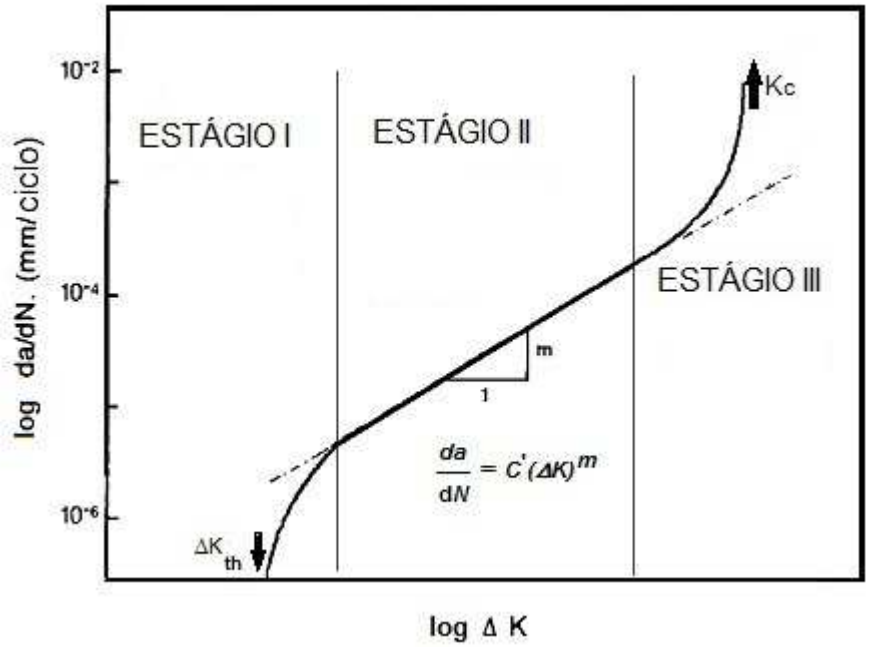



Figura 14: Ilustração das diferentes fases de crescimento de trinca por fadiga, Adaptado de [8].

Três fases distintas de taxas de crescimento de trinca podem ser observadas na Figura 14: O estágio I, no qual o incremento $da/dN$ é pequeno, está associado a

baixos valores de $\Delta K$. Esta fase está relacionada à existência de um limiar (*Threshold*) da taxa de crescimento para o qual a trinca não se propagará, conhecido como $\Delta K_{th}$. Para valores maiores que $\Delta K_{th}$ ocorrerá um incremento acentuado em $da/dN$ valores crescentes de $\Delta K$. O estágio I é fortemente sensível à microestrutura, razão de carga $R$ e meio ambiente [8]. O estágio II é o trecho onde a conhecida lei de Paris é aplicável. Observa-se um incremento linear entre $\log(da/dN)$ e $\log(\Delta K)$. Esta fase é influenciada razoavelmente pelo estado de tensões, tensão média e meio ambiente. Finalmente, o estágio III corresponde a rápidos incrementos em $da/dN$, que causarão a falha do componente em um curto período de tempo.

Observa-se que as taxas de propagação nas três fases são influenciadas por diferentes mecanismos que podem interagir de forma acoplada ou concorrer entre si, criando um cenário extremamente complexo de ser analisado. Uma modelagem global de engenharia deste problema não é trivial, fato que se observa nos modelos propostos, (ver [8]; cap. 6), cujas formulações são, na maioria, empíricas e, geralmente, aplicáveis a um estágio especifico de propagação. Assim, devido à relativa simplicidade nas análises, o cálculo da vida remanescente à fadiga de um corpo trincado considera tipicamente a fase II mostrada na Figura 14, desprezando as fases extremas de propagação. Do ponto de vista prático, esta abordagem é útil e conservadora no estágio I, fatores imprescindíveis em metodologias usadas na engenharia.

No entanto, atualmente existem restrições econômicas e operacionais ligadas a diferentes componentes estruturais (por exemplo, vasos de pressão usados na indústria nuclear e tubulações usadas na exploração de óleo e gás nas reservas localizadas no fundo do mar) que geram a necessidade de reduzir o alto conservadorismo associado aos modelos de cálculo da vida à fadiga, porém, sem chegar a comprometer a operação segura do componente. Assim, o fenômeno de fechamento de trinca surge como uma variável extra a ser incluída nos modelos de propagação de defeitos por fadiga para atingir esta meta. Ainda, a inclusão da propagação de trinca no estágio I nos modelos surge como uma alternativa adicional para melhorar as predições da vida à fadiga.

## 3.2. *Retardo na taxa de crescimento por fechamento de trinca*

A descoberta de Elber [9] da possibilidade de fechamento da trinca, mesmo para tensões remotas aplicadas maiores que zero, explicou o comportamento experimental observado na propagação de trincas por fadiga quando era modificada a razão de carga. Ele argumentou que o material na região da ponta da trinca experimenta deformações plásticas no carregamento que não são totalmente revertidas no descarregamento. Durante o avanço da trinca forma-se uma esteira de deformações residuais na direção normal da trinca. Esta região de material deformado plasticamente é restringida pelo material elástico adjacente, o mesmo que tenta retornar o material deformado à sua posição original. A tensão residual compressiva resultante causa contato prematuro das faces opostas da trinca mesmo para carregamentos positivos remotos, conhecido como fechamento de trinca. A Figura 15 ilustra a esteira plástica deixada pela trinca e o contato das faces causado pelo material deformado e a definição do intervalo efetivo do fator de intensidade de tensões $\Delta K_{eff}$ .

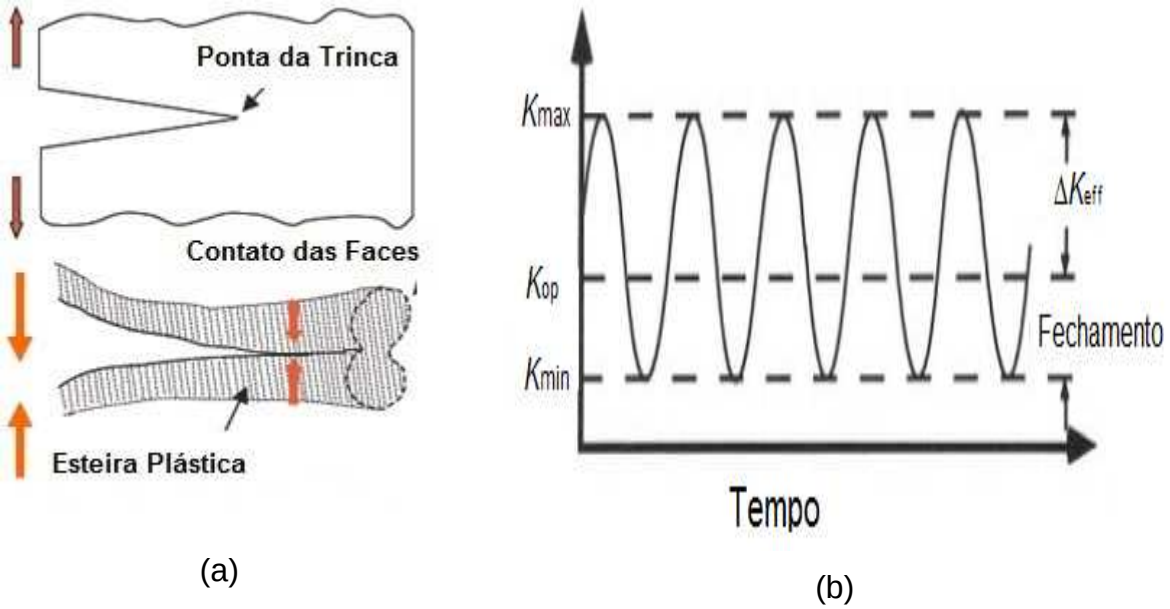



Figura 15: (a) Ilustração do contato das faces da trinca induzido por plasticidade (b) definição do intervalo efetivo da amplitude do fator de intensidade de tensões segundo Elber.

A principal consequência do fenômeno de fechamento é reduzir o carregamento que contribui à propagação da trinca e, consequentemente, a taxa $da/dN$ **,** como

ilustrado na Figura 16. Este mecanismo de fechamento induzido por plasticidade é dominante no estágio II de propagação, razão pela qual a correta quantificação é fundamental no cálculo da vida à fadiga. Elber propôs modificar a lei de Paris na seguinte forma:

$$\frac{da}{dN} = \bar{C}\left(\Delta K_{eff}\right)^{\bar{m}} \tag{7}$$

onde $\bar{C}$ e $\bar{m}$ são novas constantes, diferentes das definidas na equação (3), determinadas a partir do melhor ajuste linear entre $log\left(da/dN\right)$ versus $log\left(\Delta K_{eff}\right)$. O argumento que usou Elber para propor a equação (7) foi que a trinca pode se propagar unicamente na fração do carregamento cíclico na qual as faces estão totalmente separadas.

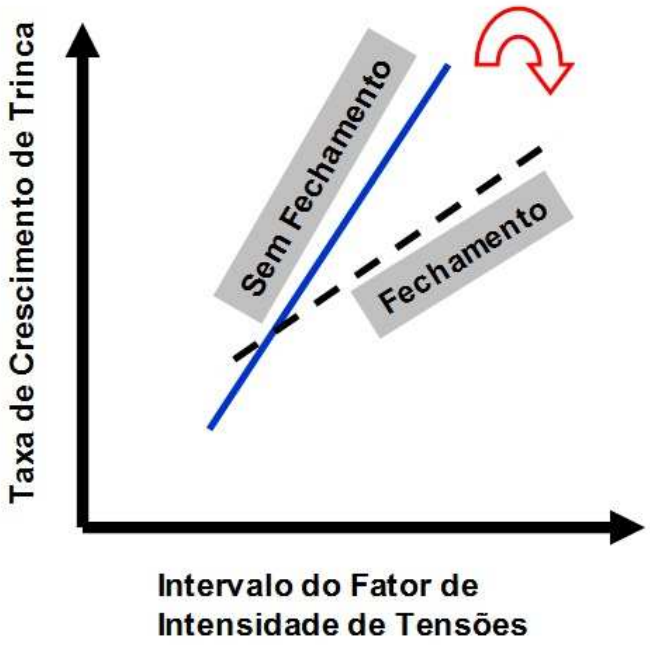



Figura 16: Diminuição da taxa de crescimento devido ao fechamento de trinca

A seguir serão descritas as diferentes metodologias propostas na literatura para o cálculo da carga remota de abertura de trinca $P_{op}$.

### *3.3. Metodologias de cálculo do fechamento de trinca*

A carga de abertura $P_{op}$ é geralmente identificada como o ponto durante o carregamento (*forward loading*) para o qual as faces da trinca se encontram totalmente abertas. Outro esforço que pode ser usado para caracterizar o fenômeno de fechamento de trinca é a carga de fechamento $(P_{cl})$ que é definida no ponto do ciclo de carga para a qual os flancos da trinca começam a experimentar contato durante o descarregamento (*reversed loading*). É bastante comum encontrar na literatura resultados experimentais que indicam que a carga de abertura $P_{op}$ é muito próxima ou igual à carga de fechamento $P_{cl}$, vide Kumar e Garg [17] e Guo [32]. Em contraste, resultados numéricos indicam que $P_{op} > P_{cl}$ (McClung e Sehitoglu [28]). A carga de abertura tem sido geralmente considerada como mais relevante no que se refere ao mecanismo físico de dano[14] necessário para o avanço da trinca. Assim sendo, os procedimentos para o cálculo de $P_{op}$ serão avaliados em forma detalhada na sequência.

Algumas observações experimentais, por exemplo, Ray[15] *apud* Carman et al. [60] e Davidson [62], têm servido como base para definir a carga de abertura de trinca $P_{op}$. Estas observações mostram o processo de abertura da trinca como um processo gradual contínuo ao longo do seu comprimento, no qual a trinca se abre em forma estável desde o ponto mais afastado que estava em contato até atingir a ponta atual da trinca (McClung e Davidson [63]). Durante o carregamento, a trinca abre por último na ponta e fecha primeiro na ponta durante o descarregamento. Assim, a maioria dos métodos, sejam experimentais ou numéricos, definem $P_{op}$ como a carga remota para a qual os flancos da trinca deixam de estar em contato.

Stoychev e Kujawsky [64] fizeram uma recente revisão das metodologias usadas no cálculo de $P_{op}$. Eles categorizaram os métodos como diretos e indiretos. O termo direto refere-se às técnicas associadas com observações diretas da

[14] Isto é acúmulo de deformação plástica à frente da ponta da trinca.
[15] Ray, S. Three dimensional crack closure measurements in polycarbonate. M.S. thesis, Purdue University, West Lafayette, IN, Dec 1984.

separação entre os flancos da trinca. Entre as técnicas diretas incluem-se: microscopia eletrônica e óptica, fotografias, interfeometria a laser e óptica, réplica, deformação superficial e tomografia por raios X [64]. As técnicas indiretas medem em geral a alteração na curva carga-deslocamento que causa o contato das superfícies da trinca.

Elber [9] foi o primeiro a usar uma técnica indireta para determinar $P_{op}$, determinando a variação experimental na flexibilidade do corpo de prova, como foi ilustrado na Figura 7. Os sinais mais comuns usados para identificar as mudanças na flexibilidade são: potencial elétrico, emissões acústica e corrente parasita. No entanto, existem algumas incertezas nestes tipos de medições da carga de abertura. Neste caso, não é óbvia a identificação do processo mecânico exato que está ocorrendo em torno da ponta da trinca, atrás e à frente, com esses tipos de sinais. Além disso, as asperezas podem causar curto-circuitos elétricos e, portanto, detectar níveis irreais de fechamento de trinca [64]. Como Xu et al. [65] observaram, medições mecânicas da variação da flexibilidade são os métodos mais amplamente utilizados na detecção do fenômeno de fechamento de trinca. Como estas cargas de abertura são inferidas a partir da deformação do corpo de prova, espera-se que elas sejam relacionadas com a carga transferida aos flancos da trinca que estão em contato.

Medições globais ou “volumétricas” (*bulk*) do fenômeno de fechamento, considerado como um “escudo” da trinca ao carregamento aplicado, podem ser feitas usando um *clip-gage* na boca do corpo de prova (CMOD) ou extensômetros (*strain-gauge)* na face traseira do espécime (BFSG). Extensômetros aderidos próximo da ponta da trinca fornecem medições locais do fenômeno de fechamento de trinca (NTSG). A localização destes pontos é mostrada na Figura 17.

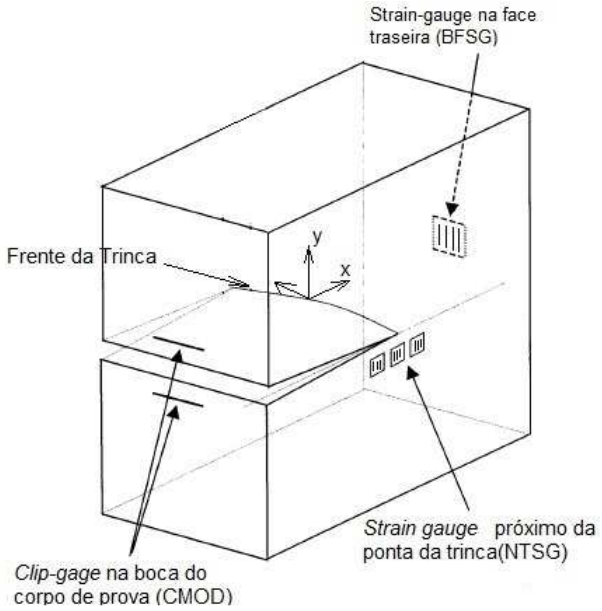



Figura 17: Ilustração da posição dos diferentes gauges usados para determinar a variação da flexibilidade do corpo de prova.

O uso de sinais CMOD ou BFSG e NTSG têm produzido resultados controversos. Em geral, as medições CMOD e BFSG produzem resultados similares de $P_{op}$, enquanto o sinal NTSG produz maiores valores de $P_{op}$ quando comparado aos estimados usando os sinais CMOD ou BFSG. Estas diferenças são usualmente explicadas pelo estado de tensões, estado plano de tensão ou deformação, “enxergado” pelo sinal. Na superfície do espécime, o estado plano de tensão (EPT) é predominante, enquanto que no interior dele, predomina o estado plano de deformação (EPD). Já que o nível de plasticidade na região da ponta da trinca é maior em EPT quando comparado a EPD, espera-se que o fechamento induzido por plasticidade seja mais pronunciado próximo da superfície do corpo. Porém, Allison et al. [66] relataram que as cargas de abertura obtidas pelo CMOD ou BFSG e NTSG foram equivalentes. Recentemente, Xu et al. [65] chegaram a esta mesma conclusão, usando ajustes regressionais da curva carga-deslocamento.

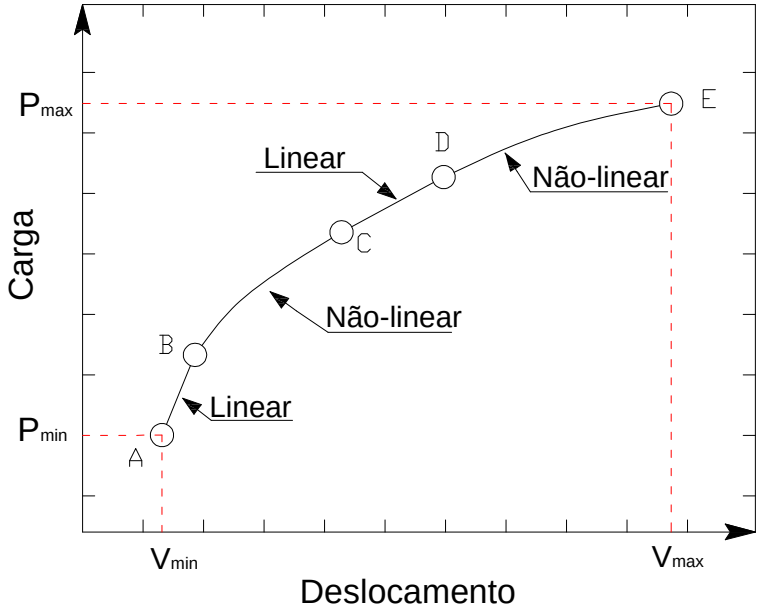
Adicionalmente, tem sido reportado que o cálculo de $P_{op}$ usando NTSG produz grande variabilidade com a localização relativa do strain-gauge com respeito à ponta da trinca [65]. Carboni [67] determinou o campo de aplicabilidade de medições locais para o cálculo de $P_{op}$. Ele usou uma extensão do modelo da faixa

de escoamento (*strip-yield model*) para determinar a resposta tensão remota versus deformação próxima da ponta da trinca, durante carregamento cíclico, e calculou os valores da carga de abertura. Ele comparou os resultados de seu modelo analítico com análises de elementos finitos 3D. Ele mostrou, que se a distância relativa entre a ponta da trinca e posição do *strain-gauge* fica na faixa de 2-10 vezes o tamanho da zona plástica $(r_p)$, a exatidão das medições locais da variação da flexibilidade feitas na superfície do espécime resultam em um erro máximo de 12% quando comparado ao comportamento médio ao longo da espessura do espécime.

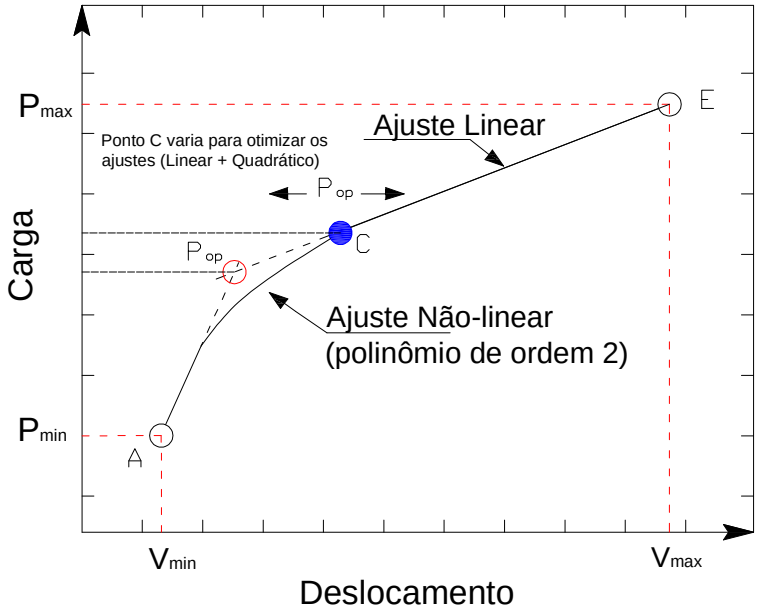
De forma geral, a metodologia de análise da curva $P-V$, onde $V$ pode ser medido pelo CMOD, BFSG ou NTSG, para a determinação de $P_{op}$ resume-se em duas alternativas:

1. Ajuste regressional da curva;
2. Análise da variação da inclinação da curva.

O ajuste regressional foi inicialmente proposto por Carman et al. [60] em 1988. Eles idealizaram 4 trechos na curva $P-V$ durante o carregamento de um ciclo de carga, como se mostra na Figura 18.a. Primeiro, o comportamento linear elástico do material produz uma relação linear entre $P-V$ (trecho AB). No segundo trecho, BC, a trinca está em processo de abertura, o que diminui (aumenta) a rigidez do corpo (flexibilidade). No trecho CD, a trinca está totalmente aberta e não existe deformacão plástica significativa na ponta da trinca, nem crescimento da mesma. Finalmente, no trecho DE a deformação plástica e o crescimento de trinca ocorrem o que dá origem a uma nova redução (aumento) da rigidez (flexibilidade) do corpo.




(a)




(b)

Figura 18: Curva carga-deslocamento para um carregamento cíclico: (a) diferentes estágios segundo Carman et al.[60 ]; (b) Ajuste de curvas para o cálculo de $P_{op}$.

Eles propuseram um ajuste polinomial de ordem 2 para o trecho não-linear BC. Para chegar a esta proposta eles analisaram os dados experimentais de Ray [61] do processo de abertura dos flancos da trinca com o incremento de carga. Esta variação mostrou-se linear com respeito ao carregamento remoto. Como o deslocamento vertical do flanco da trinca (CTOD) é proporcional ao comprimento

instantâneo da trinca e do carregamento remoto[16], assumindo resposta elástica, o CTOD terá uma variação quadrática com o carregamento remoto.

A carga de abertura $P_{op}$ foi definida como o ponto onde a tangente ao trecho BC é igual em coordenada e inclinação ao trecho CD. O "correto" ponto C foi escolhido como o ponto que minimiza a soma dos erros entre o ajuste linear e quadrático e os dados experimentais. Boas previsões de $P_{op}$ foram reportadas para o sinal NTSG, garantindo que apenas pontos experimentais no trecho BD tenham sido incluídos no ajuste da curva. É interessante notar que não houve apresentação de resultados para o sinal CMOD, possivelmente pela menor variação na inclinação (*slope*) nos dados experimentais para este tipo de sinal.

Poucos anos depois, Schijve[17] a*pud* Stoychev e Kujawsky [64] utilizou uma abordagem semelhante na qual uma regressão de um polinômio quadrático foi feita no techo AC e um ajuste linear no trecho CE, como se mostra na Figura 18.b. Novamente o ponto de transição C foi variado para minizar o erro entre o ajuste (linear e quadrático) e os dados reais. Este ponto foi definido como a carga de abertura da ponta da trinca $P_{op}$. Este procedimento tem sido adotado no *software* da MTS® 790.40 Fatigue Crack Growth e foi utilizado para o cálculo dos valores "experimentais" da carga de abertura nos ensaios feitos na parte experimental desta tese. Uma última metodologia um pouco mais simples para determinar um valor médio da carga de abertura, $P_{op}$, é a intersecção de duas retas que melhor ajustem os dados experimentais ao início e fim da curva $P-V$, como ilustrado na Figura 18.b. Embora seja simples de fazer está aproximação, ela carece de sentido físico.

O cálculo de $P_{op}$ das metodologias anteriores foi baseado no "melhor" ajuste regressional de funções polinomiais aos dados da curva $P-V$. Outro tipo de avaliação analisa as variações da inclinação (*slope analysis*) da curva

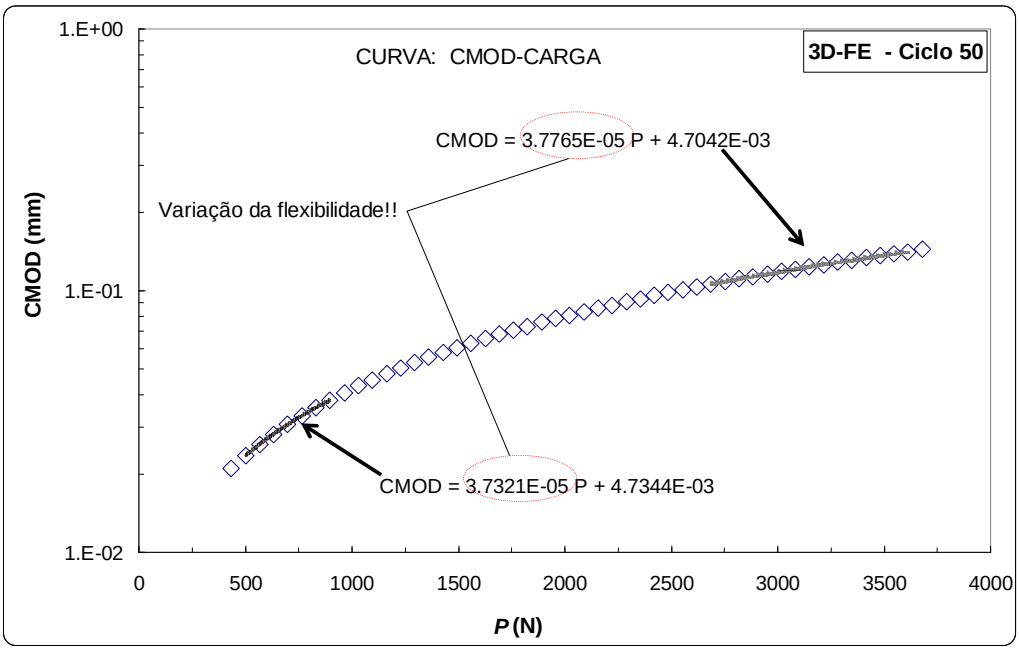
---

[16] $CTOD = 4\sigma/E\sqrt{a^2 - x^2}$ [1]

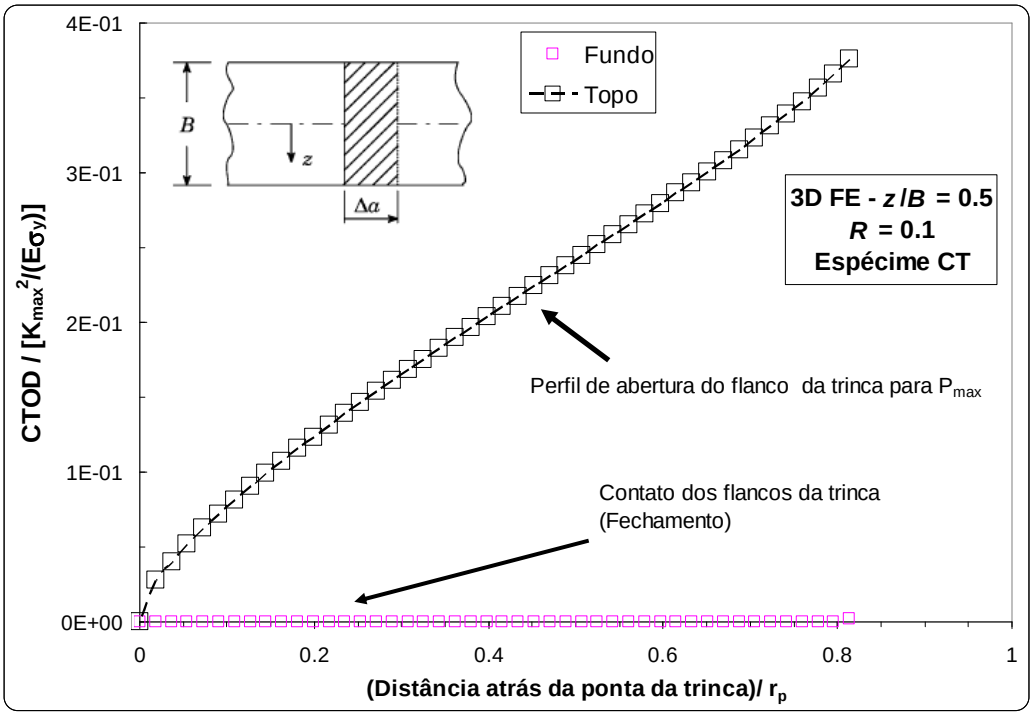
[17] Schijve, J. Regression analysis to find the transition from linear to non-linear function. Application to results of crack closure measurements. Document B2-91-06, Faculty of Aerospace Engineering, Delft University of Technology, 1991.

deslocamento-carga. A título de exemplo, a Figura 19Figura 19.a mostra a variação da flexibilidade $C$ após a trinca se propagar durante 50 ciclos usando um modelo tridimensional de elementos finitos de um corpo de prova CT. Mostra-se, também, a variação do perfil dos flancos da trinca nos instantes de máxima e mínima carga aplicada, vide Figura 19.b. Nesta simulação foi imposta uma razão de carga $R = 0.1$. Na curva CMOD-$P$ foram realizados dois ajustes lineares, um ao início do carregamento e outro ao fim do mesmo. As inclinações destes dois ajustes fornecem a flexibilidade "instantânea" do corpo de prova. Nota-se a diminuição da flexibilidade devido ao fechamento da trinca. Existe uma "pequena" alteração na flexibilidade $C$ associada ao contato das faces da trinca, como mostrado na Figura 19.b.

A variação em $C$ é usada pelo procedimento proposto pela norma ASTM E647 [10]. Esta abordagem é conhecida como porcentagem de desvio da flexibilidade (*Compliance Offset*). Uma premissa importante embutida no cálculo, segundo a ASTM [10], é que a flexibilidade atinge valor característico e fica constante após a trinca estar totalmente aberta. Esta situação permance até que a força remota aplicada seja incrementada o suficiente para causar escoamento de grande escala. Durante o descarregamento, a flexibilidade $C$ tem um valor característico para a trinca totalmente aberta, independentemente do nível de plasticidade atingido durante o carregamento.




(a)




(b)

Figura 19: (a)Variação da flexibilidade devido ao contato dos flancos da trinca; (b) perfil de deslocamento do flanco da trinca para máxima e mínima carga.

A abordagem definida pela ASTM E647 [10], para determinar $P_{op}$, compara a inclinação da curva $V-P$ da porção superior do descarregamento com a variação da inclinação durante o carregamento. Portanto, a tarefa consiste em determinar a

carga na qual a relação $V-P$ torna-se linear durante o carregamento [68]. Entretanto, curvas levantadas experimentalmente de $V-P$ apresentam apenas uma mudança sutil na flexibilidade quando a trinca está totalmente aberta, pelo que é de difícil identificação este ponto de mudança de $C$. Assim, o desvio da flexibilidade $(\Delta C)$ é introduzido como variável para definir o valor de $P_{op}$. Esta definição ajuda a reduzir a dispersão nos valores de $P_{op}$ devido ao ruído e não-linearidade no sistema de medição. $P_{op}$ é definido como a carga correspondente a uma flexibilidade que está deslocada (*Offset*) certa porcentagem do valor correspondente a trinca totalmente aberta.

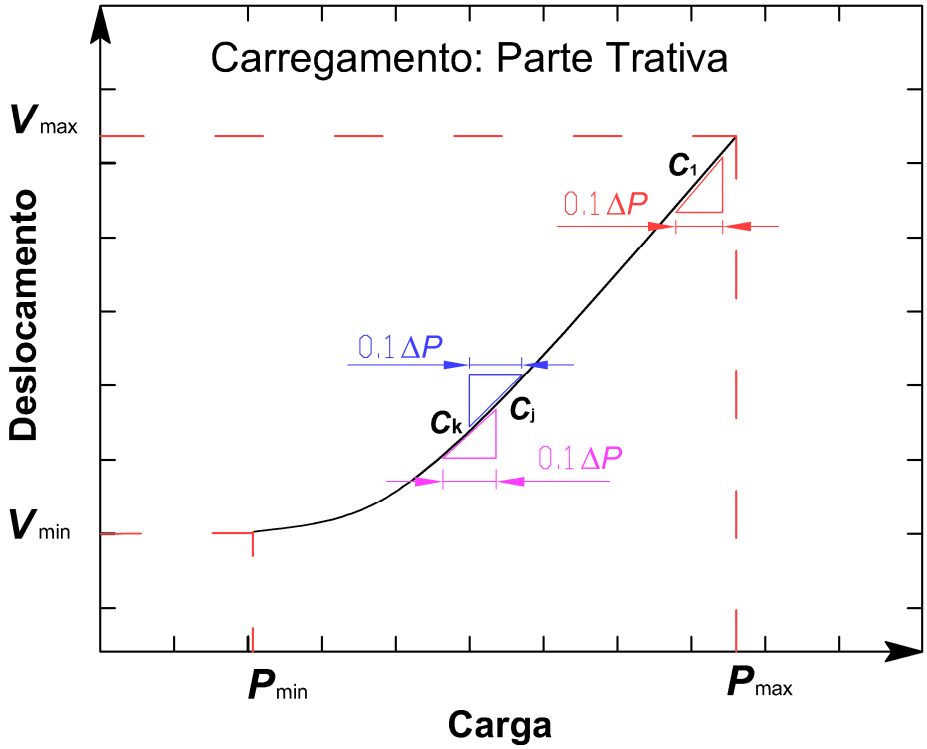
O procedimento proposto pela norma ASTM E647 está ilustrado na Figura 20.a. A curva $V-P$ é dividida em segmentos de comprimento igual a 10% do intervalo da carga aplicada $\Delta P$. Cada segmento sobrepõe-se ao outro num valor de 5%. Determina-se a inclinação, flexibilidade $C$, de cada segmento e a carga média correspondente. Calcula-se o desvio da flexibilidade para cada segmento como segue:

$$Desvio_Flexibilidade = \frac{\left[C_{trinca\ aberta} - C_i\right]}{C_{trinca\ aberta}} \times 100 \quad (\%) \tag{8}$$

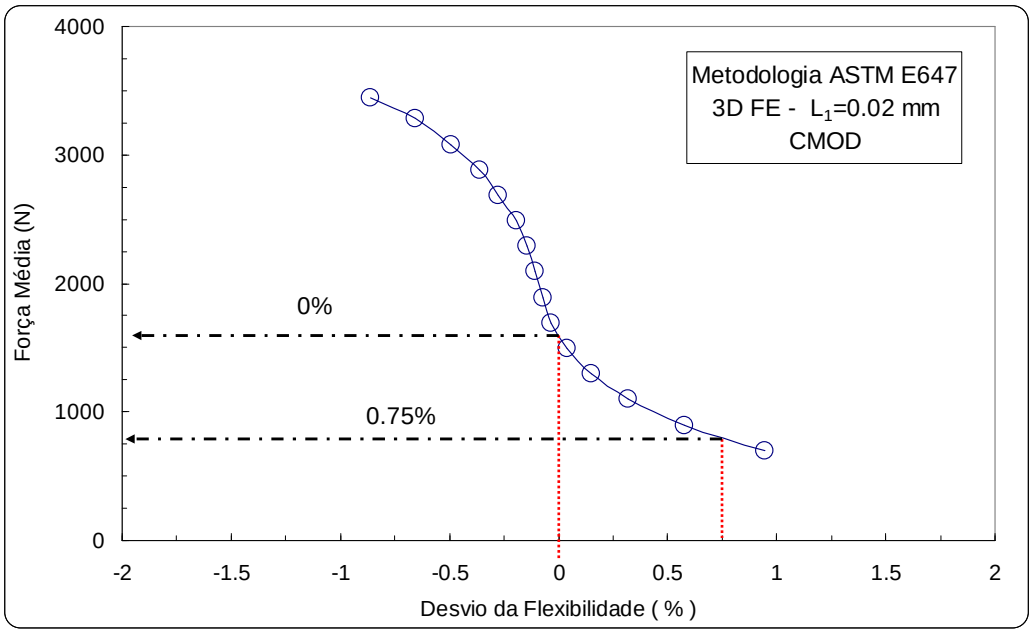
onde $C_{trinca\ aberta}$ corresponde à inclinação da curva $V-P$ associada ao descarregamento e $C_i$ é a inclinação de cada segmento durante o carregamento. O comprimento do segmento recomendado para determinar $C_{trinca\ aberta}$ é 25% do valor de $\Delta P$. Representa-se graficamente o desvio da flexibilidade para cada trecho versus a carga média do segmento, como se mostra na Figura 20.b. $P_{op}$ fica definido em função do critério de desvio (*Offset*) escolhido. Valores recomendados de *offset* são 0%, 1% e 2 % [10].

Algumas desvantagens têm sido reportadas na literatura com respeito ao procedimento da ASTM E647. Song e Chung [68] destacam os seguintes problemas:

1. Descontinuidade nos valores de $P_{op}$;
2. Dependência de $P_{op}$ no valor de *offset* escolhido.




(a)




(b)

Figura 20: Método de variação da flexibilidade para o cálculo da carga de abertura de trinca $P_{op}$: (a) curva $V-P$; (b) porcentagem de desvio da flexibilidade segundo definição da norma ASTM E647 [10]

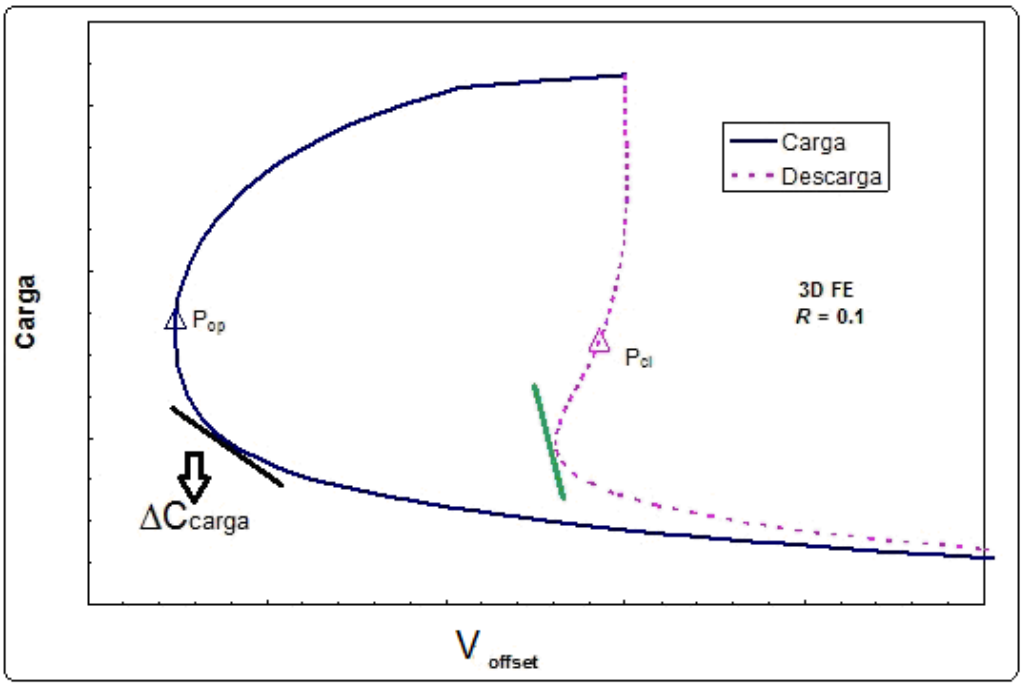
O problema de descontinuidade nos valores de $P_{op}$ está associado a baixos valores de fechamento, já que o método só consegue identificar valores no intervalo $\left(P_{min} + 0.05\Delta P, P_{max} - 0.05\Delta P\right)$. Quando o valor da carga de abertura fica no intervalo $\left(P_{min}, P_{min} + 0.05\Delta P\right)$ o método falha em identificar o real valor de $P_{op}$. Este problema gera descontinuidade na relação $da/dN - \Delta K_{eff}$. Uma possível solução seria diminuir o intervalo $\Delta P/10$ usado para cada segmento. Porém, esta redução produz uma alta variabilidade na curva de desvio da flexibilidade (*compliance offset*), como reportado em [68]. O problema associado à escolha de um valor de *offset* específico para o cálculo de $P_{op}$ poderia ser resolvido escolhendo um valor de *offset* que faça colapsar uma série de curvas $da/dN - \Delta K$, com diferentes $R$, numa única curva. No entanto, o colapso das curvas só é obtido usando diferentes níveis de offset [68].

Outro problema reportado recentemente (2011) por Lugo et al. [69] é a grande sensibilidade do *compliance offset* às medições locais da curva $V - P$. Usando análises de elementos finitos, em estado plano de tensão, eles mostraram como varia a carga de abertura quando o ponto de referência usado para determinar o deslocamento se afasta do plano da trinca. Usando o critério de 0% *offset* o método se mostrou independente do ponto de medição do deslocamento.

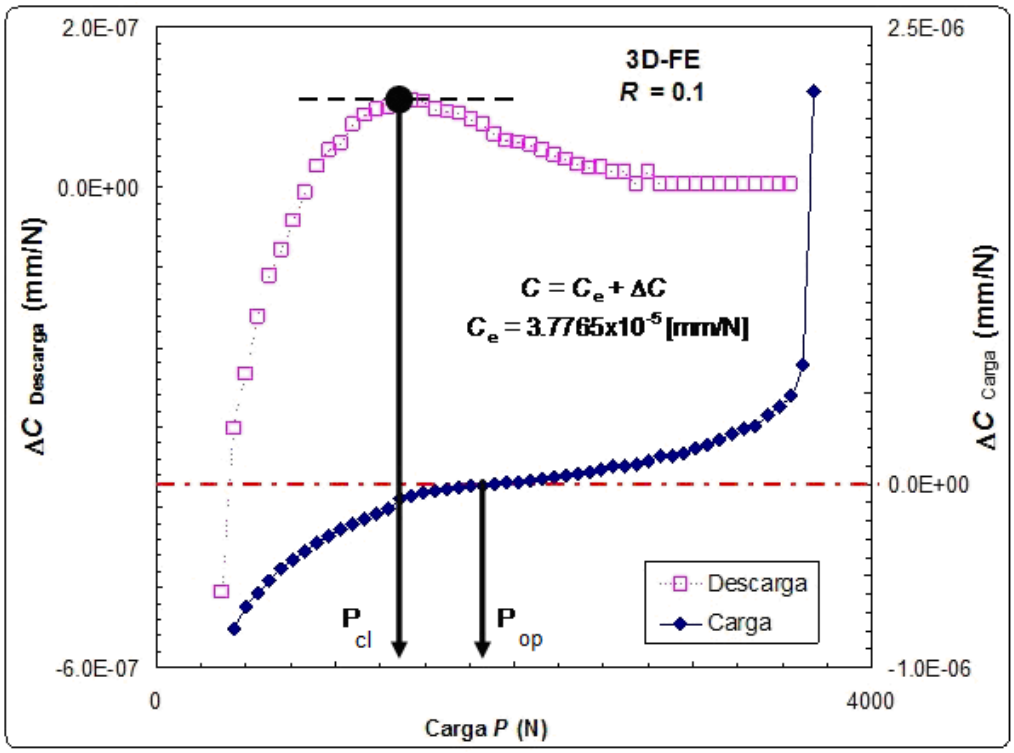
Por outro lado, alguns pesquisadores discutem a proposta de que a flexibilidade mantém-se constante logo após a ponta da trinca estar totalmente aberta (Chen e Nisitani [70] e Skorupa et al. [71]). Como resultado do fechamento ao longo do flanco da trinca e da deformação plástica na ponta da trinca, a relação carga-deformação durante o carregamento e descarregamento é curva [70]. Um método para observar esse comportamento é traçar a carga versus deslocamento-*offset* $\left(V_{offset}\right)$, onde $V_{offset} = V - kP$, sendo $k$ a inclinação da parte superior da curva $V - P$.

A Figura 21.a ilustra a forma da relação $P - V_{offset}$. Chen e Nisitani, usando a curva $P - V_{offset}$, propuseram um método para determinar $P_{op}$ que foi chamado curva em forma de S (*S-shaped curve*). Segundo Chen e Nisitani [70] a não-linearidade

entre $V-P$ é causada pela deformação plástica durante o carregamento e descarregamento e pelo contato entre os flancos da trinca.




(a)




(b)

Figura 21: Método *S-shaped* para o cálculo da carga de abertura [70].

Aparentemente existe certa “competição” entre os mecanismos que modificam a flexibilidade do corpo: ela aumenta pela deformação plástica durante o carregamento (*forward plastic flow*) e descarregamento (*reversed plastic flow*) e diminui pelo contato dos flancos da trinca. A seguinte divisão da flexibilidade de um corpo é proposta:

$$C = C_e + \Delta C \tag{9}$$

onde $C_e$ é a parte “elástica” da flexibilidade, $\Delta C$ é a varição na flexibilidade causada pela não-linearidade do sistema. Para uma resposta totalmente linear elástica, isto é, sem nenhum tipo de plasticidade, a curva $V-P$ seria linear com inclinação igual a $C_e$. A Figura 21.b mostra como muda $\Delta C$ durante um ciclo de carga. $\Delta C$ foi avaliado como a inclinação da curva $V_{offset}-P$.

Durante o carregamento, $\Delta C$ torna-se maior monotonicamente com o incremento de carga. Em contraste, durante o descarregamento, $\Delta C$ é inicialmente zero, isto é, não existe formação de plasticidade reversa nem contato dos flancos da trinca logo após iniciado o descarregamento. Com a diminuição da carga, a formação da zona reversa de plasticidade na ponta da trinca faz com que $\Delta C$ aumente de valor até certo máximo. Na sequência, $\Delta C$ começa a diminuir pelo contato das faces da trinca. A carga de abertura de trinca $P_{op}$ é definida quando $\Delta C_{carga} = 0$ [70]. A carga para a qual as faces começam a ter contato $(P_{cl})$ é definida como o ponto máximo da curva $\Delta C - P$ durante o descarregamento. Olhando a Figura 21.a, a carga de início do contato dos flancos da trinca, $P_{cl}$, corresponde ao ponto no qual acontece a inflexão da curva $P - V_{offset}$ durante a descarga e $P_{op}$ é o ponto no qual a tangente ao gráfico é vertical. A critério do autor desta tese, esta metodologia mostra-se atrativa para ser usada na condição LSY. Portanto, a metodologia *S-Shaped* será empregada no cálculo de $P_{op}$ para o regime de escoamento de grande monta.

Finalmente, existem alguns pesquisadores que refutam em forma parcial a ideia original de Elber de que as tensões abaixo da carga de abertura não têm qualquer efeito sobre a taxa de crescimento de trinca (Chen et al. [72], Donald [73], e Paris et al. [74]). Eles argumentaram que a deformação da ponta da trinca para valores inferiores a $P_{op}$ podem influenciar as taxas $da/dN$. Donald [73] afirmou que é a distribuição do mecanismo de proteção do volume no entorno da trinca o que exatamente influencia a deformação cíclica imediatamente à frente da ponta da trinca. Cada um desses pesquisadores tem proposto diferentes metodologias para levar em conta a contribuição da deformação ocasionada para valores menores que $P_{op}$. Aparentemente a influência do dano imposto para cargas inferiores a $P_{op}$ tem grande influência no estágio I da curva de propagação, isto é na região do limiar de propagação (vide Figura 14). Newman [75] mostrou que efetivamente esta contribuição existe. No entanto, ele mostrou que a contribuição da energia de histerese cíclica abaixo da carga de abertura é mínima no regime onde a lei de Paris é válida e, portanto, pode ser desconsiderada.

Conclui-se, desta forma, a descrição das metodologias do cálculo da carga de abertura. A criterio do autor, os métodos descritos são os mais importantes e amplamente usados pela comunidade relacionada à pesquisa em fadiga. A consistência e confiabilidade destas metodologias serão testadas neste trabalho, sendo o foco o cálculo do intervalo efetivo do fator de tensões $\Delta K_{eff}$ e posterior estimativa da vida à fadiga $(N_f)$ de dois tipos de corpos de prova: soldado e homogêneo. As estimativas de $N_f$ sinalizarão a precisão de abordagens numéricas, quando comparadas com dados experimentais de vida à fadiga.

## *3.4. Cálculo da vida à fadiga sob carregamento de amplitude constante*

A avaliação da vida de operação segura de estruturas com defeitos, submetidas a cargas cíclicas, é geralmente feita com base em relações semi-empíricas, que relacionam parâmetros chave com a taxa de crescimento $da/dN$ na seguinte forma [1]:

$$\frac{da}{dN} = g\left(\Delta K, R\right) \tag{10}$$

Diferentes formas da função $g$ tem sido propostas, a maioria delas empíricas. A abordagem padrão e simples para prever o crescimento de trinca por fadiga é por meio da lei de Paris, equação (3), cujas constantes são geralmente determinadas durante ensaios experimentais. Nesta pesquisa foi usada a versão proposta por Elber [9] para o cálculo da vida à fadiga, isto é, a equação (7).

Dowling [76] enfatiza a necessidade de um procedimento de integração na determinação de $N_f$, já que a taxa de crescimento do comprimento da trinca não varia em forma constante; ela aumenta com o comprimento da trinca . A trinca acelera seu crescimento como pode ser visto na Figura 22. A integração da equação (7) foi feita segundo o procedimento detalhado por Dowling [76]. O inverso da taxa de crescimento, $dN/da$, representa a taxa de acúmulo de ciclos, $N$, por unidade de incremento no comprimento da trinca.

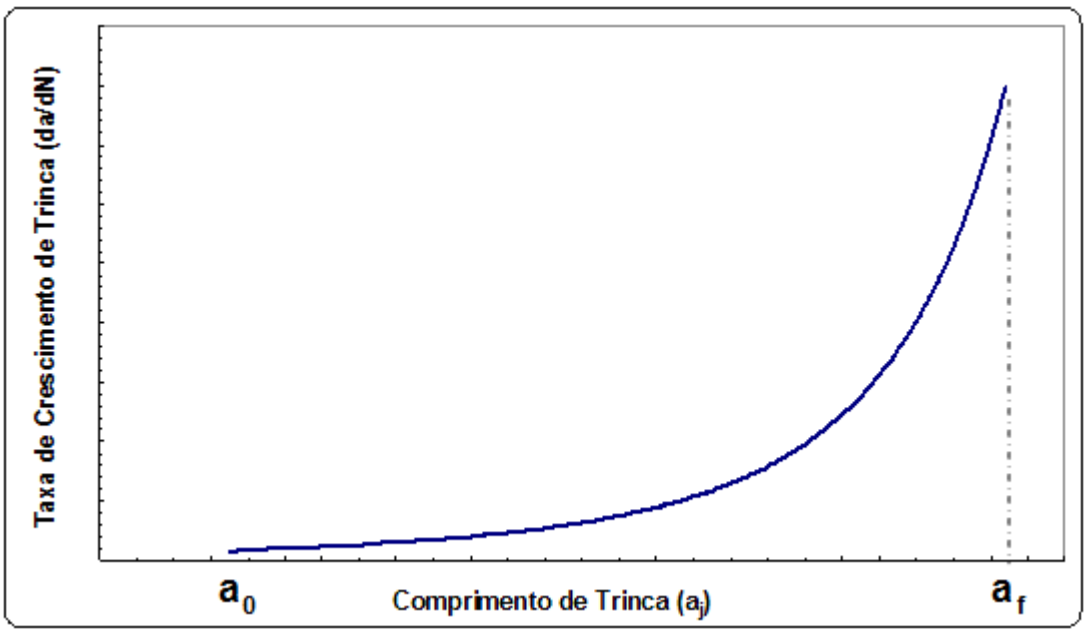



Figura 22: Variação da taxa de crescimento de trinca em função do comprimento.

Integrando a relação funcional entre $dN/da$ e $\Delta K_{eff}$, chega-se a expressão para $N_f$ como segue:

$$N_f = \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{\bar{C}\left(\Delta K_{eff}\right)^{\bar{m}}} \qquad (11)$$

onde $a_i$ e $a_f$ representam o comprimento inicial e final da trinca, respectivamente. A construção de um gráfico $dN/da$ versus o comprimento da trinca $a$ mostra que $N_f$ será igual à área sob a curva entre o intervalo $[a_0, a_f]$, como se ilustra na Figura 23. Uma observação importante que deve ser feita é que a maior contribuição no cálculo de $N_f$ é feita no início da propagação da trinca, isto é, a maior área da Figura 23 está associada ao crescimento inicial da trinca. Portanto, a maioria dos ciclos são acumulados próximos a $a_i$. O exato valor de $a_f$ não tem muita influência no cálculo da vida à fadiga.

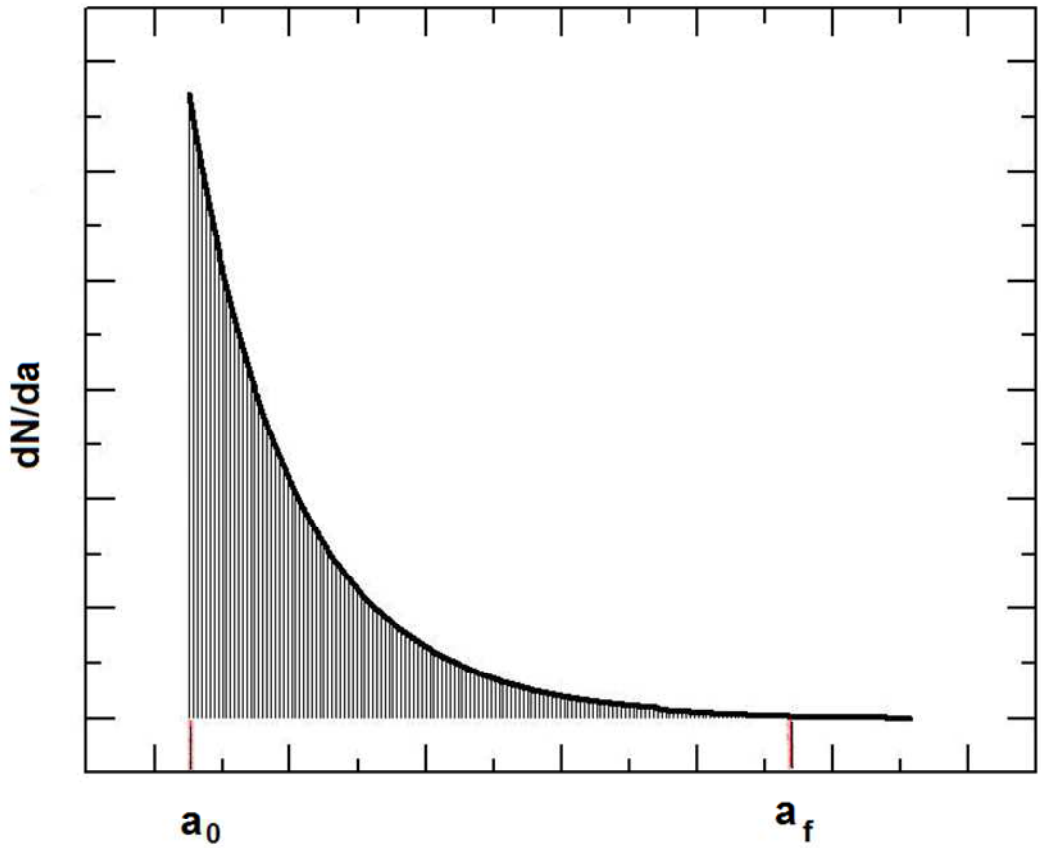



Figura 23:Variação da razão do acúmulo de ciclos por unidade de incremento do tamanho da trinca

Para realizar a integração é necessário conhecer as propriedades do material $\bar{C}$ e $\bar{m}$ e a expressão particular para o fator de intensidade de tensões, $K$, da geometria de interesse. Neste trabalho usou-se um corpo de prova C(T) e a expressão do fator de intensidade de tensões foi tomada de [1]. Finalmente, conhecendo o valor da carga de abertura e as constantes $\bar{C}$ e $\bar{m}$ é possível avaliar se um defeito atingirá um tamanho crítico para um específico número de ciclos de aplicação da carga (tempo de serviço), ou, reciprocamente, conhecer o número de ciclos para o qual um defeito terá um tamanho crítico que causará propagação instável e posterior fratura da estrutura.

Assim, encerra-se o capítulo que descreveu os métodos de cálculo do fechamento de trinca induzido por plasticidade e o método de cálculo da vida remanescente de um corpo trincado. Na sequência, detalha-se a modelagem numérica usando elementos finitos para a determinação da carga de abertura de trinca.

# 4. MODELAGEM COMPUTACIONAL DO FECHAMENTO DE TRINCA POR PLASTICIDADE

Este capítulo descreve a metodologia empregada no cálculo das forças motrizes efetivas atuantes na ponta da trinca, devido a um carregamento cíclico de amplitude constante em modo I. Os aspectos mais relevantes a serem considerados na simulação computacional do crescimento de trinca por mecanismo de fadiga são resumidos na Figura 24.

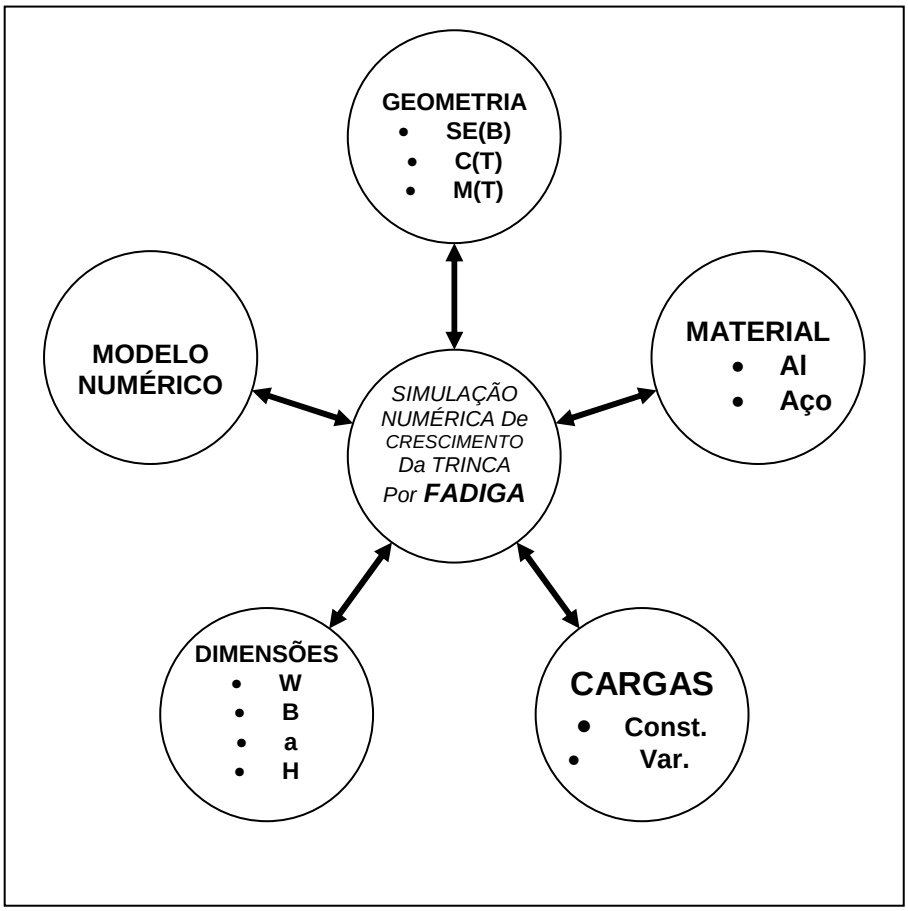



Figura 24: Parâmetros a serem considerados na simulação de crescimento de trinca.

A modelagem computacional do PICC deve ser capaz de identificar corretamente os efeitos causados pela variação de qualquer um dos parâmetros (geometria, material, carregamento, dimensional) mostrados na Figura 24. Possíveis

artifícios nos resultados de $P_{op}$, produto de uma inadequada modelagem computacional, devem ser cuidadosamente analisados. Por exemplo, malhas pouco refinadas na região da trinca produzem valores artificalmente grandes de $P_{op}$. Geralmente é necessário fazer uma análise de convergência dos valores de $P_{op}$ com a diminuição do tamanho dos elementos em torno da ponta da trinca. Outro problema que produz resultados incertos nos valores de $P_{op}$ é o número de ciclos de propagação modelados computacionalmente. Com poucos ciclos de crescimento, os valores obtidos de $P_{op}$ não atigem valores “estáveis”, já que no início da modelagem existe uma região transiente nestes valores.

Nas próximas seções serão analisadas as variáveis que influenciam o modelo numérico, tais como refinamento da malha de elementos finitos, critério para definir a carga de abertura das faces da trinca, ponto de liberação de forças nodais para permitir o crescimento da trinca, contato dos flancos da trinca, etc. Assim, também serão analisados os efeitos do comprimento de trinca e o nível de carregamento remoto nos valores de $P_{op}$.

## *4.1. Generalidades*

A modelagem computacional do crescimento de trinca devido a um carregamento cíclico é um problema extremamente complexo, devido a diversos fatores. Um deles é a dependência da história das deformações, isto é, para um carregamento de amplitude variável a taxa de crescimento será função de como é carregada a estrutura. Assim, uma correta modelagem computacional deveria impor exatamente o carregamento que suporta a estrutura, para esperar resultados válidos e confiáveis. Mesmo para um carregamento de amplitude constante, onde a dependência da história do carregamento pode ser desconsiderada, um grande número de ciclos deveria ser imposto para simular corretamente uma estrutura real, o que é inviável por motivos computacionais. Devido a limitações computacionais, o carregamento real não pode ser simulado e simplificações devem ser feitas nas cargas impostas nos modelos.

O mecanismo de fechamento por plasticidade é dominante na região de validade da lei de Paris. Fisicamente, ocorre a formação de uma esteira de deformação residual na direção normal ao plano da trinca durante seu avanço. Esta região de material deformado plasticamente é restringida pelo material elástico adjacente, o mesmo que tenta retornar o material deformado a seu tamanho original. A tensão residual compressiva resultante causa contato das faces opostas da trinca mesmo para uma parcela do carregamento remoto trativo $(P > 0)$.

O algoritmo básico para modelar o fechamento de trinca empregando uma análise de elementos finitos consiste em usar uma malha suficientemente refinada na região da ponta da trinca. Cargas remotas são aplicadas ao modelo e repetidas entre um máximo $(P_{\mathbf{max}})$ e mínimo $(P_{\mathbf{min}})$ valor. Em algum momento durante o ciclo, os nós que formam a ponta da trinca são liberados, avançando a trinca um comprimento $\Delta a$, igual ao tamanho do elemento na região da ponta da trinca da malha de EF. Isto permitirá uma eventual formação da esteira plástica. Aplicando um critério determinado, usualmente o deslocamento do primeiro nó atrás da ponta da trinca ou outro similar, determina-se o ponto do carregamento para o qual as faces da trinca deixam de estar em contato. As condições de fronteira que estão mudadas continuamente na região da ponta da trinca são levadas em conta usando um modelo de contato. Este processo é repetido várias vezes até que a carga de abertura, $P_{op}$, se estabilize.

Os parâmetros que influenciam a modelagem do fechamento de trinca podem ser divididos em dois tipos: físicos e numéricos. A Figura 25 mostra em detalhe esta divisão. No aspecto numérico existem diferentes parâmetros a serem adotados para modelar o fenômeno de fechamento. Os valores de $P_{op}$ podem mostrar certa dependência destes parâmetros. Na literatura encontram-se inúmeros artigos que avaliam o efeito da maioria destes parâmetros. O requerimento do tamanho do elemento na ponta da trinca, necessário para poder recuperar os efeitos da zona plástica reversa, é uma das conclusões mais relevantes. No entanto, não existe um critério único. Por exemplo, o critério mais comumente usado é proposto por McClung e Sehitoglu [27], que sugere 10 elementos de 4 nós (quadriláteros) ou 20

de 3 nós(triangulares) na zona plástica. Outro critério proposto por Roychowdhury e Dodds são entre 2-3 elementos de oito (8) nós (*brick element*) dentro da zona plástica reversa associada ao primeiro ciclo de carga.

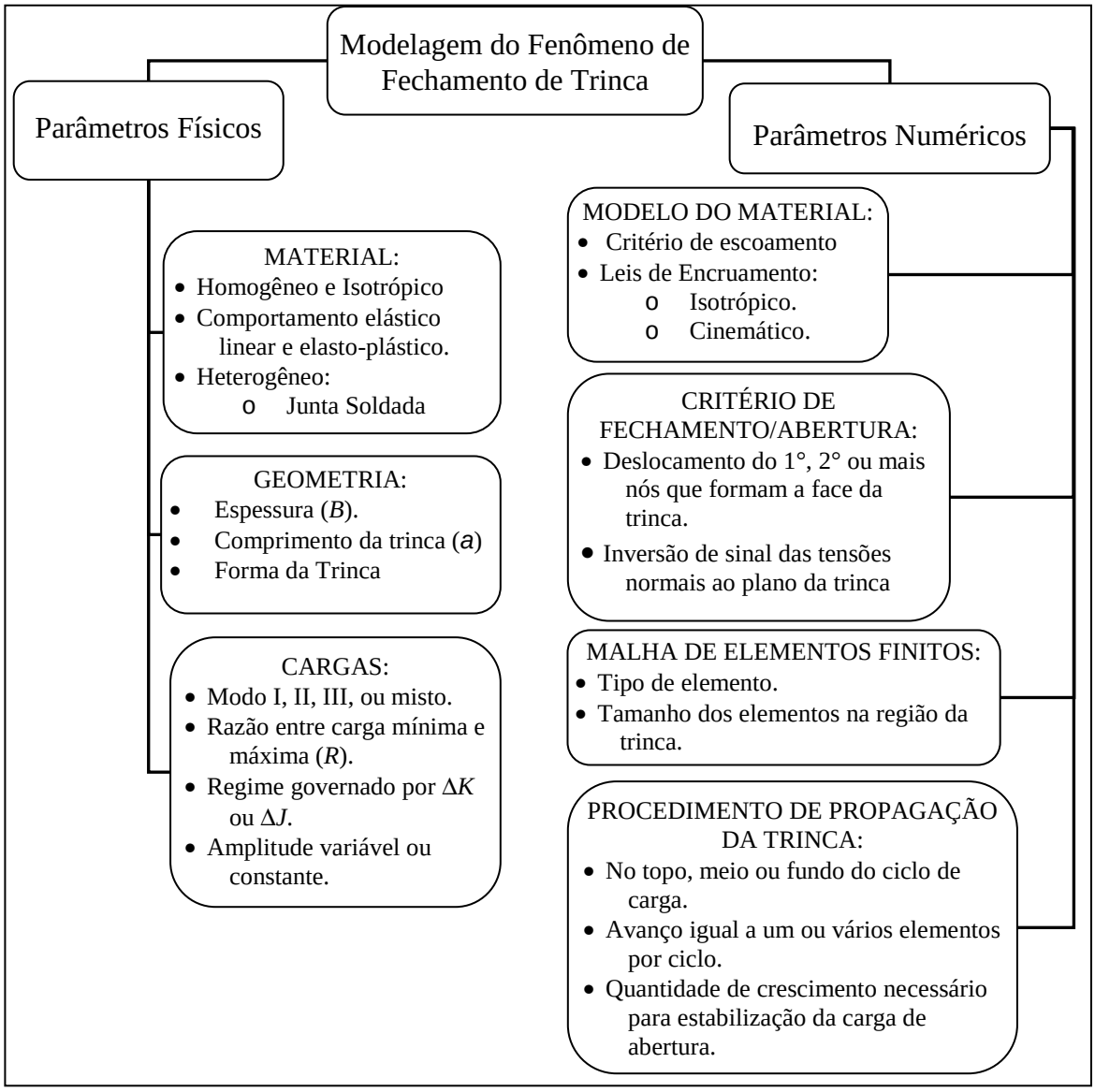



Figura 25: Parâmetros físicos e numéricos que influenciam o comportamento do fechamento de trinca.

Outro aspecto de vital importância na modelagem numérica é o crescimento necessário da trinca para obter um valor estável de $P_{op}$. Como indicado previamente, um critério [31] amplamente usado para definir a quantidade de crescimento para obter valores “estáveis” é que a trinca se propague, pelo menos, além da região de material a qual experimentou deformação plástica no primeiro ciclo de carga. Este critério será utilizado nas modelagens numéricas feitas nesta

pesquisa. O tamanho da zona plástica $(r_p)$ é calculado usando a estimativa de segunda ordem de Irwin [1]. O detalhamento do modelo de EF, carregamento remoto aplicado, critérios numéricos de abertura de trinca e modelo de contato usado são feitos nas seções seguintes.

## *4.2. Escoamento de pequena monta (SSY)*

### *4.2.1. Modelo de elementos finitos*

A correta criação e posterior validação das malhas de elementos finitos são fundamentais na obtenção de resultados confiáveis nas modelagens númericas. Análises tri-dimensioanis de elementos finitos (EF) foram feitas usando um espécime C(T). O dimensional do C(T) usados nas análises de EF é idêntico ao corpo de prova testado no ensaio experimental e será apresentado em detalhe em 5.3. Para identificar a variação de $P_{op}$ com o tamanho da trinca, construíram-se modelos com diferentes razões $a_0 / W = 0.25, 0.3, 0.35, 0.4, 0.45, 0.5\ e\ 0.6$.

O código de pesquisa WARP3D (Gullerud et al. [77]) foi usado como *Solver* do método de elementos finitos. O programa Patran® 2005 foi usado para criação das malhas de elementos finitos. Para pós-processamento das análises foi criado um programa em Fortran[18] que determina de forma automática as cargas (*steps*) de abertura, segundo diferentes criterios (método da ASTM E647, deslocamento do primeiro ou segundo nó atrás da ponta da trinca e tensão normal ao plano da trinca[19]). Espera-se que as predições numéricas da vida à fadiga, calculando o fechamento de trinca por meio de modelos 3D, sejam confiáveis e próximas ao caso real.

Com a intenção de exemplificar as malhas construídas, uma delas é mostrada na Figura 26, com $a_0 / W = 0.6$. As condições de simetria de

[18] Programa para cálculo das cargas de abertura de trinca: OPENLOAD.exe (2011)
[19] Estes procedimentos serão detalhados na seção 4.2.6

carregamento e simetria do espécime com respeito a ½ da espessura $(B/2)$ e ao plano da trinca permitiram modelar ¼ do corpo, impondo condições de contorno apropriadas no plano de simetria $(w=0)$ e plano da trinca $(v=0)$ (vide Figura 26 para definição do sistema de refêrencia usado no modelo). Um modelo típico possui 20290 elementos de oito nós (*brick),* com 10 camadas (*layers*) na espessura do modelo. A primeira e última camada foram posicionadas em $z=0.132B$ e $z=0.5B$, respectivamente. A razão entre a largura da última camada $\left(l_{10}^{B}\right)$ e a largura da primeira camada $\left(l_{1}^{B}\right)$ foi de 10 $\left(l_{10}^{B}/l_{1}^{B}=10\right)$. Uma sequência de pequenos e idênticos elementos quadrados na frente da ponta da trinca permite simular o crescimento uniforme da trinca com o carregamento cíclico. O tamanho do elemento na região da ponta da trinca é $L_1=20\mu m$. As propriedades mecânicas do material ao redor do ponto de carregamento foram definidas como elástica-lineares para melhorar a convergência numérica.

Para investigar o efeito do refinamento da malha nos valores de $P_{op}$ nos corpos soldados, dois tipos de malhas foram criadas. O nível de refinamento de cada malha na área da ponta da trinca era o mesmo para ambos os modelos, como mostrado na Figura 26, porém o refinamento na interface solda-base era muito maior num deles. O resultado desta simulação foi apresentado em [78]. Como esperado, as simulações indicaram que não existe diferença significativa nos valores de $P_{op}$ obtidos com as duas malhas. Isto sugere que o refinamento da região da ponta da trinca é suficiente para fazer estimativas aceitáveis de $P_{op}$.

O código WARP3D [77] fornece as soluções para todas as análises reportadas nesta tese. O código incorpora o modelo constitutivo de Mises $(J_2)$ tanto para teoria de pequenas quanto grandes deformações. O procedimento de solução global usa uma estratégia incremental-iterativa com o procedimento de Newton para obter o equilíbrio em cada incremento de carga. Características chave do código WARP3D para a modelagem de fechamento de trinca por plasticidade incluem: (1) Esquema da liberação nodal para permitir o crescimento da trinca; (2) Procedimento

de contato e (3) Relaxamento automático das reações nodais para cada incremento de trinca.

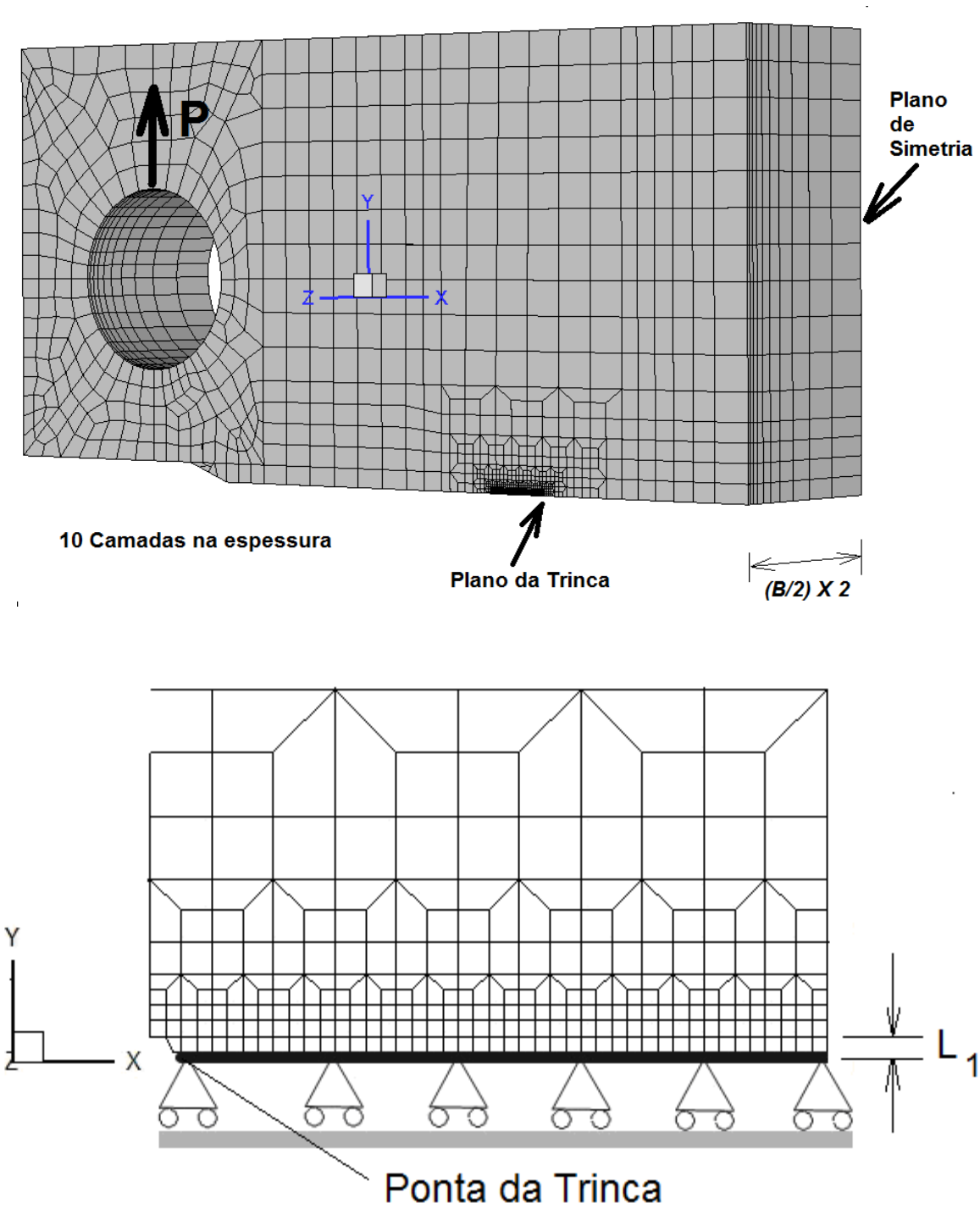



Figura 26: Ilustração do modelo do corpo de prova C(T). A espessura do modelo foi amplificada duas vezes para melhor visualização das camadas (*layers*) do modelo de EF. A região da ponta da trinca foi ampliada para ilustrar a topologia da malha.

### 4.2.2. Modelo constitutivo

Como será mostrado na seção 5.1, a relação monotônica tensão-deformação $(\sigma - \varepsilon)$ do metal base e metal de solda não seguem uma tendência fácil de representar matematicamente. Após a típica relação linear entre $\sigma - \varepsilon$, as curvas apresentam um patamar horizontal (escoamento descontínuo - bandas de Lüders) para depois aumentar de forma constante. O ideal para simular o bem conhecido efeito Bauschinger [76] seria usar uma lei de encruamento cinemático (EC). Porém, o código WARP3D-14.2 [77] só permite este tipo de encruamento para relações $\sigma - \varepsilon$ bilineares, que não corresponde ao caso em estudo. Assim, por motivos de simplicidade nas análises, usou-se um modelo com encruamento isotrópico para descrever a resposta cíclica elasto-plástica do material. Possíveis efeitos de amolecimento ou endurecimento cíclico não foram considerados nas análises.

### 4.2.3. Carregamento

Todos os carregamentos cíclicos aplicados foram de magnitude constante. Resultados iniciais mostraram que simulações numéricas do fenômeno de fechamento de trinca sob controle de deslocamento não garantem carregamento de amplitude constante, devido ao crescimento da trinca, que causa uma diminuição da rigidez do espécime. Assim, o carregamento foi aplicado sob controle de carga. A forma do carregamento aplicado corresponde a uma onda do tipo triangular como ilustrado na Figura 27. O carregamento cíclico imposto incrementa a carga desde um valor $P_{min}$ até $P_{max}$ e depois volta até $P_{min}$. No WARP3D, a carga é imposta por passos (*steps*). O incremento de carga em cada *step* é constante. Por restrições de recursos computacionais, tais como tempo, espaço em disco e limitações no número máximo de *steps,* um número finito (50) de ciclos foi aplicado nas simulações numéricas.

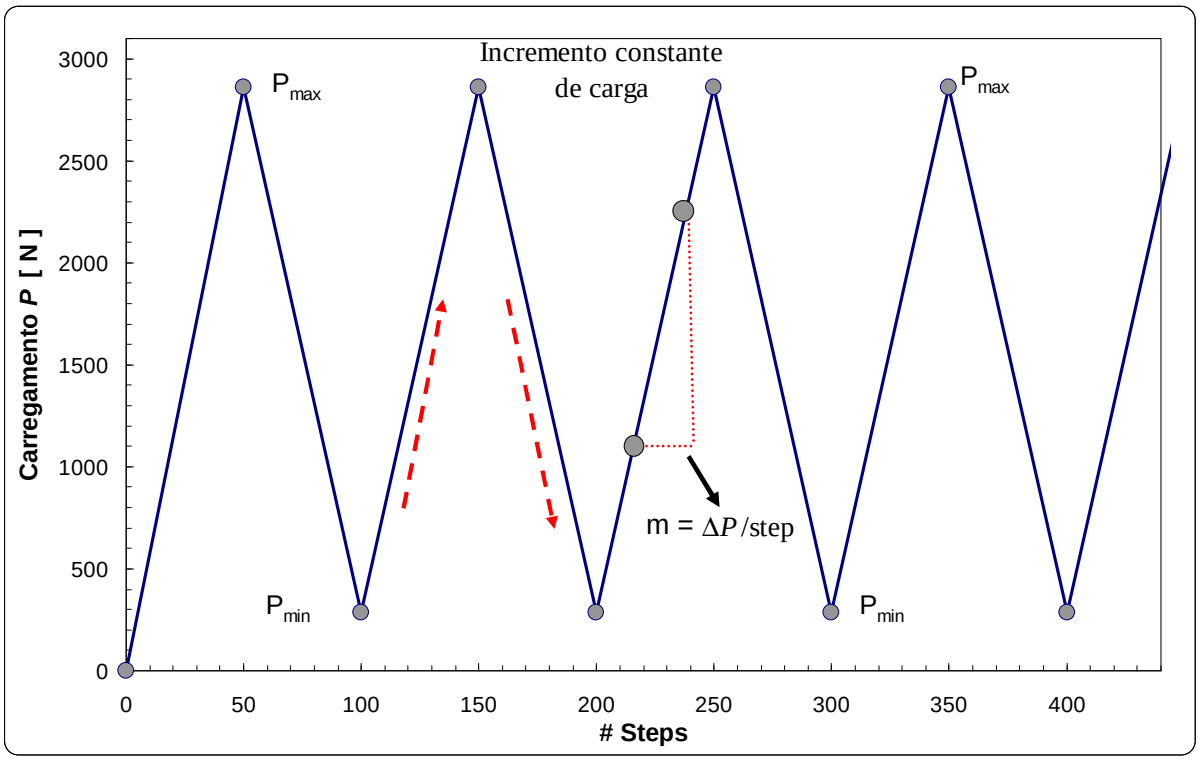



Figura 27: Carregamento cíclico imposto nos modelos de elementos finitos.

Nas análises realizadas, cada ciclo de carga foi feito em 100 *steps,* com 50 *steps* durante o carregamento e 50 *steps* para o descarregamento, e 50 ciclos de carga foram impostos nos modelos.

### *4.2.4. Crescimento de trinca*

O crescimento da trinca foi imposto após atingir a máxima carga, como ilustrado na Figura 28. Esta abordagem não considera nenhum critério de falha do material. Arbitrariamente, as restrições $v = 0$ na ponta da trinca são eliminadas e permite-se o crescimento igual ao tamanho do elemento, $L_1$. As restrições são substituídas pelas correspondentes forças de reação, as quais são relaxadas até zero. O processo de relaxamento das forças é feito de forma automática de acordo um número específico de passos previamente especificados. Em trabalho preliminar foi estudada a influência do número de *Steps* para relaxamento das forças de restrição logo após o crescimento (Sarzosa e Ruggieri [79]). A conclusão foi que o uso de quantidade elevadas de *Steps* $(> 8)$ para relaxar as forças nodais incrementa

artificialmente os valores de $P_{op}$. Para as análises reportadas aqui foram usados 8 *Steps*. Os elementos atrás da ponta da trinca em propagação são mantidos no modelo. Para mais detalhes do procedimento de crescimento de trinca implementando no código WARP3D, remete-se o leitor ao seu manual de usuario [77].

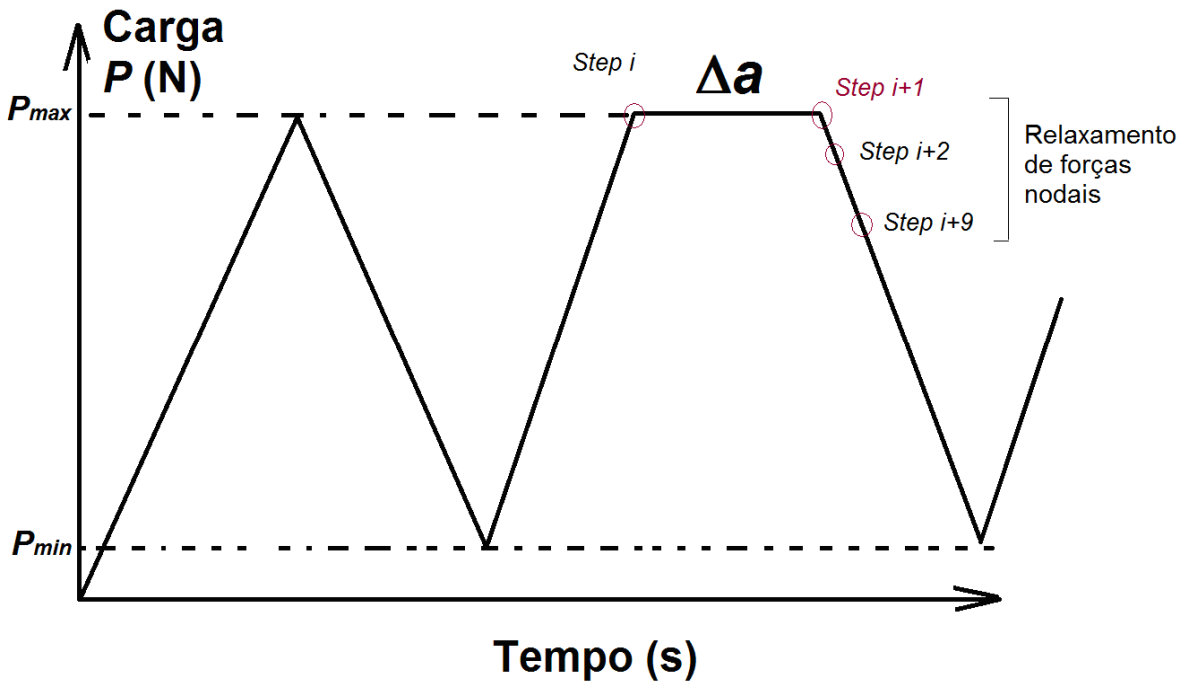



Figura 28: Crescimento “artificial” da trinca após da atingir o máximo valor da carga aplicada.

É importante destacar que esta abordagem não considera o real mecanismo físico do problema e apenas pretende captar a história do desenvolvimento da esteira plástica. O crescimento da trinca foi feito para cada ciclo de carga. McClung e Sehithoglu [28] reportaram pequenas mudanças nos valores estáveis de $P_{op}$ quando aumentaram o número de ciclos de carga aplicado para permitir o crescimento da trinca. Similares conclusões foram obtidas durante o desenvolvimento desta pesquisa, quando se permitiu o crescimento da trinca após 2 ciclos de carga. Portanto, no contexto da metodologia adotada, principlamente referente ao modelo constitutivo e tamanho de elemento na região da ponta da trinca, as taxas de crescimento da trinca impostas nos modelos não afetam apreciavelmente os valores estáveis da carga de abertura.

### *4.2.5. Contato dos flancos da trinca*

Alguns dos problemas mais difíceis na mecânica dos sólidos envolvem a interação de contato entre corpos deformáveis. Regiões de um modelo de elementos finitos que sofrem contato têm condições de contorno que variam com a quantidade de deformação (Gullerud et al. [77]). A modelagem do contato dos flancos da trinca é um aspecto intrínseco do problema de fechamento de trinca. As variações das condições de contorno associadas com a intermitente abertura e fechamento das superfícies de trinca têm sido usualmente modeladas por uma série de elementos de treliça ao longo da superfície da trinca (McClung e Sehitoglu [27]). A rigidez do elemento é definida com um valor extremamente grande quando a trinca está fechada naquele ponto nodal e um valor desprezível quando a trinca está aberta.

No presente estudo, o contato foi modelado utilizando uma superfície rígida no plano de simetria da trinca, a fim de evitar a penetração dos flancos da trinca durante o descarregamento. O contato entre uma superfície deformável (flancos da trinca) com uma superfície rígida (plano de contato) foi considerado. Na Figura 29 mostra-se o esquema de contato usado. O algoritmo de contato no programa WARP3D implementa um corpo rígido sem atrito, usando o método de penalidades. A definição da superfície de contato requer um valor de rigidez $S$ (parâmetro de penalidade), o qual limita a penetração dos nós do modelo na superficie. A especificação da rigidez do corpo rígido pode introduzir problemas na convergência das análises. Algumas sugestões para os valores apropriados de $S$ são encontradas em [77].

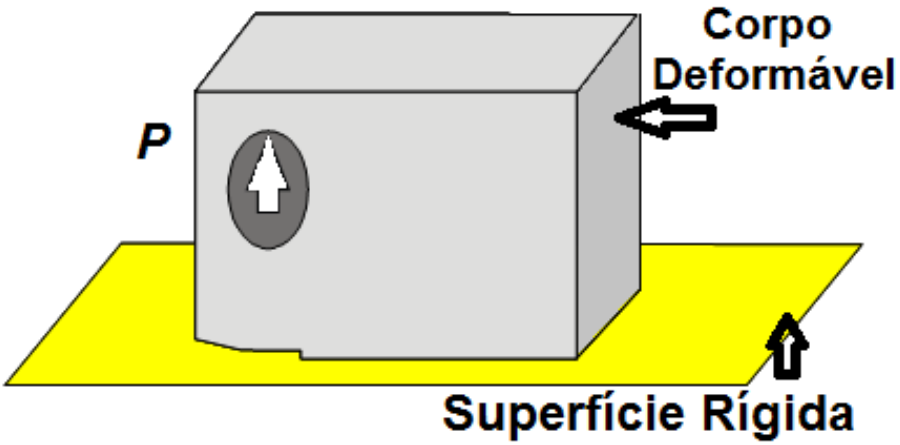



Figura 29: Ilustração do modelo de contato usado nas simulações de EF.

### *4.2.6. Critério de abertura dos flancos da trinca*

Existe um critério usado extensivamente na modelagem por EF para identificar a carga remota para a qual a trinca encontra-se totalmente aberta. Define-se que a trinca está aberta quando o primeiro nó atrás da ponta da trinca possui um deslocamento vertical positivo $\left(\delta_y^1\right)$. Isto é, quando as superfícies da trinca deixam de estar em contato. Para usar esta definição, o sistema de referência deve estar localizado no plano de simetria do corpo. A Figura 30 ilustra a posição do sistema de referência e a definição deste critério de abertura. Usando esta mesma ideia a trinca é considerada fechada quando $\delta_y^1$ é menor ou igual a zero $\left(\delta_y^1 \leq 0\right)$, que de fato acontece nos modelos numéricos.

Outro critério proposto recentemente por Roychowdhury e Dodds [16] foi seguir o deslocamento do segundo nó atrás da ponta da trinca $\left(\delta_y^2\right)$. A ideia por trás deste critério foi minimizar as influências das aproximações de elementos finitos muito próximos da ponta da trinca. Neste caso, $P_{op}$ é definida como a carga remota para a qual o $\delta_y^2$ separa-se do plano da trinca $\left(\delta_y^2 > 0\right)$.

Um terceiro critério foi considerado neste trabalho, proposto por Sehitoglu e Sun [80] e Wu e Ellyn [81]. Eles postularam que a trinca está aberta quando o

estado de tensão à frente da ponta da trinca, a qual foi comprimida durante o prévio descarregamento, muda de um estado de compressão para um de tensão durante o carregamento. Consequentemente, eles definiram $P_{op}$ quando a tensão normal ao plano na ponta da trinca $\left(\sigma_{yy}^{tip}\right)$ muda de um valor negativo a um valor positivo. Este critério parece ser mais realista do que os critérios relacionados ao deslocamento $\delta_y^{1-2}$ porque os nós atrás da ponta da trinca que está crescendo podem experimentar deslocamento vertical positivo, mas o nó da ponta da trinca pode ainda carregar tensões compressivas. A ilustração deste critério $\left(\sigma_{yy}^{tip}\right)$ e do critério $\delta_y^2$ pode ser visto na Figura 30.

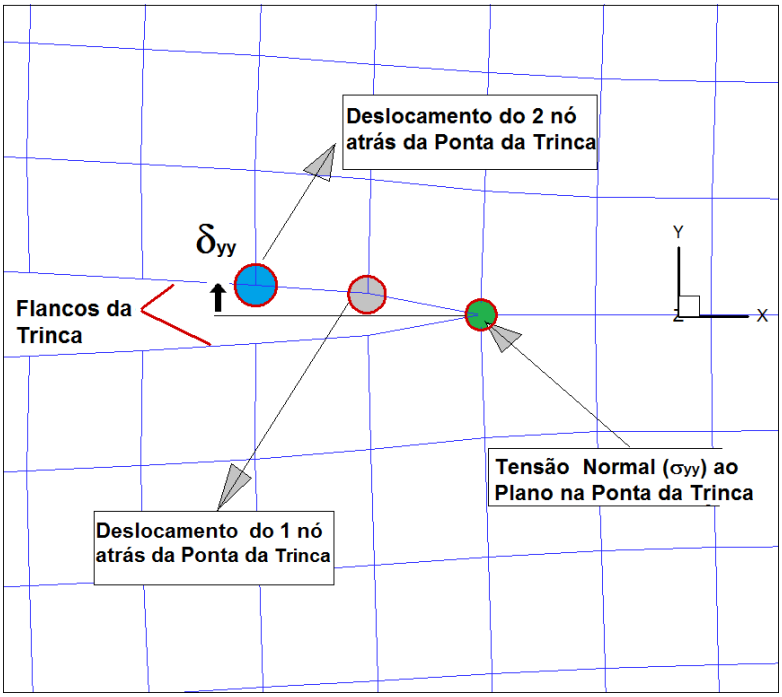



Figura 30: Criterios númericos usados para definir a carga de abertura $P_{op}$.

## 4.3. *Escoamento de grande monta (LSY)*

No regime elasto-plástico a integral $J$ é empregada para caracterizar o campo de tensões e deformações na ponta da trinca. Considerando um contorno arbitrário anti-horário ao redor da ponta da trinca, como se mostra na Figura 31, Rice *apud* Anderson [1] definiu a integral $J$ para problemas 2D como segue:

$$J = \int_{\Gamma} \left( \bar{W} dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \right) \tag{12}$$

onde $x$ e $y$ representam as coordenadas retangulares normais à frente da trinca, $ds$ é um incremento do comprimento do arco ao longo do contorno $\Gamma$, sendo que $\Gamma$ começa na face inferior da trinca e termina na face superior, $T_i$ é o vetor de tração de superfície atuando no material dentro do contorno, $u_i$ é vetor deslocamento e $W$ denota a densidade de energia de deformação. $\bar{W}$ é definida pela equação:

$$\bar{W} = \int \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \tag{13}$$

onde $\sigma_{ij}$ e $\varepsilon_{ij}$ são os tensores de tensão e deformação, respectivamente. As componentes de $T_i$ são obtidas da seguinte relação:

$$T_i = \sigma_{ij} n_j \tag{14}$$

onde $n_j$ são as componentes do vetor unitário normal ao contorno $\Gamma$.

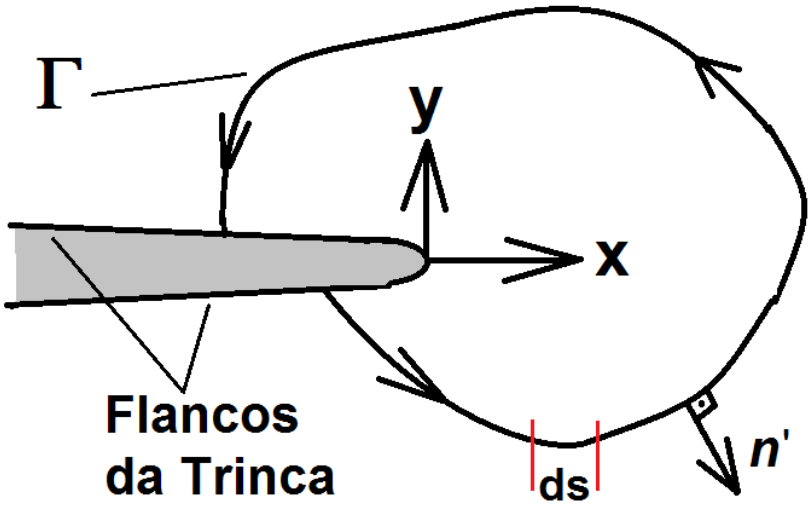



Figura 31: Contorno arbitrario de integração ao redor da ponta da trinca.

Rice mostrou que o valor da integral $J$, equação (12), é independente do caminho de integração ao redor da trinca [1]. Hutchinson, Rice e Rosengren *apud* Anderson [1] mostraram de forma independente a relação única entre $J$ e os campos de tensão e deformação na ponta da trinca em um material elástico não-linear em condições SSY. Ambos os trabalhos adotaram a formulação de Ramberg-Osgood para descrever a curva tensão-deformação monotônica na forma [1]:

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha' \left( \frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \tag{15}$$

onde $\sigma_0$ e $\varepsilon_0$ são valores referenciais de tensão e deformação, geralmente adotados como os valores de escoamento, $\alpha'$ é uma constante adimensional e $n$ representa o expoente de encruamento do material. Os parâmetros $\alpha'$ e $n$ são obtidos do melhor ajuste regressional dos dados experimentais $\sigma - \varepsilon$. Para satisfazer a independência do caminho de integração, mostra-se [1] que todos os termos da integral (12) são funções do produto entre tensões e deformações como segue:

$$\sigma_{ij} \varepsilon_{ij} f_{ij}(\theta) \propto \frac{J}{r} \tag{16}$$

Para regiões suficientemente próximas da ponta da trinca, onde as deformações elásticas são pequenas em comparação com as deformações plásticas, a distribuição do campo de tensões e deformações é dada por [1]:

$$\begin{aligned} \sigma_{ij} &= \zeta_1 \left( \frac{J}{r} \right)^{\frac{1}{n+1}} \tilde{\sigma}_{ij}(n,\theta) \\ \varepsilon_{ij} &= \zeta_2 \left( \frac{J}{r} \right)^{\frac{n}{n+1}} \tilde{\varepsilon}_{ij}(n,\theta) \end{aligned} \tag{17}$$

onde $r$ e $\theta$ são as coordenadas polares do ponto em análise, $\tilde{\sigma}$ e $\tilde{\varepsilon}$ são funções adimensionais de $n$ e $\theta$. As constantes $\zeta_1$ e $\zeta_2$ são iguais a:

$$\begin{aligned} \zeta_1 &= \sigma_0 \left( \frac{1}{\alpha' \sigma_0 \varepsilon_0 I_n} \right)^{\frac{1}{n+1}} \\ \zeta_2 &= \alpha' \varepsilon_0 \left( \frac{1}{\alpha' \sigma_0 \varepsilon_0 I_n} \right)^{\frac{n}{n+1}} \end{aligned} \tag{18}$$

Nestas equações, $I_n$ é uma constante de integração dependente de $n$. Esta contante $I_n$ e as funções angulares $\tilde{\sigma}$ e $\tilde{\varepsilon}$ podem ser encontradas em forma tabular em Saxena [82]. Esta solução ficou conhecida como *Singularidade HRR* e estabelece uma relação unívoca entre a Integral $J$ e as condições na região próxima à ponta da trinca. Assim como o fator elástico de intensidade de tensões,

$K$, caracteriza a amplitude da *singularidade* no caso de resposta linear elástica, $J$ define a amplitude da *singularidade HRR* para um comportamento elasto-plástico.

Para o caso de carregamento cíclico que apresenta níveis de deformação que invalidam o uso do intervalo do fator de intensidade de tensões $\Delta K$ como força motriz, o parâmetro $\Delta J$ foi introduzido por Lamba [57] para caracterizar o campo de tensões e deformações dentro da zona plástica cíclica. O material à frente da ponta da trinca que se está propagando por fadiga sofre um carregamento cíclico elasto-plástico como se ilustra a seguir:

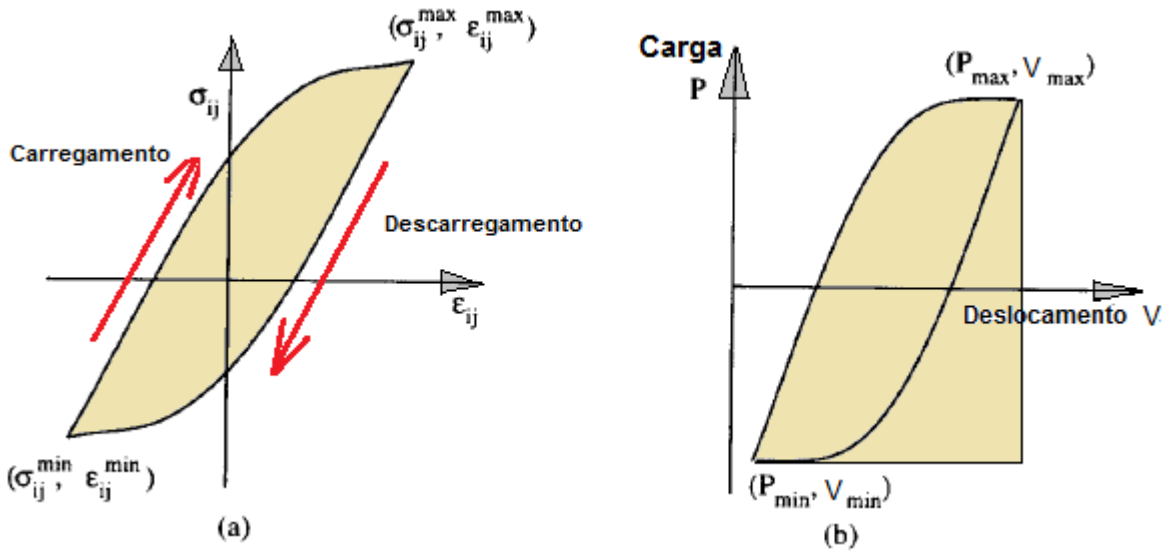



Figura 32: (a) Esquema da resposta cíclica elasto-plástica de tensão-deformação de um ponto localizado à frente da ponta da trinca que se propaga por fadiga. (b) Relação carga-deslocamento de um corpo submetido a grandes deformações durante o crescimento de trinca por fadiga (Adaptado de Saxena [82]).

A deformação do material pode ser caracterizada pelo intervalo das tensões, $\Delta\sigma_{ij}$, e pelo intervalo das deformações, $\Delta\varepsilon_{ij}$, para um dado ciclo de carga. Considerando o trecho de carregamento da curva $\sigma_{ij} - \varepsilon_{ij}$, onde as tensões e deformações possuem um valor inicial de $\sigma_{ij}^{min}$ e $\varepsilon_{ij}^{min}$ e logo incrementam para $\sigma_{ij}^{max}$ e $\varepsilon_{ij}^{max}$, Lamba [57], Wuthrich [58] e Tanaka [59] definiram o parâmetro $\Delta J$ como:

$$\Delta J = \int_{\Gamma} \left( \Delta W dy - \Delta T_i \frac{\partial (\Delta u)_i}{\partial x} ds \right) \tag{19}$$

onde

$$\Delta W(\Delta \varepsilon_{kl}) = \int_0^{\Delta \varepsilon_{kl}} \Delta \sigma_{ij} d(\Delta \varepsilon_{ij}) \tag{20}$$

Aqui os incrementos $(\Delta)$ de tensões, deformações e deslocamentos representam as diferenças entre os respectivos valores máximos e mínimos. Porém, $\Delta J$ e $\Delta W$ não representam diferenças entre valores máximos e mínimos de $J$ e $W$, respectivamente. Em vez disso são funções únicas de seus argumentos. Em outras palavras, $\Delta J \neq J_{\max} - J_{\min}$ e $\Delta W \neq W_{\max} - W_{\min}$. Isto pode ser conferido com a relação entre $J$ e $K$ no regime elástico linear:

$$\Delta J = \frac{(\Delta K)^2}{E'} \tag{21}$$

onde $\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$ e $E'$ é igual ao modulo de Young $(E)$ para EPT e $E' = \frac{E}{1-\upsilon^2}$ para EPD, sendo $\upsilon$ o coeficiente de Poisson. Substituindo na equação anterior a relação fica como:

$$\Delta J = \left( \frac{K_{max}{}^2 - 2K_{max}K_{min} + K_{min}{}^2}{E'} \right) \tag{22}$$

o que mostra que $\Delta J \neq J_{\max} - J_{\min}$.

Note-se que $\Delta W$ representa o trabalho por unidade de volume realizado durante o carregamento, ao invés do trabalho durante o ciclo completo. Sustituindo $\Delta \sigma_{ij} = \sigma_{ij} - \sigma_{ij}^{min}$ na equação (20), obtem-se:

$$\Delta W = \int_{\varepsilon_{kl}^{min}}^{\varepsilon_{kl}^{max}} \left( \sigma_{ij} - \sigma_{ij}^{min} \right) d\varepsilon_{ij} \tag{23}$$

Esta equação equivale à área dentro do laço de histerese mostrado na Figura 32.a. Para o caso particular em que $\sigma_{ij}^{min} = \varepsilon_{ij}^{min} = 0$, $\Delta J = J$. Portanto, $\Delta J$ é

meramente uma generalização da *integral* $J$ proposta por Rice, na qual a origem não coincide necessariamente com zero de tensão e deformação.

Embora $\Delta J$ seja definido geralmente usando a porção de carregamento da curva cíclica de tensão-deformação, é possível defini-la usando a porção de descarregamento. As duas definições coincidem se a resposta cíclica de tensão-deformação forma um laço fechado simétrico. Para um material ciclicamente saturado com comportamento elasto-plástico, a independência do caminho de integração de $\Delta J$ é satisfeita, devido ao fato de que $\Delta\varepsilon_{ij}$ tem uma relação funcional única com $\Delta\sigma_{ij}$ durante a porção de carregamento do ciclo de carga.

De forma alternativa, o parâmetro $\Delta J$ pode ser determinado usando a curva carga-deslocamento, mostrada na Figura 32.b, como feito originalmente por Dowling e Begley [49]. Considere-se um corpo de espessura $B$ e ligamento remanescente $b$ que está sendo submetido a um carregamento cíclico entre os valores $P_{\max}$ e $P_{\min}$, $\Delta J$ pode ser obtido da seguinte equação:

$$\Delta J = \frac{\eta}{Bb} \int_{V_{\min}}^{V_{\max}} \left(P - P_{\min}\right) dV \tag{24}$$

onde $\eta$ é um fator adimensional que relaciona a energia de deformação para um sólido ou componente estrutural contendo uma trinca com a integral $J$. O fator $\eta$ é função unicamente da geometria e tamanho da trinca para corpos homogêneos e também do nível de dissimilaridade mecânica para corpos soldados. Nesta pesquisa os fatores $\eta$ para os corpos C(T) serão tomados do trabalho de Savioli e Ruggieri [83].

A independência do caminho de integração para $\Delta J$ implica em proporcionalidade das tensões cíclicas à frente do defeito com o aumento ou redução de $\Delta J$, ou seja, dentro da zona plástica cíclica o intervalo do campo de tensões e deformações segue a forma do campo *singular HRR* com $\Delta J$ caracterizando as amplitudes. As expressões do campo *HRR* no caso de carregamento cíclico são [82]:

$$\Delta\sigma_{ij} = \zeta_1^{'}\left(\frac{\Delta J}{r}\right)^{\frac{1}{n'+1}} \tilde{\sigma}_{ij}\left(n,\theta\right)$$
$$\Delta\varepsilon_{ij} = \zeta_2^{'}\left(\frac{\Delta J}{r}\right)^{\frac{n'}{n'+1}} \tilde{\varepsilon}_{ij}\left(n,\theta\right) \tag{25}$$

onde $n'$ representa o coeficiente de encruamento cíclico do material. As constantes $\zeta_1^{'}$ e $\zeta_2^{'}$ são dadas por:

$$\zeta_1' = 2\sigma_0'\left(\frac{1}{\alpha''\,\sigma_0'\varepsilon_0' I_n}\right)^{\frac{1}{n'+1}}$$
$$\zeta_2' = 2\alpha''\,\varepsilon_0'\left(\frac{1}{4\alpha''\,\sigma_0'\varepsilon_0' I_n}\right)^{\frac{n'}{n'+1}} \tag{26}$$

onde $\alpha''$, $\sigma_0'$ e $\varepsilon_0'$ são definidos em forma similar ao caso monotônico, equação (15) , porém usando a curva $\sigma-\varepsilon$ cíclica. Analisando a equação (25), pode-se argumentar o seguinte: já que $\Delta J$ ‘caracteriza o intervalo de tensões e deformações na ponta da trinca, $\Delta J$ deve únicamente caracterizar as taxas de crescimento de trinca em uma ampla faixa de condições, desde uma situação predominantemente elástica até uma situação elasto-plástica. Evidências experimentais apresentadas por Dowling e Begley [50] e Brose e Dowling [51] confirmam o argumento anterior.

No trabalho experimental reportado por Dowling e Begley [50], reportaram-se grandes níveis de fechamento de trinca associado à propagação de trinca por fadiga sob condições de LSY. Eles introduziram a carga de abertura $P_{op}$ na equação (24) para levar em conta o efeito de fechamento de trinca na seguinte forma:

$$\Delta J = \frac{\eta}{Bb}\int_{\delta_{op}}^{\delta_{max}} \left(P - P_{op}\right) d\delta \tag{27}$$

A Figura 33 mostra o efeito do fechamento de trinca no cálculo do parâmetro $\Delta J$. Como será apresentado no capítulo 6, o efeito do fechamento efetivamente incrementa com o aumento do nível da força motriz atuando na ponta da trinca. Porém, logo que a região da ponta da trinca atinge certo nível de deformação

plástica, a perda de *constraint* (falta de "elementos" elásticos restringindo a deformação plástica) faz que os valores de $P_{op}$ diminuam com o incremento da força motriz atuando na ponta da trinca.

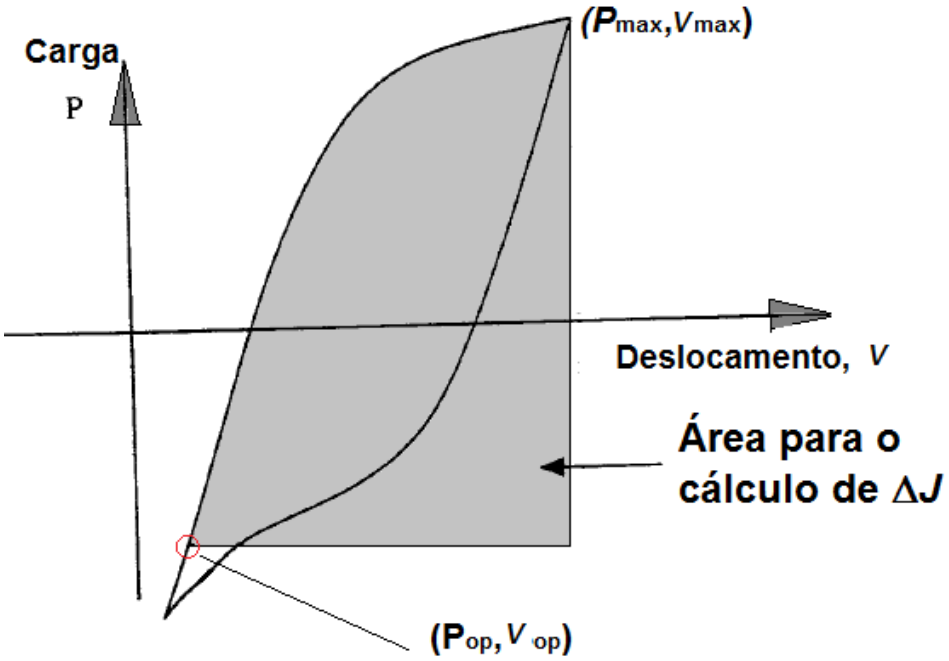



Figura 33: Estimação de $\Delta J$ usando a curva carga-deslocamento na presença de fechamento de trinca (Adaptado de Saxena [82]).

Antes de finalizar o capítulo é importante mencionar as limitações do parâmetro $\Delta J$. Se o termo $\Delta W$ mostra a propriedade de um potencial[20], as tensões podem ser derivadas pela diferenciação de $\Delta W$ com respeito às deformações como segue:

$$\Delta\sigma_{ij} = \frac{\partial}{\partial\left(\Delta\varepsilon_{ij}\right)}\Delta W \tag{28}$$

A validade desta equação é uma condição necessaria e suficiente para a independência do caminho de $\Delta J$ [1]. Para carregamento proporcional[21] a equação

[20] Ser uma função harmônica (duas vezes diferenciável) que satisfaça a equação de Laplace $\nabla^2 f = 0$.

[21] A razão das tensões principais $\sigma_2/\sigma_1$ e $\sigma_3/\sigma_1$ mantêm-se constante com o incremento dos valores de cada tensão $\sigma_i$, $i = 1,2,3$

(28) é automaticamente satisfeita em cada tramo da curva cíclica tensão-deformação. Carregamento proporcional também implica caracterização mono-parâmetrica das condições da ponta da trinca. Portanto, $\Delta J$ define exclusivamente as variações de tensão e deformação na região próxima da ponta da trinca quando existe carregamento proporcional nesta área. Pode se esperar que $\Delta J$ perca validade para condições com excessivos níveis de deformação plástica.

Outro ponto importante a ser considerado, durante a presente avaliação preliminar do parâmetro $\Delta J$ como força motriz na condição de cargas cíclicas em regime LSY, é a não homogeneidade mecânica dos corpos-de-prova em análise. Como Donato [84] comenta, a independência do caminho de integração da *integral* $J(\Delta J)$ fica comprometida quando a trinca localiza-se no meio do cordão de solda dos típicos chanfros (V, II ou X) usados nas preparações das juntas soldadas encontradas na indústria. O termo $W(\Delta W)$ deixa de apresentar as características de um potencial (função contínua e diferenciável) na interface Metal-Solda/Metal-Base. No entanto, se os domínios de integração forem tomados dentro dos limites do metal no qual a trinca está imersa, elimina-se a interferência do domíno com as interfaces [84]. Isto cria o cenário para o qual $\Delta J$ possa ser avaliado como parâmetro que caracteriza a força motriz em condições cíclicas de carregamento, em sistemas dissimilares mecanicamente. Isto necessita ser avaliado tanto experimentalmente como analiticamente.

# 5. PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

Foram realizados diversos ensaios experimentais para caracterização mecânica do material usado neste trabalho. Um dos objetivos destes ensaios foi obter dados de entrada para realizar as análises numéricas. Além disso, os resultados experimentais são referência para validação dos modelos numéricos e caracterização do efeito da presença de juntas soldadas mecanicamente dissimilares sobre a resistência à fadiga de materiais estruturais. Corpos de provas homogêneos e soldados foram usinados para excecução dos ensaios experimentais.

Todo o material para confeção dos corpos de prova foi retirado de chapas obtidas como doação da companhia siderúrgica USIMINAS. As chapas correspondem ao grupo de aços ferríticos de aplicação estrutural, segundo norma ASTM A516 GR.70. A espessura da chapa era de 16 mm. A composição química do aço obtido da certificação da chapa é mostrada na seguinte tabela:

Tabela 2**:** Composição química do aço A516 Gr. 70 (% Peso).

| C | Mn | P | S | Si | Al | Cu | Cr | Ni |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.22 | 1.04 | 0.01 | 0.008 | 0.209 | 0.033 | 0.014 | 0.02 | 0.011 |

Foram usinados chanfros em V para a posterior soldagem das chapas. A soldagem foi realizada na posição plana, com uma angulação $\left(\approx 10^{\circ}\right)$ inicial imposta às chapas para compensação de empenamento e temperatura de pré-aquecimento de 60º C para eliminação de umidade e maior estabilidade do processo de soldagem. A soldagem foi realizada por meio do processo de eletrodo revestido (SMAW) em múltiplos passes, utilizando o eletrodo AWS E7018 de 3 mm de diâmetro.

A Figura 34 ilustra o processo de soldagem das chapas. A temperatura de interpasse foi mantida abaixo dos $250^{\circ}\mathrm{C}$. A faixa de tensão usada foi entre 20-25

Volts. A corrente média foi de 125 A, com velocidade de deposição na faixa de 140-200 mm/min.

Figura 34: Soldagem das chapas para a posterior usinagem dos corpos-de-prova CT e de tração.

Os procedimentos de preparação do chanfro e soldagem das chapas foram conduzidos com o apoio da escola Senai *Nadir Dias de Figueiredo*, de Osasco, São Paulo. A Figura 35 apresenta etapas de pré-angulação, enchimento e acabado das chapas soldadas. Ressalta-se a boa qualidade visual da solda obtida. Os corpos-de-prova foram retirados de forma a caracterizar as propriedades no sentido de laminação das chapas.

Figura 35: Processo de soldagem das chapas de Aço ASTM A516 Gr. 70

## 5.1. Ensaio de tração

A Figura 36 ilustra a retirada dos CPs de tração do cordão de solda e as dimensões dos mesmos. As dimensões dos corpos de tração e o procedimento do ensaio seguem os requisitos da norma ASTM E8M [85]. Os experimentos foram realizados em temperatura ambiente. Três corpos de prova de tração do material homogêneo e três do material de solda foram ensaiados. As propriedades mecânicas monotônicas médias são apresentadas em forma resumida na Tabela 3. Nesta tabela são incluídos o coeficiente de encruamento $n$ e o coeficiente plástico de resistência $H'$ que é definido como a constante na relação entre tensão e deformação plástica $(\varepsilon_p)$ como segue:

$$\sigma = H'(\varepsilon_p)^{\frac{1}{n}} \tag{29}$$

A tensão de escoamento média para o metal base e metal de solda resultou igual a $\sigma_y = 351.2\,\text{MPa}$ e $\sigma_y = 510.6\,\text{MPa}$, respectivamente. O nível de dissimilaridade mecânica (*Mismatch*) obtido na junta soldada é quantificado pela seguinte definição:

$$M_Y = \frac{\sigma_y^{MS}}{\sigma_y^{MB}} \tag{30}$$

onde $\sigma_y^{MB}$ e $\sigma_y^{MS}$ representam as tensões de escoamento do metal base (MB) e do metal de solda (MS). Condições de $M_Y > 1$ são chamadas de *overmatch* e $M_Y < 1$ de *undermatch*. No caso em estudo, obteve-se um *overmatch* de aproximadamente 45% $(M_Y = 1.45)$. Na prática este valor de *mismatch* é relativamente comum no projeto e fabricação de componenentes estruturais. Portanto, $M_Y = 1.45$ pode ser considerado razoável para avaliar em forma experimental o efeito da dissimilaridade mecânica em juntas soldadas na resistência à fadiga.

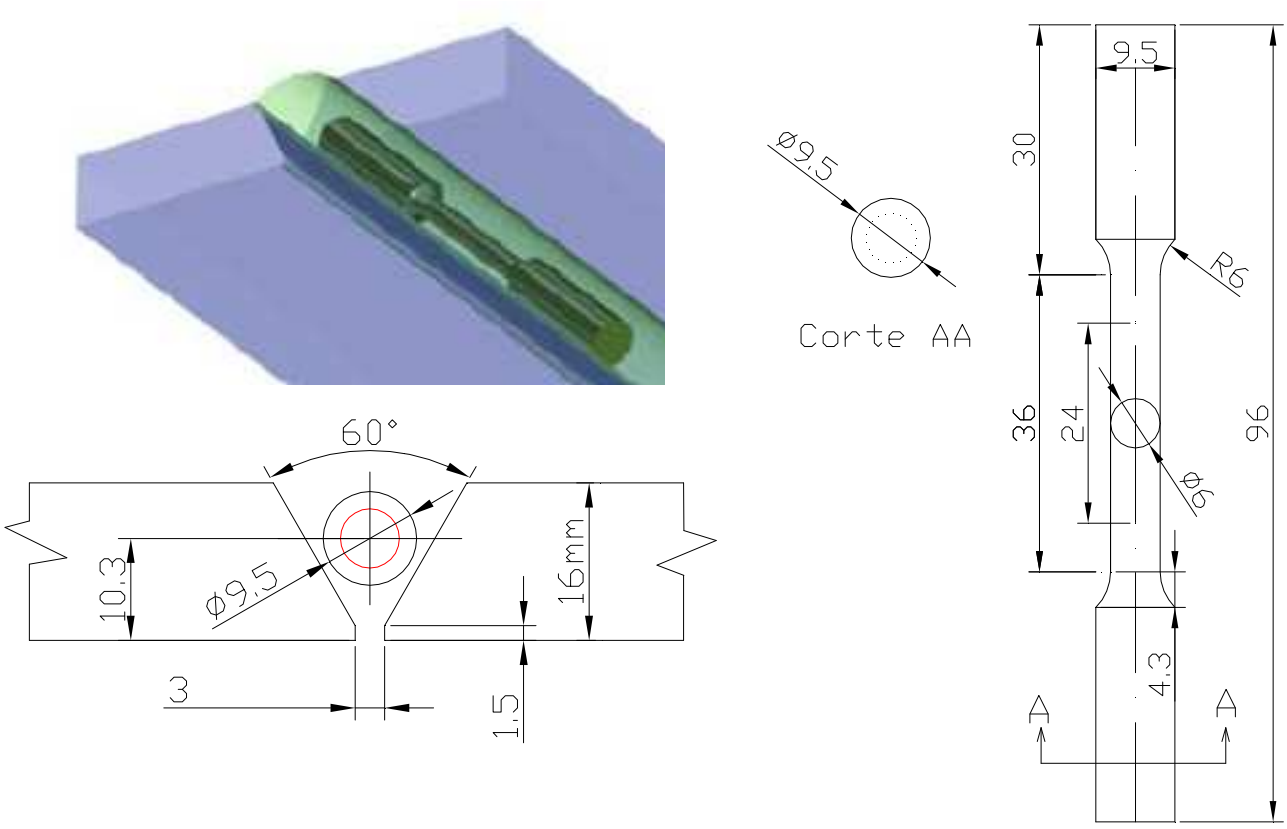



Figura 36: Corpos cilíndricos de tração do material de solda retirados da chapa soldada (A ilustração tridimensional aqui apresentada foi tomada de Donato [84]).

Tabela 3: Propriedades mecânicas médias obtidas dos ensaios de tração para o metal base e metal de solda, incluindo o desvio padrão.

| Espécime | $\sigma_y \pm \sigma$(MPa) | $\sigma_{UTS} \pm \sigma$(MPa) | $H'$ (MPa) | $n$ |
|---|---|---|---|---|
| Metal Base | $351.2 \pm 4.4$ | $525.8 \pm 8.5$ | 1083.5 | 4.01 |
| Metal Solda | $510.6 \pm 15.3$ | $580.3 \pm 4.2$ | 797.65 | 10.6 |

A Figura 37 apresenta as curvas tensão-deformação verdadeiras, obtidas para os corpos-de-prova do MB e do MS. Observa-se o aumento da resistência mecânica à tração do corpo MS, mas com a correspondente redução de encruamento e alongamento quando comparado ao MB.

Ambos os materiais apresentam comportamento típico de escoamento seguido por patamar de Lüders [76], onde as tensões permanecem constantes com deformações crescentes. Após esta região transitória, as tensões aumentam de forma não linear com o aumento da deformação; é possível notar claramente os níveis diferentes de encruamento para o MB e o MS.

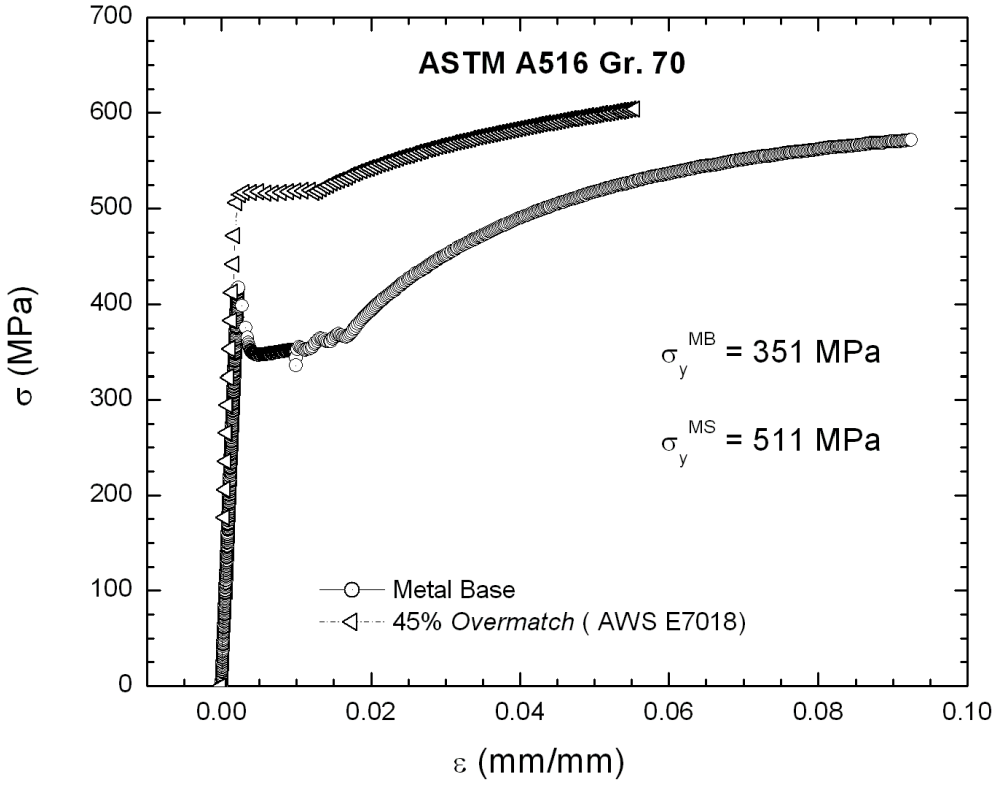



Figura 37: Curva tensão-deformação verdadeiras representativas do metal solda e metal base.

Nos modelos numéricos, analisados pelo WARP3D, a resposta tensão-deformação foi definida por um total de 20 pontos $(\sigma,\varepsilon)$, distribuídos em forma de representar razoavelmente as tendências observadas para cada material. Uma modelagem mais apropriada do problema em análise seria levantar as curvas cíclicas tensão-deformação para os materiais usados nesta pesquisa. No entanto, curvas cíclicas tensão-deformação $(\sigma_a - \varepsilon_a)$ não estão sempre disponíveis e sua obtenção demanda bastante tempo. Por simplicidade, muitos trabalhos encontrados na literatura usam propriedades monôtonicas para fazer as simulações numéricas de fechamento de trinca por plasticidade (Matos e Nowell [18]; Newman [22]; Simandjuntak et al. [38]; Carlyle e Dodds [40]; Skinner e Daniewicz [33]; Lei [43] e Ismonov e Daniewicz [88]). Inclusive, vários destes trabalhos simplificam mais as análises e usam relações tensão-deformação com resposta elástica-perfeitamente plástica (Matos e Nowell [18]; Newman [22]; Solanki et al. [36]; Simandjuntak et al. [38] e Lugo et al. [69]). Contudo, os trabalhos que fizeram comparações de $P_{op}$ entre

os valores determinados experimentalmente e as predições dos modelos numéricos mostraram correlações aceitáveis dos níveis de fechamento de trinca calculados por ambos os caminhos (Matos e Nowell [18]; Newman [22], Skinner e Daniewicz [33] e Simandjuntak et al. [38]).

## *5.2. Tensões residuais*

Como é bem conhecido, a presença de tensões residuais afeta a vida à fadiga $(N_f)$ de estruturas soldadas. Tensões residuais trativas diminuem $N_f$, enquanto tensões compressivas aumentam $N_f$. Stephens et al. [2] comparam o efeito produzido pelas tensões residuais e uma tensão média $(R \neq -1)$, de igual magnitude e distribuição que a tensão residual, sobre $N_f$. A diferença reside em que o efeito da tensão média persiste enquanto o carregamento externo é aplicado. Porém, o efeito das tensões residuais permanece enquanto a soma da tensão aplicada e a tensão residual não exceda a tensão de escoamento do material $(\sigma_y)$. Assim, uma questão importante relacionada à propagação de trinca por fadiga através de campos de tensão residual é a redistribuição e um possível relaxamento das tensões residuais. A influência desta redistribuição e possível relaxamento de tensões nas taxas $da/dN$ é uma questão aberta e sujeita a pesquisa atualmente.

Uma avaliação preliminar das tensões residuais na superficie das amostras soldadas foi feita usando a técnica de difração de raios X. Difração de raios X usa a distância entre planos cristalográficos como descritor do nível de tensões residuais presentes. A deformação associada às tensões residuais causa alterações no espaçamento dos planos cristalinos do seu valor em estado de equilibrio- sem presença de tensões residuais - para um novo valor que está relacionado à magnitude da tensão residual. Uma explicação detalhada desta técnica pode ser encontrada em Anderoglu [86]. As medidas de difração foram realizadas em um difratômetro SHIMADZU XRD-7000 do laboratório do Centro de Desenvolvimento de Materiais Metálicos da FEI (CDMATM-FEI) de São Bernardo do Campo, vide Figura 38.

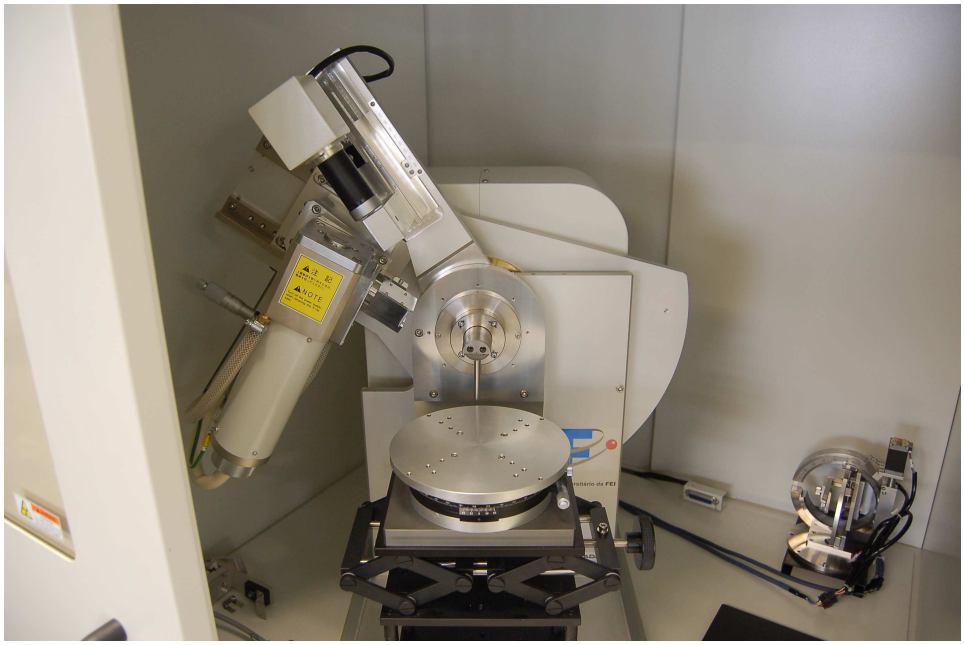


Figura 38: Difratômetro de Raios-X usado na medição das tensões residuais nos corpos soldados.

A superficie do corpo de prova foi preparada usando polimento eletrolítico. Foram medidas as tensões na direção normal e paralela ao plano da trinca. Estas tensões foram identificadas como $\sigma_{yy}$, $\sigma_{xx}$, respectivamente. A Figura 39 mostra os pontos de medição das tensões residuais. Foram levantados perfis da variação das tensões com a distância $(y)$ desde o centro do cordão de solda. O chanfro em V usado na preparação das chapas cria um cordão com diferentes larguras em cada face do corpo de prova. As tensões em ambas faces foram medidas. No entanto, por questões de espaço só serão apresentadas as tensões do lado da raiz. As tensões da face oposta à raiz apresentaram comportamento similar. Nas Figuras 40 - 41 mostram-se os perfís de tensões $\sigma_{yy}$ e $\sigma_{xx}$, sendo normalizados pela tensão de escoamento do metal base. Estas medições indicam o complexo campo de tensões residuais gerado durante o processo de soldagem.

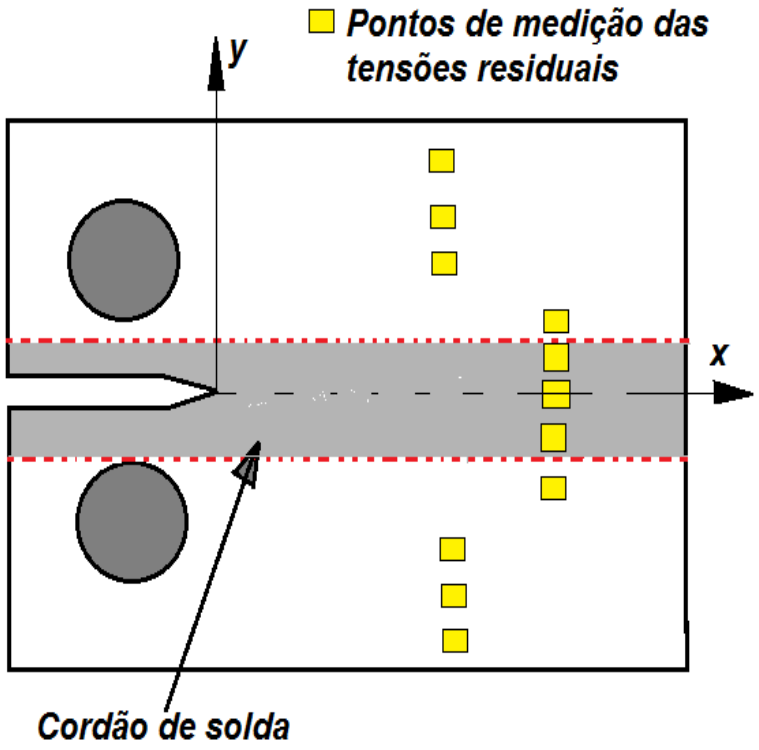



Figura 39: Identificação dos pontos usados para medição das tensões residuais.

As distribuições de tensões obtidas mostram-se coerentes com o esperado. As componentes $\sigma_{yy}$ e $\sigma_{xx}$ diminuem com a distância ao centro do cordão de solda e no centro atingem valores máximos. Pontos relativamente distantes do centro do cordão praticamente não estão submetidos a nenhum efeito de ciclo térmico durante a soldagem e, portanto, não apresentam tensões residuais. Notam-se elevadas tensões residuais , cerca de 80% da tensão de escoamento do metal base $\sigma_y^{MB}$ , no centro do cordão em ambas as direções.

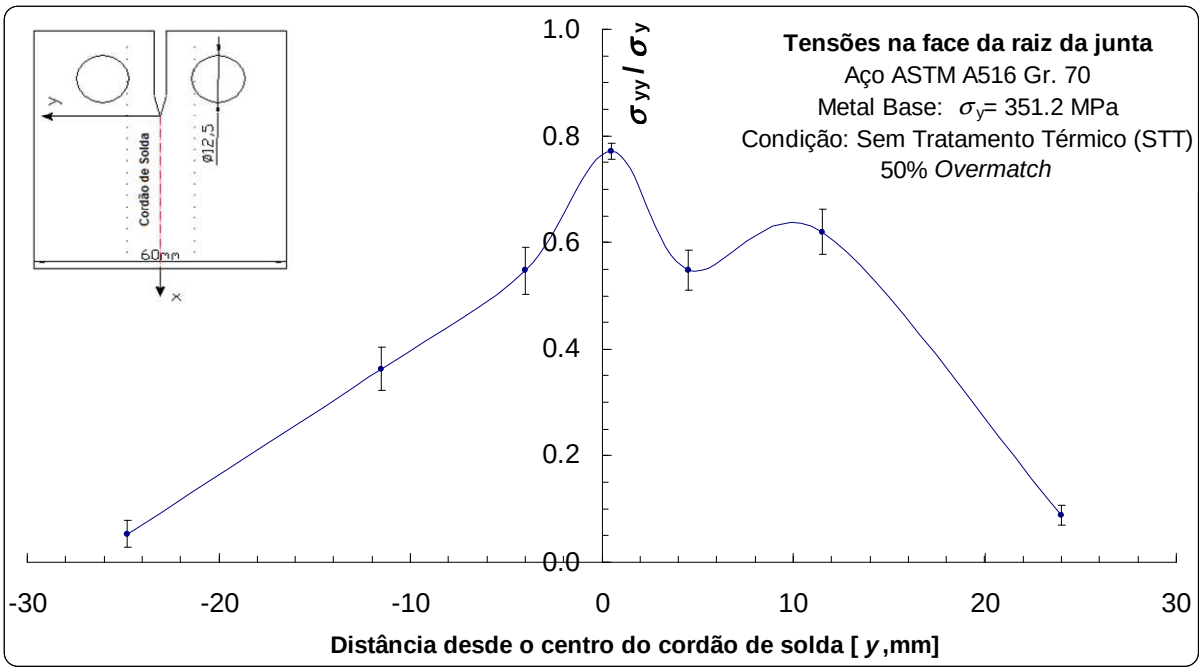



Figura 40: Distribuição das tensões residuais $\sigma_{yy}$ na face da raiz do espécime soldado

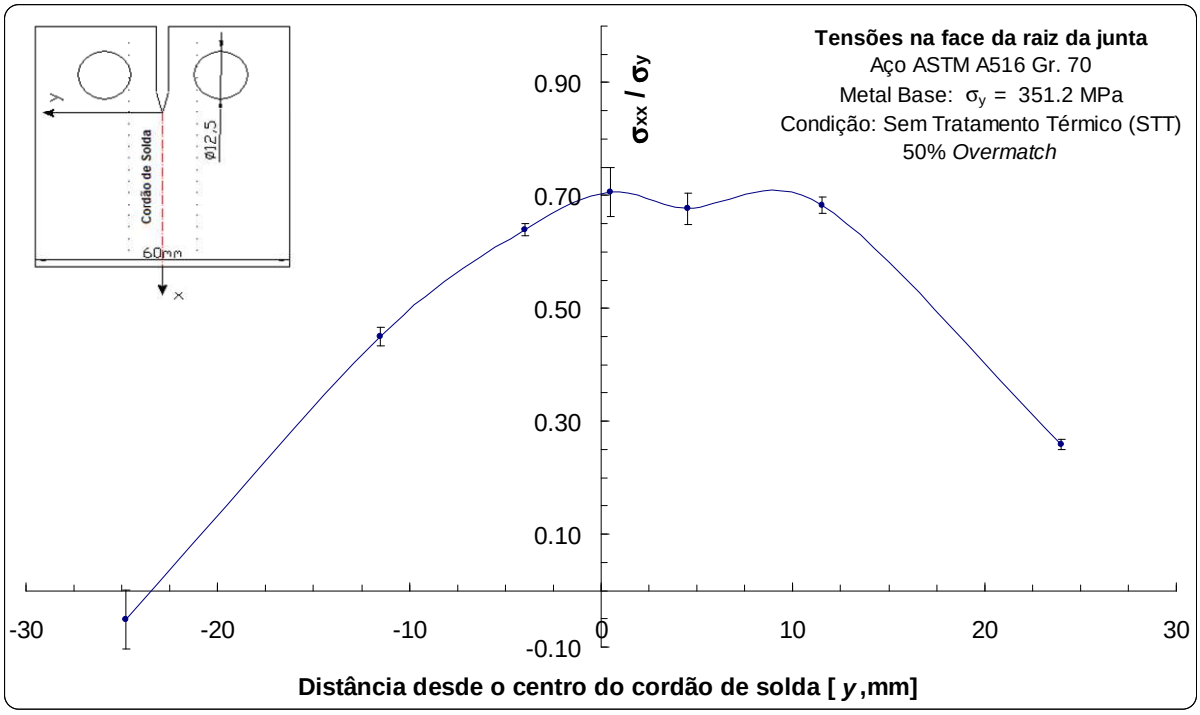
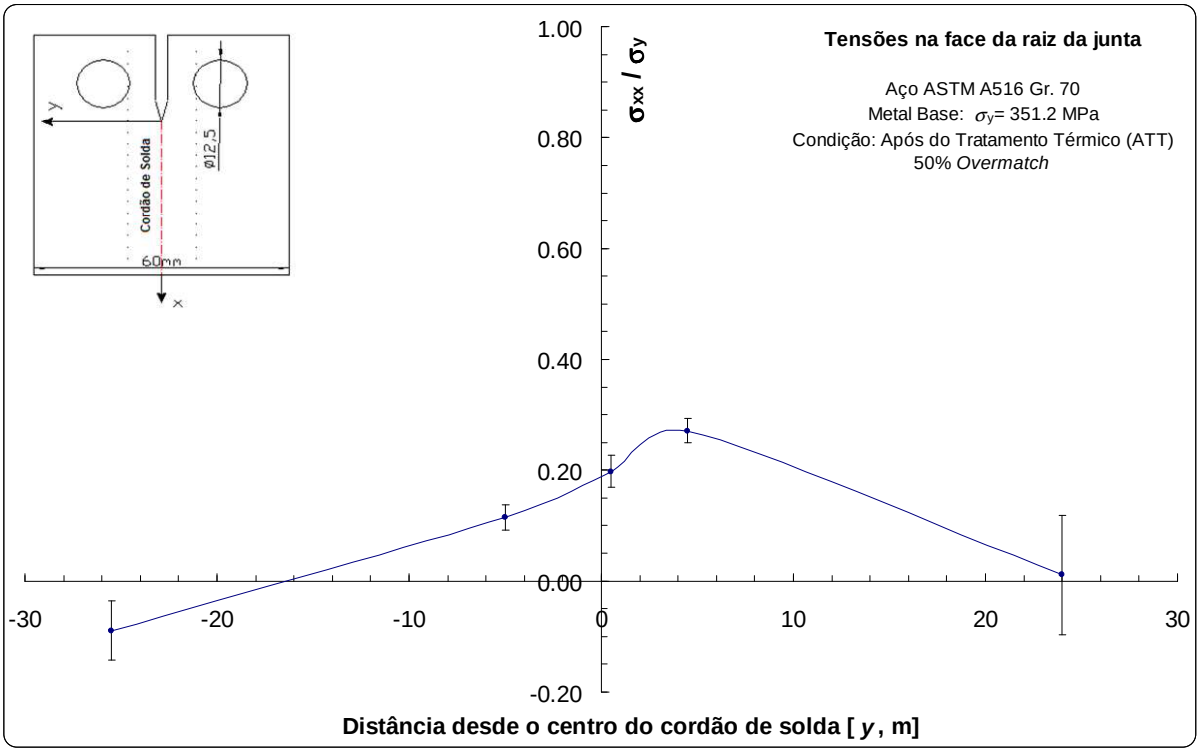



Figura 41: Distribuição das tensões residuais $\sigma_{xx}$ na face da raiz do espécime soldado.

O levantamento das tensões residuais foi na superfície do corpo de prova. As tensões residuais medidas resultaram trativas. Assim, as tensões residuais que

equilibram o espécime devem estar localizadas na espessura do espécime. No entanto, o levantamento destas tensões foge do escopo do presente trabalho.

Com a intenção de eliminar o efeito das tensões residuais nas taxas $da/dN$, todos os corpos-de-prova foram aliviados termicamente, depois de usinados ao tamanho final. O tratamento térmico pós-solda consistiu em colocar os corpos num forno por 30 minutos a 590°C, com taxa de aquecimento controlada igual $3^{\circ}C/min$ a partir de $425^{\circ}C$ e taxa de resfriamento igual $5^{\circ}C/min$ até $450^{\circ}C$. Este procedimento de tratamento térmico foi criado seguindo as recomendações do livro *Metals Hanbook*, volume 4 [87]. Depois de realizado o tratamento térmico as tensões residuais foram reavaliadas e as distribuições obtidas são mostradas nas Figuras 42 – 43.




(a)

Figura 42: Distribuição da tensão residual $\sigma_{xx}$ no corpo de prova soldado após os do tratamento térmico

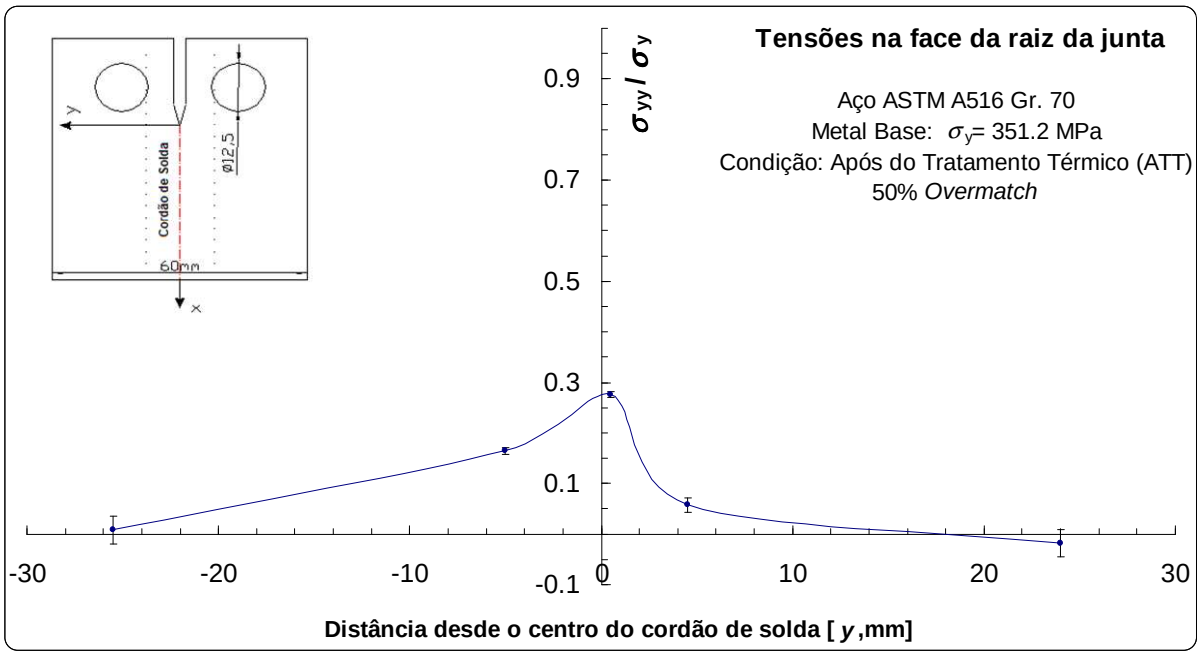



Figura 43: Distribuição da tensão residual $\sigma_{yy}$ no corpo soldado depóis do tratamento térmico

Uma apreciável redução das tensões residuais é verificada por meio destes resultados. Isto mostra as vantages do tratamento térmico para eliminação de tensões não desejadas numa estrutura soldada. No entanto, uma pequena tensão residual *remanescente* é observada no corpo de prova. Acredita-se que as influências destas tensões sejam mínimas nos ensaios em condições SSY e praticamente nulas na condição LSY.

## *5.3. Ensaio de propagação*

A Figura 44 mostra as dimensões do corpo de prova CT utilizado nos ensaios de propagação de trinca por fadiga. As dimensões dos corpos-de-prova e o procedimento experimental satisfazem os requisitos da norma ASTM E 647 [10]. Os entalhes dos corpos C(T) foram feitos no centro do cordão de solda. Um extensômetro (*clip gage)* foi localizado na boca do corpo de prova para monitorar o crescimento de trinca usando a técnica da flexibilidade.

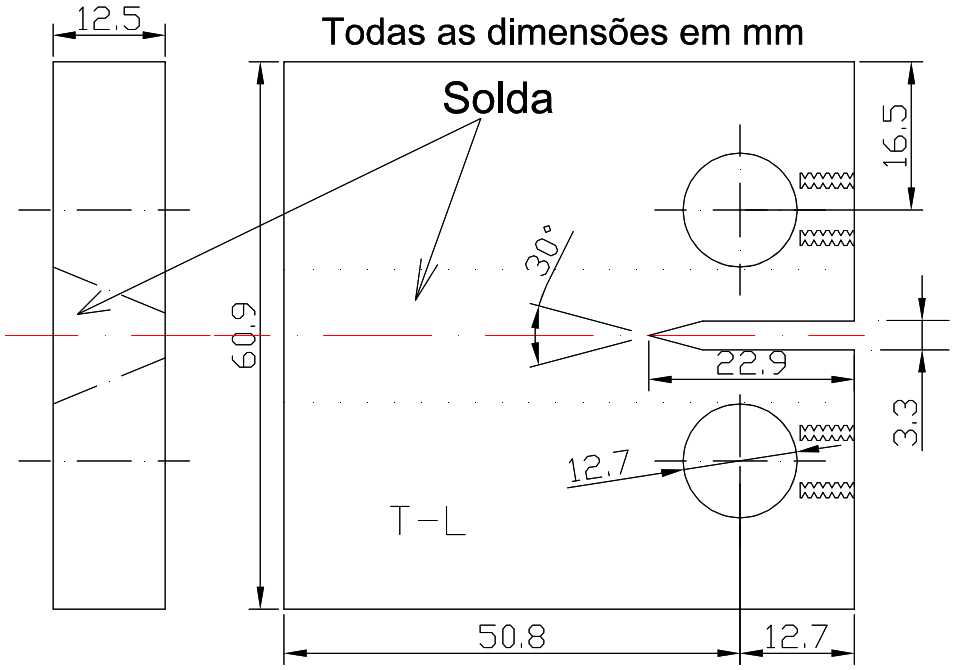
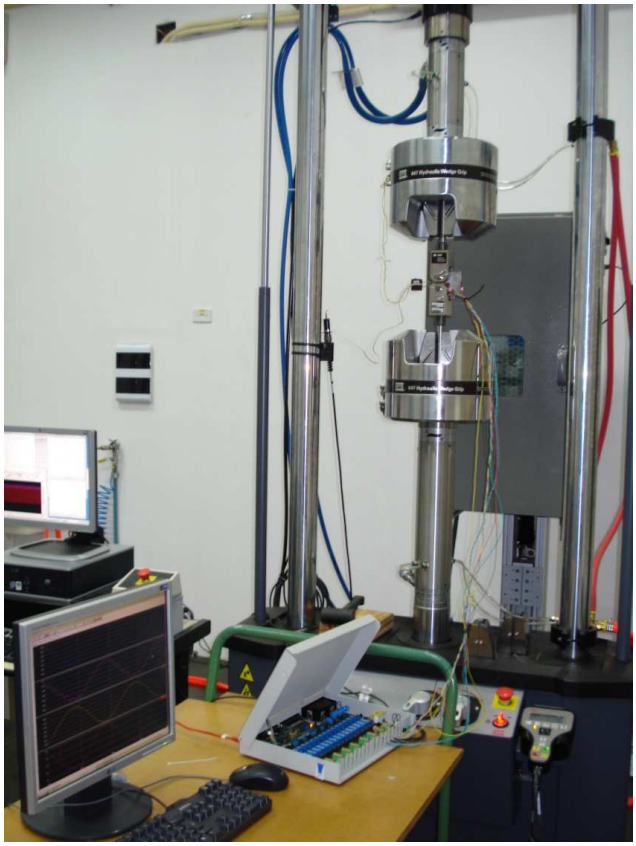



Figura 44: Dimensões do espécime C(T) soldado para ensaio de propagação de trinca por fadiga.

Os ensaios de propagação de trinca foram conduzidos numa máquina servo-controlada MTS-810 de 25 Toneladas de capacidade. Os ensaios foram feitos sob controle de carga, mantendo fixa a razão de carga $(R = 0.1)$ e a carga máxima $(P_{max})$. Foram ensaiados dois CPs para cada condição de material e consideram-se dois níveis de carregamento remoto para cada CP (homogêneo e soldado): $P_{max} = \{720\ kgf, 900\ kgf\}$. Todos os ensaios foram feitos em temperatura ambiente. NaFigura 45, mostra-se uma foto da máquina usada nos ensaios e o detalhe do corpo de prova e *cilp gage* usado. Parte dos ensaios de propagação reportados neste trabalho foi conduzida no Laboratório de Ensaios Mecânicos do DEMET da Escola de Minas da Universidade Federal de Ouro Preto (UFOP).



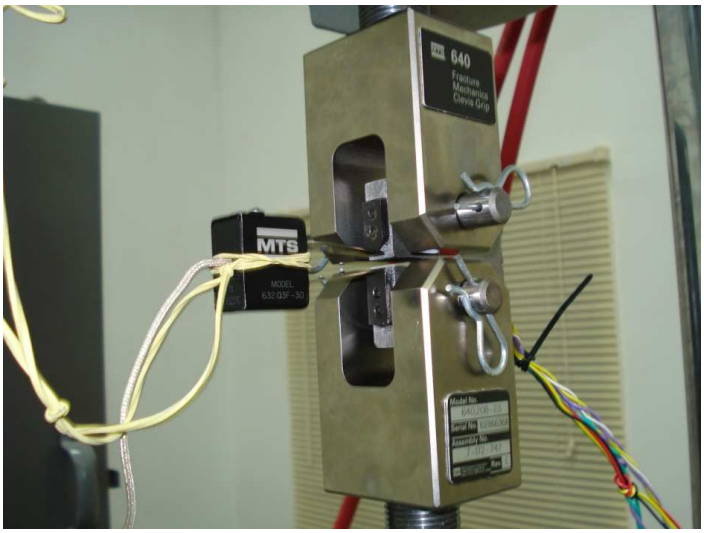



Figura 45: Máquina de Ensaios MTS® da USP usada nos ensaios de propagação de trinca por fadiga.

A onda usada foi do tipo senoidal usando frequências de 15 Hz no equipamento MTS da USP e 30 Hz no equipamento MTS da UFOP. Diferenças no tamanho dos *clip gages* impuseram esta condição de ensaio diferente. No entanto, é bem conhecido que as taxas $da/dN$ não são alteradas pela frequência do ensaio quando

não existe um meio externo agressivo, por exemplo, ambientes salinos ou alcalinos. Para cada incremento de comprimento de trinca, especificado no *input* do *software* da MTS®, é armazenado o número de ciclos, comprimento da trinca, carga máxima, carga mínima e carga de fechamento. O programa determina as cargas de fechamento de trinca usando o ajuste de curva, polinômio quadrático e linear como mostrado na Figura 18.b, para cada incremento de tamanho de trinca. Todos os corpos de prova foram pré-trincados usando $R = 0.1$ e frequência de 30 Hz até um crescimento de 2 mm.

### *5.3.1. Taxas experimentais de crescimento de trinca por fadiga*

A Figura 46 mostra a variação do comprimento da trinca como função do número de ciclos da carga aplicada para ambos os corpos-de-prova (soldado e homogêneo) para as duas condições de carregamento remoto $P_{max} = \{720\ kgf, 900\ kgf\}$.

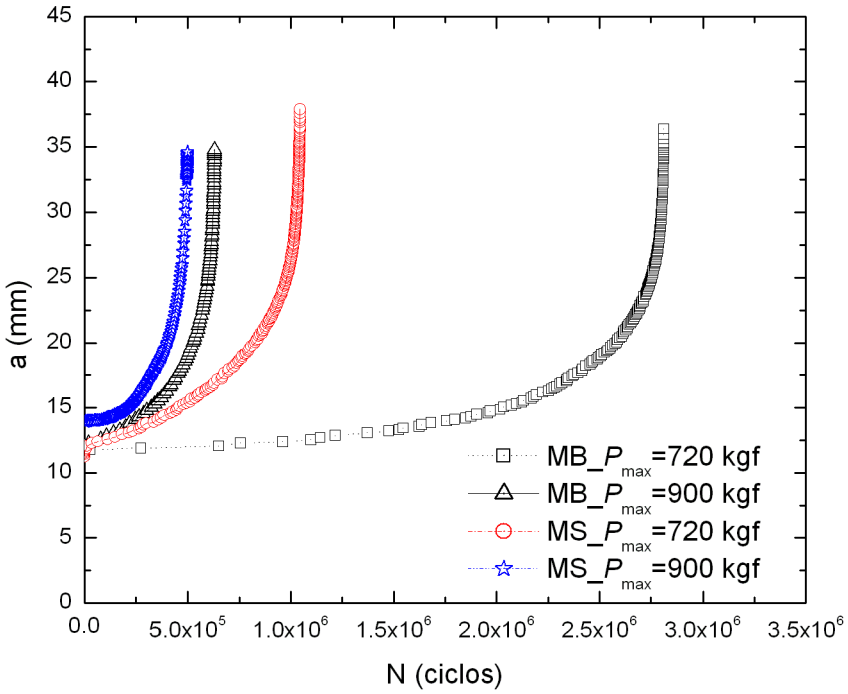
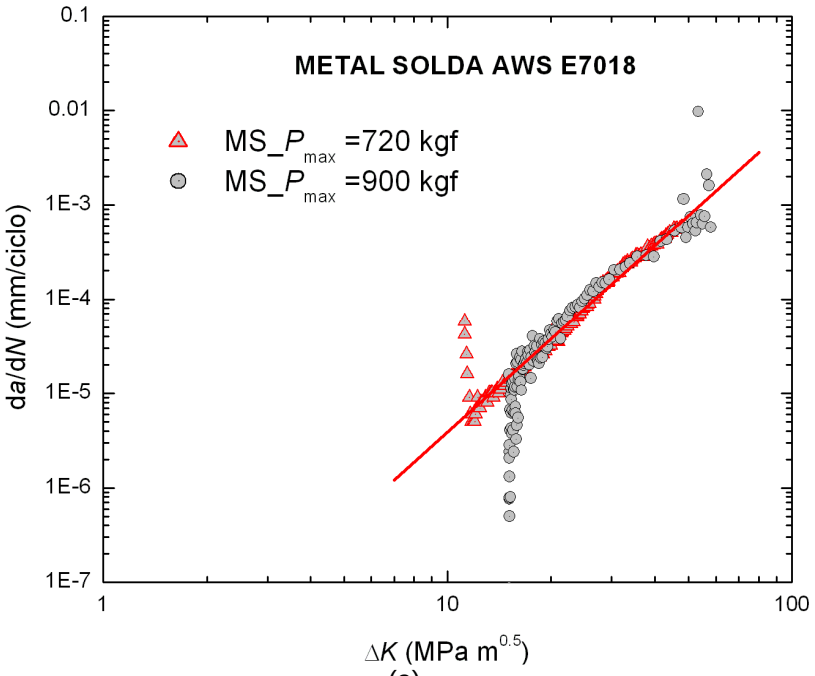
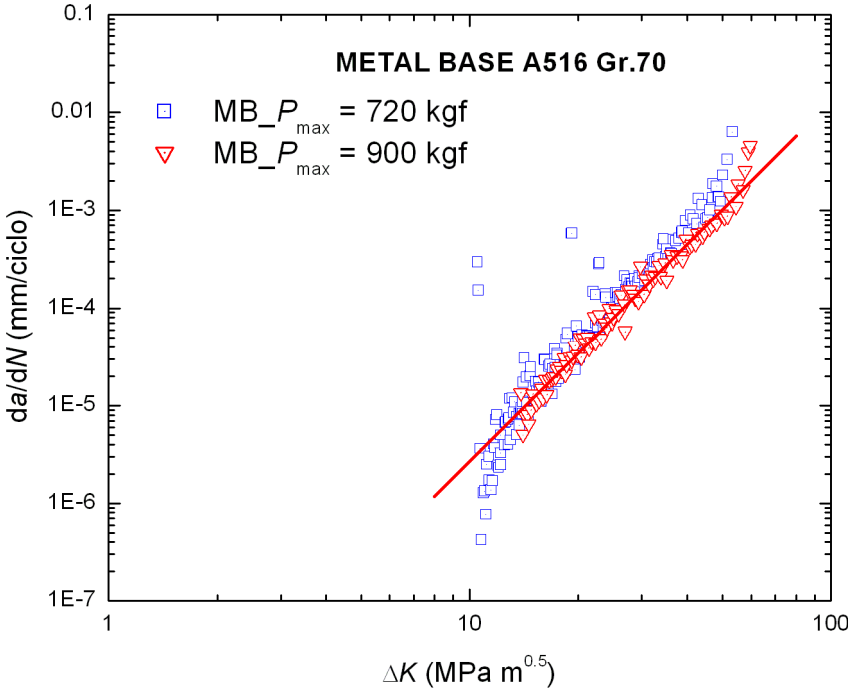



Figura 46:Medição experimental do comprimento de trinca versus o número de ciclos para a condição de material homogêneo e 45% *overmatch*

As taxas $da/dN$ versus $\Delta K$ para ambos as condições de material são apresentadas na Figura 47. As linhas incluídas neste gráfico representam o ajuste linear por mínimos quadrados dos dados $\log(da/dN) - \log(\Delta K)$ correspondente à lei de Paris, equação (3), descrevendo o crescimento no estágio II de propagação. A Tabela 4 fornece os coeficientes $C$ e $m$ para ambos os materiais.




(a)




(b)

Figura 47: Taxas experimentais de crescimento de trinca por fadiga (a) metal solda (b) metal base

Como é bem conhecido, as taxas de propagação de trinca por fadiga no regime de escoamento de pequena monta, SSY, são independentes do nível de carga remota aplicada, do tamanho da trinca e da geometria do corpo de prova [76]. Esta independência do nível de carregamento remoto sobre a taxa de propagação é verificada na Figura 47.

Enquanto as inclinações, $m$, de ambas as curvas são relativamente similares, o coeficiente $C$, que é usado para caracterizar as taxas de crescimento, na condição *Overmatch* possui uma ordem de grandeza maior quando comparado à condição do metal homogêneo. Este fato e as reduzidas taxas de propagação que apresentou o corpo homogêneo no início do teste com $P_{\max} = 720\,kgf$ (associadas provavelmente ao estágio I de propagação (*Threshold*), podem ser usados para explicar a grande diferença em vidas $(\approx 2X)$ entre o metal base e o metal de solda no ensaio com carga máxima de 720 kgf[22].

Tabela 4: Constantes $C'$ e $m$ da lei de Paris para o metal base o metal de solda

| Espécime | $C'\left[(mm/ciclo)/\left(MPa\sqrt{m}\right)^m\right]$ | $m$ |
|---|---|---|
| Metal Base | 4.46E-10 | 3.85 |
| Metal Solda | 1.92E-9 | 3.34 |

Finalmente, todos os dados $da/dN$ são agrupados na Figura 48.Observa-se que as taxas de crescimento na condição homogênea e 45% *Overmatch* práticamente coincidem numa mesma linha.

[22] Geralmente a microestrutura possui pouca influência nas taxas de propagação de trinca por fadiga no estágio II.

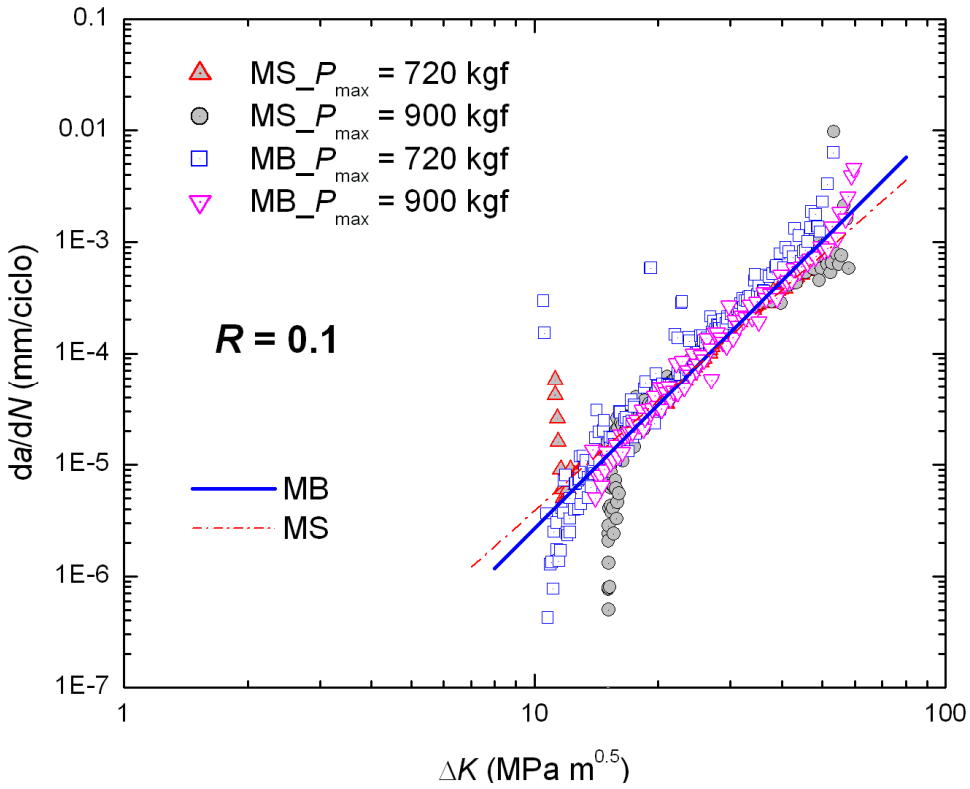



Figura 48: Comparação da taxas $da/dN$ obtidas para o metal base e metal de solda usando dois níveis de carga máxima $P\max = 720kgf$ e $P\max = 900kgf$ .

Diferenças são observadas para “grandes” valores de $\Delta K \geq 40\ MPa\sqrt{m}$ . Neste caso particular estudado as taxas de propagação por fadiga resultaram independentes da presença de uma junta soldada com dissimilaridade mecânica em condições de escoamento de pequena monta (SSY).

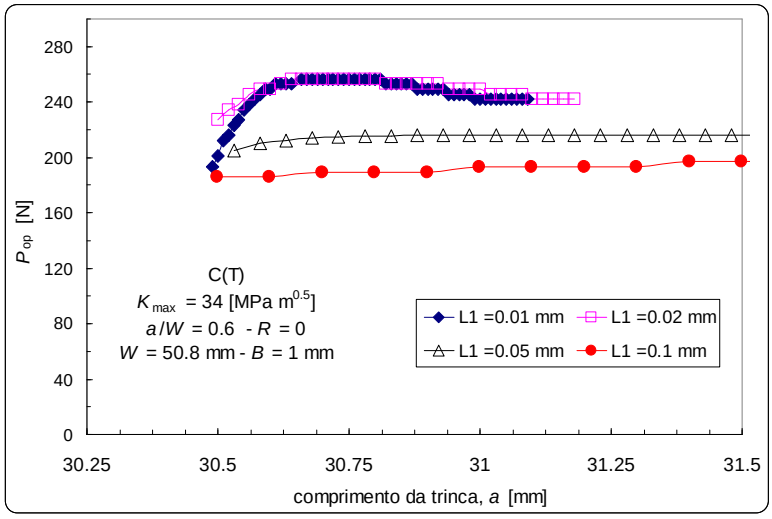
# 6. RESULTADOS E DISCUSSÃO

## *6.1. Efeito do tamanho da malha de elementos finitos*

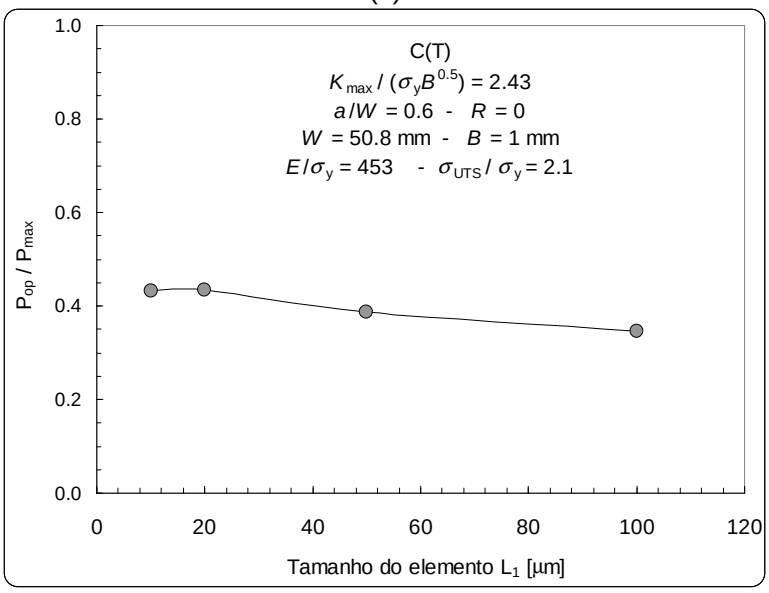
Como mencionado anteriormente, o tamanho dos elementos finitos na região da ponta da trinca possui um grande efeito nas estimativas da carga de abertura da trinca. De forma resumida, pode-se dizer que o valor de $P_{op}$ é uma função inversa do tamanho do elemento $L_1$, isto é, quanto menor o tamanho do elemento maior é o valor de $P_{op}$. Esta relação permanece até um determinado tamanho de elemento $L_1$. Após isso, um valor relativamente constante nos valores de $P_{op}$ é observado com a diminuição do tamanho do elemento. Esta tendência pode ser observada na Figura 49. Nesta figura mostra-se a evolução da carga de abertura obtida usando o critério $\sigma_{yy}^{tip}$, com o crescimento de trinca para 4 malhas distintas, considerando as propriedades do metal base. Observa-se uma região de transiente nos valores iniciais de $P_{op}$ até atingir valores aproximadamente constantes para cada malha usada. O incremento de $P_{op}$ com o aumento do refinamento da malha na região de propagação está associado a uma melhor representação do campo de deformações na ponta da trinca.

Na Figura 49.b apresentam-se os valores estabilizados de $P_{op}$ para um crescimento de trinca igual a um raio plástico $r_p$ em função do tamanho do elemento $L_1$. O raio plástico foi calculado para o tamanho inicial de trinca como a segunda aproximação de Irwin [1], definida por $r_p = \left(K_I^0 / \sigma_y\right)^2 / \left(3\pi\right)$. Observa-se o patamar para valores de $L_1 \leq 0.02\ mm$. As diferenças nos valores da carga de fechamento obtidos usando as malhas com $L_1 = 0.1\ mm$ e $L_1 = 0.05\ mm$ são 20% e 10%, respectivamente, menores quando comparadas à malha com $L_1 = 0.02\ mm$. Escolheu-se a malha com elementos na ponta da trinca de tamanho $L_1 = 20 \mu m$ como padrão nas análises feitas para o corpo homogêneo. Este tamanho de

elemento satisfaz o critério de 2-3 elementos dentro da zona plástica reversa em todas as posições à frente de trinca [16] para todos os níveis de carregamento considerados neste trabalho descritos em 5.3. Contudo, foi necessário adotar um tamanho menor, $L_1 = 0.01\,mm$, para o caso do corpo com junta soldada para satisfazer o critério sugerido na referência [16]. Todos os valores reportados da carga de abertura, $P_{op}$, serão apresentados como a razão $P_{op}/P_{max}$.




(a)




(b)

Figura 49: (a) Variação da carga de abertura com o crescimento da trinca para as diferentes malhas analisadas; (b) Valores estáveis de $P_{op}$ em função do tamanho do elemento da malha de elementos finitos na região da ponta da trinca.

## 6.2. Valores numéricos e experimentais da carga de abertura

### 6.2.1. Validação do modelo numérico

A fim de validar a consistência dos resultados numéricos, uma comparação direta com os resultados de elementos finitos 3-D, reportados recentemente por Ismonov e Daniewicz [88], é feita. Eles usaram um corpo de prova SE(T) fixado por garras com uma malha de 29500 elementos de oito nós (*brick*) e cinco camadas na espessura. Foi usado um modelo com encruamento cinemático-bilinear, com propriedades mecânicas que representam uma liga 2024-T3-Alumínio.

A Figura 50 mostra o modelo de elementos finitos construído para fazer as análises comparativas. As dimensões usadas para o modelo foram $W = 152$ mm, $H/W = 4$, $B = 1$ mm e $a/W = 0.596$. O modelo possui 10155 elementos de oito nós (*brick),* com 5 camadas na espessura posicionadas em $0.25B$, $0.15B$, $0.05B$, $0.03B$ e $0.02B$, respectivamente. A malha focal na região da ponta da trinca usada neste corpo é a mesma apresentada na Figura 26 para o corpo C(T). As propriedades mecânicas usadas foram $E = 250\sigma_y$, $E_T = 0.05E$, $E = 73GPa$ e $\upsilon = 0.3$.

Previamente, Ismonov e Daniewicz compararam seus resultados com o trabalho de Carlyle e Dodds [40], mostrando uma boa correlação. A comparação será feita em termos do parâmetro $U$ introduzido por Elber [9] na forma:

$$U = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K} = \frac{K_{max} - K_{op}}{K_{max} - K_{min}} = \frac{1 - \dfrac{K_{op}}{K_{max}}}{1 - R} \tag{31}$$

O nível do carregamento remoto imposto é definido pelo fator adimensional $K_{max} \Big/ \left(\sigma_y \sqrt{B}\right) = 1.5$ e a razão de carga usada foi $R = 0$. A Figura 51 compara a evolução de $U$ com o crescimento de trinca para 3 posições diferentes ao longo da espessura do corpo. Nesta comparação, usou-se o critério $\delta_y^2$ para o cálculo de $P_{op}$,

como feito por [40] e [88]. Pode ser observada uma excelente aderência dos resultados obtidos quando comparados aos apresentados por [88].

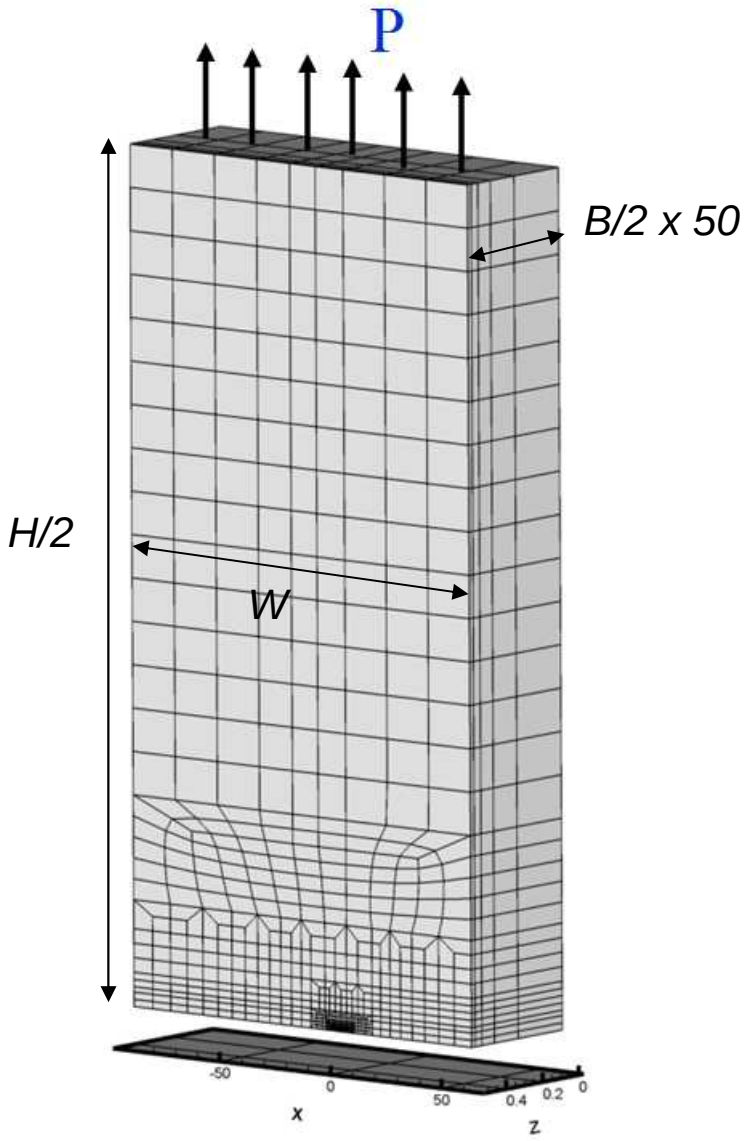



Figura 50: Modelo de elementos finitos do corpo SE(T). Para melhor ilustração das camadas de elementos finitos na espessura do corpo, a direção *z* foi amplificada 50 vezes.

Observa-se uma grande variação do nível de fechamento com a posição $z$ ao longo da espessura do corpo de prova, mesmo para um corpo de reduzido $B$. Isto ilustra a forte variação do campo de deformações com $B$. Conforme esperado, no centro do corpo $(z/B = 0.0)$ reduzidos níveis de deformação plástica resultam em baixos valores de $P_{op}$ e, portanto, grandes valores de $U$, enquanto que, para a superfície do corpo $(z/B = 0.5)$, maiores níveis de deformação plástica estão

ligados a grandes níveis de fechamento de trinca, isto é, grandes valores de $P_{op}$ e, portanto, baixos valores de $U$ .

Um comentário adicional deve ser feito. O modelo construido têm aproximadamente $1/3$ dos elementos do modelo usado por [88]. A similaridade dos resultados mostra que o essencial de uma boa modelagem de fechamento de trinca induzido por plasticidade é garantir uma malha suficientemente refinada em torno da área da ponta da trinca para recuperar os efeitos na zona plástica cíclica.

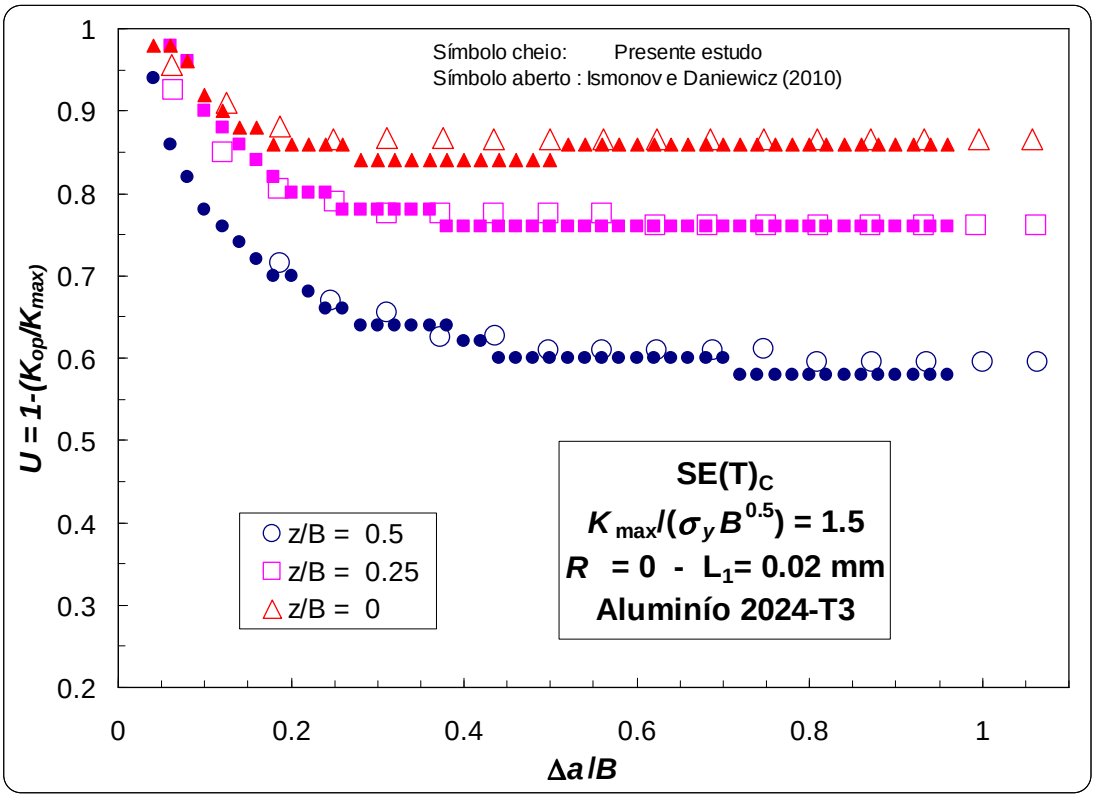
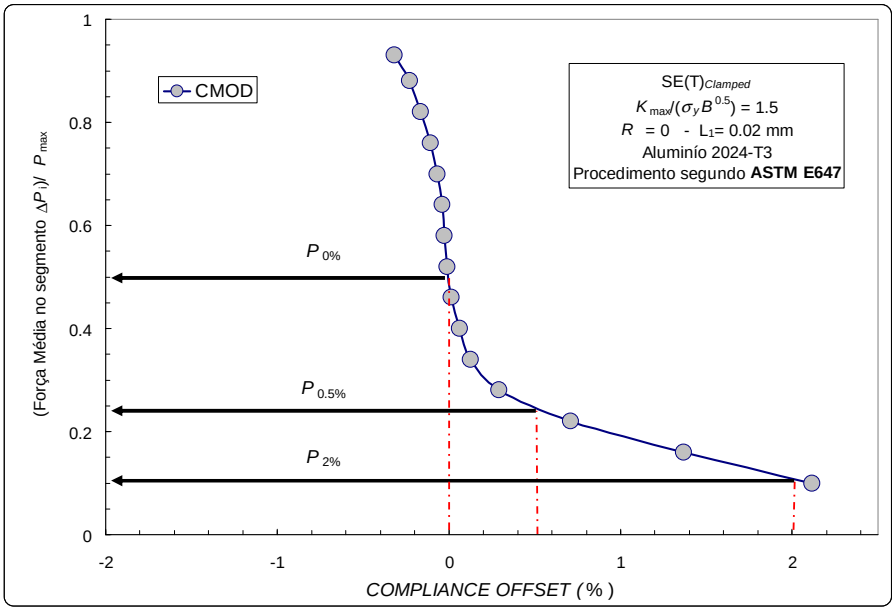


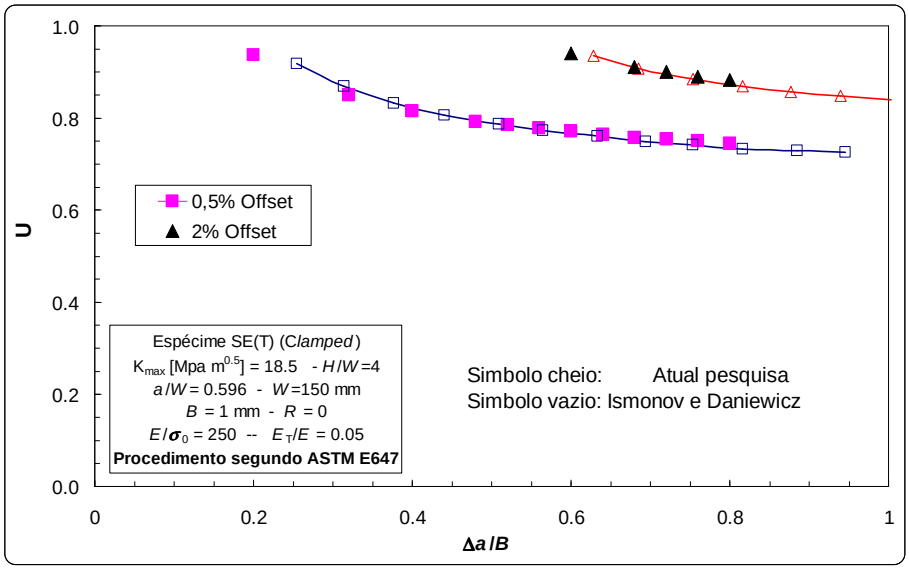

Figura 51: Evolução do parâmetro $U$ com o crescimento de trinca para diferentes posições na espessura do corpo.

Em forma similar, com o objetivo de avaliar a rotina implementada no programa *OPENLOAD* para cálculo da carga de abertura utilizando o procedimento *compliance offset* [10], utilizaram-se os resultados apresentados por Ismonov e Daniewicz [88]. A Figura 52 mostra estas comparações de resultados. O ponto para medição do deslocamento foi a boca do entalhe do corpo de prova SE(T). Foram aplicados 50 ciclos de carga. A Figura 52 (a) apresenta uma curva típica da força

média em cada intervalo de carga normalizada pela carga máxima em função do desvio da flexibilidade (*compliance offset),* quando a trinca avançou 0.78 mm (ciclo 40). Ilustram-se as 3 cargas de abertura associadas a 3 diferentes níveis de desvio (*offset*): 0%, 0.5% e 2%.




(a)




(b)

Figura 52: Validação do procedimento de cálculo de $P_{op}$ usando a metodologia proposta pela norma ASTM E647 [10]. (a) curva carga versus *compliance offset* para o ciclo 40 (b) evolução do parâmetro $U$ com o avanço da trinca considerando 0.5 e 2% de *offset.*

A Figura 52 (b) confronta os resultados de $P_{op}$, em termos de U, obtidos nas presentes análises com os valores reportados por [88] usando 2 níveis de desvio (*offset*): 0.5% e 2%. A similaridade entre ambos os resultados valida o procedimento de cálculo implementado de $P_{op}$ segundo a norma ASTM E647. Observa-se que o critério de 2% produz valores de carga de abertura muito baixos, quase da mesma grandeza dos valores obtidos usando o critério $\delta_y^2$ no centro do corpo de prova mostrado na Figura 51. Ambas as tendências, 0.5% e 2%, parecem estabilizar-se quando a trinca cresceu 80% da espessura do corpo de prova, com valores da carga de abertura para o criterio 0.5% *Offset* $\left(P_{op}/P_{\mathbf{max}} = 0.27\right)$ maiores em 80% quando comparados ao caso 2% *Offset* $(\left(P_{op}/P_{\mathbf{max}} = 0.15\right))$ Os resultados apresentados nas Figura 51 e Figura 52 suportam os procedimentos numéricos implementados no programa OPENLOAD para determinação de $P_{op}$, cujos resultados serão apresentados na sequência.

### *6.2.2. Valores numéricos de $P_{op}$ obtidos das análises 3D*

Com a intenção de identificar a severidade do carregamento remoto de uma forma racional e consistente é usual apresentar as cargas remotas em formas normalizadas ou adimensionais. Para o problema em estudo, carregamento cíclico imposto em controle de carga, esta normalização será feita considerando o carregamento máximo $P_{\mathbf{max}}$ e a carga limite $P_L$ do corpo de prova C(T) para estado plano de deformação (EPD) obtida de Anderson [1]. A expressão para $P_L$ é como segue:

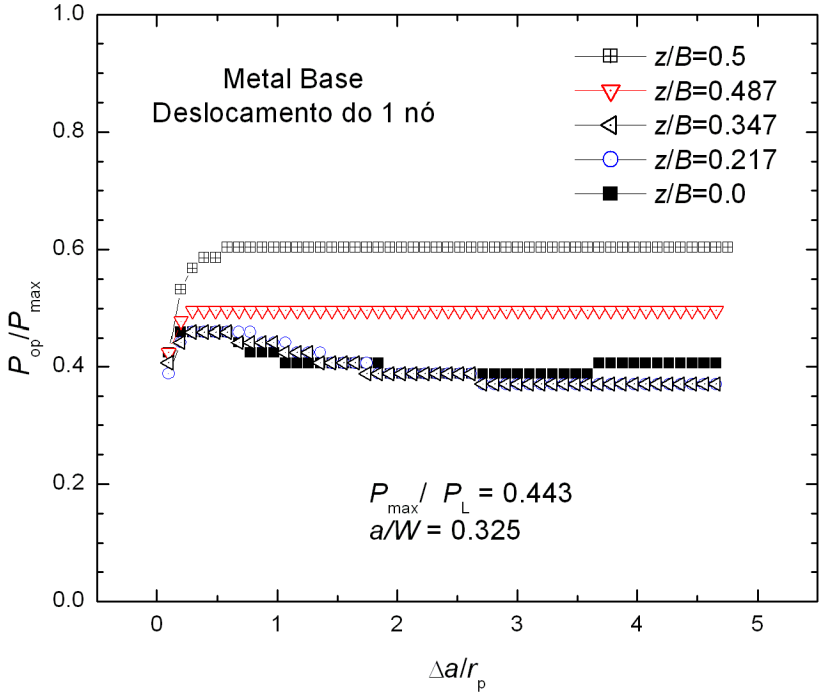
$$P_L = 1.455\left[\sqrt{\left(2\frac{a}{b}\right)^2 + 4\frac{a}{b} + 2} - \left(2\frac{a}{b} + 1\right)\right]Bb\sigma_0 \qquad (32)$$

onde $a$ é o comprimento de trinca, $b$ é a largura do ligamento remanescente, $B$ a espessura do corpo de prova e $\sigma_0$ é uma tensão de referencia que foi tomada igual

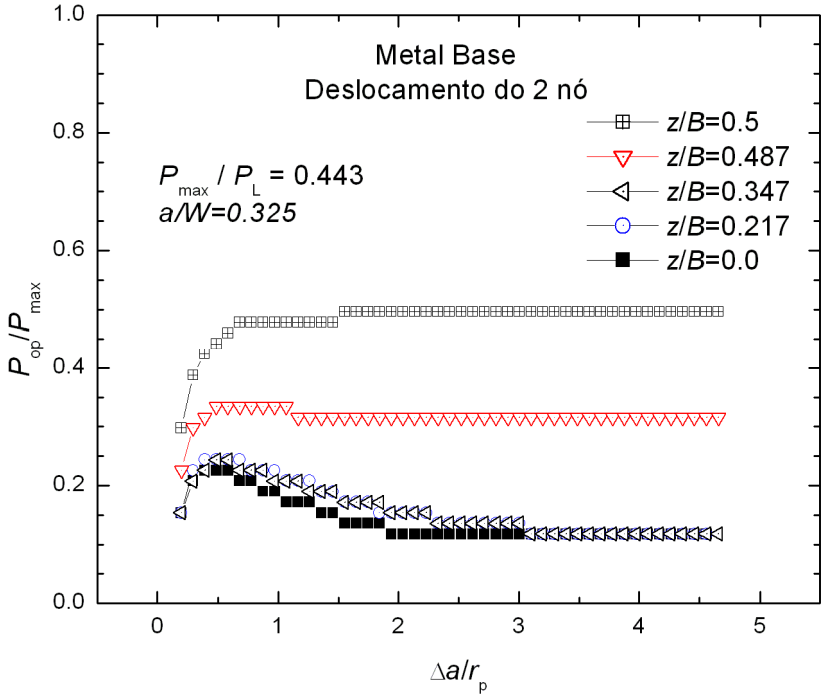
à tensão de escoamento do metal base $(\sigma_0 = 351.2\ \text{MPa})$. O tamaho da trinca considerado para o cálculo da carga limite foi $a = 0.6W$ .

#### *6.2.2.1. Efeitos da espessura sobre as cargas de abertura $P_{op}$*

Antes de apresentar os resultados das análises 3D de fechamento de trinca usando EF é instrutivo examinar primeiramente a variação da carga $P_{op}$ com a espessura, para o caso do espécime C(T) homogêneo. O corpo soldado apresentou comportamento similar. A Figura 53 (a-b) mostra as cargas $P_{op}$, normalizadas por $P_{max}$, versus a quantidade de crescimento de trinca, $\Delta a$, normalizada pelo tamanho inicial da zona plástica, $r_p$, em cinco diferentes posições na espessura do corpo de prova: $z/B = 0.0, 0.217, 0.347, 0.487$ e $0.5$. Nestas figuras, $z$ é o eixo coordenado cartesiano perpendicular à supeficie do corpo de prova (vide Figura 26) e $B$ é a espessura do espécime, assim $z/B = 0.0$ corresponde ao plano central do C(T) e $z/B = 0.5$ define a superfície do C(T). Nestes gráficos, $P_{max}$ usado foi de 720 kgf que normalizado pela carga limite resulta num valor adimensional $P_{\mathbf{max}}/P_L = 0.443$. Considerou-se o critério de deslocamento nodal, $\delta_y^1$ e $\delta_y^2$, para estas comparações.




(a)




(b)

Figura 53: Variação da carga de abertura com a posição ao longo da espessura (a) critério $\delta_y^1$ (b) critério $\delta_y^2$

Observa-se um elevado gradiente nos valores de $P_{op}$ ao longo da espessura do corpo de prova. As tendências apresentadas na Figura 53 são claras. O fechamento de trinca é máximo na superfície do espécime $(z/B = 0.5)$, onde a

carga $P_{op}$ atinge um valor de pico relativo ao nível máximo de carregamento remoto aplicado e logo cai rapidamente quando se afasta da superfície do espécime. Considere, por exemplo, a evolução da carga normalizada $P_{op}$ com o crescimento normalizado derivado do critério $\delta_y^1$ apresentado na Figura 53 (a). A carga de abertura tem um valor de pico de $P_{op} / P_{max} \approx 0.6$ e cai até $P_{op} / P_{max} \approx 0.38$ para $z/B \leq 0.347$; comportamento similar é observado nos resultados apresentados na Figura 53 (b) derivados do critério $\delta_y^2$. Não obstante, note-se que os valores de $P_{op} / P_{max}$ são consistentemente menores para todas as cinco posições da frente da trinca.

Este comportamento pode ser explicado em termos do desenvolvimento da esteira plástica deixada pelo crescimento da trinca. A esteira deixada é relativamente pequena para a maior parte da região interior do espécime, mas cresce substancialmente quando se aproxima da superfície do corpo de prova onde elevado níveis de plasticidade são desenvolvidos pelo espécime. Portanto, a zona plástica, na superfície do espécime, que está totalmente formada e desenvolvida na ponta da trinca que está crescendo produz um aumento na carga de abertura que muito provalvemente deve controlar o avanço global da trinca. Esta observação suporta o ponto de vista de avaliar as cargas de fechamento ou abertura na superfície externa do corpo de prova. Contudo, seguindo a filosofia de raciocínio de [80] e [81], optou-se por avaliar adicionalmente o critério $\sigma_{yy}^{tip}$ no centro do corpo $(z/B = 0.0)$ para obter outra estimativa da carga de abertura em função da evolução da tensão nesta posição da frente de trinca.

Para um melhor entendimento do processo de abertura da trinca durante a parte trativa do ciclo de carga, o perfil do flanco da trinca é mostrado na Figura 54 para o comprimento de trinca $a_0/W = 0.325$. Para uma melhor aproximação do campo de deslocamentos, foi utilizado um modelo com tamanho de elementos na região da ponta da trinca igual a $L_1 = 10\mu m$. Observa-se que a superfície do corpo fica fechada quando se atinge $P_{min}$. Em contraste, o modelo revela que na parte central

do corpo de prova existe unicamente contato numa região muito pequena atrás da ponta da trinca.

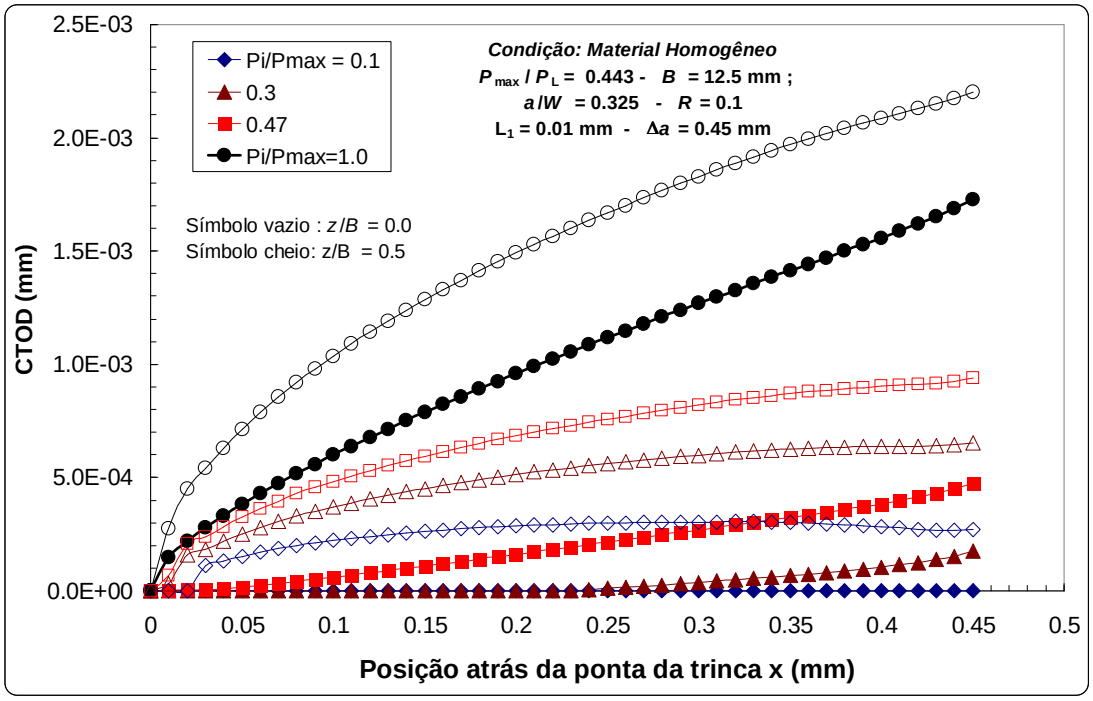



Figura 54: Variação do deslocamento vertical do flanco da trinca com o incremento da carga aplicada para $a/W = 0.325$

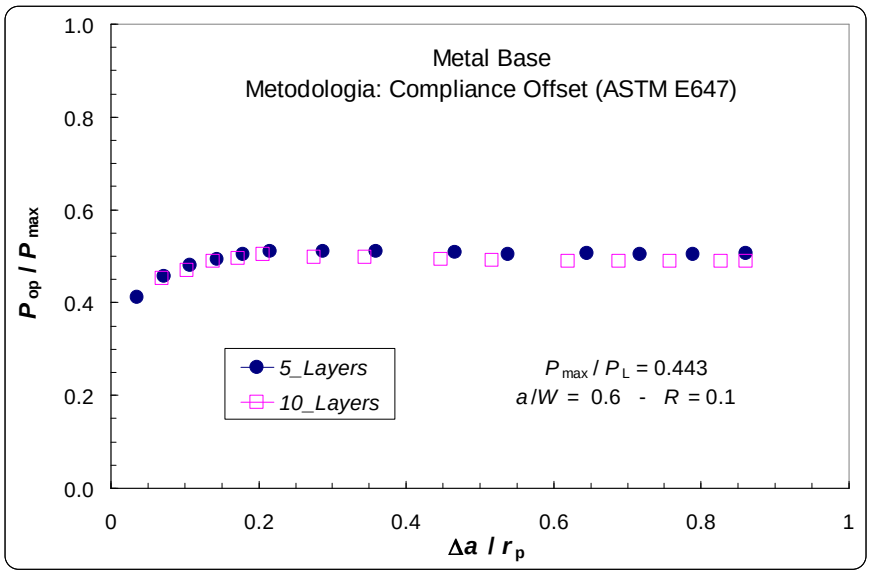
Um fato interessante se observa na Figura 54. Quando a carga aplicada é $P \approx 0.3P_{max}$ o flanco da trinca localizado no interior do corpo está totalmente aberto, enquanto na superfície continuam em contato as faces da trinca uma distância aproximada de $200\,\mu m$. A carga remota necessária para abrir o flanco da trinca na superfície é $P \approx 0.47P_{max}$. Devido ao fechamento de trinca, o máximo CTOD que experimenta o corpo na superfície é apreciavelmente menor que o CTOD da parte central da espessura do corpo. Como mais de 45% do carregamento remoto é necessário para abrir os flancos da trinca na superfície do espécime é razoável esperar maiores valores de CTOD no centro do corpo de prova.

#### *6.2.2.2. Efeitos do refinamento da malha de ef na direção da espessura nos valores de $P_{op}$*

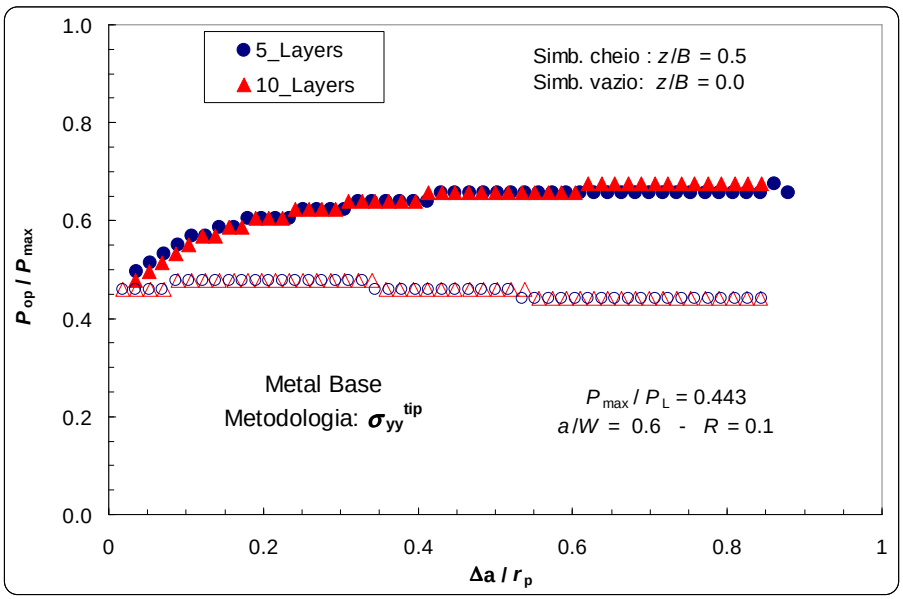
Objetivando avaliar a influência sobre os resultados de $P_{op}$ do refinamento do modelo 3D na direção da espessura $B$, uma segunda malha foi construída com apenas 5 camadas (layers) de elementos ao longo da espessura. Neste modelo, manteve-se a razão $l_5^B / l_1^B$ igual a 10 e a largura da camada de elementos próximos ao centro do espécime $(z/B = 0.0)$ igual $0.232B$. Os resultados das simulações obtidos usando ambos os modelos (5 e 10 camadas) são mostrados nas Figuras 55 – 56.

A Figura 55 mostra a variação da razão $P_{op}/P_{max}$ com o avanço da trinca avaliado pela metodologia de desvio da flexibilidade (*compliance offset*) (a) e pelo critério $\sigma_{yy}^{tip}$ (b). No caso da metodologia de desvio da flexibilidade, usou-se a curva $CMOD - P$ e, para o critério $\sigma_{yy}^{tip}$, apresentam-se resultados para a camada que fica na superfície $(z/B = 0.5)$ e para a camada localizada no plano de simetria $(z/B = 0.0)$ do corpo de prova C(T).

Os resultados se mostram pouco influenciados pelo número de camadas usado nos modelos de EF. Resultado similar foi obtido por Roychowdhury e Dodds [16] usando o modelo da camada de contorno modificada (*modified boundary layer*) considerando uma espessura unitária. Em forma similar, eles avaliaram modelos com 5 e 10 camadas na espessura e tamanho de elemento na ponta da trinca de $L_1 = 20\,\mu m$.



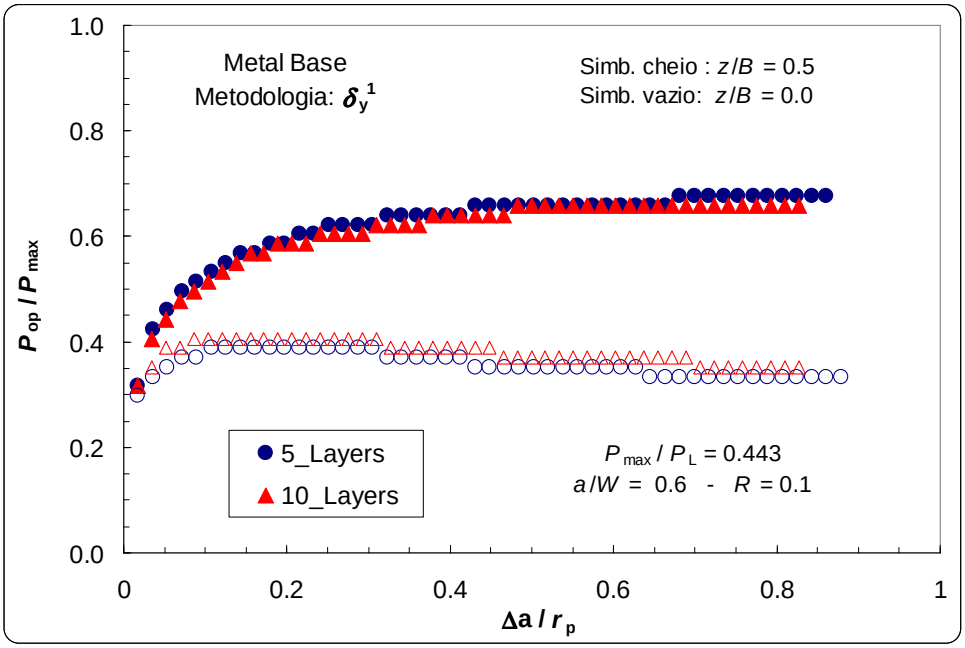

(a)



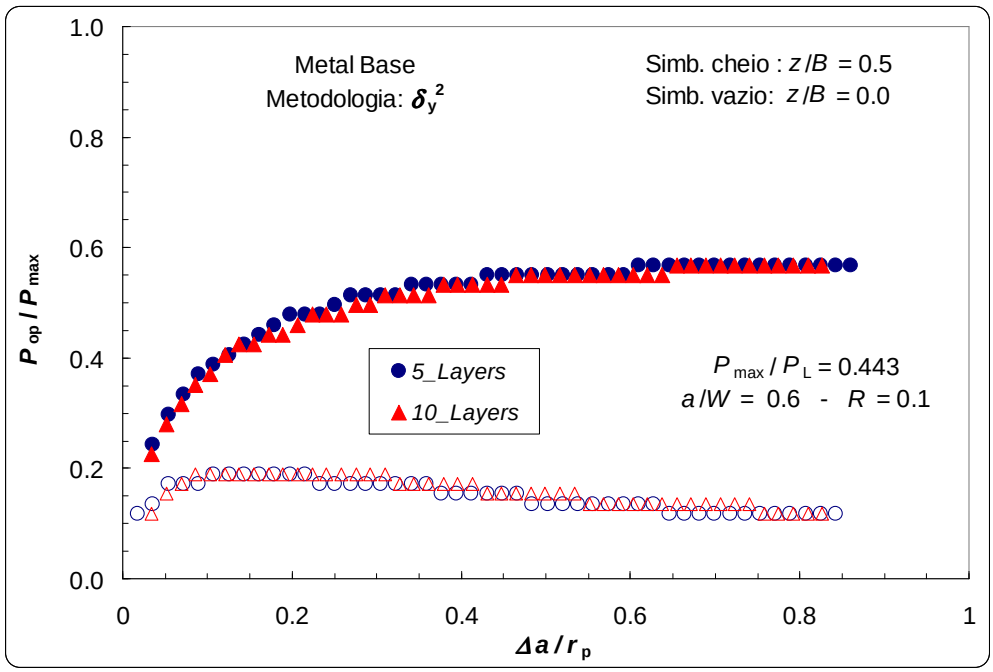

(b)

Figura 55: Comparação da influência do refinamento dos modelos de EF na direção da espessura nos valores da carga de abertura de trinca.(a) cálculo de $P_{op}$ usando a metodologia *compliance offset* (b) cálculo de $P_{op}$ usando a tensão normal na ponta da trinca.

Adicionalmente, considerou-se importante avaliar a evolução de $P_{op}$ usando os critérios $\delta_y^1$ e $\delta_y^2$. A Figura 56 mostra os resultados obtidos usando estes critérios de abertura de trinca. Novamente, analisaram-se as camadas extremas do corpo, isto é, superfície externa e centro da espessura. Observa-se pouca influência do número de camadas usadas nos valores estáveis de $P_{op}$.




(a)




(b)

Figura 56: Comparação da influência do refinamento dos modelos de EF na direção da espessura nos valores da carga de abertura de trinca.(a) cálculo de $P_{op}$ usando o deslocamento vertical do primeiro nó atrás da ponta da trinca (b) cálculo de $P_{op}$ usando o deslocamento vertical do segundo nó atrás da ponta da trinca.

As tendências são similares, começando com valores baixos de $P_{op}$ ao início da simulação e logo incrementando até atingir certo patamar estável. Consequentemente, conclui-se que o uso de modelos 3D com cinco (5) camadas de

elementos ao longo da espessura é suficiente para determinação das cargas de abertura de trinca com precisão aceitável para o corpo C(T) em estudo que possui $B = 12.5\,\text{mm}$. Assim, reduzem-se o esforço computacional e tempo necessário para processamento das análises tridimensionais. Os valores da carga de abertura reportados a seguir, usando os modelos 3D, foram obtidos utilizando malhas de elementos finitos com 5 camadas na espessura do corpo de prova, tanto para metal base como para o metal de solda

As extensas análises 3-D usando elementos finitos das diferentes configurações iniciais $(a_0/W)$ do espécime C(T) fornecem a evolução do campo de deslocamentos e tensões na ponta da trinca, que são necessárias para definir as cargas de abertura em termos dos critérios previamente descritos. As Figuras 57 - 60 exibem os principais resultados relacionados à variação de $P_{op}$ com o avanço cíclico da trinca nos corpos de prova analisados. As propriedades mecânicas do material usadas nestas análises correspondem às do aço ASTM A516 Gr. 70 para o metal base e às de 45% O*vermatch* para o metal de solda. Os carregamentos remotos impostos nos modelos numéricos são iguais aos usados nos ensaios experimentais de propagação de trinca por fadiga descritos na seção 5.3.

As Figuras 57 - 60 mostram a evolução de $P_{op}$ com o crescimento de trinca, $\Delta a$, normalizado pelo tamanho inicial da zona plástica, $r_p$, para dois tamanhos de trinca bastante diferentes, definido pela razão $a/W$. Como discutido previamente, estes valores de $P_{op}$ correspondem às cargas de abertura avaliadas na ponta da trinca localizada em $z/B = 0.5$. Ademais, incluem-se as cargas de abertura no centro do espécime, $z/B = 0.0$, avaliadas pelo critério da tensão na ponta da trinca. Nestes gráficos, a carga $P_{op}$ atinge um patamar “constante” após um pequeno transiente associado ao estágio inicial da simulação e relacionado ao desenvolvimento da plasticidade na região da ponta da trinca. Características similares são observadas para outros valores de $a/W$; no entanto estes resultados não serão apresentados aqui.

Um forte efeito do critério adotado para determinar $P_{op}$ pode ser observado nas Figuras 57 - 60. Além disso, nota-se que os valores de $P_{op}$ são também afetados, embora em menor grau, pelo incremento do tamanho da trinca. Considere inicialmente os resultados para trincas profundas mostradas na Figura 58 e Figura 60. O critério do deslocamento do primeiro nó consistentemente produz os maiores níveis de fechamento para ambos os corpos, homogêneo e soldado, enquanto que o critério do *compliance offset* (0%) resulta nos menores níveis de fechamento de trinca.

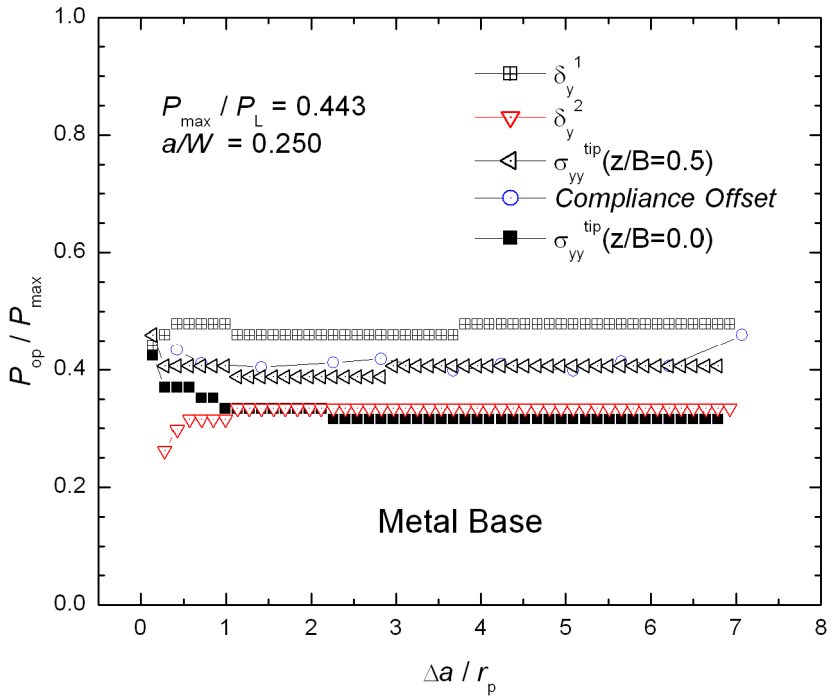



Figura 57: Variação da razão $P_{op}/P_{max}$ com a quantidade de crescimento de trinca, $\Delta a$, normalizada pelo $r_p$ para o corpo C(T) homogêneo e razão $a_0/W = 0.25$

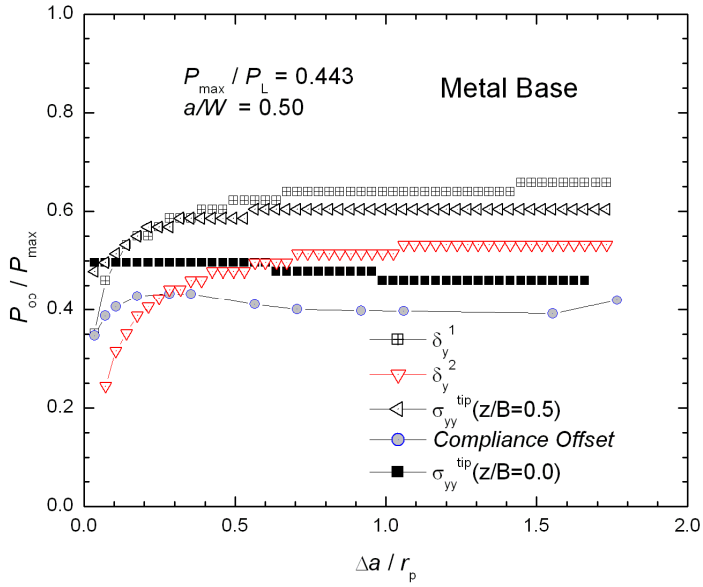



Figura 58: Variação da razão $P_{op}/P_{max}$ com a quantidade de crescimento de trinca, $\Delta a$, normalizada pelo $r_p$ para o corpo C(T) homogêneo e razão $a_0/W = 0.5$

Considere agora os resultados das trincas curtas apresentados na Figura 57 e Figura 59. Nesta situação o critério do *compliance offset* (0%) obteve valores tão grandes de $P_{op}$ quanto o critério $\delta_y^1$ para o metal base e inclusive maiores no caso do corpo soldado. Na superfície do espécime, o critério $\delta_y^2$ fornece o menor valor de $P_{op}$ para ambas as condições MB e MS e todos os tamanhos de trinca.

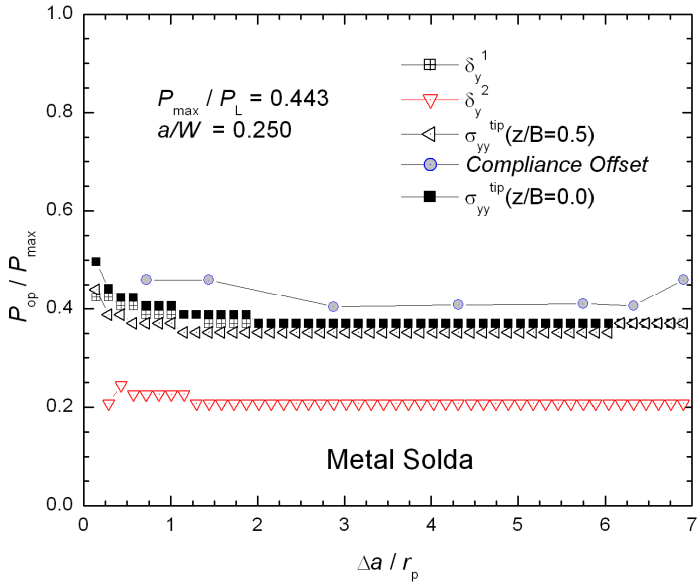



Figura 59 Variação da razão $P_{op}/P_{max}$ com a quantidade de crescimento de trinca, $\Delta a$, normalizada pelo $r_p$ para o corpo C(T) soldado e razão $a_0/W = 0.25$

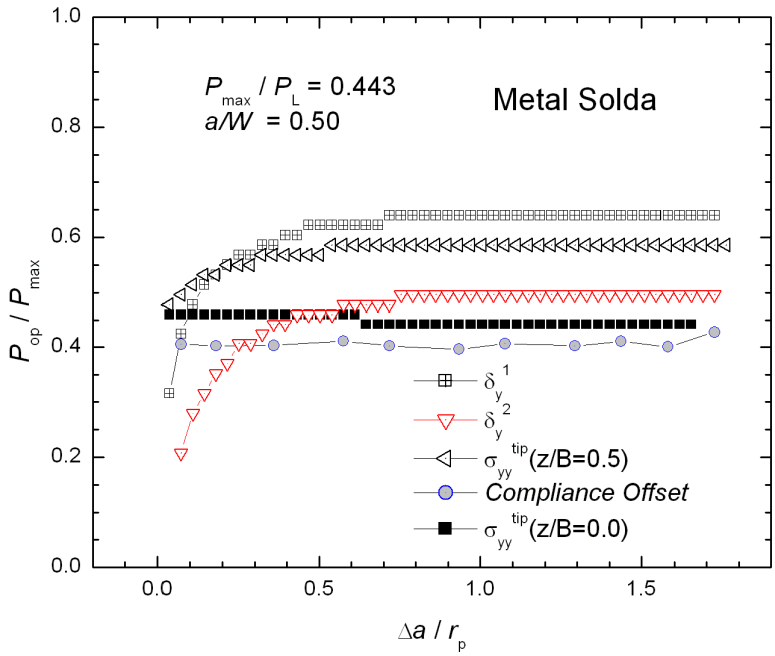



Figura 60: Variação da razão $P_{op}/P_{max}$ com a quantidade de crescimento de trinca, $\Delta a$, normalizada pelo $r_p$ para o corpo C(T) soldado e razão $a_0/W = 0.5$

Chama-se atenção à comparação entre os critérios locais obtidos por $\sigma_y^{tip}$ tanto em $z/B = 0.5$ e $z/B = 0.0$. O corpo de prova experimenta tensões trativas na ponta da trinca primeiro na parte interna e depois na superfície externa. Esta diferença está relacionada ao contato experimentado nas faces da trinca localizadas na superfície do corpo, o que gera um campo residual de tensões negativas que devem ser "eliminadas" primeiramente pelo carregamento remoto antes de produzir tensões trativas na ponta da trinca.

Agora, usando os resultados mostrados nas Figuras 57 - 60 com a inclusão dos resultados para outros tamanhos de trinca, as Figuras 61 - 62 mostram a evolução da carga de abertura normalizada $P_{op}/P_{\max}$ versus os valores $K_{max}$ associados diretamente a cada razão $a/W$, para o corpo soldado e corpo homogêneo, respectivamente. Como referência, os resultados usando o modelo de Newman, equação (1), são incluídos em ambas as figuras usando o fator de restrição plástica igual a $\alpha = 3$. Note-se que para o caso do corpo soldado se incluem os resultados para $P_{\max}/P_L = 0.443$ e $P_{\max}/P_L = 0.553$. Os valores reportados para cada configuração correspondem aos valores estáveis obtidos em cada análise.

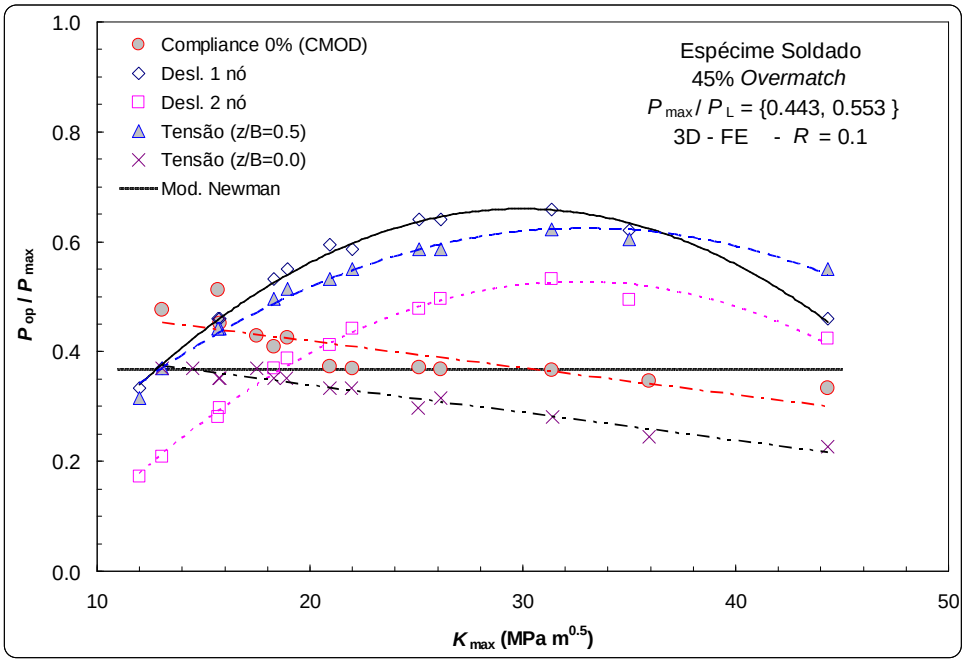



Figura 61: Variação da razão $P_{op}/P_{max}$ com os valores crescentes de $K_{max}$, para o corpo C(T) soldado considerando dois níveis máximos de carga remota $P_{max}/P_L = \{0.443, 0.553\}$.

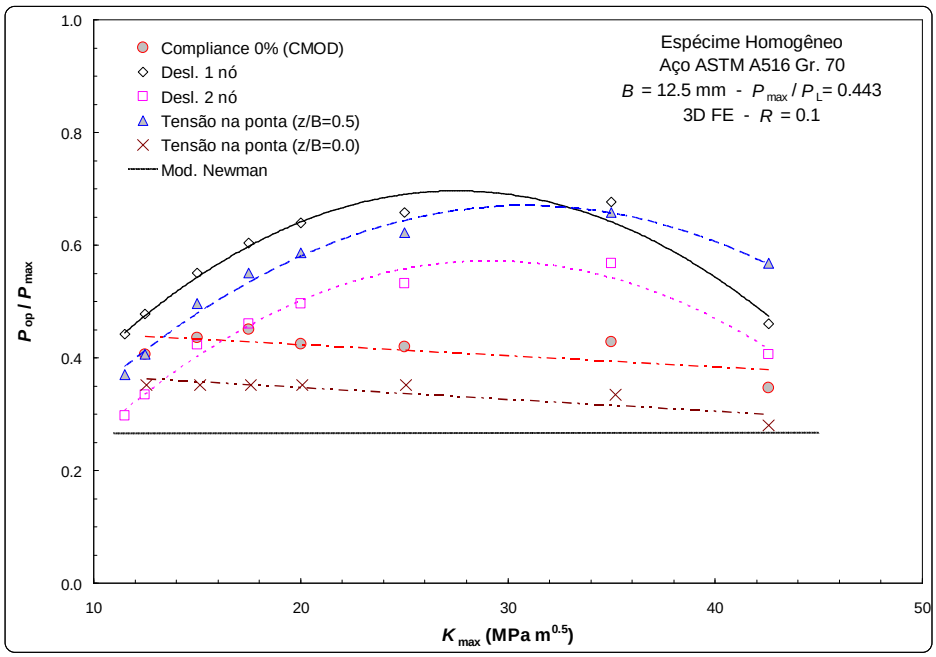



Figura 62: Variação da razão $P_{op}/P_{max}$ com os valores crescentes de $K_{max}$, para o corpo C(T) homogêneo usando $P_{max}/P_L = 0.443$.

Inicialmente, observando os valores obtidos para o metal de solda destaca-se que as tendências do valor normalizado da carga de abertura, $P_{op}/P_{max}$, não

dependem do valor da carga remota $P_{\max}$. Isto é, para caracterizar a evolução do fechamento de trinca induzido por plasticidade, utilizando a variável $P_{op}$, com o crescimento da trinca, isto é diferentes $a/W$, é suficiente utilizar um único valor de carga máxima nas análises numéricas num intervalo de valores $\left(P_1 \le P_{\max} \le P_2\right)$ tais que o fenômeno de fechamento de trinca seja governado pela plasticidade.

Observa-se que para ambas as condições, homogênea e *overmatch*, os valores de $P_{op}$ incrementam com o aumento dos valores de $K_{\max}$ para todos os critérios locais, medidos em $z/B = 0.5$, até certo valor de $K_{\max} \approx 30\, MPa\sqrt{m}$, e logo diminuem. Estas tendências têm sido reportadas em trabalhos experimentais por Ashbaugh [89] para uma superliga de níquel de alta resistência $\left(\sigma_y = 1310\, MPa, \sigma_{UTS}/\sigma_y = 1.3\right)$ e Gou [32] para uma liga de alumínio 7050-T7451 $\left(\sigma_y = 477\, MPa, \sigma_{UTS}/\sigma_y = 1.12\right)$.

O critério global *compliance offset* e o critério local $\sigma_{yy}^{tip}$ medido no centro do corpo, $z/B = 0.0$, produzem valores de $P_{op}$ que diminuem em forma constante com os valores crescentes de $K_{\max}$ para ambas as condições do material (homogêneo e solda com *overmatch*). O modelo de Newman produz valores quase constantes, isto é, mostra-se independente do valor $K_{max}$ aplicado para ambas as condições do material.

Em geral, os valores de $P_{op}$ são maiores para o material homogêneo quando comparados aos correspondentes valores da condição soldada. A maior tensão de escoamento do corpo soldado restringe o nível de deformação plástica na ponta da trinca. Portanto, não há formação “significativa” da esteira plástica atrás da ponta da trinca e reduzido fechamento ocorre para este corpo. Em contraste, o espécime homogêneo, com menor tensão de escoamento, desenvolve maior deformação plástica na ponta da trinca e uma considerável esteira plástica é criada, resultando em maiores valores de $P_{op}$. O critério $\delta_y^1$ estima os mais altos níveis de fechamento

na superfície de ambos os corpos de prova até $K_{\max} \approx 32\, MPa\sqrt{m}$, valor de $K_{max}$ que corresponde aproximadamente a 90% da vida de todos os ensaios de propagação.

Finalmente, um ajuste por mínimos quadrados foi realizado para cada uma das tendências mostradas nas Figuras 61 - 62. Desta forma, obteve-se uma função contínua para avaliar $P_{op}$ com o incremento do tamanho da trinca. Estas regressões serão usadas na integração da equação (11) para fazer as estimativas da vida à fadiga, incluindo o efeito do fechamento da trinca a serem apresentadas em 6.4.

### *6.2.3. Valores experimentais de $P_{op}$*

O procedimento padrão incorporado no *software* da MTS fornece os valores da carga de fechamento obtidos por meio de um ajuste de curva (quadrático+linear) dos dados $P-V$. Neste procedimento, a carga $P$ é considerada como variável independente para fazer as análises de regressão. Adicionalmente, o programa não distingue entre carregamento e descarregamento, isto é, nenhuma histerese é considerada nos dados experimentais e, portanto, $P_{cl} = P_{op}$. Vários ciclos $(\approx 6)$ são combinados e a análise de ajuste é feita sobre este conjunto de dados. Uma vantagem deste método é que ele não precisa de nenhum dado de entrada para o cálculo da carga de fechamento. Para maiores detalhes, se remete o leitor ao manual do *software* da MTS[23].

Para uma melhor visualização das tendências, os resultados da evolução da razão $P_{op}/P_{max}$ versus o número de ciclos ao longo do teste, normalizado pela vida final do ensaio, são apresentados na Figura 63 para as duas condições de material (homogêneo e soldado) e os dois níveis de carga máxima. Em todos os ensaios, observam-se grandes valores de $P_{op}$ $(\approx 0.4)$ no inicio do teste. Após certo tempo, $P_{op}$ diminui com variadas tendências. Ainda, no caso do metal base com

[23] http://www.mts.com

$P_{max}/P_L = 0.553$, a carga de abertura é relativamente constante, varia entre $0.45 \le P_{op}/P_{\max} \le 0.55$, no intervalo do ensaio, $0.2 \le N_i/N_f \le 0.8$, e só diminui, em forma drástica no final do ensaio. Situação algo parecida ocorre para o metal base com $P_{max}/P_L = 0.443$ e $N_i/N_f \le 0.6$. Na condição de 45% *overmatch* e $P_{max}/P_L = 0.553$ a razão $P_{op}/P_{max}$ apresentou um comportamento parabólico durante 60% do ensaio atingindo um pico em aproximadamente $N_i/N_f = 0.2$. Para $P_{max}/P_L = 0.443$, a carga de abertura foi sempre decrescente.

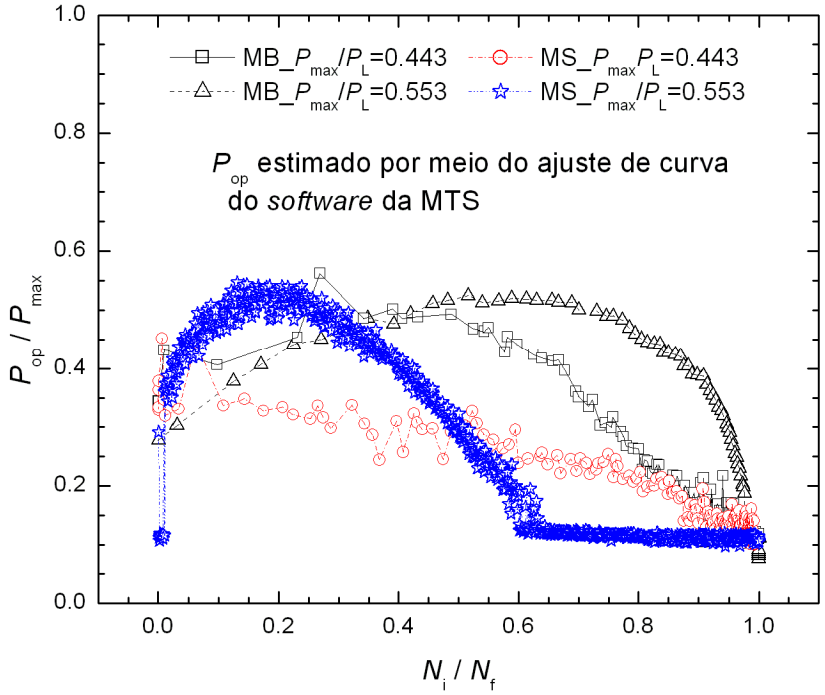



Figura 63: Variação da carga de abertura de trinca com o número de ciclos normalizado pela vida final do ensaio, para as duas condições de material (homogêneo e 45% overmatch)

Com a intenção de entender melhor este comportamento de $P_{op}$ obtido pelo ajuste de curva, confrontaram-se as tendências $da/dN - \Delta K$ e $P_{op}/P_{max} - \Delta K$ num mesmo gráfico. Estas comparações são apresentadas nas Figuras 64 - 65 para o metal base e a condição 45% *overmatch*, respectivamente. Observando as Figuras 64 - 65, nota-se que os elevados níveis de fechamento detectados pelo ajuste de curva estão associados ao início do ensaio, com um decaimento gradual no valor de $P_{op}$ com o aumento de $K_{max}$ devido ao crescimento da trinca. Em particular, nos casos em que existem razões $P_{op}/P_{max} \ge 0.3$ a trinca propagou-se com taxas

$da/dN \leq 1\times10^{-5}\,(\text{mm/ciclo})$. Neste trabalho, consideraram-se taxas desta magnitude $\left(da/dN \leq 1\times10^{-5}\ \text{mm/ciclo}\right)$ como parte do estágio I de propagação (limiar ou *threshold*).

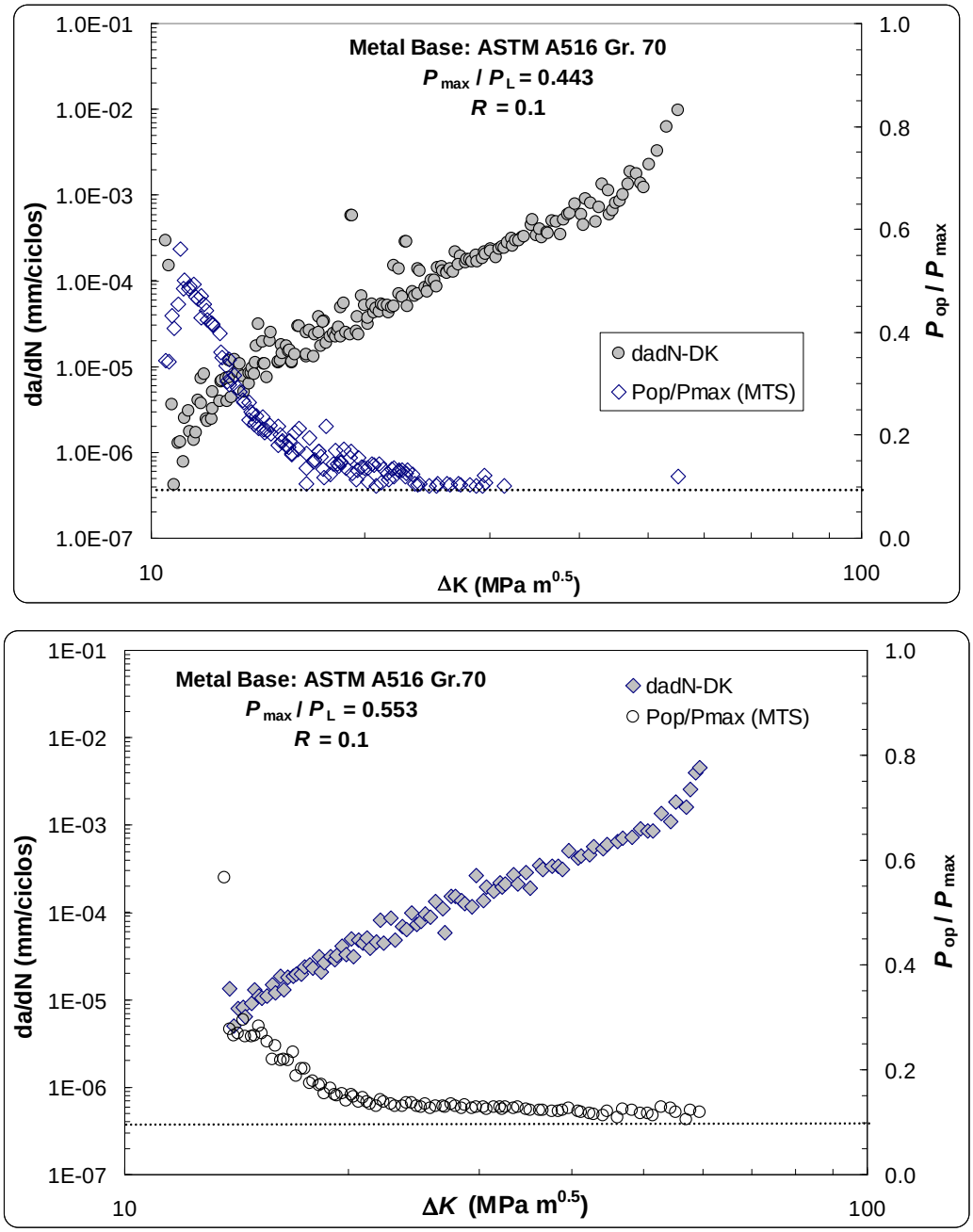



Figura 64: Comparação das tendências $da/dN - \Delta K$ e $P_{op}/P_{max} - \Delta K$ para o metal base

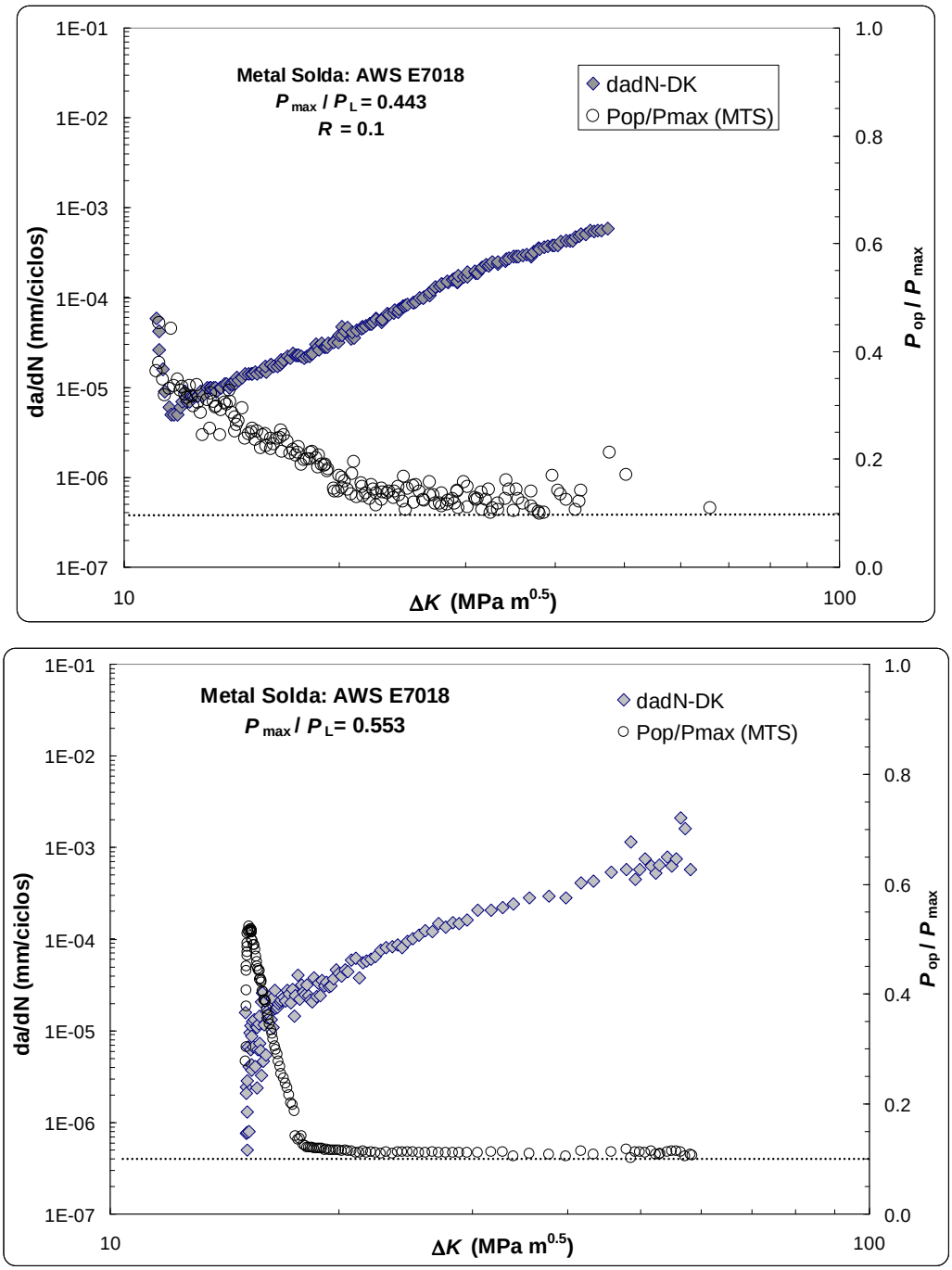



Figura 65: Comparação das tendências $da/dN - \Delta K$ e $P_{op}/P_{\max} - \Delta K$ para o metal de solda

Adicionalmente, analisando de forma conjunta a Figura 46 e Figuras 64 - 65, conclui-se que a maior parte da vida de propagação foi consumida no estágio I e durante o crescimento inicial da trinca no estágio II. Por exemplo, no caso do metal base e $P_{\max}/P_L = 0.443$, 75% do tempo de propagação foi consumido até atingir taxas da ordem $da/dN \approx 1\times10^{-5}\,\text{mm/ciclo}$, ponto no qual $\Delta K \approx 13\,MPa\sqrt{m}$ e

$P_{op} \approx 0.3P_{\max}$. A partir deste ponto e até $\Delta K \approx 22 MPa\sqrt{m}$ onde $P_{op} \approx P_{\min}$ a trinca gastou 75% dos 25% restante da vida final $\left(N_f \approx 2.8\times10^6\ ciclos\right)$.

Em outro caso, onde a maior parte da vida foi consumida no estágio II $\left(\approx 0.65N_f\right)$, por exemplo, metal base e $P_{\max}/P_L = 0.553$, o tempo de propagação desde que a trinca atinge a taxa $da/dN \approx 1\times10^{-5}$ mm/ciclo, ponto no qual $\Delta K \approx 14.5\ MPa\sqrt{m}$ e $P_{op} \approx 0.3P_{\max}$, até o ponto $\Delta K \approx 22 MPa\sqrt{m}$, onde o fechamento começa a ser nulo, $P_{op} \approx P_{\min}$, a trinca consome 82% da vida correspondente ao estágio II.

Por último, os valores da carga de abertura para os dois corpos e os dois níveis de carregamento remoto são apresentados conjuntamente na Figura 66.

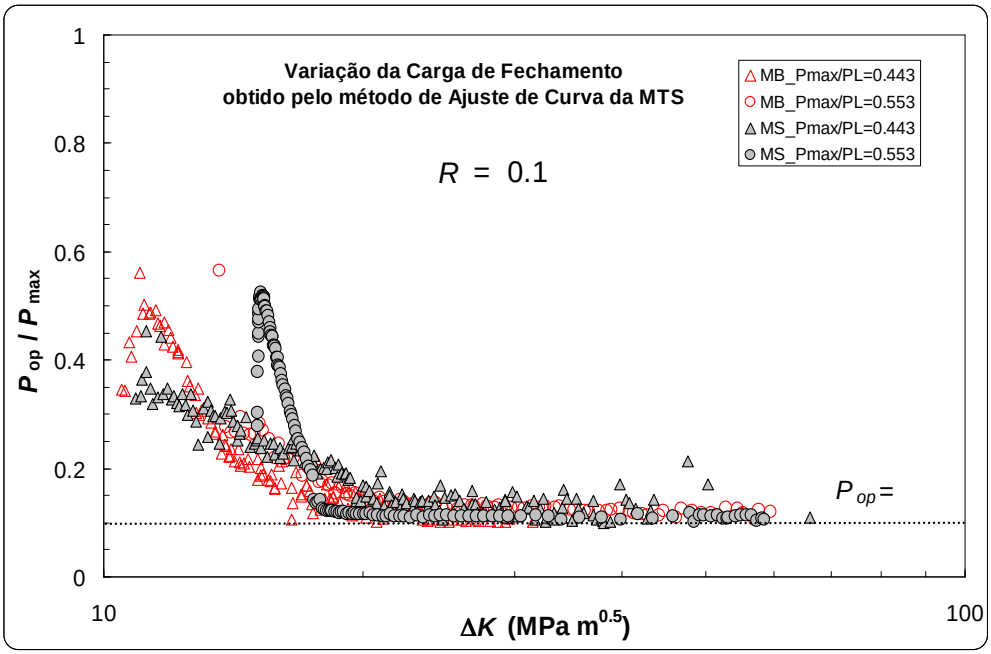



Figura 66: Variação da carga de abertura, obtida pelo ajuste de curva dos dados experimentais $P-V$, com $\Delta K$, para as duas condições de material (homogêneo e 45% *overmatch*)

Com exceção do ensaio com $P_{\max}/P_L = 0.553$ na condição 45% *overmatch*, todos os valores de $P_{op}$ colapsam numa única tendência. Aparentemente, o método de ajuste de curva, considerando os dados $P-V$ remotos, não é sensível o

suficiente para capturar diferenças nas cargas de abertura entre as duas condições de material.

Durante a propagação da trinca no estágio II os níveis de fechamento obtidos são da ordem de $P_{op} \approx 0.3P_{\max}$ no início e, depois, diminuem de forma gradual com o avanço da trinca, até chegar a um valor final constante de $P_{op} = 0.1P_{max}$ no final do ensaio, que está associado a “grandes” níveis de plasticidade com praticamente nenhum efeito de fechamento.

Nota-se que cada abordagem de cálculo (método numérico e análise experimental) de $P_{op}$ mostrou tendências diferentes. A análise local na superfície do corpo de prova, usando EF, prediz baixos valores de $P_{op} \approx 0.3P_{max}$ ao início do ensaio de propagação e um aumento progressivo de carga de abertura até $\Delta K \approx 30 MPa\sqrt{m}$ onde atinge $P_{op} \geq 0.55$. Depois diminui em forma contínua até o final do ensaio. Em contraste, a análise da curva experimental $P - CMOD$ revela grandes valores de $P_{op}$, ligadas a baixas taxas de propagação, no começo do teste e este valor diminui com a propagação da trinca. Por outro lado, o modelo teórico-analítico de Newman gera valores constantes intermediários a estas duas tendências.

Provavelmente, as duas maiores simplificações feitas neste trabalho estão relacionadas ao modelo constitutivo usado e às propriedades mecânicas do material. Contudo, como argumentado previamente em 5.1, estudos numéricos prévios utilizando este tipo de simplificações mostraram-se aceitáveis quando comparados com resultados experimentais. Trabalhos recentes -[15], [91] e [92]- mostram efetivamente a influência nos valores de $P_{op}$ considerando diferentes modelos constitutivos. Leis constitutivas com encruamento cinemático linear produzem menores valores de $P_{op}$ quando comparadas à leis com encruamento cinemático não linear, [28], [91] e [92]. No entanto, o modelo não linear proposto por [15] produz resultados opostos, isto é, valores de $P_{op}$ menores que o modelo cinemático linear. Também, Roychowdhury e Dodds [16] mostraram que o modelo

com encruamento isotrópico linear produz maiores valores de $P_{op}$ quando comparado aos resultados do modelo cinemático linear. Infelizmente, os resultados de [15], [16], [91] e [92] são unicamente numéricos e nenhuma confrontação direta com resultados experimentais é feita.

A diferença entre os modelos constitutivos reside na definição da taxa de evolução do centro e do tamanho da superfície de escoamento, geralmente definida pelo modelo de von Mises. Usualmente, os modelos com encruamento não linear requerem a calibração de 4 até 8 parâmetros diferentes, ver [91-92], o que torna o uso prático destes modelos menos atrativo, mas possível de ser feito.

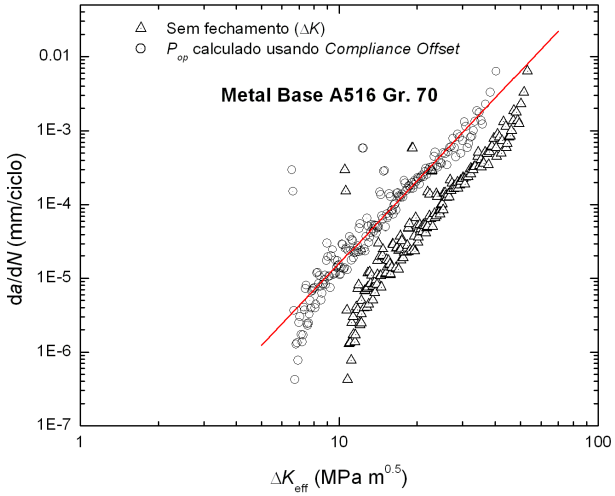
Portanto, a identificação de uma metodologia simples e robusta capaz de estimar a proteção da ponta da trinca é fundamental na avaliação de vida à fadiga de componentes estruturais, objetivando um adequado planejamento periódico de manutenção e inspeção que garanta a operação segura do componente estrutural em análise. Uma questão a ser resolvida é qual aproximação das cargas de abertura previamente apresentadas, Figura 61, Figura 62 e Figura 66 estima melhor o efeito de fechamento de trinca. Para resolver isto, predições da vida à fadiga usando a equação (11) devem ser feitas e comparadas de forma direta com os valores experimentais apresentados na Figura 46. A estimativa que melhor aproximar o resultado experimental pode ser considerada o método mais apropriado para cálculo do fechamento de trinca. Desta forma, serão validadas, ou não, as aproximações numéricas e experimentais de $P_{op}$ feitas nesta tese.

## *6.3. Taxas $da/dN$ incluindo fechamento de trinca*

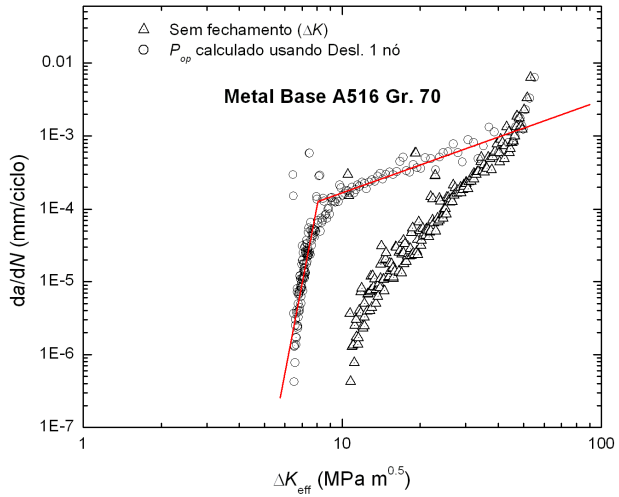
Para examinar a influência do fechamento de trinca sobre as taxas de propagação de trinca por fadiga, as Figuras 67 - 70 apresentam as relações $da/dN - \Delta K_{eff}$ para cada um dos critérios de determinação da carga de abertura para o metal base e metal de solda, respectivamente. Para facilitar as comparações, nestes gráficos também se inclui a relação $da/dN - \Delta K$ apresentada previamente em 5.3.1. Uma vez que estas taxas representam os dados medidos

experimentalmente, nenhum efeito de fechamento é considerado, as curvas correspondentes de fadiga são expressas em termos de $\Delta K$ em vez de $\Delta K_{eff}$ como indicado na legenda do gráfico.

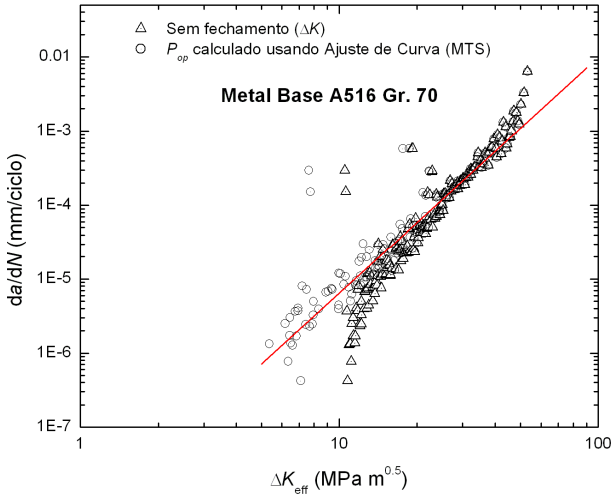
O conjunto de resultados apresentados nas Figuras 67 - 70 demonstram que a resposta obtida das taxas de propagação por fadiga corrigida por efeitos de fechamento de trinca pode ser fortemente afetada pelo critério adotado para definir a carga de abertura de trinca. A partir destes resultados, algumas conclusões-chave podem ser obtidas. Primeiro, o critério $\delta_y^1$ produz a maior correção sob a curva $da/dN - \Delta K$ medida. Segundo, os efeitos de fechamento de trinca sobre as curvas $da/dN - \Delta K$ medidas são muito mais importantes nos estágios iniciais de propagação, que estão associados a baixos valores do $\Delta K$ aplicado, particularmente para os critérios $\delta_y^1$, $\delta_y^2$ e $\sigma_y^{tip}\left(z/B = 0.5\right)$. Porém, em estágios avançado de propagação, altos valores de $\Delta K$, os efeitos de fechamento sobre as taxas medidas diminuem. Terceiro, os efeitos relativos do fechamento de trinca sobre as curvas de propagação medidas, $da/dN - \Delta K$, são práticamente independentes da condição de material analisada, corpo homogêneo ou 45% *overmatch*.



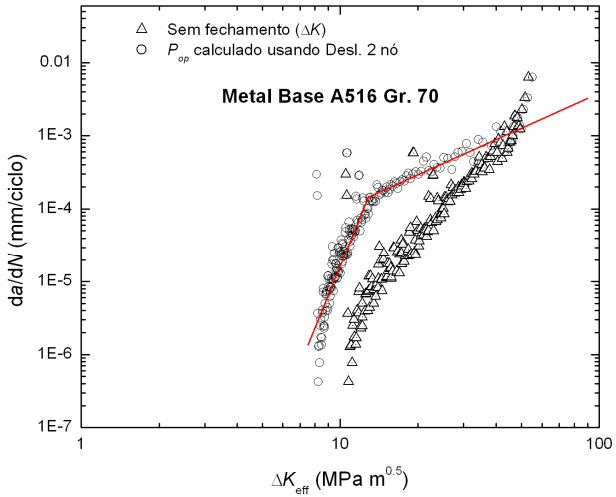

(a)




(c)




(b)




(d)

Figura 67: Relação $da/dN - \Delta K_{eff}$ para o metal base usando (a) *Compliance Offset* (b) Ajuste de Curva (MTS) (c) $\delta_y^1$ (d) $\delta_y^2$

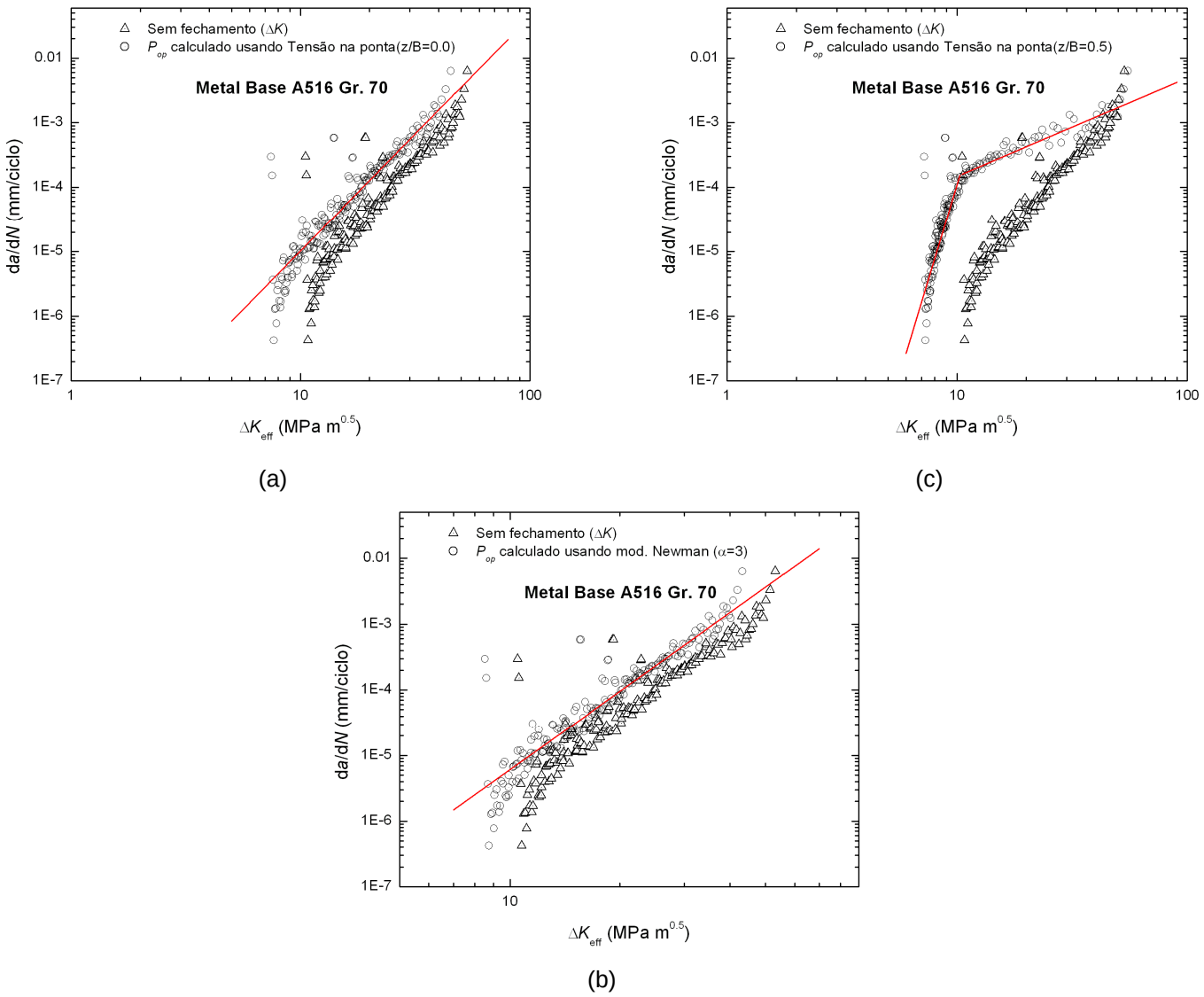



Figura 68: Relação $da/dN - \Delta K_{eff}$ para o metal base usando (a) $\sigma_y^{tip}(z/B = 0.0)$ (b) $\sigma_y^{tip}(z/B = 0.5)$ (c) Mod. Newman

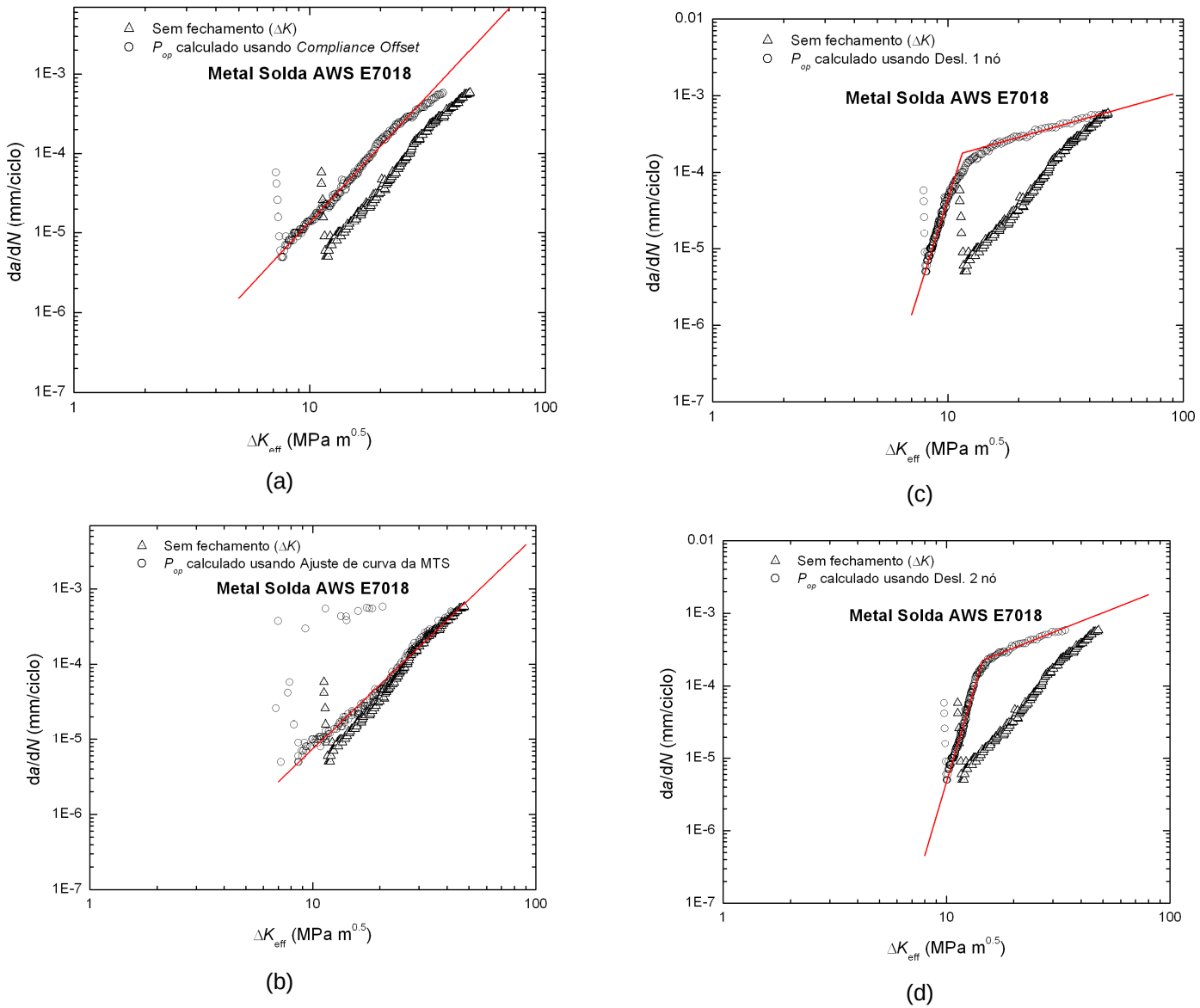



Figura 69: Relação $da/dN - \Delta K_{eff}$ para o metal solda usando (a) *Compliance Offset* (b) Ajuste de Curva (MTS) (c) $\delta_y^1$ (d) $\delta_y^2$

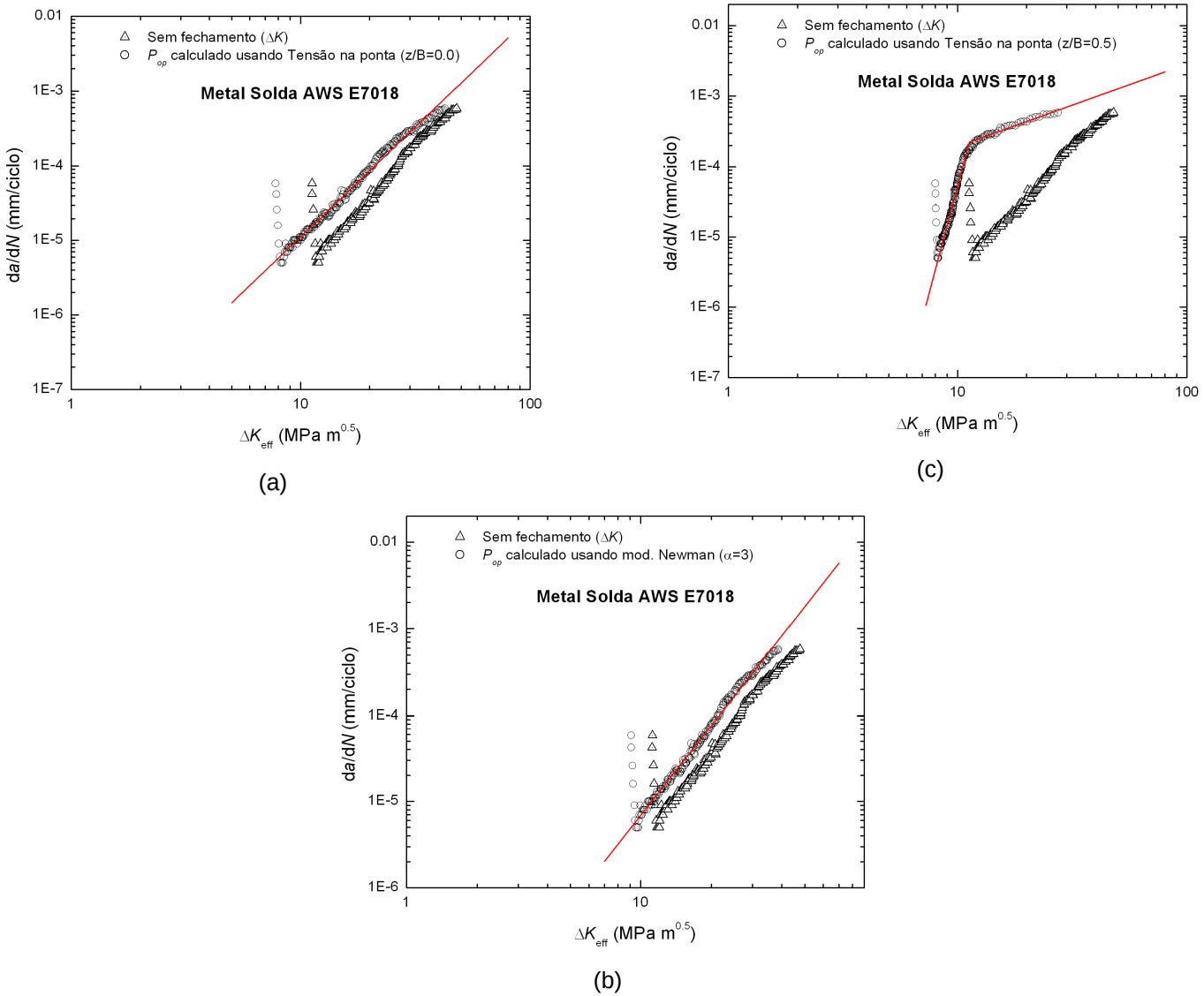



Figura 70: Relação $da/dN - \Delta K_{eff}$ para o metal solda usando (a) $\sigma_y^{tip}(z/B = 0.0)$ (b) $\sigma_y^{tip}(z/B = 0.5)$ (c) Mod. Newman

## 6.4. Efeitos do fechamento de trinca nas predições da vida à fadiga

Para demostrar de forma adicional o efeito dos critérios usados para definir o fechamento de trinca no comportamento de fadiga, as taxas de propagação previamente corrigidas serão usadas para predizer a vida à fadiga dos corpos C(T) ensaiados para ambas as condições de material. A evolução de $da/dN - \Delta K_{eff}$ para todos os conjuntos de resultados apresentados nas Figuras 67 - 70 proporcionam a base para determinar o número de ciclos até a falha, $N_f$, baseado na integração da lei de Paris modificada, descrita previamente na equação (7).

Não obstante, para fazer predições da vida à fadiga usando a eq. (7), ou sua forma equivalente, eq. (11), é necessário conhecer as constantes $\bar{C}$ e $\bar{m}$, que são obtidas do melhor ajuste linear entre $da/dN$ versus $\Delta K_{eff}$. Estimativas de $N_f$ por meio da integração das taxas $da/dN$ corrigidas por fechamento acrescentam uma dificuldade prática relacionada à dependência não linear entre $\log(da/dN)$ vs. $\log(\Delta K_{eff})$ na região correspondente ao estágio II de propagação.

Como pode ser observado nas Figuras 67 - 70 existe um claro afastamento do comportamento linear para os critérios $\delta_y^1$, $\delta_y^2$ e $\sigma_y^{tip}(z/B = 0.5)$, para ambas as condições de material. Uma aproximação simples é modelar tal comportamento não linear por meio de uma relação bilinear, tal que a região de estágio II pode ser dividida em dois subestágios: $II_A$ e $II_B$. Cada subestágio é modelado com uma dependência linear entre $\log(da/dN)$ vs. $\log(\Delta K_{eff})$, permitindo a simples integração da eq. (7) em cada subestágio. Este procedimento é utilizado nas metodologias adotadas pela BS 7910 [5] e API 579 [93] para descrição experimental de taxas de propagação usadas nas avaliações de vida remanescentes.

As Figuras 67 - 70 também incluem as linhas de regressão, obtidas do melhor ajuste usando o método de mínimos quadrados, que definem o comportamento bilinear das taxas de propagação corrigidas por efeito de fechamento de trinca. Um

programa em Fortran[24] foi desenvolvido para obter os melhores ajustes lineares das taxas corrigidas por fechamento. A descrição do critério usado para determinar o melhor ajuste bilinear aos dados $\log(da/dN)$ vs. $\log(\Delta K_{eff})$ é detalhado a seguir.

Considere que existem $n$ pares ordenados $(\log(da/dN),\log(\Delta K_{eff}))$. Determinaram-se $n-2$ ajustes lineares começando desde as menores taxas $da/dN$ e acrescentando cada vez um novo ponto $(\log(da/dN),\log(\Delta K_{eff}))$ ao conjunto de dados sobre o qual o ajuste de mínimos quadrados era feito. Assim, obtiveram-se $n-2$ retas de regressão, sendo a que apresentasse maior coeficiente de correlação, $R^2$, a escolhida como o melhor ajuste linear da curva $da/dN-\Delta K_{eff}$ no subestágio $II_A$.

Em forma similar para o subestágio $II_B$, realizaram-se $n-2$ ajustes lineares começando desde as maiores taxas $da/dN$ e acrescentado cada vez um novo par ordenado, $(\log(da/dN),\log(\Delta K_{eff}))$, ao conjunto de dados sobre o qual a minimização do erro era feita. Novamente, a regressão com maior $R^2$ foi escolhida como o melhor ajuste linear da curva $da/dN-\Delta K_{eff}$ no subestágio $II_B$. Como exemplo, a Figura 71 mostra a variação do coeficiente de correlação $R^2$ para a condição de 45% *overmatch* usando o critério $\delta_y^1$ para o cálculo de $P_{op}$. Desta forma foram obtidas diferentes constantes $\bar{C}$ e $\bar{m}$ necessárias para estimar as vidas de propagação usando a eq. (11). As Tabelas 5 - 6 resumem os valores $\bar{C}$ e $\bar{m}$ para cada procedimento de cálculo de $P_{op}$ para a condição homogênea e soldada, respectivamente.

A eq. (11) foi integrada de forma numérica usando uma regra trapezoidal, com incrementos de trinca iguais a 0.05 mm. Considerou-se a propagação unicamente no estágio II, isto é, quando a trinca atingiu taxas na ordem de $da/dN \approx 1\times10^{-5}$ mm/ciclo. Os comprimentos iniciais e finais da trinca usados na integração da eq.(11) são apresentados na Tabela 7.

[24] Bilinear.exe

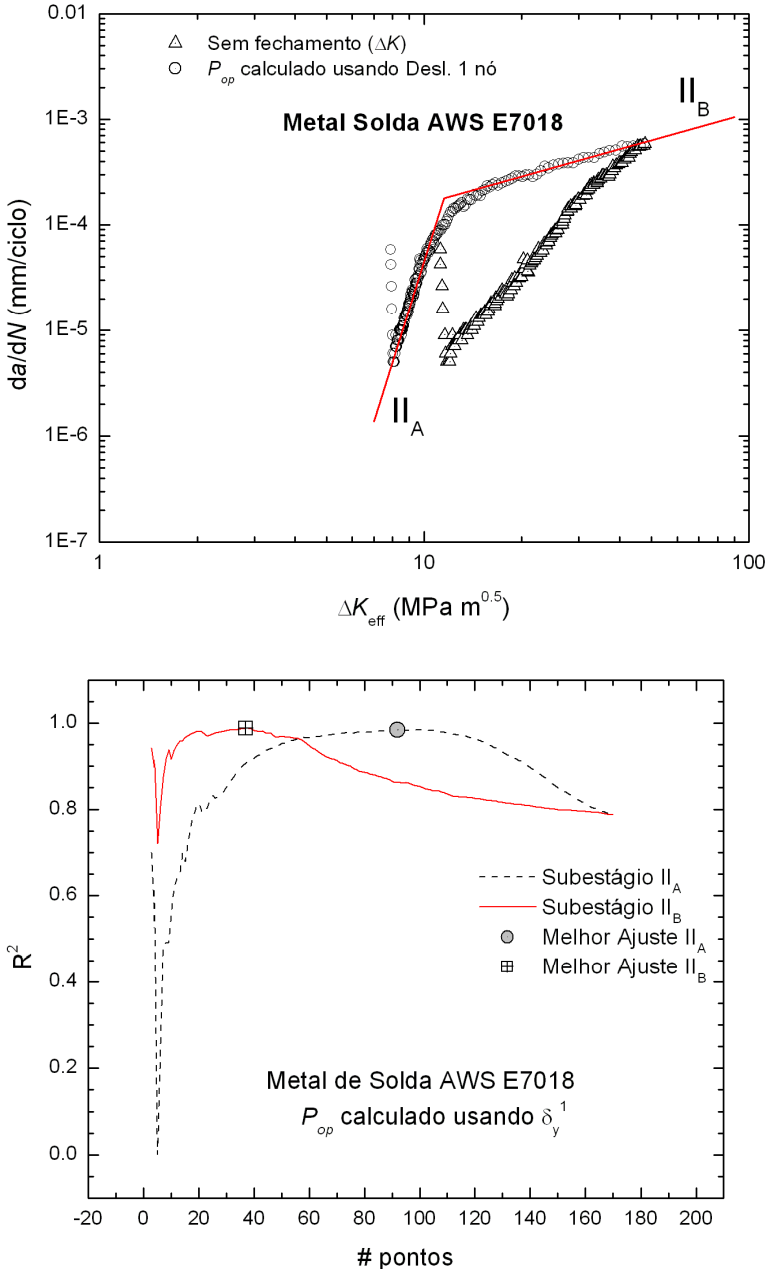



Figura 71: Variação do coeficiente de correlação $R^2$ com o número de pontos incluídos nas análises regressionais.

Os resultados da integração numérica, denotados por $N_f^{Pr\,evisão}$, são apresentados na Figura 72 para o corpo homogêneo e na Figura 73 para o corpo soldado. Para facilitar a interpretação dos efeitos do fechamento e, portanto, do critério associado sobre as vidas de propagação, incluem-se as previsões derivadas da integração da curva experimental sem correção por fechamento.

Tabela 5: Constantes da equação (11) para o corpo homogêneo.

| Procedimento para estimar $P_{OP}$ | | $\bar{m}_i$ | $\bar{C}_i$ |
|---|---|---|---|
| **Sem** fechamento | | 3.85 | 4.45E-10 |
| Desl. **Primeiro** nó do MEF | $II_A$ | 18.50 | 2.22E-21 |
| | $II_B$ | 1.27 | 9.12E-06 |
| Desl. **Segundo** nó do MEF | $II_A$ | 9.25 | 1.05E-14 |
| | $II_B$ | 1.62 | 2.36E-06 |
| **Tensão** na ponta do MEF (z/B=0.5) | $II_A$ | 11.47 | 3.82E-16 |
| | $II_B$ | 1.52 | 4.45E-06 |
| **Tensão** na ponta do MEF (z/B=0.0) | | 3.62 | 2.45E-09 |
| Mod. Newman | | 3.97 | 6.54E-10 |
| Flexibilidade **(CMOD 0%)** | | 3.71 | 3.17E-09 |
| Ajuste de Curva (MTS) | | 3.65 | 8.77E-10 |

Tabela 6: Constantes da equação (11) para o corpo soldado.

| Procedimento para estimar $P_{OP}$ | | $\bar{m}_i$ | $\bar{C}_i$ |
|---|---|---|---|
| **Sem** fechamento | | 3.34 | 1.92E-09 |
| Desl. **Primeiro** nó do MEF | $II_B$ | 0.87 | 2.14E-05 |
| | $II_A$ | 9.75 | 8.67E-15 |
| Desl. **Segundo** nó do MEF | $II_B$ | 1.21 | 8.86E-06 |
| | $II_B$ | 10.47 | 1.66E-16 |
| **Tensão** na ponta do MEF (z/B=0.5) | $II_B$ | 0.94 | 2.64E-05 |
| | $II_A$ | 12.30 | 2.78E-17 |
| **Tensão** na ponta do MEF (z/B=0.0) | | 2.94 | 1.29E-08 |
| Mod. Newman | | 3.45 | 2.46E-09 |
| Flexibilidade **(CMOD 0%)** | | 3.06 | 1.27E-08 |
| Ajuste de Curva (MTS) | | 2.84 | 1.07E-08 |

Tabela 7: Tamanho inicial e final da trinca usados para estimar as vidas de propagação.

| Condição | $P_{max}$ (kgf) | $a_i$ (mm) | $a_f$ (mm) |
|---|---|---|---|
| Metal Base | 720 | 15.40 | 36.38 |
| | 900 | 14.25 | 34.77 |
| Metal de Solda | 720 | 15.38 | 34.35 |
| | 900 | 14.19 | 34.61 |

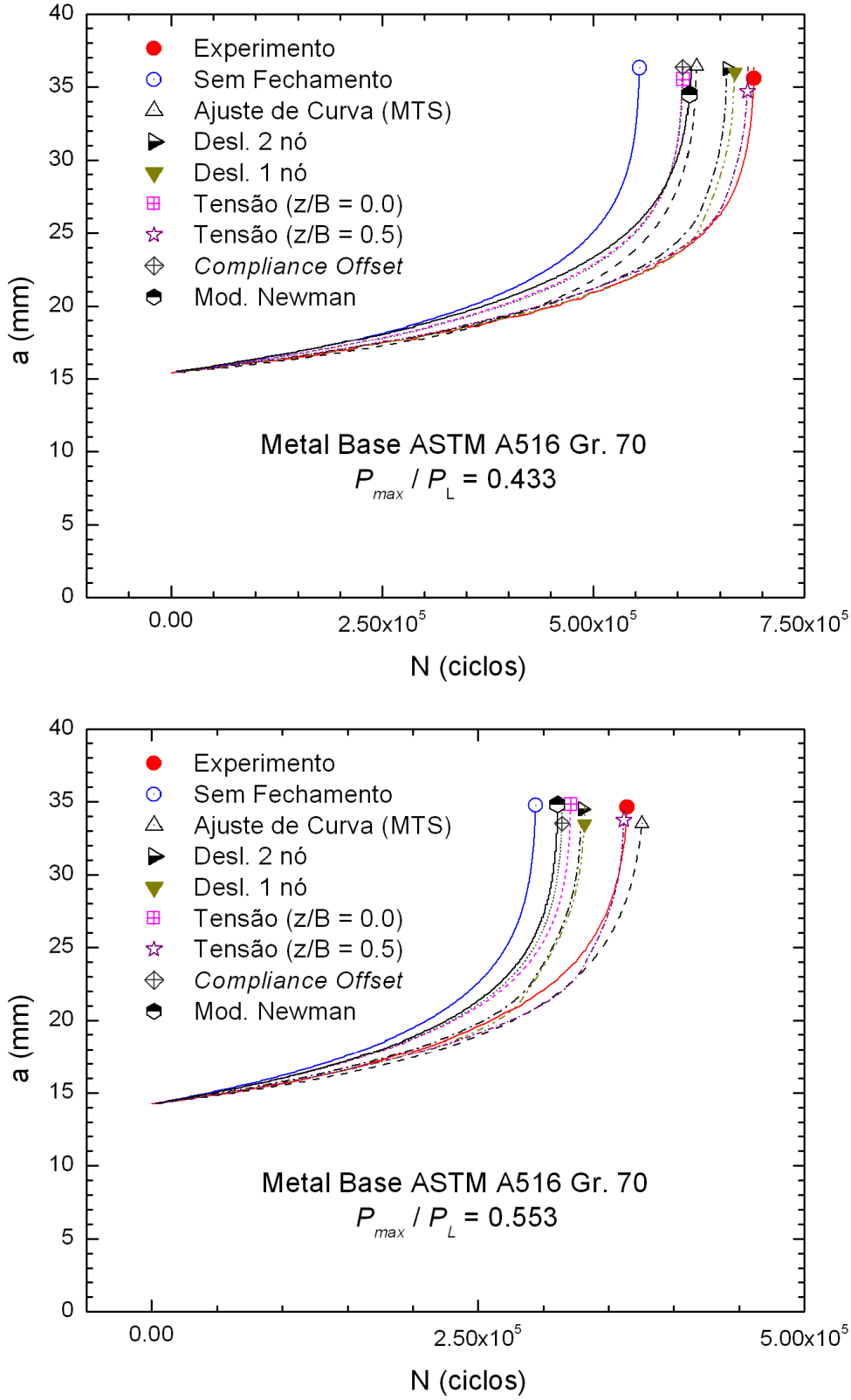



Figura 72: Estimativas da vida à fadiga sob carregamento de amplitude constante incorporando o efeito do fechamento de trinca para a condição de corpo homogêneo.

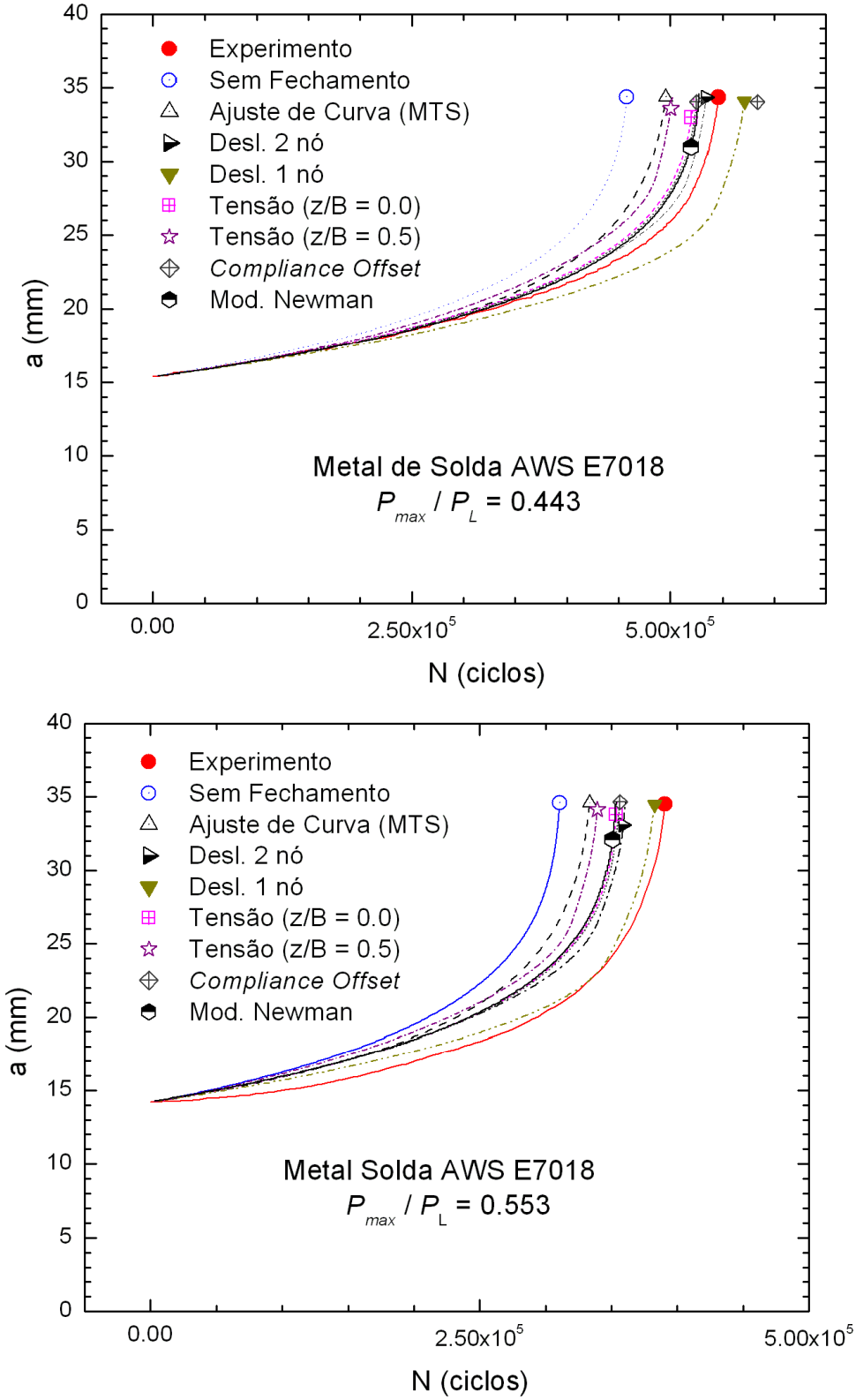



Figura 73: Estimativas da vida à fadiga sob carregamento de amplitude constante incorporando o efeito do fechamento de trinca para a condição de 45% Overmatch.

Os resultados apresentados por estas análises são bastante conclusivos e revelam uma clara sensibilidade nas previsões da vida à fadiga devido às diferentes

estimativas do nível de fechamento experimentado pelo corpo de prova. Considere primeiramente os valores de $N_f^{Pr\,evisão}$ correspondentes às curvas de propagação de trinca por fadiga medidas experimentalmente, para as quais não se inclui efeitos de fechamento. Uma considerável diferença é observada nas previsões para os dois níveis de carregamento e as duas condições de material. Além disso, todos os sete critérios geram previsões sempre maiores que as feitas sem considerar o fechamento de trinca, isto é, mostram o efeito da "proteção" da ponta da trinca ao carregamento externo o que gera um retardo no crescimento da trinca.

De forma geral, a maior parte do avanço da trinca medido em forma experimental é bem aproximado, de forma particular pelos critérios $\delta_y^1$, $\delta_y^2$ e $\sigma_y^{tip}\left(z/B=0.5\right)$ para o metal base e $\delta_y^1$ e $\sigma_y^{tip}\left(z/B=0.5\right)$ para a condição soldada. Isto mostra que as estimativas feitas para a força motriz efetiva $\left(\Delta K_{eff}\right)$, que teoricamente controla o avanço cíclico da trinca, são coerentes considerando estes critérios de cálculo de $P_{op}$. As Tabelas 8 - 11 mostram as comparações em termos percentuais das previsões, $N_f^{Pr\,evisão}$, obtidas por cada critério em relação às vidas medidas experimentalmente.

Os resultados apresentados nas Figuras 72 – 73 indicam que a não inclusão do efeito do fechamento de trinca nas previsões da vida à fadiga gera estimativas que são 20% conservadoras. No entanto, ressalta-se que o conservadorismo usado nos projetos estruturais que visam suportar cargas cíclicas é bem superior aque 20%, já que existem outros tipos de incertezas que devem ser levadas em conta, tais como as magnitudes reais do carregamento e a razão de carga.

As vidas obtidas pelo critério $\delta_y^1$ são sempre maiores que as obtidas pelo criterio $\delta_y^2$, independentemente da condição do material analisada. Os criterios numéricos $\sigma_y^{tip}\left(z/B=0.0\right)$ e *Compliance Offset* e o modelo analítico de Newman geram estimativas das vidas à fadiga praticamente com a mesma margem de conservadorismo para todos os níveis de carregamento e as duas condições de material.

Tabela 8: Comparação entre as estimativas das vidas de propagação considerando diferentes critérios para o cálculo do fechamento de trinca induzido por plasticidade, para o corpo homogêneo e carga máxima $P_{max}/P_L = 0.443$.

| Procedimento para estimar $P_{OP}$ | $N_f^{previsão}$ | Previsão/Exp. |
|---|---|---|
| **Sem** fechamento | 555046 | 80.4% |
| Desl. **Primeiro** nó do MEF | 667397 | 96.7% |
| Desl. S**egundo** nó do MEF | 658328 | 95.4% |
| **Tensão** na ponta do MEF (z/B=0.5) | 683059 | 99.0% |
| **Tensão** na ponta do MEF (z/B=0.0) | 607198 | 88.0% |
| Mod. Newman | 615131 | 89.1% |
| Flexibilidade **(CMOD 0%)** | 606104 | 87.8% |
| Ajuste de Curva (MTS) | 611587 | 88.6% |
| Exp. (da/dN>1E-5 mm/ciclo) | 690045 | |

Tabela 9: Comparação entre as estimativas das vidas de propagação considerando diferentes critérios para o cálculo do fechamento de trinca induzido por plasticidade, para o corpo homogêneo e carga máxima $P_{max}/P_L = 0.553$.

| Procedimento para estimar $P_{OP}$ | $N_f^{previsão}$ | Previsão/Exp. |
|---|---|---|
| **Sem** fechamento | 294276 | 80.8% |
| Desl. **Primeiro** nó do MEF | 332400 | 91.2% |
| Desl. **Segundo** nó do MEF | 330111 | 90.6% |
| **Tensão** na ponta do MEF (z/B=0.5) | 362315 | 99.4% |
| **Tensão** na ponta do MEF (z/B=0.0) | 321194 | 88.2% |
| Mod. Newman | 311388 | 85.5% |
| Flexibilidade **(CMOD 0%)** | 314769 | 86.4% |
| Ajuste de Curva (MTS) | 377140 | 103.5% |
| Exp. (da/dN>1E-5 mm/ciclo) | 364345 | |

Tabela 10: Comparação entre as estimativas das vidas de propagação considerando diferentes critérios para o cálculo do fechamento de trinca induzido por plasticidade, para o corpo soldado e carga máxima $P_{max}/P_L = 0.443$.

| Procedimento para estimar $P_{OP}$ | $N_f^{Previsão}$ | Previsão/Exp. |
|---|---|---|
| **Sem** fechamento | 457754 | 83.8% |
| Desl. **Primeiro** nó do MEF | 571563 | 104.7% |
| Desl. **Segundo** nó do MEF | 534496 | 97.9% |
| **Tensão** na ponta do MEF (z/B=0.5) | 501937 | 91.9% |
| **Tensão** na ponta do MEF (z/B=0.0) | 522704 | 95.7% |
| Flexibilidade **(CMOD 0%)** | 525980 | 96.3% |
| Modelo de Newman | 528025 | 96.7% |
| Ajuste de Curva (MTS) | 495560 | 90.8% |
| Exp. (da/dN>1E-5 mm/ciclo) | 545927 | |

Tabela 11: Comparação entre as estimativas das vidas de propagação considerando diferentes critérios para o cálculo do fechamento de trinca induzido por plasticidade, para o corpo soldado e carga máxima $P_{max}/P_L = 0.553$

| Procedimento para estimar $P_{OP}$ | $N_f^{Previsão}$ | Previsão/Exp. |
|---|---|---|
| **Sem** fechamento | 310769 | 79.5% |
| Desl. **Primeiro** nó do MEF | 383091 | 98.0% |
| Desl. S**egundo** nó do MEF | 360699 | 92.3% |
| **Tensão** na ponta do MEF (z/B=0.5) | 339977 | 87.0% |
| **Tensão** na ponta do MEF (z/B=0.0) | 354356 | 90.6% |
| Flexibilidade **(CMOD 0%)** | 356681 | 91.2% |
| Modelo de Newman | 353625 | 90.5% |
| Ajuste de Curva (MTS) | 333593 | 85.3% |
| Exp. (da/dN>1E-5 mm/ciclo) | 390917 | |

Já o cálculo de $N_f$ considerando o fechamento de trinca estimado pelo ajuste de curva gerou uma situação levemente não conservadora para a condição do metal base e $P_{max}/P_L = 0.553$. Para os outros casos, o ajuste de curva gerou estimativas conservadoras bastantes próximas dos criterios da tensão no centro do espécime,

desvio da flexibilidade (0%) com o deslocamento medido na boca do corpo de prova, e do modelo teórico de Newman.

De forma particular, os critérios $\sigma_{yy}^{tip}$ e $\delta_y^2$ medidos na superfície externa do espécime mostram-se como os melhores candidatos, por sua consistência e alta precisão, para estimar as taxas de crescimento de trinca por fadiga no estágio II de propagação incorporando o fechamento de trinca induzido por plasticidade. Os resultados aqui apresentados sugerem que as taxas de crescimento de trinca por fadiga são controladas pelo fechamento de trinca que acontece na superficie externa do corpo de prova.

# 7. ENSAIOS DE CRESCIMENTO DE TRINCA POR FADIGA EM CONDIÇÕES LSY

Com a intenção de explorar preliminarmente a aplicabilidade do parâmetro $\Delta J$ em caracterizar o crescimento de trinca por fadiga em condições de escoamento de grande monta, testes experimentais foram feitos seguindo o procedimento usado por Dowling e Begley (D&B) [49]. Eles argumentam que ensaios em controle de carga, $\Delta P = const$, geram poucos dados $da/dN$ devido ao rápido incremento do deslocamento. Isto está relacionado ao fenômeno conhecido como colapso incremental (*ratchetting)*. Por outro lado, ensaios em controle puro de deslocamento, $\Delta\delta = const$, geram taxas decrescentes devido à diminuição da severidade do carregamento com o crescimento da trinca. Além disso, este tipo de ensaio pode introduzir efeitos artificiais de retardo já que a trinca, para um determinado tempo $t_i$, estaria submetida a um carregamento de menor amplitude quando comparada ao carregamento no tempo $t_k$, sendo $t_k < t_i$.

O ensaio feito por D&B [49] consistiu em ciclar o corpo de prova em controle de deslocamento com sucessivos incrementos nos valores do *CMOD* para obter taxas $da/dN$ sempre crescentes. Para garantir taxas $da/dN$ sempre crescentes, D&B [49] controlaram a variação de $\Delta\delta$ de tal forma que o valor de $P_{max}$ atinja uma linha $P-\delta$ de inclinação conhecida. Este tipo de ensaio demanda a aplicação de cargas negativas, o que requereu alterar o dispositivo de sujeição do corpo de prova de modo a eliminar as folgas nos seus pinos de fixação. Devido às limitações no *software* disponível na controladora da MTS, os incrementos de CMOD foram feitos de forma discreta, isto é, cada vez que a carga máxima diminuía 1 kN o CMOD incrementava em 0.2mm $\left(\Delta V_t = \Delta V_{t-1} + 0.2mm\right)$. A onda usada foi do tipo senoidal usando frequências de 0.2 Hz no equipamento MTS.

Dois corpos de prova foram testados para cada condição de material (Metal Base e Metal Solda). No entanto, as trincas nos corpos que possuíam cordão de solda não propagaram no plano da trinca durante os testes. Acredita-se que o chanfro em V usado na preparação das chapas foi o principal motivo para o desvio considerável da trinca do seu plano. Assim sendo, unicamente serão reportados os

resultados do metal base. As dimensões dos CPs usados nestes ensaios são idênticas às mostradas na Figura 44. A única alteração foi no tamanho da pré-trinca. Ensaios preliminares com trincas relativamente curtas, $a/W = 0.25$, produziram grandes deformações na região de aplicação da carga. Assim, para viabilizar os ensaios de propagação de trinca por fadiga em regime LSY, as pré-trincas foram até valores $a/W \geq 0.35$.

A Figura 74 mostra a variação da curva $P-V$ com o avanço da trinca. Um fato interessante de indicar neste tipo de ensaio é a variação contínua da razão de carga $R$ ao longo do teste.

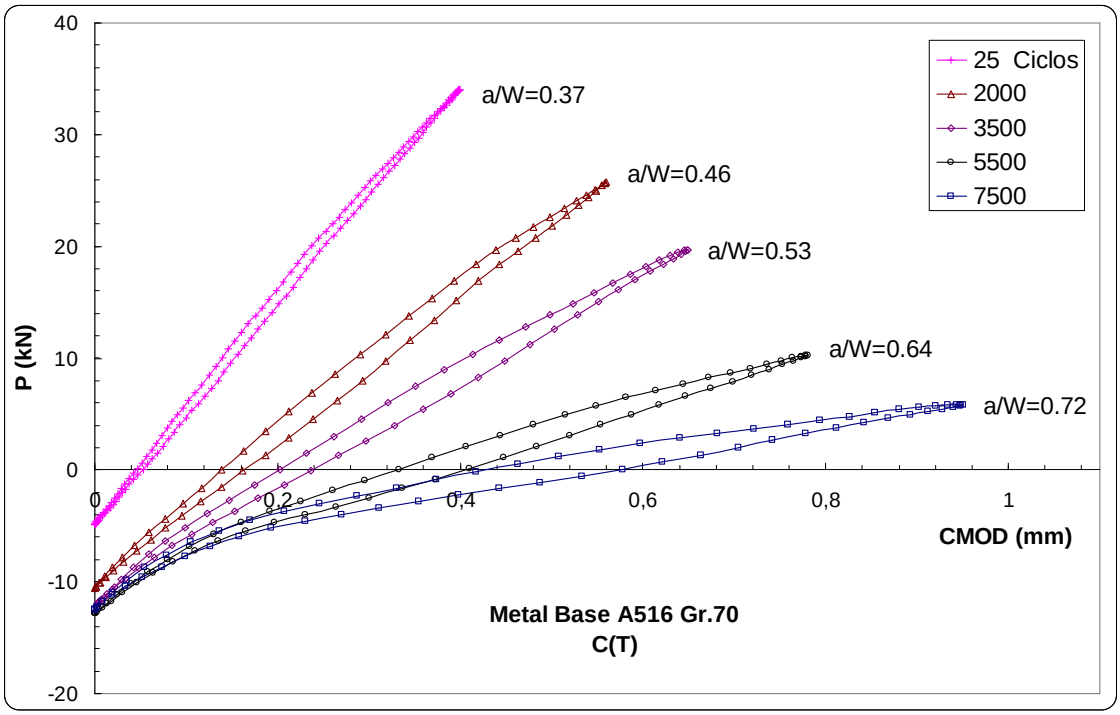



Figura 74: Curvas típicas P-CMOD dos ensaios em controle de deslocamento com sucessivos incrementos dos valores de $\Delta V$.

A razão de carga variou desde $R = -0.2$ ao inicio do teste até $R = -2$ no final do ensaio. Acredita-se que o efeito causado pela variação do $R$ no gráfico $da/dN - \Delta J$ deve ser eliminado usando o conceito de fechamento de trinca. Também, observa-se o incremento contínuo nos laços de histerese com o crescimento da trinca. Cada laço foi usado para estimar o comprimento de trinca e o valor de $\Delta J$. As funções de flexibilidade da norma E647-08 foram usadas para o

cálculo do tamanho da trinca. Durante o descarregamento, estimou-se o inverso da inclinação da curva $V-P$ entre $0.85P_{max}$ e $0.2P_{max}$.

Os valores do parâmetro $\Delta J$ foram calculados usando a equação (27), considerando unicamente trincas profundas $a/W \geq 0.45$. Com esta simplificação, para corpos de prova C(T) o fator *eta* elástico $(\eta_e)$ é aproximadamente igual ao fator *eta* plástico $(\eta_p)$ e a expressão para $\Delta J$ pode ser escrita como [82]:

$$\Delta J = \frac{(\Delta A_e + \Delta A_p)\eta_p}{bB} = \frac{\Delta A}{bB}\eta_p \tag{33}$$

onde $\Delta A$ é a área sob a curva $P-V$. Para levar em conta o contato dos flancos da trinca durante o descarregamento, o calculo da área foi feito até o valor de $P_{cl}$. A Figura 75 mostra os valores $P-V$ obtidos durante o ensaio do CP2 e ilustra a definição da área usada para determinar o intervalo da *integral J.*

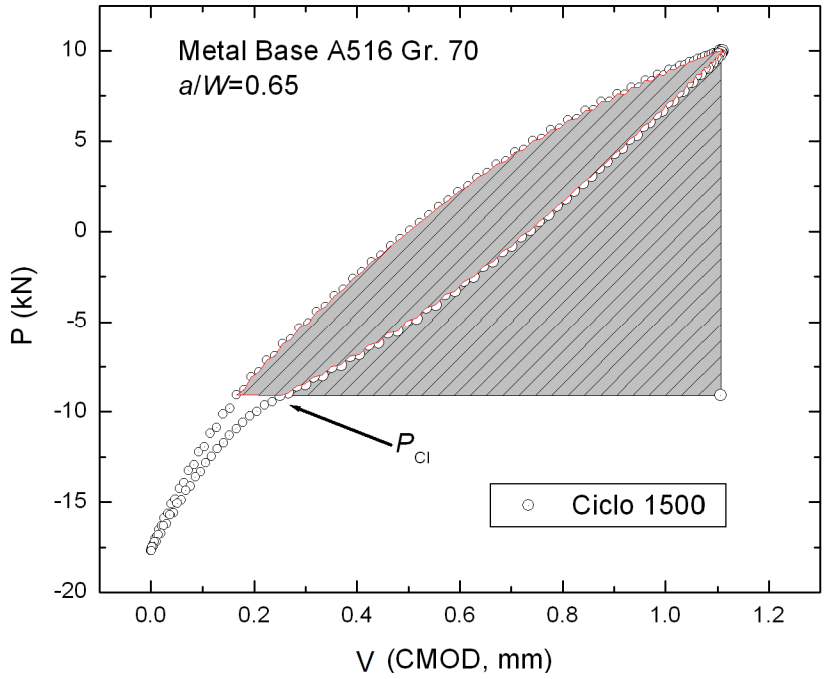



Figura 75**:** Definição da área usada para o cálculo do parâmetro $\Delta J$

O cálculo de $P_{cl}$ foi feito usando o método *S-shaped curve* explicado previamente em 3.3. Calculou-se de forma similar a carga de abertura $P_{op}$ usando o

método *S-shaped curve.* Objetivando quantificar a influência no cálculo de $\Delta J$ usando $P_{op}$ ou $P_{cl}$, determinou-se $\Delta J$ para as duas cargas. A sequência das Figuras 76 - 78 mostram o roteiro do cálculo das cargas $P_{op}$ e $P_{cl}$ usando um ciclo de carga. A partir da inclinação da curva $P-V$ durante o descarregamento, obtém-se a componente inelástica do deslocamento, $V_{offset}$. Logo, usando a curva $V_{offset}-P$ se calcula ponto a ponto a inclinação da curva que é interpretada como a variação da flexibilidade do corpo devido à plasticidade e contato dos flancos da trinca.

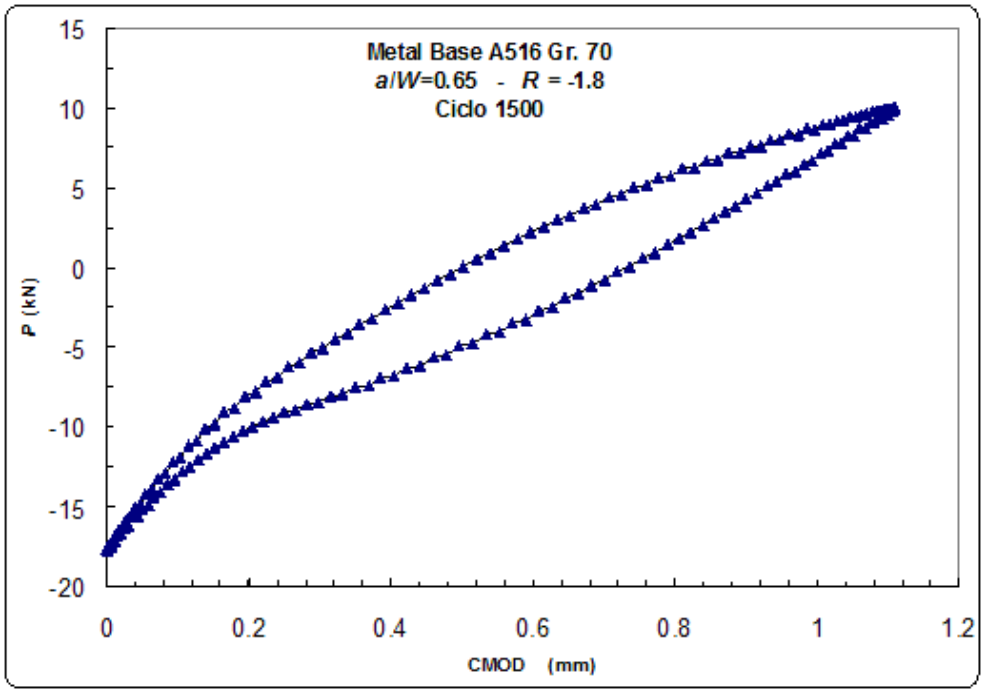



Figura 76: Ilustração de uma típica curva experimental P-CMOD usada para o cálculo das cargas $P_{op}$ e $P_{cl}$

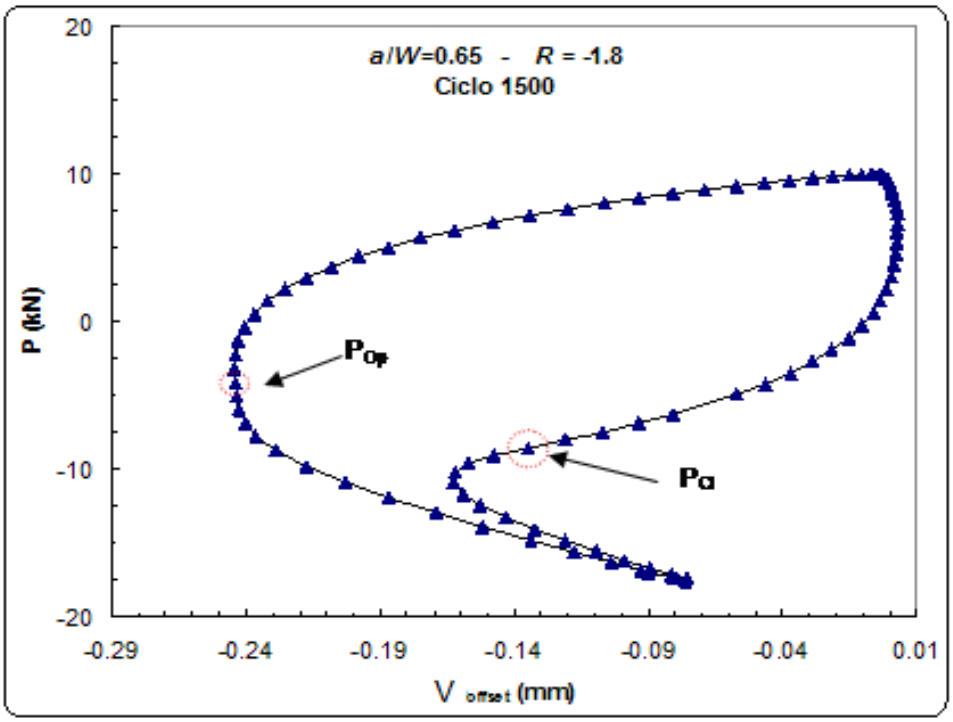



Figura 77: Curva experimental $P - CMOD_{offset}$

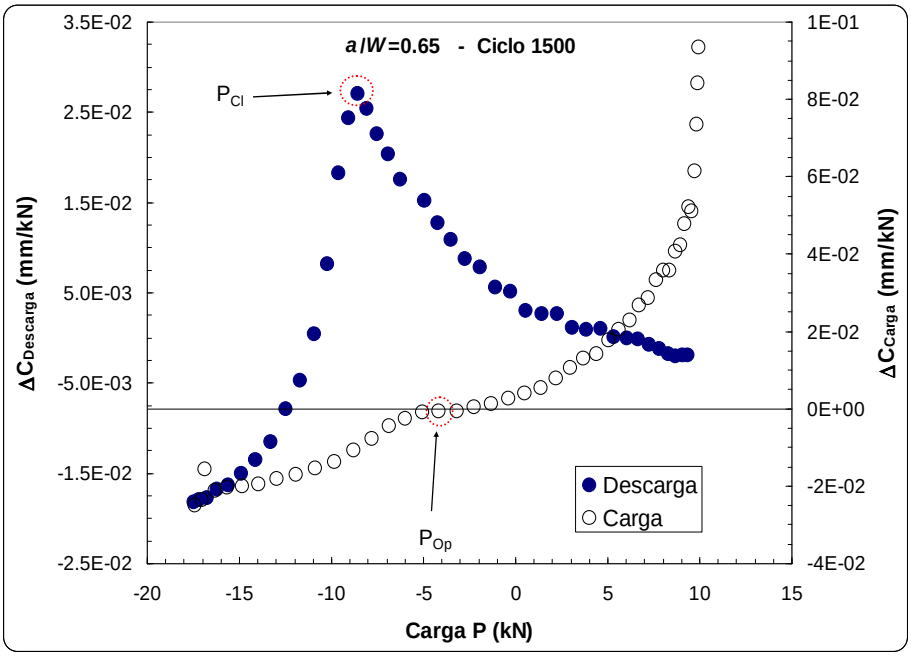
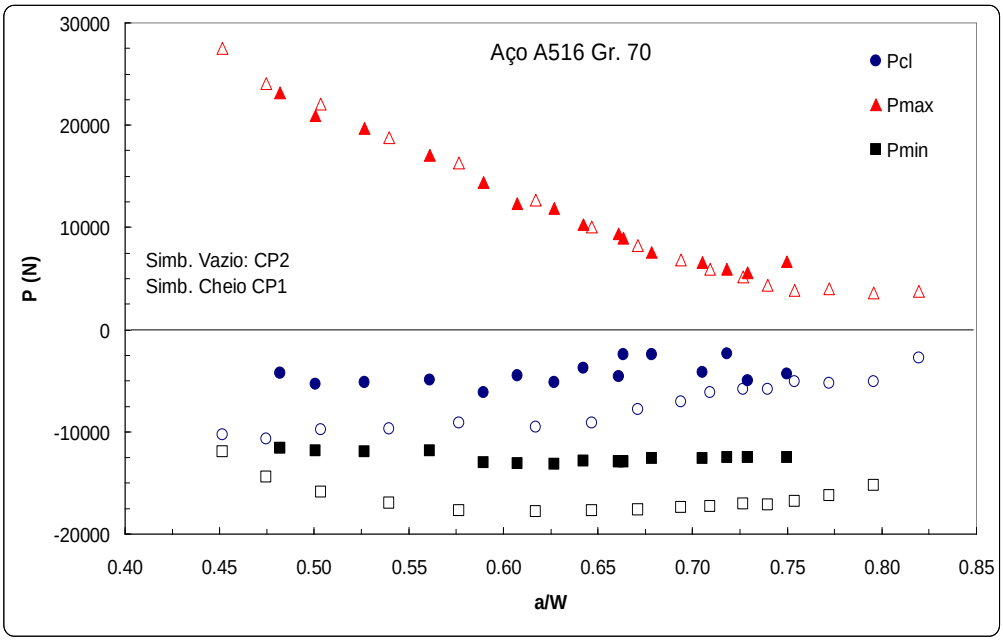



Figura 78: Estimativa das cargas de abertura e fechamento experimentais usando o método *S-shaped curve* segundo [70].

Este procedimento foi aplicado para determinar a variação das cargas $P_{op}$ e $P_{cl}$ durante o teste. A evolução das cargas de abertura e fechamento ao longo do ensaio é apresentada na Figura 79 como função do tamanho normalizado da trinca.

Para ajudar na visualização do ponto do ciclo para o qual a trinca pode ser considerada aberta ou fechada incluem-se as cargas $P_{max}$ e $P_{min}$.



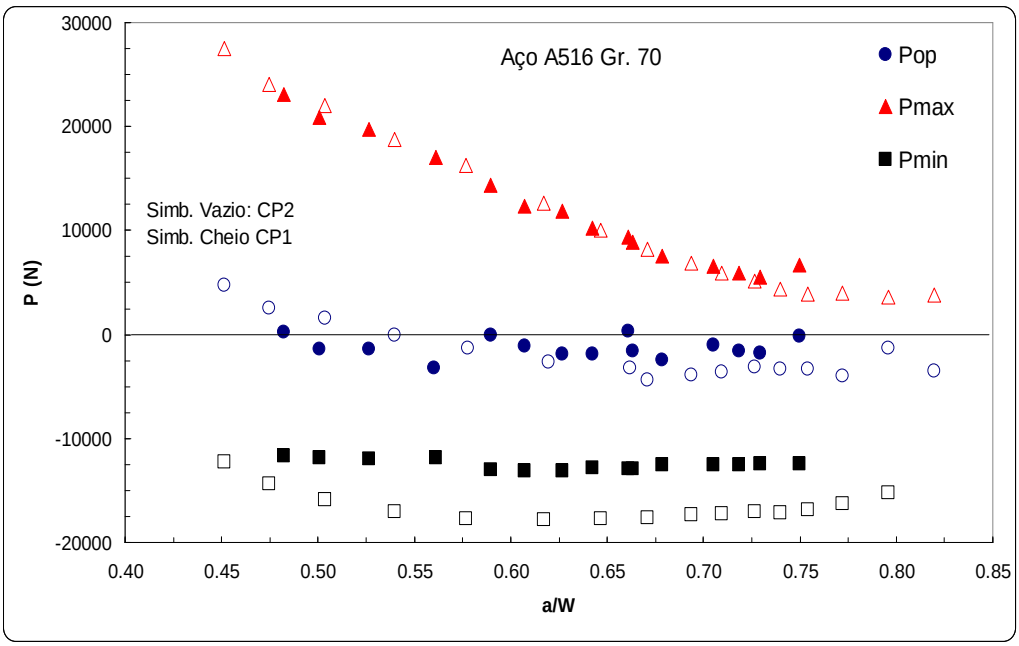




Figura 79**:** Estimativa das cargas de abertura e fechamento experimentais usando o método *S-shaped curve* segundo [70].

Como se trata de um processo irreversível com possível transferência de energia ao meio externo $P_{op} \neq P_{cl}$. Nota-se a diferença em valores entre $P_{op}$ e $P_{cl}$, sendo o valor médio de $P_{op}$ bastante próximo de zero e a carga de fechamento

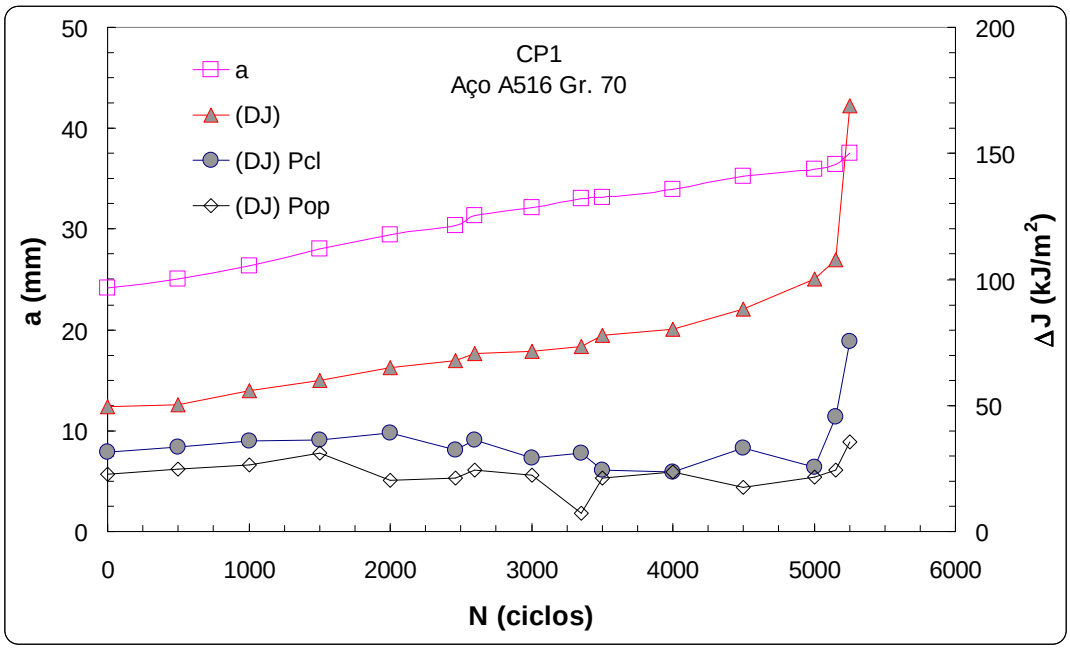
atinge um valor médio de $P_{cl} = -6\ kN$. Com o avanço da trinca, $P_{\max}$ diminui e $P_{\min}$ permanece aproximadamente constante. Com esta variação no carregamento remoto parece que a trinca começa abrir um pouco antes de atingir a carga nula. Isto parece coerente com o efeito conhecido de $R$ nos valores de $P_{op}$. Quando a razão de carga diminui, menos deformação residual nos flancos da trinca é deixada pela grande deformação reversa experimentada pela ponta da trinca.

Na Figura 80, mostra-se a variação do comprimento da trinca e evolução do parâmetro $\Delta J$ considerando para seu cálculo os intervalos $P_{max} - P_{min}$, $P_{\max} - P_{cl}$ e $P_{\max} - P_{op}$. Observa-se que os valores de $\Delta J_{P_{cl}}$ e $\Delta J_{P_{op}}$ versus o número de ciclos apresentam valores crescentes ao início do teste, logo sofrem uma pequena diminuição e se mantém quase constantes. Já no final do ensaio aumentam seu valor de forma apreciável.

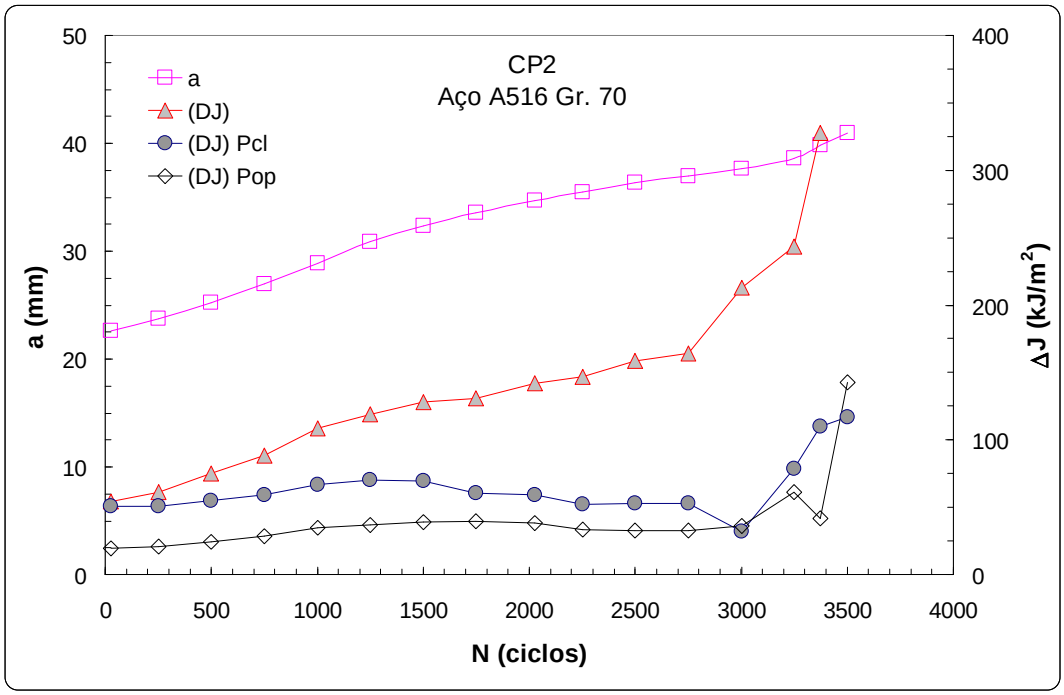
A descrição prévia dos valores de $\Delta J_{P_{cl}}$ e $\Delta J_{P_{op}}$ sugerem que o controle imposto aos valores de $\Delta V$ nem sempre garantiu carregamentos crescentes durante os ensaios. O efeito disto será observado nas curvas correspondentes às taxas de crescimento $da/dN$ versus o intervalo $\Delta J$.

As medições experimentais[25] e estimativas usando a flexibilidade do corpo de prova do comprimento de trinca no início e fim dos testes são apresentadas nas Figuras 81 - 82. O CP1 teve um melhor “comportamento” para iniciar a pré-trinca e a posterior propagação. Já o CP2 apresentou um crescimento desigual durante a pré-trinca e também a trinca sofreu um leve desvio do plano médio do CP nas superfícies externas durante a propagação. Provavelmente, a inclusão de um entalhe lateral nos corpos de prova (*side groove*) teria eliminado este problema. A Figura 83 mostra as superfícies de fratura de ambos os CPs.

[25] Foi usado um programa feito pelo Prof. Gustavo Donato, FEI, SBC.




(a)




(b)

Figura 80**:** Variação do tamanho da trinca e do parâmetro $\Delta J$ em função do número de ciclos (a) CP1 (b) CP2.

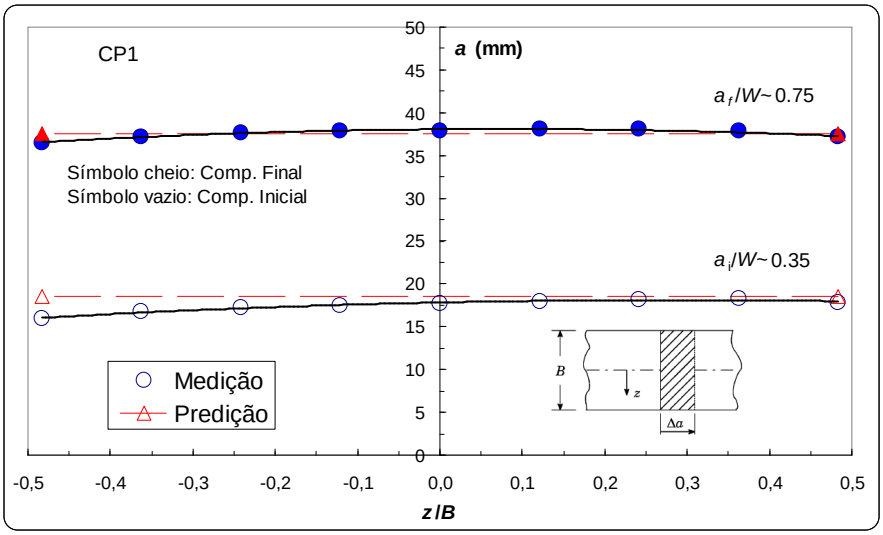



Figura 81**:** Comparação do tamanho da trinca estimado e medido ao longo da espessura do corpo de prova 1 no inicio e fim do ensaio experimental.

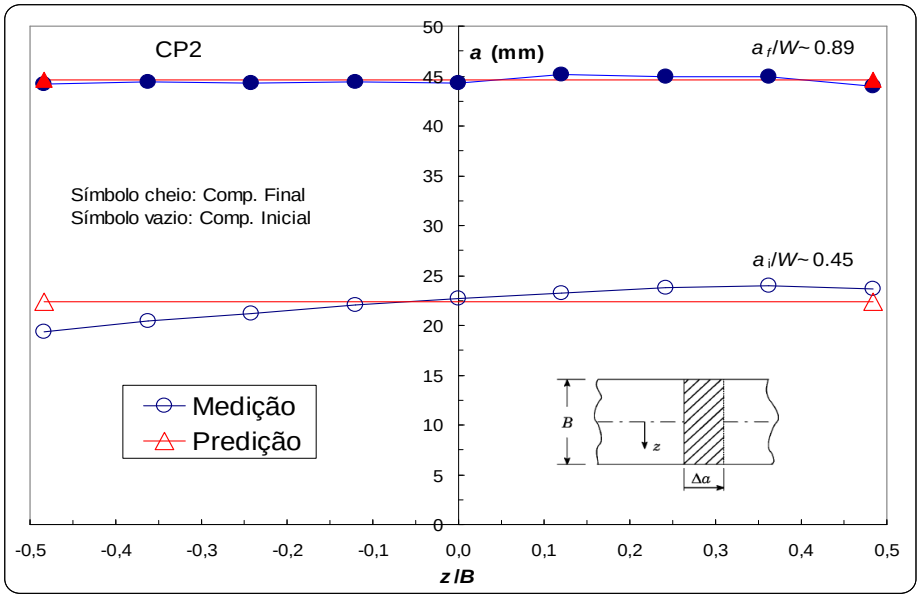
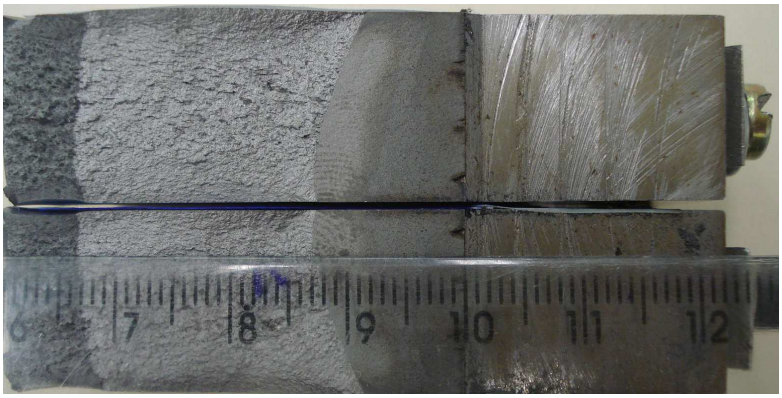



Figura 82**:** Comparação do tamanho da trinca estimado e medido ao longo da espessura do corpo de prova 2 no inicio e fim do ensaio experimental.

CP1



CP2

Figura 83: Fotos das superfícies de fratura dos corpos-de-prova testados em regime LSY

## *7.1. Taxas de crescimento de trinca em condições LSY*

Taxas de crescimento de trinca por fadiga foram estimadas a partir da curva $a-N$ usando o método da secante segundo a norma ASTM E647 [10]. Gráficos $da/dN-\Delta J$ são mostrados nas Figuras 84 - 86. Estes gráficos correspondem à estimativa de $\Delta J$ usando $P_{op}$, $P_{cl}$ e $P_{\min}$ respectivamente. Para auxiliar nas análises, a curva $da/dN-\Delta K$ obtida no regime SSY é incluída nestas figuras. Para serem compatíveis os valores de $\Delta K$ foram convertidos em valores $\Delta J$ usando a equação (21), considerando EPT.

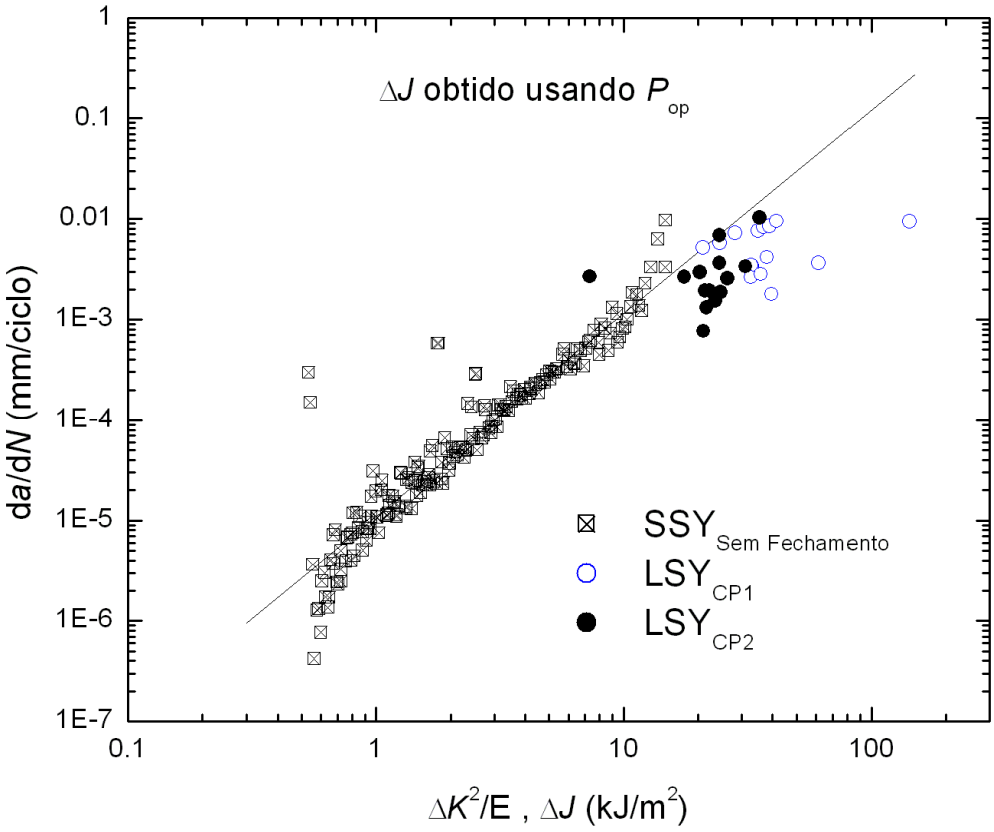



Figura 84**:** Taxa de crescimento de trinca por fadiga como função do parâmetro $\Delta J$ , considerando o fechamento de trinca por meio da variável $P_{op}$ .

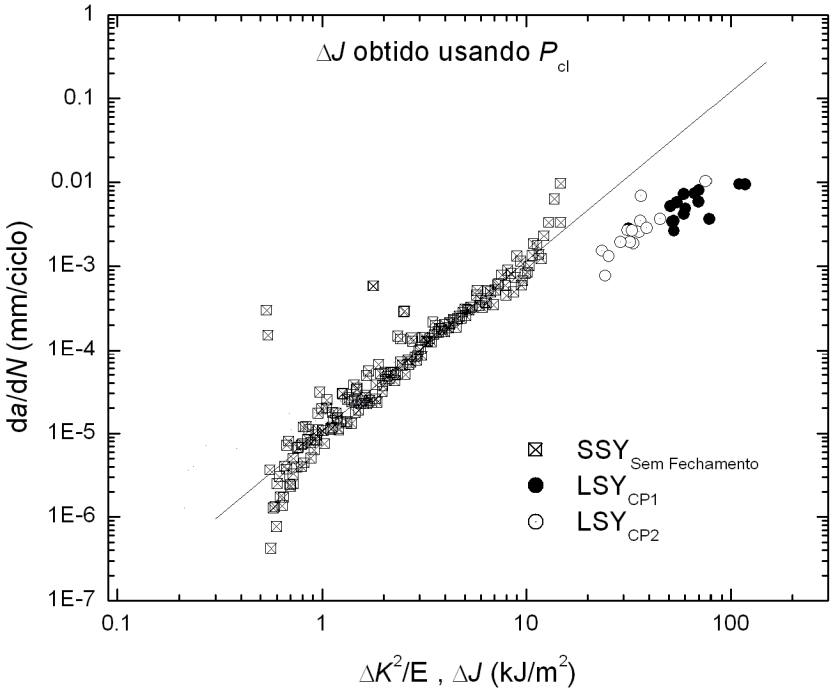



Figura 85**:** Taxa de crescimento de trinca por fadiga como função do parâmetro $\Delta J$, considerando o fechamento de trinca por meio da variável $P_{cl}$.

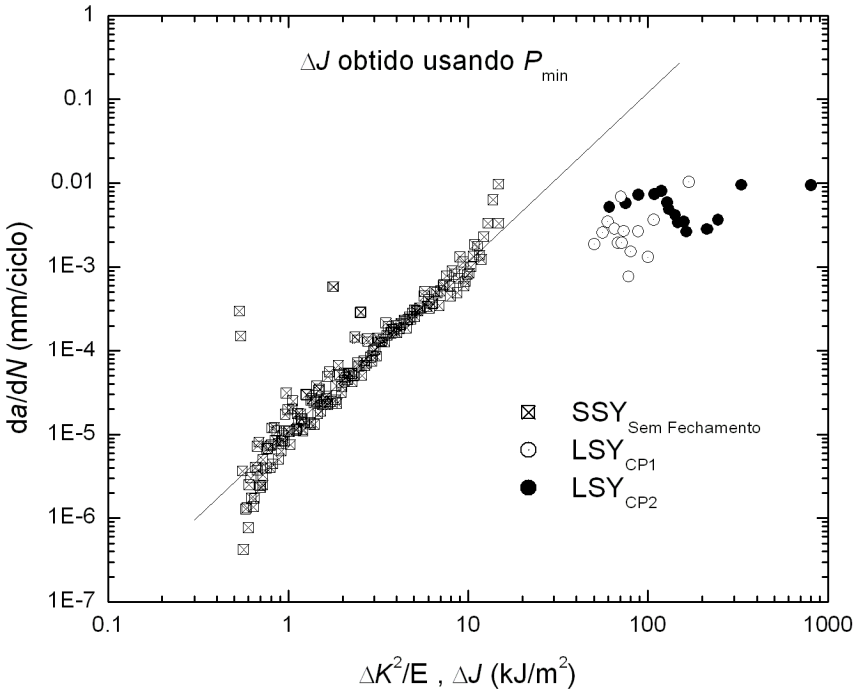



Figura 86**:** Taxa de crescimento de trinca por fadiga como função do parâmetro $\Delta J$, sem considerar o fechamento de trinca $(P_{min})$.

Dos gráficos anteriores, observa-se que a relação $da/dN - \Delta J$ considerando $P_{op}$ no cálculo se aproxima mais, em termos absolutos, da tendência linear exibida pela relação $da/dN - \Delta K^2/E$ extrapolada fora do regime SSY. Contudo estes pontos apresentam uma apreciável dispersão. Uma possível explicação desta dispersão poderia ser a diminuição na severidade do carregamento remoto em certa parte do ensaio. No entanto, a relação $da/dN - \Delta J$, usando $P_{cl}$ no cálculo de $\Delta J$, apresentou uma relação bastante linear com uma inclinação $(m = 1.94)$ levemente inferior quando comparada à linha $da/dN - \Delta K^2/E$ com inclinação $m = 2.02$. Já a relação dos pontos $da/dN - \Delta J$ usando todo o intervalo do carregamento como efetivo afastou-se consideravelmente da tendência linear do regime SSY. O resultado-chave, por sua relevância e importância prática, apresentado por D&B [49], foi que as taxas de propagação em regime de grande escoamento eram basicamente uma extrapolação da tendência linear do regime SSY considerando o intervalo total $\Delta K$ como efetivo. No entanto, os resultados mostrados nas Figuras 84 - 85 não se aderem totalmente à extrapolação da linha $da/dN - \Delta K^2/E$.

Explorou-se a possibilidade de comparar os pontos $da/dN - \Delta J$ com a relação $da/dN - \Delta K$ corrigida pelo fechamento, usando os diferentes critérios previamente discutidos em 3.3. Na sequência das Figuras 87 - 92 apresentam-se as curvas $da/dN - \Delta K_{eff}$ para todos os critérios de cálculo de $P_{op}$ explorados nesta tese, junto aos pontos $da/dN - \Delta J$, com $\Delta J$ determinado tanto para a carga de abertura como para a carga de fechamento.

Um marco diferente ao apresentado previamente, Figura 84 e Figura 85, é observado nestas novas comparações. As taxas de crescimento em regime LSY mostram melhor aderência à extrapolação da linha $da/dN - \Delta K_{eff}$ para os critérios $\delta_y^1$, $\delta_y^2$ e $\sigma_{yy}^{tip}$ de cálculo de $P_{op}$ obtidos numericamente e medidos na superfície externa do CP. As constantes das linhas de regressão do melhor ajuste por mínimos quadrados das Figuras 87 – 92 são apresentadas na Tabela 12. Constata-se a

proximidade das constantes de regressão, $m$ e $C$, entre as retas obtidas por $\delta_y^1$, $\delta_y^2$ e $\sigma_{yy}^{tip}$.

Haddad e Orient [93] realizaram ensaios de propagação de trinca por fadiga em regime LSY e exploraram diferentes condições do controle do carregamento remoto, $\Delta P = const$, $\Delta V = const$ e $\Delta V$ como feito por D&B [49]. Eles mostraram uma boa relação linear entre os dados $da/dN - \Delta J$ para todos os tipos de controle, considerando nas suas análises o valor de $\Delta J$ até o ponto $P_{cl}$. Portanto, $\Delta J$ serviria como parâmetro para caracterizar as taxas de crescimento de trinca mesmo sob condições descrentes de carregamento.

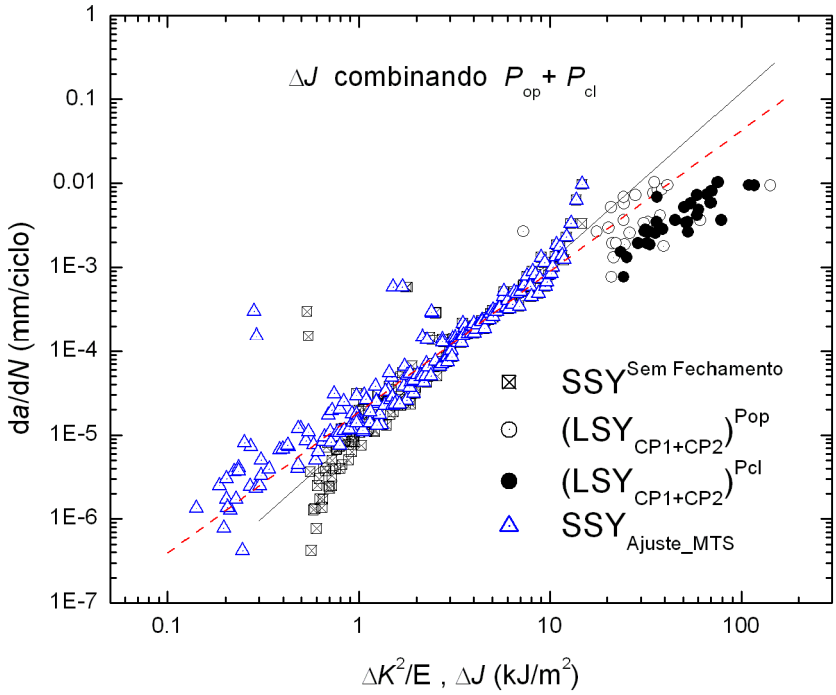



Figura 87**:** Taxa de crescimento de trinca por fadiga como função do parâmetro $\Delta K_{eff}^2/E$ e $\Delta J$, com $\Delta K_{eff}\left[f\left(P_{op}\right)\right]$ calculado pelo ajuste de curva implementado no *software* da MTS..

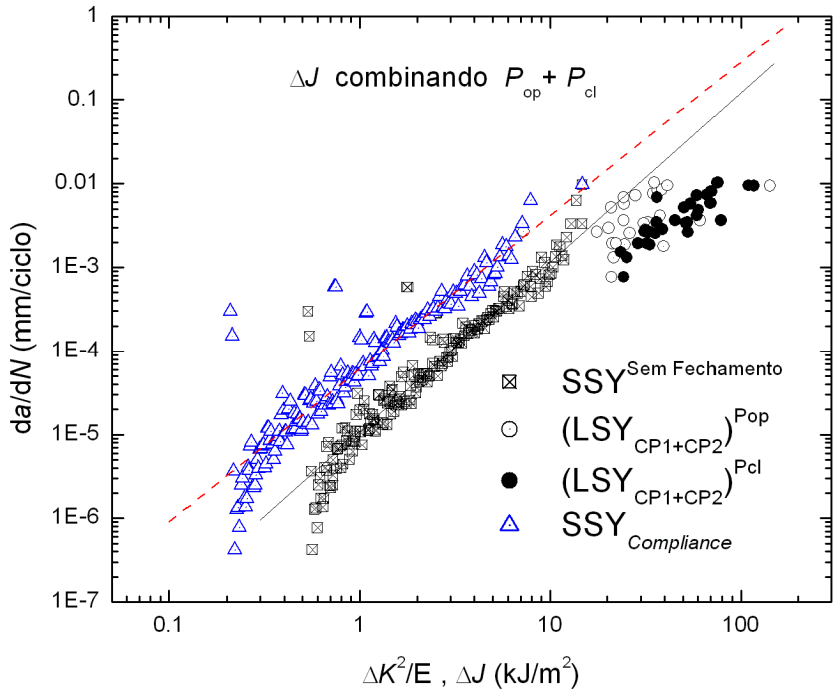



Figura 88**:** Taxa de crescimento de trinca por fadiga como função do parâmetro $\Delta K_{eff}^2/E$ e $\Delta J$, com $\Delta K_{eff}\left[f\left(P_{op}\right)\right]$ calculado pelo *Compliance Offset*.

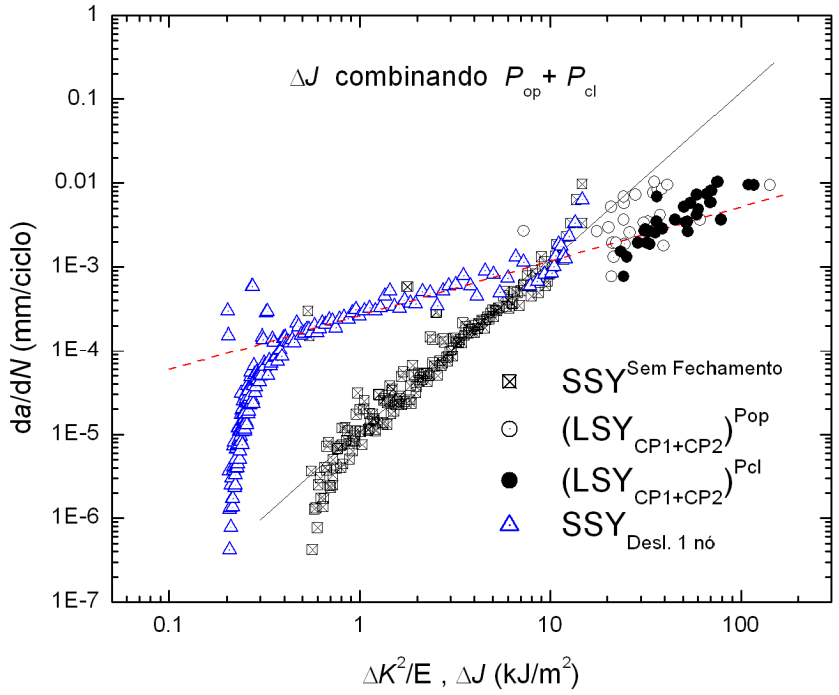



Figura 89**:** Taxa de crescimento de trinca por fadiga como função do parâmetro $\Delta K_{eff}^2/E$ e $\Delta J$, com $\Delta K_{eff}\left[f\left(P_{op}\right)\right]$ calculado por $\delta_y^1$

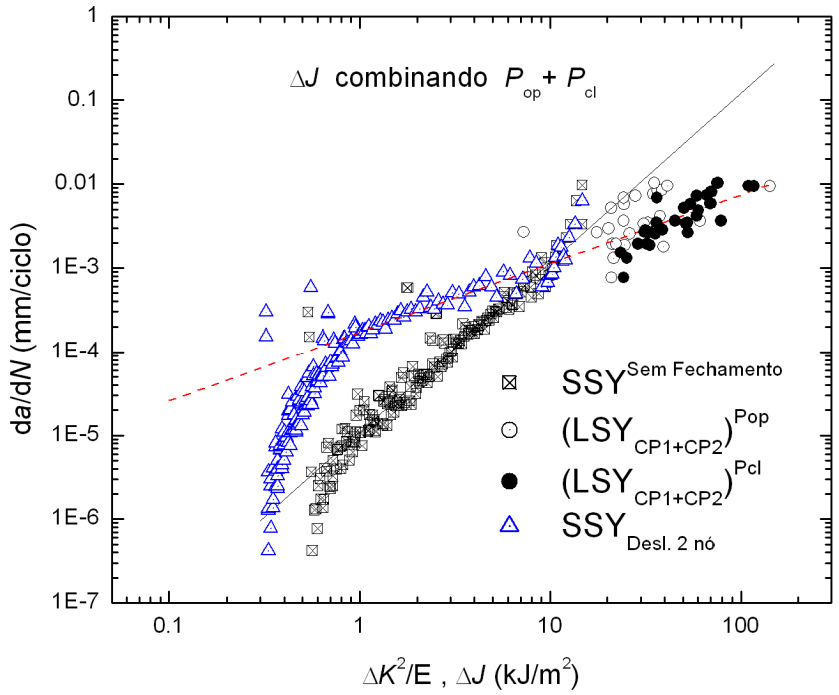



Figura 90**:** Taxa de crescimento de trinca por fadiga como função do parâmetro $\Delta K_{eff}^2/E$ e $\Delta J$, com $\Delta K_{eff}\left[f\left(P_{op}\right)\right]$ calculado por $\delta_y^2$

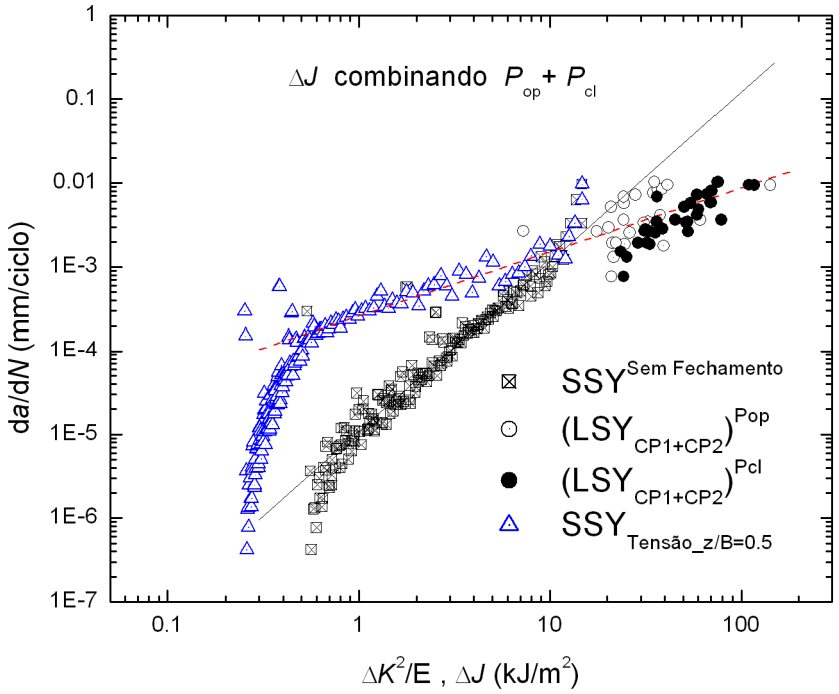



Figura 91**:** Taxa de crescimento de trinca por fadiga como função do parâmetro $\Delta K_{eff}^2/E$ e $\Delta J$, com $\Delta K_{eff}\left[f\left(P_{op}\right)\right]$ calculado por $\sigma_{yy}^{tip}\left(z/B=0.5\right)$

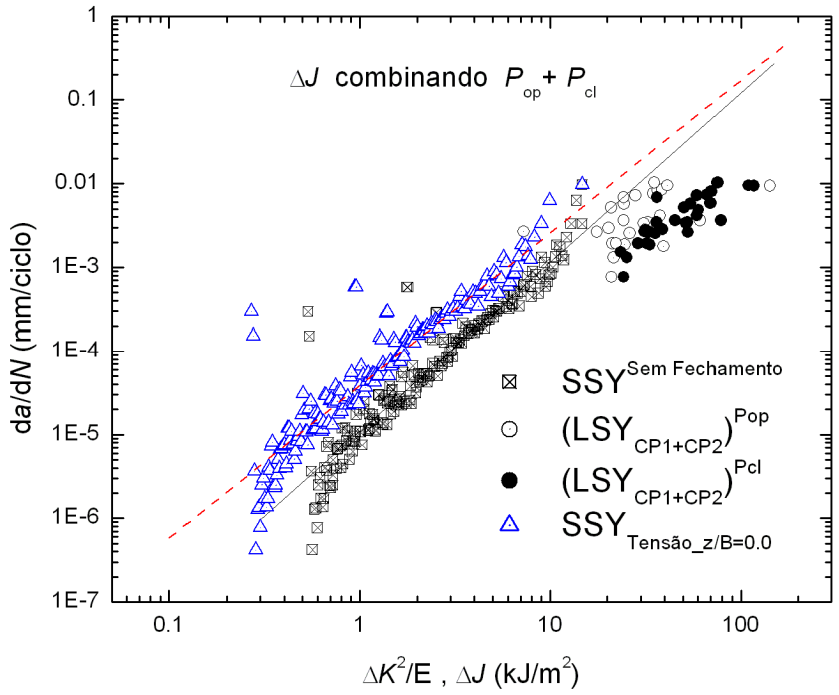



Figura 92: Taxa de crescimento de trinca por fadiga como função do parâmetro $\Delta K_{eff}^2/E$ e $\Delta J$, com $\Delta K_{eff}\left[f\left(P_{op}\right)\right]$ calculado por $\sigma_{yy}^{tip}\left(z/B=0.0\right)$

Tabela 12: Constantes do melhor ajuste linear dos dados $da/dN - \Delta K_{eff}^2/E$

| Procedimento para Estimar $P_{op}$ | $m$ | $C$ |
|---|---|---|
| Sem Fechamento | 2.02 | 0.109E-4 |
| Ajuste da Curva $P-\delta$ (MTS *Software*) | 1.67 | 0.187E-4 |
| Desl. do 1 nó do MEF | 0.65 | 2.65E-4 |
| Desl. do 2 nó do MEF | 0.82 | 1.71E-4 |
| Tensão na ponta da trinca do MEF $\left(z/B=0.5\right)$ | 0.76 | 2.61E-4 |
| Tensão na ponta da trinca do MEF $\left(z/B=0.0\right)$ | 1.82 | 0.39e-4 |
| *Compliance Offset* | 1.83 | 0.62E-4 |

Com o objetivo de determinar uma relação única entre as taxas $da/dN$ e o parâmetro $\Delta J$ apresentado pelos critérios $\delta_y^1$, $\delta_y^2$ e $\sigma_{yy}^{tip}$, determinou-se o melhor ajuste linear destas 3 tendências. A seguinte equação mostra a relação obtida:

$$\frac{da}{dN} = 2.32\times10^{-4}\left(\Delta J\right)^{0.768} \tag{34}$$

A Figura 93 mostra o gráfico da equação anterior junto aos dados experimentais no regime SSY corrigidos pelo fechamento de trinca por meio dos 3 criterios $\delta_y^1$, $\delta_y^2$ e $\sigma_{yy}^{tip}$ e os dados de propagação no regime LSY. Os dados da Figura 93 sugerem que a relação da taxa $da/dN$ versus $\Delta K_{eff}^2/E$, obtidas num ensaio tradicional da propagação de trinca por fadiga no regime de validade do parâmetro $\Delta K$, podem ser extrapoladas para situações onde $\Delta K$ perde a sua validade. Assim também, a Figura 93 indica que a taxa $da/dN$ versus o parâmetro $\Delta J$ calculado por meio da carga de fechamento mostra maior aderência à extrapolação da linha $da/dN - \Delta K_{eff}^2/E$ quando comparada ao cálculo de $\Delta J$ usando a carga de abertura. Desta maneira, os resultados experimentais obtidos sugerem que o parâmetro $\Delta J$ (ou, equivalentemente, $\Delta K^2/E$) pode ser usado para descrever as taxas de crescimento de trinca por fadiga em condições de escoamento de grande monta, onde o parâmetro $\Delta K$ perde validade. Contudo, análises adicionais considerando outras geometrias, condições de carregamento remoto e materiais devem ser feitas para poder generalizar esta conclusão.

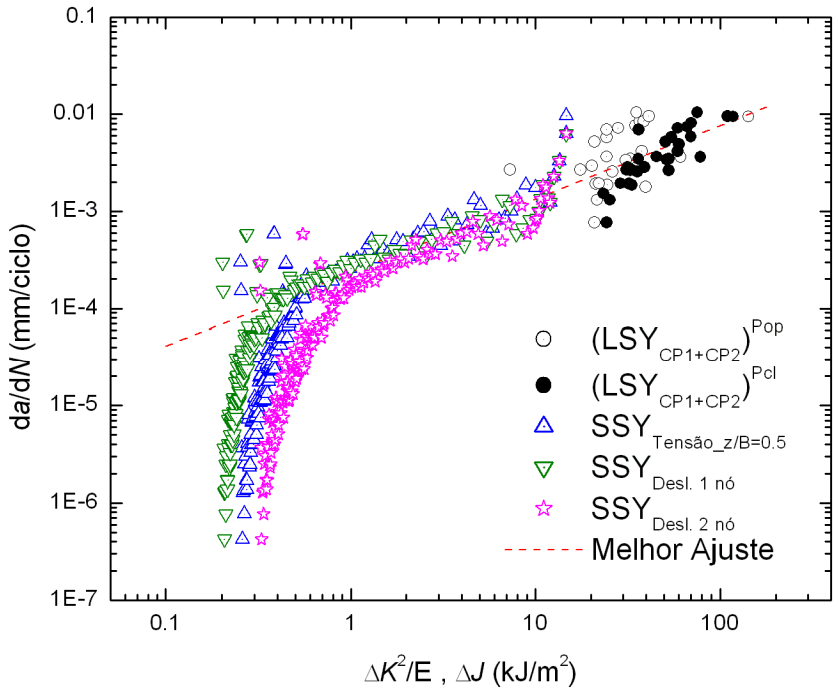



Figura 93**:** Taxa de crescimento de trinca por fadiga como função do parâmetro $\Delta K_{eff}^2/E$ e $\Delta J$, com $\Delta K_{eff}\left[f\left(P_{op}\right)\right]$ calculado para $\delta_y^{1-2}\left(z/B=0.5\right)$ e $\sigma_{yy}^{tip}\left(z/B=0.5\right)$.

A critério do autor desta tese, o parâmetro $\Delta J$, expressado como $\Delta K_{eff}^2/E$ no regime SSY, mostrou-se como uma boa opção para caracterizar o crescimento de trinca em condições onde nível do desenvolvimento de deformação plástica impede o uso do intervalo do fator de intensidade de tensões $\Delta K$.

## *7.2. Relação $\Delta J$ versus $\Delta V$*

Conhecendo a bem desenvolvida relação entre a *Integral J* e o CTOD, [1], para o caso de carregamento monotônico, procurou-se avaliar a existência de uma correlação análoga para o caso de carregamento cíclico. No desenvolvimento desta tese usaram-se extensivamente os deslocamentos medidos na boca do corpo de prova e, como existe uma relação direta entre CTOD ($\delta$) e CMOD ($V$), vide Anderson [1], espera-se que a relação $J-\delta$ seja extrapolavél para os parâmetros $\Delta J-\Delta V$. Em termos práticos, é bem mais fácil determinar o parâmetro $\Delta V$ em vez de $\Delta J$.

A Figura 94 apresenta a relação experimental obtida entre os parâmetros $\Delta J$ e $\Delta V$, ambos calculados considerando os valores de $P_{op}$ e $P_{cl}$.

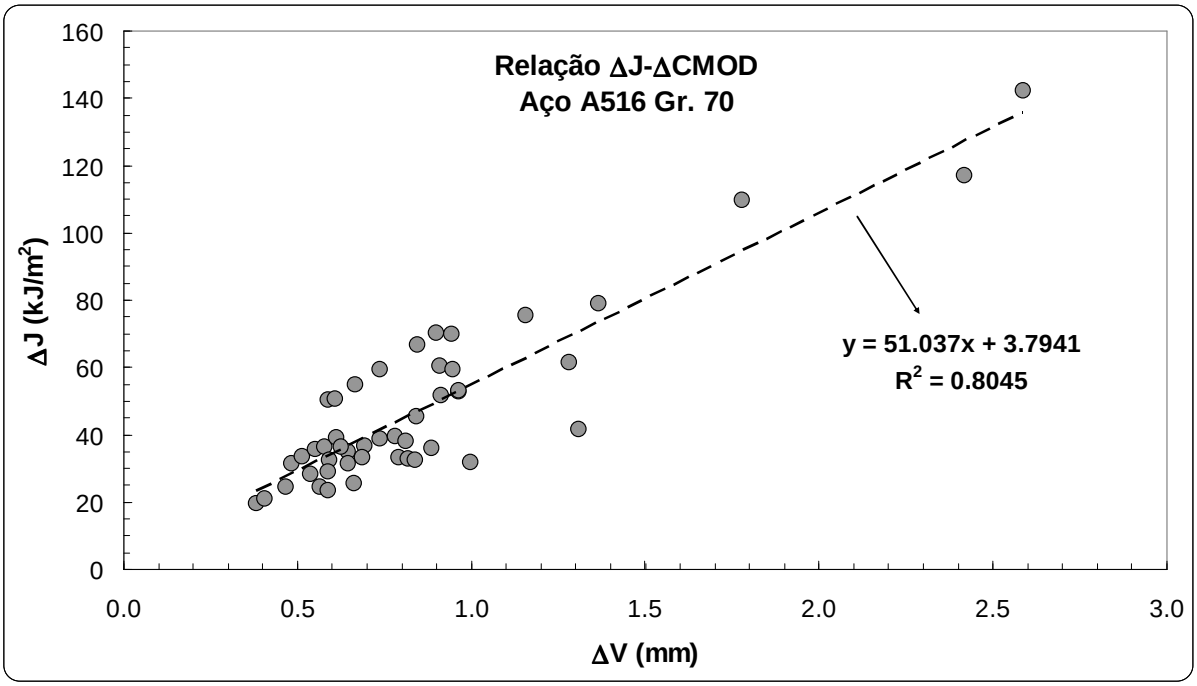



Figura 94: Relação experimental $\Delta J - \Delta V$ para um corpo de prova C(T)

Para o cálculo de $\Delta V$ se utilizou o deslocamento associado aos valores de $P_{op}$ e $P_{cl}$. Em forma funcional $\Delta V$ foi definido como:

$$\Delta V = V_{\max} - V_k \tag{35}$$

onde $V_k$ é o deslocamento correspondente à carga de abertura ou de fechamento. Uma aceitável relação linear é obtida entre os parâmetros $\Delta V$ e $\Delta J$. Para o caso em estudo, a seguinte expressão entre $\Delta V$ e $\Delta J$ pode ser escrita:

$$\Delta J = 51 \Delta V \tag{36}$$

Assim, uma aproximação simples e rápida do parâmetro $\Delta J$ pode ser feita por meio do parâmetro $\Delta V$. No entanto, para um caso mais geral, precisa-se estabelecer uma relação entre a constante da equação (36) e as propriedades do

material como a tensão de escoamento e coeficiente de encruamento como existe para o caso de carregamento monotônico.

# 8. CONCLUSÕES

Este trabalho apresenta simulações numéricas tridimensionais de elementos finitos do fenômeno de fechamento de trinca induzido por plasticidade. Estimativas das cargas de abertura de trinca permitem incorporar o efeito do fechamento de trinca no cálculo da vida à fadiga de um componente trincado. Isto permite fazer predições mais realistas do tempo de operação segura de uma estrutura, objetivando minimizar os custos associados à manutenção e inspeção da mesma.

As simulações numéricas computacionais foram conduzidas em modelos trincados sob tensões remotas prescritas e permitindo um avanço da trinca, em forma arbitrária, igual ao tamanho de um elemento em cada ciclo, após a aplicação da carga máxima. Este crescimento da trinca permite a formação de uma esteira plástica atrás da ponta da trinca que é a responsável pelo contato prematuro dos flancos da trinca.

Estimativas do nível de fechamento foram feitas considerando diferentes abordagens que incluem: (a) deslocamento dos nós que formam o flanco da trinca, (b) evolução da tensão normal ao plano da trinca, (c) medições da variação da flexibilidade do corpo de prova, (d) ajuste regressional de curva e (e) modelo teórico baseado na teoria da faixa de escoamento (*strip yield model*).

As extensivas análises numéricas não-lineares 3-D de elementos finitos descritas neste trabalho demostram uma forte dependência das cargas de abertura de trinca com a técnica adotada. Para o material analisado e as configurações de trinca modeladas, o deslocamento do primeiro nó atrás da ponta da trinca e, em menor grau, a tensão na ponta da trinca avaliada na superfície do espécime, geram as maiores estimativas do fechamento de trinca induzido por plasticidade para todos os casos reportados. No intervalo $12 \leq \Delta K \left[ MPa\sqrt{m} \right] \leq 30$, onde é consumida a maior parte da vida de propagação, o modelo analítico de Newman produz as menores cargas de abertura. As abordagens numéricas *Compliance Offset* e tensão

na ponta da trinca no centro modelo 3-D produzem valores bastante próximos entre si, com tendência a diminuir conforme aumenta o valor máximo do fator de intensidade de tensões.

Ensaios experimentais de propagação de trinca por fadiga em situações de escoamento de pequena monta (SSY) e grande monta (LSY) foram conduzidos. Os resultados em regime SSY serviram como refêrencia para validar a metodologia de cálculo da vida remanescente incorporando os efeitos de fechamento de trinca induzido por plasticidade. Com respeito aos ensaios experimentais realizados nesta tese, as estimativas da vida à fadiga do corpo de prova trincado, sem incluir efeitos de retardo por fechamento de trinca, são subestimadas em aproximadamente 20%, independentemente do nível de carregamento e da condição de material. Por outro lado, a inclusão do fechamento de trinca gerou estimativas que estão em boa concordância com a medição experimental, em forma particular para os critérios que consideram o deslocamento do segundo nó atrás da ponta da trinca, $\delta_y^2$, e a tensão da ponta da trinca, $\sigma_y^{tip}$, ambos medidos na superfície do modelo numérico.

Embora análises experimentais e numéricas adicionais sejam necessárias para estabelecer uma metodologia definitiva para as previsões das vidas à fadiga incluindo efeitos de fechamento de trinca, aplicáveis a componentes estruturais com variada geometria e propriedades de material, incluindo juntas soldadas, os resultados aqui apresentados fornecem suporte para procedimentos de estimativas baseados em fechamento de trinca induzido por plasticidade nas análises de fadiga de estruturas de aço e seus componentes soldados.

As taxas de propagação de trinca experimentais no estágio II mostraram-se independentes da condição de material, homogêneo ou soldado, para os espécimes testados neste trabalho. Tanto na norma BS 7608 [7] como na revisão de dados experimentais feita por King [95] mostra-se que as taxas de propagação versus o intervalo do fator de intensidade de tensões para aços ferríticos (metal base, metal de solda e metal na zona afetada termicamente) ficam confinadas numa tendência central apresentando pouca dispersão en torno desta linha central que está de acordo como obtido nesta tese.

Já as taxas corrigidas por efeito de fechamento de trinca, para cada um dos critérios usados neste trabalho para definir a carga de abertura de trinca, foram, em sua maior parte, afetadas para baixos valores do intervalo do fator de intensidade de tensões, $10 \leq \Delta K \left( MPa\sqrt{m} \right) \leq 25$.

Observou-se uma grande diferença na vida à fadiga, mais de duas vezes $(> 2X)$, entre o metal base e o metal de solda para o carregamento $P_{\max}/P_L = 0.443$. Isto parece ter sido causado pelas baixas taxas de propagação, $da/dN < 1\times10^{-5}$(mm/ciclo), experimentadas pelo corpo homogêneo ao início do ensaio. Esta taxa de crescimento pode ser considerada como parte do estágio I (limiar de propagação). Assim sendo, elevado níveis de retardo são esperados pelo fechamento de trinca, seja por rugosidade e/ou plasticidade, como reportado por Newman [94] ou Xu et al. [65], e portanto, uma vida muito maior foi obtida pelo espécime homogêneo devido ao fato que o corpo soldado não experimentou este estágio I de propagação.

Finalmente, os testes exploratórios experimentais de propagação de trinca em regime de escoamento de grande monta mostraram a aplicabilidade do intervalo da i*ntegral* $J$, $\Delta J$, para caraterizar o crescimento de trinca por fadiga. Em termos práticos, mostrou-se que a extrapolação da relação linear $\log(da/dN) - \log\left(\Delta K^2/E\right)$ possuía boa aderência aos dados experimentais $da/dN - \Delta J$ e, portanto, pode ser usada para situações onde a mecânica linear perde validade e é necessário fazer previsões de vida à fadiga num componente estrutural.

# 9. RECOMENDAÇÕES

Para dar continuidade ao estudo feito aqui e continuar na linha de pesquisa do grupo Núcleo Avançado em Mecânica da Fratura e Integridade Estrutural (Namef), os seguintes tópicos deveriam ser abordados em forma sequencial:

- Quantificação da influência da geometria nos valores das cargas de abertura de trinca. Uso de geometrias SE(B), M(T) e SE(T).
- Avaliação da influência da geometria do defeito - trincas elípticas ou circulares - nos valores da carga de abertura.
- Avaliar a influência do modelo constitutivo (formação da zona plástica) nos valores da carga de abertura.
- Avaliação numérico-experimental do fechamento de trinca em juntas soldadas, localizando a trinca na interface metal-solda/metal-base.
- Inclusão do fenômeno de fechamento de trinca em avaliações do tipo *ECA (Engineering Critical Assessment),* sob condições de carregamento cíclico.
- Extensão do estudo de fechamento de trinca para dutos/*risers*.
- Avaliação de criticidade de defeitos em tubos por meio de análise ECA, sob carregamento cíclico incluindo fechamento de trinca.
- Estudos sobre condições de carregamento variável.
- Estudos da relação $da/dN - \Delta J$, ou em forma equivalente $da/dN - \Delta K^2/E$, para outras geometrias e condições de carregamento remoto e da relação funcional entre $\Delta J - \Delta V(\Delta\delta)$.

# 10. REFERÊNCIAS


[1] Anderson, T. L. **Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications**. 3rd Edition. 2005, CRC Press, New York.

[2] Stephens, R.I.; Fatemi, A.; Stephens, R.R.; Fuchs, H. **Metal Fatigue In Engineering**. John Wiley& Sons, INC, 2001.

[3] Agência Nacional de Petróleo - ANP. **Anuário Estatístico da Indústria Brasileira de Petróleo 1990-1999**. Rio de Janeiro: ANP, 2010.

[4] DNV-RP-C203. **Fatigue Design of Offshore Steel Structures**. Det Norske Veritas, August 2005.

[5] BS 7910. **Guide to Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Metallic Structures**. British Standard, 2005.

[6] DNV-CN-30.7. **Fatigue Assessment of Ship Structures**. Det Norske Veritas, February 2003.

[7] BS 7608. **Fatigue Design and Assessment of Steel Structures**. British Standard, 1993.

[8] Suresh, S. **Fatigue of Materials**. Cambridge University Press, 1996.

[9] Elber, W. **Fatigue Crack Closure under Cyclic Tension**. Eng. Fract. Mech., 5(2), 1970, pp. 37-45.

[10] ASTM international, E 647-08. **Standard Test Method For Measurement of Fatigue Cracks Growth Rates**. Annual book of ASTM standards, 2008.

[11] Llorca, J.; Sanchez, G. V. **Modelling Plasticity-Induced Fatigue Crack Closure**. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 37, N 1, 1990, pp 185 – 196.

[12] Dougherty, J.D., Srivatsan, T.S. e Padovan, J., **Fatigue Crack Propagation and Closure Behavior of Modified 1070 Steel: Experimental Results**. Engineering Fracture Mechanics 56, 1997, pp. 167–187.

[13] McClung, R. e Davidson, D. **Near-Tip and Remote Characterization of Plasticity-Induced Fatigue Crack Closure**. ASTM STP 1343, 1999, pp. 106-127.

[14] Antunes, F.V.; Borrego L.; Costa, J.D.; Ferreira J.M. **A Numerical Study of Fatigue Crack Closure Induced by Plasticity**. Fatigue Fracture Eng. Mater. Struct. 2004;27(9):825–35.

[15] Ellyin, F.; Ozah, F. **3D Modelling of Plasticity Induced Fatigue Crack Closure-Effect of Material Constitutive Relations**. Eng. Fract. Mech. (2010), doi:10.1016/j.engfracmech.2010.01.016

[16] Roychowdhury, S.; Dodds, R.H. **A Numerical Investigation of 3-D Small-Scale Yielding Fatigue Cracks Growth**. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 70, pp 2363 – 2383, 2003.

[17] Kumar, R.; Garg, S. B. L. **A Study of Crack Closure Under Constant Amplitude Loading for 6063-T6 Al-alloy.** International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 33, Issue 5, 1988, pp. 373-384

[18] Matos, P.; Nowell, D. **Experimental and Numerical Investigation of Thickness Effects in Plasticity-Induced Fatigue Crack Closure**. International Journal of Fatigue 31 (2009), pp. 1795-1804.

[19] McMaster, F.J.; Smith, D. **Predictions of Fatigue Crack Growth in Aluminium Alloy 2024-T351**. International Journal of Fatigue 27, 2005, pp. 1016-1028.

[20] Newman, J.C.; Phillips, E.P.; Swain, M. **Fatigue Life Prediction Methodology Using Small-Crack Theory**. International Journal of Fatigue, 21, 1999, 109-119.

[21] Ohji, K.; Ogura, K.; Okubo, Y. **Cyclic Analysis of a Propagating Crack and Its Correlation with Fatigue Crack Growth**. Engineering Fracture Mechanics, 7, 1975, pp. 457-464.

[22] Newman, J.C. **A Finite Element Analysis of Crack Closure**. Mechanics of fatigue crack closure, ASTM STP 590, 1976, pp. 281–301.

[23] Newman, J.C. **A Finite Element Analysis of Fatigue Crack Propagation Including the Effects of Crack Closure**. Ph.D. thesis, Virginia Politechnic Institute and State University, Blacksburg, VA, 1974.

[24] Newman Jr. J.C**. A Crack-Opening Stress Equation for Fatigue Crack Growth**. Int J Fracture, Vol. 24, 1984, pp. R131-R135

[25] Newman, J.C. **A Crack-Closure Model for Predicting Fatigue Crack Growth Under Aircraft Spectrum Loading**. Methods and Models for Predicting Fatigue Crack Growth under Randon Loading, ASTM STP 748, 1981, pp. 53-84.

[26] Newman, J. C. J. **FASTRAN II - A fatigue crack growth structural analysis program**. NASA, Technical Memorandum 104159, NASA, 1992.

[27] McClung, R.C.; Sehitoglu, H. **On the Finite Element Analysis of Fatigue Crack Closure-1: Basic Modeling Issues**. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 33, No. 2, 1989, pp 237 – 252.

[28] McClung, R.C.; Sehitoglu, H. **On the finite element analysis of fatigue crack closure-1: Numerical Results**. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 33, No. 2, 1989, pp 253 – 272.

[29] Blom, A. F; Holm, D. K. **An Experimental and Numerical Study of Crack Closure**. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 22, 1985, pp. 997-1011.

[30] McClung, R. C. **The Influence of Applied Stress, Crack Length, and Stress Intensity Factor on Crack Closure**. Metallurgical Transactions, Vol. 22, 1991, pp. 1559-1571.

[31] McClung, R.C.; Thacker B.H.; Roy, S. **Finite Element Visualization Of Fatigue Crack Closure in Plane Stress and Plane Strain**. International Journal of Fracture, Vol. 50, pp 27 –49 , 1991.

[32] Guo, W. **Fatigue Crack Closure under Triaxial Stress Constrain-I. Experimental Investigation**. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 49, 1994, pp. 265-275.

[33] Skinner, J. D.; Daniewicz, S. R. **Simulation of Plasticity-Induced Crack Closure in Part-Through Cracked Geometries Using Finite Element Analysis**, Engineering Fracture Mechanics, Vo. 69, pp. 1-11, 2002

[34] Lee, H. J.; Song, H. **Finite Element Analysis of Fatigue Crack Closure under Plane Strain Conditions: Stabilization Behavior and Mesh Size Effect**. Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct., vol. 28, 2003, pp. 333-342.

[35] Solanki, Kiram.; Daniewicz, S.R.; Newman J.C. Jr. **A New Methodology for Computing Crack Opening Values from Finite Element Analyses**, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 71, 2003.a, pp. 1165-1175.

[36] Solanki, Kiram.; Daniewicz, S.R.; Newman J.C. Jr. **Finite Element Modeling of Plasticity-Induced Crack Closure with Emphasis on Geometry and Mesh Refinement Effects**. Engineering Fracture Mechanics, 70, 2003.b, pp. 1475-1489.

[37] González-Herrera A.; Zapatero, J. **Influence of MInimum Element Size to Determine Crack Closure Stress by the Finite Element Method**. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 72, No. 2, pp 337 – 355, 2005.

[38] Simandjuntak, S.; Alizadeh, H.; Smith, D. J.; Pavier, M. J. **Fatigue Crack Closure of a Corner Crack: A comparison of Experimental Results With Finite Element Predictions.** International Journal of Fatigue, Vol. 27, 2005, pp. 914-919.

[39] Simandjuntak, S.; Alizadeh, H.; Smith, D. J.; Pavier, M. J. **Three Dimensional Finite Element Prediction of Crack Closure and Fatigue Crack Growth Rate for a Corner Crack.** International Journal of Fatigue, Vol. 28, pp. 335-345, 2006.

[40] Carlyle A.; Dodds, Jr.R. H. **Three-dimensional Effects on Fatigue Crack Closure Under Fully-reversed Loading**. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 74, 2007, pp 457-466.

[41 González-Herrera, A.; Zapatero, J. **Tri-dimensional Numerical Modeling of Plasticity Induced Fatigue Crack Closure**. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 75, No. 2, 2008, pp 4513 – 4528.

[42] Antunes, F.V.; Rodrigues, D. K. **Numerical Simulation of Plasticity Induced Crack Closure: Identification and Discussion of Parameters**. Engineering Fracture Mechanics, vol 75, 2008, pp. 3101-3120.

[43] Lei, Y. "**Finite Element Crack Closure Analysis of a Compact Tension Specimen**". International Journal of Fatigue 30, 2008, pp. 21-31.

[44] Sarzosa, B. D.; Ruggieri, C.; Godefroid, L. **Experimental and Numerical Evaluation of the Influence of Strength Mismatch on Fatigue Crack Growth Behavior Including Closure Effects**. Eleventh International ASTM/ESIS Symposium on Fatigue and Fracture Mechanics, May 2011, Anaheim, CA.

[45] Ruggieri, C. **Notas de aula do Curso Mecânica da Fratura Elasto-Plástica: Fundamentos e Aplicações à Integridade Estrutural**. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 2008.

[46] Rans, C.; Alderliesten, R.; Benedictus, R. **Misinterpreting the Results: How Similitude Can Improve our Understanding of Fatigue Delamination Growth**. Composites Science and Technology (71), pp. 230-238, 2011.

[47] Broek, D. **A Similitude Criterion for Fatigue Crack Growth Modeling**. Fracture Mechanics: Sixteenth Symposium, ASTM STP868, 1985, pp. 347-360.

[48] ASTM Standard E 399-08**: Standard Test Method For Linear-Elastic Plane Straint Fracture Toughness** $K_{I_C}$ **of Metallic Materials**. Annual book of ASTM, Standards, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2008.

[49] Dowling, N.E.; Begley, J.A. **Fatigue Crack Growth During Gross Plasticity and the J-Integral**. Mechanics of crack growth, ASTM STP 590, American Society for Testing Materials, 1976, pp. 82 – 103.

[50] Dowling, N.E. **Geometry Effects and the J-Integral Approach to Elastic-Plastic Fatigue Crack Growth**. Cracks and Fracture, ASTM STP 601, American Society for Testing Materials, 1976, pp. 19 – 32.

[51] Brose, W.R.; Dowling, N. E. **Size Effects on Fatigue Crack Growth Rate of Type 304 Stainless Steel,** in Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP 668, 1979, pp. 720-735

[52] Tanaka, K.; Hoshide, T.; Nakata, M., **Elastic-Plastic Crack Propagation Under High Cyclic Stress**. ASTM STP 803, 1983, II-708-II-722.

[53] Jolles, M. **Effects of Load Gradient on Applicability of a Fatigue Crack Growth rate-Cyclic J relation**. ASTM STP 868, 1985, pp. 381-391.

[54] Lambert, Y.; Saillard, P.; Bathias, C., **Application of the J concept to Fatigue Crack Growth in Large Scale Yielding**. ASTM STP 969, 1988, pp.318-329.

[55] Banks-Sills, Leslie.; Volpert, Yehuda. **Application of the Cyclic J-Integral to Fatigue Crack Propagation of Al 2024-T351**. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 40, N 2, 1991, pp. 355 – 370.

[56] McClung, R. Craig.; Chell, G. G.; Russell, D. A.; Orient, G. E. **A Practical Methodology for Elastic-Plastic Fatigue Crack Growth**. Fatigue and Fracture Mechanics: 27th Volume, ASTM STP 1926, American Society for Testing Materials, 1997, pp. 317-337.

[57] Lamba, H,S. **The J-Integral Applied to Cyclic Loading**. Engineering Fracture Mechanics, vol. 7, 1975, pp. 693–703.

[58] Wuthrich, C. **The Extension of the J-Integral Concept to Fatigue Crack Growth.** International Journal of Fracture, Vol.20 , 1982, pp. R35-R37, .

[59] Tanaka, K. **The Cyclic J Integral as a Criterion for Fatigue Crack Growth**. Int. Journal of Fracture 22, 1983, pp. 91-104,.

[60] Carman, C.; Turner, C.; Hillberry, B**. A Method for Determining Crack Opening Load from Load-Displacement Data**. Mechanics of fatigue crack closure, ASTM STP 982, 1988, pp. 214-221.

[61] Ray, S. **Three Dimensional Crack Closure Measurements in Polycarbonate**. M.S. thesis, Purdue University, West Lafayette, IN, Dec 1984.

[62] Davidson, D. L. **Plasticity Induced Fatigue Crack Closure. Mechanics of fatigue crack closure.** ASTM STP 982, 1988, pp. 44- 61.

[63] McClung,R.C.; Davidson, D.L. **High Resolution Numerical and Experimental Studies of Fatigue Cracks**. Engineering Fracture Mechancis,Vol.39, N. 1, 1991, pp.113-130.

[64] Stoychev, S.; Kujawsky, D. **Method for Crack Opening Load and Crack Tip Shielding Determination: a review**. Fatigue & Fracture Engng. Mater. Struct., 26, 1053-1067, 2003.

[65] Xu, Yigeng.; P.J. Gregson.; I. Sinclair. **Systematic Assessment and Validation of Compliance-Based Crack Closure Measurements in Fatigue**. Materials Science and Engineering A284 (2000), pp. 114 – 125.

[66] Allison, J.E.; Ku, R.C.; Pompetzki, M.A. **A comparison of Measurements Methods and Numerical Procedures for the Experimental Characterization of Fatigue Crack Closure**. Mechanics of fatigue crack closure, ASTM STP 982, 1988, pp. 171–185.

[67] Carboni, M. **Strain-gage Compliance Measurements near the Crack Top for Crack Closure Evaluation: Applicability and Accuracy**. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 74, 2007, pp. 563-577.

[68] Song, J.H.; Chung, Y.I. **A review of crack closure measurement by compliance technique and the normalized-extended ASTM method as a currently most refined, practical and simple one**. Procedia Engineeering 2, 777-786, 2010.

[69] Lugo, M.; Daniewicz, S.R.; Newman, J. C. **A Mechanics Based Study of Crack Closure Measurements Techniques under Constant Amplitude Loading** .International Journal of Fatigue, Vol. 33, pp. 186-193, 2011.

[70] Chen, D. H.; Nisitani, H. **Analytical and Experimental Study of Crack Closure Behavior Based on an S-Shaped Unloading Curve**. Mechanics of fatigue crack closure, ASTM STP 982, 1988, pp. 475-488.

[71] Skorupa, M.; Beretta, S.; Carboni, M.; Machniewicz. **An Algorithm for Evaluation Crack Closure From Local Compliance Measurements**. Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.25 (2002) 261-273.

[72] Chen, D. L.; Weiss, B.; Stickler, R. **Contribution of the Cycling Loading Portion Below the Opening Load to Fatigue Crack Growth**. Materials Science and Engineering, Vol. A208, 1996, pp. 181-187.

[73] Donald J. Keith. **Introducing the Compliance Ratio Concept for Determining the Effective Stress Intensity Factor**. International Journal of Fatigue, Vol. 19, 1997, pp. 191-195.

[74] Paris, P.C.; Tada, H.; Donald, J.K. **Service Load Fatigue Damage – A Historical Perspective**. International Journal of Fatigue 21 (2000), pp. 35-46.

[75] Newman, J.C. **An evaluation of Plasticity-Induced Crack Closure Concept and Measurement Methods**. IAdvances in fatigue crack closure measurements and analysis, ASTM STP 1343, West Conshohocken, PA, 1999, pp. 128-144.

[76] Dowling, Norman. E. **Mechanical behavior of materials: Engineering methods for deformation, fracture and fatigue**. 3rd Edition. 2005

[77] Gullerud, A.; Koppenhoefer, K.; Roy, A.; Roychowdury, S.; Walters, M.; Bichon, B.; Cochran, K.; Dodds, R., **WARP3D: Dynamic Nonlinear Fracture Analysis of Solids Using a Parallel Computer and Workstations, Structural research series (SRS), 607**. UILU-ENG-95-2012. University of Illinois at Urbana-Champaign.2004

[78] Sarzosa, B. D. F.; Ruggieri, C. **Influence of Strength Mismatch and Weld Residual Stress on Fatigue Crack Growth Behavior for Pipeline Steel Including Closure Effects**. Proceedings of the ASME 2010 Pressure Vessels & Piping Division. July 18-22, 2010, Bellevue, Washington, USA.

[79] Sarzosa, B. D. F.; Ruggieri, C. **Numerical Modeling of Crack Closure Effects on Fatigue Crack Growth Propagation in C(T) Fracture Specimens**. 20th International Congress of Mechanical Engineering, COBEM, November 15-20, 2009, Gramado, RS, Brazil

[80] Sehitoglu, H.; Sun, W. **Modelling of Plane Strain Fatigue Crack Closure.** ASME Journal Engng. Mater. Techonology, 1991, 113,131-141.

[81] Wu, J.; Ellyin, F. "**A Study Of Fatigue Crack Closure By Elastic-Plastic Finite Element Analysis For Constant-Amplitude Loading**", International Journal of Fracture 82, 1996, pp. 43-65,.

[82] Saxena, Ashok. **Nonlinear Fracture Mechanics for Engineers,** CRC Press, 1998.

[83] Savioli, R.; Ruggieri, C**. Improved J and CTOD Estimation Formulas for C(T) Fracture Specimens Including Overmatched Weldmensts**. Proceedingd of the ASME 2011 Pressure Vessels & Piping Division Conference, Baltimore, USA.

[84] Donato, G**. Efeitos de Heterogeneidades Mecânicas sobre Frcas Motrizes de Trinca em Juntas Soldadas: Determinação Experimental de Tenacidade e Extensão de Metodologias de Avaliação De Criticidade de Defeitos**. Tese de Doutorao, Universdade de São Paulo, 2008.

[85] ASTM international, E8M-08. **Standard Test Method for Tension Testing of Metallic Materials**. Annual book of ASTM standards, 2008.

[86] Anderoglu, Osman . **Residual Stress Measurements Using X-ray Diffraction**. Master of Science thesis, Texas A&M University, 2004.

[87] Metals Handbook, Vol. 4, **Heat Treating**, ASM International, 1991.

[88] Ismonov, S.; Daniewicz S.R. **Simulation and Comparison of Several Crack Closure Assessment Methodologies Using Three-Dimensional Finite Element Analysis.** International Journal of Fatigue (2010), doi:10.1016/j.ijfatigue21010.01.016.

[89] Ashbaugh, N. E., **Effects of Load History and Specimen Geometry on Fatigue Crack Closure Measurements**. Mechanics of fatigue crack closure, ASTM STP 982, 1988, pp. 186-196.

[90] Mohmed H. El Haddad.; Orient, G. E., **Elastic-Plastic Fracure Mechanics Analysis of Fatigue Crack Growth**., ASTM STP 803, American Society for Testing Materials, 1983, pp. 689-707..

[91] Yanyao, J.; Miaolin F.; Fei Ding. **A Reexamination of Plasticity-induced Crack Closure in Fatigue Crack Propagation**. International Journal of Plasticity 21, 2005, pp. 1720-1740.

[92] Cochran, Kristine.; Dodds, Robert.; Hjelmstad, Keith. T**he Role of Strain Ratcheting and Mesh Refinement in Finite Element Analyses of Plasticity Induced Crack Closure.** International Journal of Fatigue 33, 2011, pp. 1205-1220.

[93] American Petroleum Institute. **"Fitness-for-Service",** API RP-579-1 / ASME FFS-1, 2007.

[94] Newman, J.C. **Analyses of Fatigue Crack Growth and Closure Near Threshold Conditions for Large-Crack Behavior**. Nasa Langelye Research Center, Hampton, Virgina, USA, 1999.

[95] King, R. N. **A Review of Fatigue Crack Growth Rates in Air and Seawater**. Health and Safety Executive - Offshore Technology Report, OTH 511, Norwich, UK, 1998.