

Luis Miguel Pedroso de Moura Correia

# PREVISÃO DA VIDA DE PROPAGAÇÃO À FADIGA

Tese de Doutoramento em Engenharia Mecânica, Ramo de Integridade Estrutural,  
orientada pelo Prof. Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes e pelo Prof. Doutor Armando Lopes Ramalho  
e apresentada à Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra

Janeiro 2018



UNIVERSIDADE DE COIMBRA





FCTUC

**DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA**  
FACULDADE DE CIÊNCIAS E TECNOLOGIA  
UNIVERSIDADE DE COIMBRA

Luis Miguel Pedroso de Moura Correia

# Previsão da Vida de Propagação à Fadiga

Tese de Doutoramento em Engenharia Mecânica, Ramo de Integridade Estrutural,  
orientada pelo Prof. Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes  
e pelo Prof. Doutor Armando Lopes Ramalho  
e apresentada à Faculdade de Ciências e Tecnologia  
da Universidade de Coimbra

Janeiro 2018



## **DEDICATÓRIA**

Dedico humildemente este trabalho, a Quatro Magníficos Professores Amigos, que tive a sorte de se terem cruzado comigo. Porque bastava apenas que um, não se tivesse revelado Extraordinário comigo, e este trabalho jamais se teria realizado. Peço no entanto, desculpa, por qualquer momento em que não esteja ou não tenha estado à altura. A enumeração que vou fazer a seguir, segue apenas a ordem em que apareceram na minha vida.

Muito Obrigado, Prof. Doutor Martins Ferreira, por me ter levado a fazer Mestrado, e ter sido o Grande Orientador do meu início de carreira, sem isso nada se teria sequer iniciado.

Muito Obrigado, Prof. Doutor Amílcar Ramalho, pelos grandes ensinamentos na orientação de Mestrado, e por me ter aberto as portas, para a Carreira de Docente no Ensino Politécnico.

Muito Obrigado, Prof. Doutor Armando Ramalho, por várias vezes, me ter Salvado a “Vida Profissional”, com grande bravura e coragem, e por ter sido um verdadeiro “Chefe de Sonho”, durante tantos anos.

Muito Obrigado, Prof. Doutor Fenando Antunes, Grandioso Mestre da Generosidade, Amizade, Motivação, e dos muitos ensinamentos, que me permitiram chegar à conclusão deste trabalho.



## **AGRADECIMENTOS**

Agradeço, pelos meus filhos, ter sobrevivido a um brutal acidente, a escassos dias da data prevista para a entrega deste trabalho. E por ter sentido verdadeiramente, o que diziam os Sábios Antigos, “O sentido da Vida é, literalmente, o sentido do Amor”.

Agradeço de todo o coração, a Familiares e Amigos, tantos, e com tantos contributos, numa verdadeira “Sopa Mágica” que me moldou a Alma, e que me é impossível enumerar. Vou referir aqui, no entanto, apenas um nome, excelente representante do Todo, pelo contributo tão directo que deu na ponta final, na montagem da tese, acelerando o processo de entrega, com o seu prejuízo pessoal. Obrigado Prof. Doutor Hugo Marques, foi comovente. Igualmente comoventes, foram os Quatro Magníficos, referidos na Dedicatória.

O autor agradece à Fundação para a Ciência e Tecnologia e ao Programa Operacional Temático Factores de Competitividade (COMPETE), participado pelo fundo comunitário Europeu FEDER.

(Projecto PTDC/EME-PME/114892/2009).







## RESUMO

A fadiga é responsável pela maioria das falhas em componentes e estruturas solicitadas ciclicamente. Este dano dos materiais compreende as fases de iniciação e de propagação de fenda. No âmbito da propagação, o fenómeno de fecho de fenda é um mecanismo extrínseco que consiste no contacto das faces da fenda, o que tem um efeito protector sobre a extremidade da fenda, melhorando a resistência à fadiga. O fecho de fenda induzido por deformação plástica (PICC), está intimamente ligado com a deformação monótona (promovida pela carga máxima do ciclo de carga,  $K_{max}$ ), e a deformação inversa (promovida pela gama de carga,  $\Delta K$ ), que acontecem na extremidade da fenda durante o carregamento e descarregamento, respectivamente.

Este estudo centra-se no fecho de fenda induzido por deformação plástica (PICC). O objectivo principal do presente estudo numérico é a previsão de valores fiáveis do PICC, em materiais metálicos, pela influência que vão ter na *Previsão da Vida de Propagação à Fadiga*. Pretende-se melhorar a compreensão dos mecanismos subjacentes ao PICC, particularmente a geração da onda plástica residual. Propõe-se estabelecer uma correlação entre o parâmetro  $\Delta y_p$  (deformação plástica vertical perpendicular ao flanco da fenda) e o nível de fecho. Considerando que  $\Delta y_p$  é o parâmetro que controla o efeito do campo plástico residual no nível de fecho, desenvolve-se um modelo empírico de previsão do nível de fecho de fenda induzido por deformação plástica (PICC). Além disso, estuda-se o efeito dos parâmetros numéricos, nomeadamente a malha de elementos finitos; a propagação necessária para estabilização; o número de ciclos de carga entre propagações e o parâmetro numérico utilizado para quantificar o nível de fecho. Os modelos numéricos apresentam um comportamento transiente no início da propagação, que tem a ver com a formação da onda plástica residual. Pretende-se quantificar e compreender a propagação mínima,  $\Delta a_{stb}$ , necessária para obter valores de fecho de fenda estabilizados. São propostas duas estratégias para acelerar a estabilização. Desenvolve-se um estudo aprofundado do Método das Forças de Contacto ao longo dos flancos da fenda para a análise do fecho de fenda induzido por deformação plástica (PICC). Faz-se ainda uma Análise da Sensibilidade. Finalmente, estuda-se o efeito de diferentes parâmetros físicos no nível de fecho de fenda. Desenvolve-se um modelo para quantificar o

efeito dos parâmetros de carga no fecho de fenda induzido por deformação plástica (baseado em  $K_{max}$  e  $\Delta K$ ). Faz-se um estudo aprofundado do efeito de Sobrecargas, procurando compreender os mecanismos subjacentes às variações observadas. De salientar que as sobrecargas podem ser utilizadas para prolongar a vida de fadiga.

Resultados experimentais da literatura permitem constatar que o modelo de previsão, que liga a deformação plástica residual ao nível de fecho de fenda, e o modelo para quantificar o efeito dos parâmetros de carga no PICC, baseado em  $K_{max}$  e  $\Delta K$ , apresentam resultados muito interessantes. O factor de intensidade de tensões controla os parâmetros não lineares de extremidade da fenda. O contacto dos flancos da fenda, isto é, o PICC, tem uma grande influência nos parâmetros não lineares de extremidade de fenda, que é suposto controlarem a propagação de fenda. O contacto decresce os valores dos diferentes parâmetros não lineares. De acordo com o conceito de fecho de fenda, a lei de Paris deve ser modificada, substituindo a gama do factor de intensidade de tensão  $\Delta K$ , pelo seu valor efectivo  $\Delta K_{ef}$ . Verificou-se que o melhor parâmetro numérico para quantificação do nível de fecho, foi o obtido com a análise da compliance remota. O Fecho de fenda melhora a vida de propagação à Fadiga.

**Palavras Chave:** Propagação de fendas por fadiga; Fecho de fenda induzido por deformação plástica; Método dos elementos finitos; Parâmetros não lineares de extremidade de fenda.

## ABSTRACT

Fatigue is responsible for most failures in cyclically requested components and structures. The *Plasticity Induced Crack Closure* (PICC) is closely linked with the monotonic deformation (promoted by  $K_{max}$ ), and the reversed deformation (promoted by  $\Delta K$ ), occurring at crack tip, during loading and unloading, respectively. The PICC promotes crack flank contact, which is expected to have a crack tip protective effect, improving the fatigue resistance.

This study focuses on the Plasticity Induced Crack Closure (PICC). The aim of our numerical study is to predict reliable values of PICC in metallic materials for the influence that they will have on *Prediction of fatigue crack growth life*. It is intended to improve the understanding of the underlying mechanisms of PICC, particularly the generation of residual plastic wave. It is proposed to establish a correlation between the parameter  $\Delta y_p$  (integration of the vertical plastic deformation  $\varepsilon_{p,yy}$ , perpendicular to the Crack flank) and the closure level. An empirical model for the forecast of Plasticity Induced Crack Closure (PICC) is developed, considering that  $\Delta y_p$  is the parameter that controls the residual plastic field effect on the closure level. A transient behaviour is observed in the numerical analysis of plasticity induced crack closure at the beginning of crack propagation, as the residual plastic field is being formed. It is intended to quantify and understand the minimum propagation,  $\Delta a_{stb}$ , required to obtain stabilized crack closure values. Two strategies are proposed to accelerate the stabilization. An in-depth study of the Contact Force Method along the crack flank is developed for the Plasticity Induced Crack Closure (PICC) analysis. Sensitivity Analysis is also developed. A model is developed to quantify the effect of loading parameters on the Plasticity Induced Crack Closure (based on  $K_{max}$  and  $\Delta K$ ). An in-depth study of Overloads is performed to understand the basic mechanisms of load variations. The numerical parameters effect is studied: the finite element mesh; propagation required for stabilization; the number of cycles between propagations; and numeric closed parameters. The physical parameters effect is studied: material hardening; strain state and load parameters.

The experimental results show that the forecast model, which connects the residual plastic deformation to the Crack Closure level, and the model to quantify the effect of the load parameters on the PICC, based on  $K_{max}$  and  $\Delta K$ , present very interesting results. The stress intensity factor controls the nonlinear Crack tip parameters. The contact of the crack flanks, the PICC, has a large influence on the non-linear crack tip parameters, which are supposed to control the crack propagation. The contact decreases the values of the different non-linear parameters. According to the crack closure concept, the Paris law must be modified by replacing the stress intensity factor range  $\Delta K$  by its effective value  $\Delta K_{ef}$ . It was verified that the best numerical parameter for quantification the closure level, was obtained with remote compliance analysis. Crack closure improves the fatigue life.

**Key Words:** Fatigue crack propagation; Plasticity induced crack closure; Finite element method; Non-linear crack tip parameters.

## ÍNDICE

DEDICATÓRIA.....	1
AGRADECIMENTOS .....	3
RESUMO .....	5
ABSTRACT .....	7
ÍNDICE.....	9
ÍNDICE DE FIGURAS .....	13
ÍNDICE DE TABELAS .....	19
NOMENCLATURA.....	21
1 INTRODUÇÃO.....	25
1.1 Enquadramento Geral .....	25
1.2 Objectivos .....	26
1.3 Estrutura da Tese .....	27
1.4 Enquadramento na Especialidade .....	30
2 MODELO NUMÉRICO.....	39
2.1 Modelo Físico .....	39
2.1.1 Geometria .....	39
2.1.2 Condições Fronteira.....	39
2.1.3 Carga.....	40
2.1.4 Modelo do Material .....	41
2.1.5 Materiais Estudados.....	43
2.2 Modelo de Elementos Finitos .....	45
2.2.1 Malha de Elementos Finitos .....	45
2.2.2 Propagação da Fenda .....	46
2.2.3 Parâmetros para Quantificar o Nível de PICC.....	47
2.3 Programa de Elementos Finitos .....	48

---

2.4	Sinopse.....	50
3	MECANISMOS DE FECHO .....	51
3.1	Geração da Onda Plástica Residual .....	52
3.2	Magnitude da Cunha Plástica Residual $\Delta y_p$ .....	55
3.3	Modelo Empírico .....	56
3.3.1	Princípio da Sobreposição Linear.....	57
3.3.2	Fecho de Fenda versus Distância à Extremidade da Fenda.....	58
3.3.3	Fecho versus Cunhas Plásticas Individuais .....	62
3.3.4	Aplicação do Modelo.....	64
3.4	Sinopse.....	66
4	OPTIMIZAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO .....	69
4.1	Identificação das Variáveis Numéricas.....	69
4.2	Análise da Distância de Estabilização .....	72
4.2.1	Resultados Numéricos .....	73
4.2.1.1	Efeito de Parâmetros Físicos e Numéricos em $\Delta a_{stb}$ .....	75
4.2.1.2	Efeito do Estado de Tensão.....	76
4.2.2	Análise de Resultados.....	80
4.2.2.1	Aceleração de Convergência.....	83
4.2.2.2	Extrapolação de Resultados .....	85
4.2.3	Sinopse .....	87
4.3	Efeito da Malha de Elementos Finitos .....	88
4.3.1	Dimensionamento Vertical da Malha Refinada $y_m$ .....	91
4.3.2	Dimensão Horizontal da Malha Refinada $x_r$ .....	96
4.3.3	Tamanho dos Elementos Finitos $L_1$ .....	97
4.3.4	Tamanho da Região A $y_{A/B}$ .....	101
4.3.5	Discussão do Efeito da Malha .....	102
4.3.6	Sinopse .....	105

---

---

4.4	Método das Forças de Contacto .....	107
4.4.1	Resultados Numéricos .....	111
4.4.1.1	Forças de Contacto e Distribuição K.....	111
4.4.1.2	Comparação dos Parâmetros PICC .....	115
4.4.1.3	Variação da Amplitude de Carga .....	117
4.4.2	Sinopse .....	119
4.5	Análise da Sensibilidade .....	121
4.5.1	Resultados Numéricos .....	121
4.5.2	Sinopse .....	128
5	PARÂMETROS FÍSICOS .....	129
5.1	Efeito de $\Delta K$ e $K_{max}$ .....	129
5.1.1	Relevância de $K_{max}$ .....	134
5.1.2	Influência de $\Delta K$ .....	136
5.1.3	Modelo Empírico.....	137
5.1.4	Análise de Resultados.....	142
5.1.5	Sinopse .....	148
5.2	Efeito de Sobrecargas .....	149
5.2.1	Resultados Numéricos .....	153
5.2.1.1	Efeito dos Parâmetros Numéricos .....	153
5.2.1.2	Mecanismos de Fecho de Fenda, Variação com a Sobrecarga .....	155
5.2.1.3	Valor Mínimo de Abertura da Fenda .....	161
5.2.1.4	Pico de Abertura de Fenda $R_{ef,pico}$ .....	164
5.2.1.5	Propagação da Fenda até Atingir o Pico $\Delta a_{pico}$ .....	165
5.2.1.6	Distância de Estabilização.....	167
5.2.1.7	Efeito do Estado de Tensão .....	169
5.2.1.8	Sinopse .....	171
6	VALIDAÇÃO DO CONCEITO DE FECHO DE FENDA .....	173

---

6.1	Identificação dos Parâmetros Não Lineares de Extremidade de Fenda.....	173
6.2	Aplicação do Modelo Numérico.....	176
6.3	Resultados Numéricos .....	177
6.3.1	Validade da Mecânica da Fractura Linear Elástica (MFLE).....	177
6.3.2	Efeito do Contacto nos Parâmetros de Extremidade de Fenda.....	179
6.3.3	Validade do Conceito de Fecho de Fenda .....	182
6.3.4	Parâmetro Numérico de Fecho Mais Efectivo.....	183
6.3.5	Efeito da Malha e do Contacto Entre Faces .....	184
6.4	Sinopse.....	186
7	CONCLUSÕES E TRABALHO FUTURO.....	189
7.1	Sinopse.....	189
7.2	Sugestões para Trabalhos Futuros .....	194
	BIBLIOGRAFIA .....	197
	ANEXO I.....	223



## ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1.1 - Porção efectiva do ciclo de carga $\Delta K_{ef}$ .....	32
Figura 1.2 - Onda plástica residual ( $a_0=5\text{mm}$ ; $F_{\max}=90\text{N}$ ; estado plano de deformação).....	34
Figura 1.3 - a) Curva tensão-deformação para um Ponto de Gauss. b) Localização do Ponto de Gauss relativamente à extremidade da fenda ( $\sigma_{\max}=40\text{MPa}$ ; $\sigma_{\min}=4\text{MPa}$ ; $a_0/W=0,23$ ; $L_1=16\mu\text{m}$ ; $\Delta a=20 \times 16=320\mu\text{m}$ ; 2 ciclos por incremento). .....	36
Figura 2.1- Provete com fenda central ( <i>Middle-Tension specimen</i> M(T)).....	39
Figura 2.2 - Modelo Físico. a) Vista Frontal. b) Estado Plano de Deformação ( $t/2=0,1\text{mm}$ ). c) Estado Plano de Tensão ( $t/2=0,1$ ).....	40
Figura 2.3 - Parâmetro de sobrecarga.....	41
Figura 2.4 - Malha de elementos finitos. a) Vista frontal. b) Detalhe de vista frontal. c) Nós da Frente de Fenda. ....	46
Figura 2.5 - Extrapolação linear para obter o valor de abertura.....	47
Figura 3.1 - a) Curva tensão-deformação para um Ponto de Gauss. b) Localização do Ponto de Gauss relativamente à extremidade da fenda ( $\sigma_{\max}=60\text{MPa}$ ; $\sigma_{\min}=0$ ; $a_0/W=0,16$ ; $L_1=16\mu\text{m}$ ; $\Delta a=30 \times 16=480\mu\text{m}$ ; 2 ciclos por incremento). .....	53
Figura 3.2 - Deformação vertical a carga mínima <i>versus</i> Distância ao flanco da fenda ( $K_{\min}=0$ ). .....	54
Figura 3.3 - a) PICC <i>versus</i> Número de camadas duras. b) Importância relativa das camadas horizontais individuais (%). (Malha M32) .....	55
Figura 3.4 - PICC <i>versus</i> $\Delta y_p$ (Malha M16; Estado Plano de Tensão; Tabela 2A - Anexo I). .....	56
Figura 3.5 - Modelos com matriz dura e colunas de material macio. a) 20 <sup>a</sup> e 40 <sup>a</sup> colunas. b) 30 <sup>a</sup> e 40 <sup>a</sup> colunas. c) 20 <sup>a</sup> , 30 <sup>a</sup> e 40 <sup>a</sup> colunas. (Malha M16; $x=5,336$ ; $5,496$ ; $5,656$ mm; respectivamente).....	58
Figura 3.6 - Cunhas plásticas residuais <i>versus</i> Distância à extremidade da fenda. a) Cunhas plásticas individuais (Malha M16; $K_{\max}=6,5\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ). b) Evolução de $\Delta\text{PICC}$ para uma situação de ( $\text{OLR}=1,125$ ; $K_{\max,\text{base}}=6,5\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ). .....	59
Figura 3.7 - Evolução de $\Delta\text{PICC}$ com a propagação de fenda para um teste a carga de amplitude constante (Malha M16; $K_{\max}=6,5\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ).....	60
Figura 3.8 - Cunha plástica a uma distância $d$ da extremidade da fenda. a) A carga mínima. b) Na carga de abertura. ....	61

Figura 3.9 - a) Força de contacto a carga mínima <i>versus</i> Distância à extremidade da fenda $d$ . b) Factor de Intensidade de Tensão de abertura da fenda. (M16; tensão plana; $\Delta a=0,96\text{mm}$ ; $\sigma_{\max}=47,5\text{MPa}$ ).....	62
Figura 3.10 - a) Variação do nível de PICC <i>versus</i> Distância à extremidade da fenda ( $K_{\min}=0$ ). b) c) Evolução das constantes $C_1$ e $C_2$ , respectivamente, com $\Delta y_p$ . (Malha M16).....	64
Figura 3.11 - Sobrecarga simples (OLR=1,6; carga base: $K_{\min}=0$ ; $K_{\max}=6,4\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ). a) $\Delta y_p$ <i>versus</i> Coordenada-x. b) PICC <i>versus</i> Coordenada-x. ....	65
Figura 3.12 - Blocos de carga ( $K_{\min}=0$ ; $K_{\max,1}=4,6$ ; $K_{\max,2}=2,7$ ; $K_{\max,3}=6,4\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ). ....	66
Figura 4.1 - Valor do PICC <i>versus</i> Propagação de fenda ( $a_0/W=0,16$ ; $L_1=16\mu\text{m}$ ; $\text{NLC}=2$ ; $K_{\max}=6,4\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ). a) Estado Plano de Tensão. b) Estado Plano de Deformação.....	74
Figura 4.2 - Propagação requerida para a estabilização $\Delta a_{\text{stb}}$ <i>versus</i> a) $\Delta K$ . b) $R$ ( $a_0/W=0,16$ ; $L_1=8\mu\text{m}$ ; $\text{NLC}=2$ ). ....	76
Figura 4.3 - Valores de PICC <i>versus</i> Propagação de fenda para tensão plana e deformação plana ( $R=0,1$ ; $L_1=16\mu\text{m}$ ; $\text{NLC}=2$ ).....	77
Figura 4.4 - Posição e magnitude relativa do pico dos valores de PICC em estado plano de deformação ( $R=0$ ; $L_1=16\mu\text{m}$ ; $\text{NLC}=2$ ). ....	78
Figura 4.5 - a) Campo de deformação plástica típico após propagação de fenda. b) Curvas tensão-deformação para diferentes elementos à frente da extremidade inicial da fenda. (Tensão Plana; $\sigma_{\max}/\sigma_{ys}=0,48$ ).....	80
Figura 4.6 - Propagação de fenda para estabilização $\Delta a_{\text{stb}}$ <i>versus</i> Tamanho da zona plástica $R_{pD}$ . ....	81
Figura 4.7 - Valores de PICC e deformação plástica equivalente ao longo do flanco da fenda <i>versus</i> Propagação de fenda (estado plano de tensão; $K_{\max}=6,4\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ; $R=0$ ; malha M8). ....	82
Figura 4.8 - Distâncias de estabilização dos valores de PICC e dos valores de deformação plástica equivalente (tensão plana, malha M8) (Tabela 2A- Anexo 1). ....	83
Figura 4.9 - Influência da razão de sobrecarga nos valores de PICC (estado plano de tensão, $\sigma_{\max}/\sigma_{ys}=0,38$ ).....	84
Figura 4.10 - Influência do aumento das cargas nos valores de PICC (estado plano de deformação; $\sigma_{\max}/\sigma_{ys}=0,24$ ; $\Delta K=6,2\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ; $R=0,02$ ). ....	85
Figura 4.11 - Extrapolação pelo Modelo de Voce (estado plano de tensão; $K_{\max}=6,4\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ; $R=-0,43$ ).....	87
Figura 4.12 - Parâmetros da malha de elementos finitos.....	89

Figura 4.13 - Forma e tamanho da deformação plástica monótona após 30 propagações da fenda ( $a_0=5\text{mm}$ ; $\sigma_{\max}=47,5\text{MPa}$ ; $\sigma_{\min}=0,8\text{MPa}$ ; Malha M32). a) Estado plano de tensão. b) Estado plano de deformação.....	92
Figura 4.14 - Efeito do nível de carga e do estado de tensão no tamanho da deformação plástica monótona. a) Comparação com a literatura. b) Escalas logarítmicas. ....	95
Figura 4.15 - Deformação plástica monótona para além da região mais refinada (Malha M32; $\sigma_{\max}/\sigma_{ys}=38\%$ ). ....	95
Figura 4.16 - Valores de fecho de fenda <i>versus</i> Incremento de fenda ( $L_1=8\mu\text{m}$ ). ....	96
Figura 4.17 - Influência da malha de elementos finitos nas curvas tensão-deformação num Ponto de Gauss perto do flanco da fenda. a) Malha M32. b) Malha M8. c) Posição do Ponto de Gauss. ( $a_0=10\text{mm}$ ; $W=30\text{mm}$ ; $\sigma_{\max}=47,5\text{MPa}$ ; $\sigma_{\min}=0,8\text{MPa}$ ).....	98
Figura 4.18 - Influência de $L_I$ na deformação plástica equivalente (estado plano de deformação). a) $\sigma_{\max}/\sigma_{ys}=0,24$ ; $R=0$ . b) $\sigma_{\max}/\sigma_{ys}=0,54$ ; $R=0$ . ....	99
Figura 4.19 - Influência de $L_I$ na deformação plástica equivalente máxima. a) Efeito do estado de tensão e do modelo de encruamento do material ( $\sigma_{\max}/\sigma_{ys}=0,4$ ; $R=0$ ). b) Efeito do nível de carga (encruamento misto); estado plano de tensão; $R=0$ ).....	100
Figura 4.20 - Influência de $h_{\min}$ no $\Delta y_p$ e no nível e abertura de fenda. ....	101
Figura 4.21 - a) Efeito da carga máxima no tamanho da região perpendicular ao flanco da fenda $y_{A/B}$ . b) Nova tipologia da malha proposta. ....	102
Figura 4.22 - Factor de intensidade de tensão adimensional <i>versus</i> Distância à extremidade da fenda. ....	111
Figura 4.23 – Tensão de contacto a carga mínima, para estado plano de tensão e estado plano de deformação ( $\sigma_{\max}=47,5\text{MPa}$ ; $a=5,9\text{mm}$ ; $\Delta K=6,5\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ; $R=0,02$ ).....	112
Figura 4.24 - Forças de contacto a carga mínima para estado plano de tensão (símbolos abertos) e estado plano de deformação (símbolos a cheio) <i>versus</i> Propagação da fenda ( $\sigma_{\max}=47,5\text{MPa}$ ; $a=5,9\text{mm}$ ; $\Delta K=6,5\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ; $R=0,02$ ). ....	113
Figura 4.25 - Contribuição para $K_{\text{open}}$ ao longo do flanco da fenda ( $\sigma_{\max}=47,5\text{MPa}$ ; $a=5,9\text{mm}$ ; $\Delta K=6,5\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ; $R=0,02$ ).....	114
Figura 4.26 - Factor de intensidade de tensão acumulado ao longo do flanco da fenda, a partir da extremidade da fenda até uma distância $d_{\max}$ (tensão plana). ....	115
Figura 4.27 - PICC <i>versus</i> Incremento da fenda ( $L_1=8\mu\text{m}$ ; $\sigma_{\max}=47,5\text{MPa}$ ; $\sigma_{\min}=0,83\text{MPa}$ ; tensão plana). ....	116
Figura 4.28 - Comparação entre diferentes parâmetros de PICC ( $L_1=8\mu\text{m}$ ; tensão plana). ....	117

Figura 4.29 - Efeito das sobrecargas ( $OLR=\sigma_{ol}/\sigma_{max}$ ). a) Forças de contacto. b) PICC <i>versus</i> Incremento de fenda. (tensão plana; $L_1=8\mu m$ ; $\sigma_{max}=47,5MPa$ ; $R=0$ ) .....	118
Figura 4.30 - Efeito dos blocos de carga nas forças de contacto (tensão plana; $L_1=8\mu m$ ; $R=0,02$ ; $\sigma_{max1}=47,5MPa$ ; alta-baixa carga: $\sigma_{max2}=36,7MPa$ ; baixa-alta carga: $\sigma_{max2}=60MPa$ ). .....	119
Figura 4.31 - Influência do nível de carga na sensibilidade. ....	122
Figura 4.32 - Influência da carga mínima no PICC. ....	122
Figura 4.33 - a) Sensibilidade <i>versus</i> Espessura do provete. b) PICC <i>versus</i> Espessura do provete. ....	123
Figura 4.34 - Sensibilidade do PICC1 para as propriedades do material, para dois níveis de carga. ....	124
Figura 4.35 - PICC <i>versus</i> Modelo de Encruamento (IH - isotrópico, KH - cinemático, IKH - misto). ....	124
Figura 4.36 - Parâmetros da malha de elementos finitos. ....	125
Figura 4.37 - Sensibilidade do PICC com o tamanho dos elementos finitos. ....	126
Figura 4.38 - Influência do parâmetro numérico no PICC .....	126
Figura 4.39 - Influência do número de ciclos de carga entre cada incremento da fenda (NLC) no PICC. ....	127
Figura 4.40 - Sensibilidade do PICC com a propagação da fenda. ....	127
Figura 5.1 - a) Abertura de fenda <i>versus</i> Factor de intensidade de tensão máximo (Tabela 2A e 2B, Anexo I). b) Deformação plástica do material atrás da extremidade da fenda $\Delta y_p$ <i>versus</i> $K_{max}/\sigma_{ys}$ . ....	135
Figura 5.2 - a) Curva tensão-deformação num Ponto de Gauss (aço DP600 ; $R=-1$ ; $\Delta K=12,5 MPa.m^{0.5}$ ). b) Tensão de compressão na extremidade da fenda a carga mínima $\sigma_{comp}$ <i>versus</i> Tensão remota máxima ( $a=6,28mm$ ; aço DP600). ....	136
Figura 5.3 - Abertura de fenda <i>versus</i> $\Delta K/\sigma_{ys}$ a $K_{max}$ constante. ....	137
Figura 5.4 - Parâmetros que definem as rectas: Abertura de fenda $\sigma_{open}/\sigma_{max}$ <i>versus</i> $\Delta K/\sigma_{ys}$ . a) inclinação $m$ . b) Abertura de fenda para $\Delta K=0$ . ....	139
Figura 5.5 - Variação efectiva do factor de intensidade de tensão: Modelo empírico <i>versus</i> Resultados originais dos elementos finitos. ....	139
Figura 5.6 - a) Abertura de fenda prevista pelo nó 1 <i>versus</i> Vários parâmetros numéricos (6016-T4 AA, tensão plana). b) Abertura de fenda, em Deformação plana <i>versus</i> Tensão plana (6016-T4 AA, nó 1). ....	141

Figura 5.7 - Modelo Empírico. a) Efeito de $K_{max}$ e $\Delta K$ . b) Efeito da tensão de cedência do material ( $R=0$ ) .....	143
Figura 5.8 - a) Modelos empíricos da literatura ( $\Delta K$ constante). b) Modelo empírico proposto. ....	144
Figura 5.9 - Fecho de fenda <i>versus</i> Modelo de Kujawski . a) Efeito da tensão de cedência. b) Efeito do parâmetro $\gamma$ ( $\sigma_{ys0}=124\text{MPa}$ ).....	147
Figura 5.10 - Fecho de fenda <i>versus</i> Modelo empírico de Glinka. ....	147
Figura 5.11 - Liga de alumínio 6082-T6 (Borrego, PhD thesis 2001). a) Curvas da/dN- $\Delta K$ . b) Curvas da/dN- $\Delta K_{eff}$ .....	148
Figura 5.12 - Carga Padrão.....	151
Figura 5.13 - Variação típica da abertura de fenda após sobrecarga ( $F_{minBL}=0$ ; $F_{maxBL}=140\text{N}$ ; $F_{OL}=160\text{N}$ ; nó 1).....	153
Figura 5.14 - Efeito dos parâmetros de carga na abertura de fenda. a) Efeito de $F_{maxBL}$ . b) Efeito de $F_{minBL}$ (ou $\Delta F_{BL}$ ). c) Efeito de $F_{OL}$ .....	154
Figura 5.15 - a) CTOD <i>versus</i> Carga aplicada. b) CTOD residual e Forças residuais.....	155
Figura 5.16 – Perfis de fenda para $F=F_{max}=100\text{N}$ . ....	156
Figura 5.17 – Perfis de fenda para $F=F_{max}=100\text{N}$ . ....	157
Figura 5.18 - Alongamento vertical das cunhas plásticas ao longo do flanco da fenda ( $F_{min}=0$ ; $F_{max}=140\text{ N}$ ; $F_{OL}=180\text{ N}$ ).....	159
Figura 5.19 - Efeito de uma sobrecarga e de blocos de carga na abertura de fenda (nó 1). ...	160
Figura 5.20 - Influência da carga mínima do ciclo de base em $(\sigma_{open}/\sigma_{max})_{min}$ . ....	162
Figura 5.21 – a) Abertura de fenda para sobrecargas periódicas aplicadas a cada $40\mu\text{m}$ de propagação de fenda (nó 1: 0_140_200). b) CTOD para a primeira e segunda sobrecargas. ....	163
Figura 5.22 - Influência da sobrecarga no valor de pico $R_{eff,max}$ . ....	165
Figura 5.23 - Influência da sobrecarga na propagação correspondente ao pico.....	166
Figura 5.24 - Distância de estabilização após sobrecarga em escalas logarítmicas. ....	168
Figura 5.25 - a) Efeito do estado de tensão na resposta a uma sobrecarga ( $\sigma_{max}=33,3\text{MPa}$ ; $R=0$ ; $OLR=1,3$ ; M8; nó 1). b) Deformação plana <i>versus</i> Tensão plana (M8; nó 1). ....	170
Figura 6.1 - Diagrama esquemático das zonas na extremidade de fenda, parâmetros e resposta tensão-deformação.....	174
Figura 6.2 - Efeito de $\Delta K$ nas: a) Gamas de deformação total, plástica e elástica; b) Deslocamento de abertura de fenda; c) Dimensão da zona plástica cíclica; d) Energia específica. (Sem contacto).....	178

Figura 6.3 - Curvas tensão-deformação. a) Sem contacto dos flancos da fenda. b) Com contacto dos flancos da fenda.....	180
Figura 6.4 - Efeito do contacto nos ciclos tensão-deformação finais ( $K_{\min}=0$ ; $K_{\max}=11,5\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$ ).....	181
Figura 6.5 - Comparação dos parâmetros de extremidade de fenda normalizados com e sem contacto.....	182
Figura 6.6 - Efeito da gama do factor de intensidade de tensão efectivo $\Delta K_{\text{ef}}$ em: a) Energia- $\Delta K$ ; (b) CTOD versus $\Delta K$ .....	183
Figura 6.7 - Gama do factor de intensidade de tensão efectivo de diferentes parâmetros numéricos usados para quantificar o nível de abertura e fenda. ....	184
Figura 6.8 - Efeito da malha na: a) Energia específica; b) CTOD (modelos sem contacto). .	185
Figura 6.9 - a) Energia <i>versus</i> Gama de deformação plástica, $\Delta\varepsilon_{p,yy}$ . b) Ângulo de abertura de fenda CODA <i>versus</i> Gama de deformação plástica $\Delta\varepsilon_{p,yy}$ . ....	186
Figura 7.1 - Procedimento para determinar as curvas da/dN- $\Delta\text{CTOD}_p$ . ....	195

## ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 2.1 - Composição química do aço DP600 (% em peso) .....	43
Tabela 2.2 - Propriedades mecânicas do aço DP600.....	44
Tabela 2.3 – Parâmetros do aço DP600 (equações 2.3 a 2.5).....	44
Tabela 2.4 - Composição química da liga 6016-T4 (% em peso) .....	44
Tabela 2.5 - Propriedades mecânicas da liga 6016-T4.....	45
Tabela 2.6 - Parâmetros da liga 6016-T4 (equações 2.3 a 2.5) .....	45
Tabela 4.1 - Parâmetros numéricos .....	71
Tabela 4.2 - Constantes de ajustamento para $K^*$ versus $d^*$ (equações 4.19 a 4.21) .....	110
Tabela 5.1 - Modelos da literatura para níveis de abertura da fenda apenas dependentes da razão de tensões $R$ .....	130





## NOMENCLATURA

A	Área transversal do provete
a	Comprimento da fenda
a <sub>0</sub>	Comprimento inicial da fenda
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
CT	Provete <i>Compact Tension</i>
COD	Deslocamento de abertura da fenda – <i>Crack Opening Displacement</i>
CTOD	Deslocamento de abertura da extremidade da fenda – <i>Crack Tip Opening Displacement</i>
da/dN	Crescimento de fenda por ciclo de carga
E	Módulo de Young
FEM	Método dos Elementos Finitos - <i>Finite Element Method</i>
F <sub>max</sub>	Força máxima do ciclo de base
F <sub>min</sub>	Força mínima do ciclo de base
F <sub>OL</sub>	Sobrecarga - <i>Overload</i>
F <sub>open</sub>	Força de abertura da Fenda
h <sub>min</sub>	Distância a partir do flanco da fenda onde a integração de $\Delta y_p$ começa
K	Factor de intensidade de tensão
K <sub>Gp</sub> , K <sub>Ge</sub> , K <sub>Gep</sub>	K efectivo proposto por Glinka
K <sub>k</sub>	K efectivo proposto por Kujawski
K <sub>max</sub>	Factor de intensidade de tensão máximo
K <sub>min</sub>	Factor de intensidade de tensão mínimo
K <sub>OL</sub>	Factor de intensidade de tensão de sobrecarga
K <sub>open</sub>	Factor de intensidade de tensão de abertura de fenda
K <sub>w</sub>	K efectivo proposto por Walker
L <sub>1</sub>	Tamanho dos elementos finitos junto à extremidade da fenda
M(T)	Provete <i>Middle-Tension</i>
M8, M16, M32	Malhas com L <sub>1</sub> =8μm, 16μm e 32μm, respectivamente
NLC	Número de ciclos de carga entre incrementos - <i>Number of load cycles between crack increments</i>
NLP	Parâmetros não lineares – <i>Non-linear parameters</i>
OLR	Razão de sobrecarga (=ΔF <sub>OL</sub> /ΔF <sub>BL</sub> )
OLR2	Razão de sobrecarga (=F <sub>OL</sub> /F <sub>max</sub> )
PG	Ponto de Gauss

PICC	Fecho de fenda induzido por deformação plástica - <i>Plasticity Induced Crack Closure</i>
R	Razão de tensão ( $=K_{\min}/K_{\max}$ )
R <sub>BL</sub>	Razão de tensão do ciclo de carga base
R <sub>ef</sub>	Razão de tensão efectiva ( $=K_{\text{open}}/K_{\max}$ )
R <sub>ef,min</sub>	Razão de tensão efectiva mínima
R <sub>ef,pico</sub>	Razão de tensão efectiva de pico
r <sub>p</sub>	Tamanho da zona plástica monótona
r <sub>pc</sub>	Tamanho da zona plástica cíclica
r <sub>pD</sub>	Tamanho da zona plástica de Dugdale
r <sub>p,OL</sub>	Tamanho da zona plástica causada pela sobrecarga
t	Espessura do provete
U	Fracção do ciclo de carga para a qual a fenda está completamente aberta
x	Direcção de propagação da fenda
x <sub>r</sub>	Tamanho da zona refinada na direcção de propagação da fenda
Y	Factor geométrico
y	Direcção perpendicular ao flanco da fenda
y <sub>A/B</sub>	Tamanho da zona mais refinada junto ao flanco da fenda
y <sub>m</sub>	Tamanho da maior zona refinada perpendicular ao flanco da fenda
W	Largura do provete
σ	Tensão Remota
σ <sub>comp</sub>	Tensão máxima de compressão
σ <sub>max</sub>	Tensão máxima do ciclo de carga
σ <sub>min</sub>	Tensão mínima do ciclo de carga
σ <sub>open</sub>	Tensão de abertura da fenda
σ <sub>ys</sub>	Tensão de cedência
ε <sub>eq,max</sub>	Deformação plástica equivalente máxima y
ε <sub>p,yy</sub>	Deformação plástica ao longo da direcção y
Δa	Propagação total da fenda
Δa <sub>i</sub>	Extensão do incremento de fenda individual
Δa <sub>pico</sub>	Propagação de fenda até ao valor de pico da curva de fecho de fenda
Δa <sub>stab</sub>	Propagação de fenda requerida para a estabilização dos valores de PICC
ΔF <sub>BL</sub>	Gama de carga do ciclo de base ( $=F_{\max}-F_{\min}$ )
ΔF <sub>OL</sub>	Gama de sobrecarga ( $=K_{OL}-K_{\min}$ )
ΔK	Gama do factor de intensidade de tensão
ΔK <sub>ef</sub>	Gama do factor de intensidade de tensão efectivo
ΔK <sup>+</sup>	Gama positiva do factor de intensidade de tensão

$\Delta K_{OL}$	Gama do factor de intensidade de tensão de sobrecarga ( $=K_{OL}-K_{min}$ )
$\Delta K_{OL2}$	Gama do factor de intensidade de tensão de sobrecarga 2 ( $=K_{OL}-K_{maxBL}$ )
$\Delta y_p$	Alongamento de deformação plástica perpendicular ao flanco da fenda
$\Delta\sigma$	Gama de tensão



# **1 INTRODUÇÃO**

## **1.1 Enquadramento Geral**

A fadiga é responsável pela maior parte das falhas em serviço, dos componentes e estruturas solicitados de modo cíclico. A complexidade do fenómeno faz com que, apesar do elevado número de estudos já desenvolvidos, não esteja ainda completamente compreendido. De facto, o elevado número de parâmetros, nomeadamente os relacionados com o carregamento, material e geometria, dificultam uma compreensão abrangente do fenómeno. Este mecanismo de falha pode dividir-se nas fases de iniciação e propagação. Em componentes com entalhes ou com defeitos de fabrico, a fase de propagação é muitas vezes dominante, ocupando uma fracção significativa da vida total. Além disso, as metodologias de dimensionamento mais recentes partem do princípio que as estruturas são inerentemente fissuradas, isto é, que têm defeitos de manufactura potencialmente presentes. O dimensionamento de componentes e estruturas solicitados ciclicamente baseada na tolerância ao dano assume pois a existência de defeitos. Esta abordagem é largamente adoptada tanto na aviação civil como militar, em vez das abordagens convencionais baseadas na tensão e deformação, que estão relacionadas com a iniciação de fendas. É importante que se considerem no projecto velocidades de propagação de fenda realistas, evitando soluções conservadoras. Assim, as ferramentas de análise da propagação de fendas por fadiga são fundamentais no projecto de componentes estruturais. O fecho de fenda é um mecanismo extrínseco que afecta a velocidade de propagação, devendo ser considerado na previsão de vida à fadiga.

A quantificação do nível de fecho de fenda induzido por deformação plástica (PICC), tem sido feita utilizando abordagens experimentais, numéricas e analíticas. Neste trabalho, vão utilizar-se ferramentas numéricas para a previsão do PICC. As principais vantagens dos modelos numéricos são o facto de permitirem a compreensão dos mecanismos fundamentais responsáveis pelo PICC e a sua adequação ao desenvolvimento de estudos paramétricos. De facto, uma vez optimizado o procedimento numérico, é relativamente simples adaptá-lo a novas condições de carga, materiais, comprimento de fenda, etc. A análise numérica do PICC com base no método dos elementos finitos, consiste basicamente, em discretizar e modelar o corpo fissurado com comportamento elástico-plástico, aplicar uma carga cíclica, propagar a fenda e medir o nível de fecho de fenda. As principais dificuldades da modelação numérica

são o comportamento complexo do material, o contacto entre as faces da fenda durante o fecho de fenda, a singularidade da frente da fenda, e a relativa baixa velocidade de propagação da fenda. Os programas comerciais de elementos finitos têm actualmente ferramentas que permitem lidar com estes problemas, o que tem promovido o aparecimento de novas investigações centradas nesta área. Porém, o procedimento numérico tem um grande número de parâmetros, pelo que a maior parte dos estudos numéricos têm sido focados na sua optimização. Esse grande número de parâmetros numéricos e físicos independentes que afectam o PICC, justificam resultados contraditórios apresentados na literatura. Os modelos de elementos finitos devem ser correctamente definidos e as suas limitações compreendidas. É necessário mais trabalho de investigação para entender o efeito da malha de elementos finitos e do número de ciclos de carga entre os incrementos da fenda, e para estabelecer parâmetros de fecho adequados que quantifiquem a influência deste sobre o crescimento de fendas por fadiga. Considerando o vasto espaço paramétrico, conclusões gerais são sempre suspeitas, portanto, cada situação particular deve ser cuidadosamente analisada para se garantirem resultados fiáveis. Apesar das suas limitações, os modelos numéricos existentes são suficientes para melhorar a compreensão da influência de diferentes parâmetros físicos como: espessura; razão de tensões; material ou presença de tensões residuais.

## **1.2 Objectivos**

Assim, o objectivo geral do presente estudo numérico é a previsão de valores fiáveis de fecho de fenda em materiais metálicos, pela influência que vão ter na Previsão da Vida de Propagação à Fadiga.

Como objectivos específicos é possível identificar:

Optimizar o modelo numérico utilizado para previsão do nível de fecho de fenda. O modelo existente deve ser melhorado, de modo a que as previsões sejam independentes dos parâmetros numéricos. Os parâmetros a estudar são a malha de elementos finitos, a propagação necessária para estabilização, o número de ciclos de carga entre propagações e o parâmetro numérico utilizado para quantificar o nível de fecho;

Melhorar a compreensão dos mecanismos subjacentes ao PICC. Desenvolver um modelo de previsão, que ligue a deformação plástica residual ao nível de fecho de fenda;

Estudar o efeito de diferentes parâmetros físicos, em particular, do estado de tensão e dos parâmetros de carga. Estudar o efeito de sobrecargas, subcargas e blocos de carga, pois a acumulação de dano traduz mais as situações de cargas reais, que são normalmente de amplitude variável;

Desenvolver uma análise de sensibilidade, para perceber a importância relativa dos diferentes parâmetros;

Clarificar a existência de fecho de fenda, em condições de deformação plana, por ser um tópico controverso;

Validar o conceito de fecho de fenda, através da análise de parâmetros não lineares de extremidade de fenda.

### **1.3 Estrutura da Tese**

A tese está organizada em 7 capítulos, com uma estrutura que permite, caso seja conveniente, a leitura isolada de cada capítulo (ou até pontos do capítulo), função da temática que mais interessa, sem a necessidade de ler os capítulos anteriores. Apenas se sugere a leitura prévia do capítulo 1, onde são apresentados os conceitos introdutórios, comuns aos assuntos desenvolvidos em todos os capítulos, e o capítulo 2 onde é definido o modelo numérico, utilizado nas simulações. O estado da arte é desenvolvido em cada capítulo para cada tema em discussão. De notar no entanto, que não deixa de haver cruzamento de informação e de temáticas entre os capítulos.

De seguida, apresenta-se uma breve descrição dos conteúdos de cada capítulo.

## **Capítulo 1 – Introdução**

Faz-se um enquadramento geral do assunto em estudo, a Fadiga. Definem-se objectivos e estrutura da tese. E conclui-se com um enquadramento na especialidade, apresentando os conceitos introdutórios, comuns aos assuntos desenvolvidos em cada capítulo.

## **Capítulo 2 – Modelo Numérico**

Define-se para o provete (*Middle-Tension specimen, M(T)*), o modelo físico, o modelo de elementos finitos, e apresenta-se o programa de elementos finitos utilizado, *Three-Dimensional Elasto-Plastic Finite Element Program DD3IMP*.

## **Capítulo 3 – Mecanismos de Fecho**

Estudam-se os mecanismos associados ao fecho de fenda, particularmente a geração da onda plástica residual. Propõe-se estabelecer uma correlação entre o parâmetro  $\Delta y_p$  (integração ao longo da direcção  $y$  da deformação plástica vertical  $\varepsilon_{p,yy}$ ) e o nível de fecho. Considerando que  $\Delta y_p$  é o parâmetro que controla o efeito do campo plástico residual no nível de fecho, desenvolve-se ainda um modelo empírico de previsão do nível de fecho de fenda induzido por deformação plástica (PICC).

## **Capítulo 4 – Optimização do Modelo Numérico**

Para o modelo numérico definido no capítulo 2 importa identificar as variáveis numéricas, tendo em vista a sua optimização. Dá-se especial relevância ao estudo da Distância de Estabilização (propagação de fenda anterior à medição de fecho), por ter uma influência significativa na exactidão das previsões numéricas. Foram consideradas duas soluções para reduzir a propagação inicial de fenda necessária para estabilizar as previsões numéricas de fecho. Faz-se também um estudo aprofundado da Malha de Elementos Finitos, que é sempre definida tendo como objectivo principal, obter resultados precisos e manter o esforço numérico num nível aceitável.



Além disso, desenvolve-se um estudo aprofundado do Método das Forças de Contacto ao longo dos flancos da fenda para a análise do fecho de fenda induzido por deformação plástica (PICC). Este método não tem sido muito utilizado para quantificar o PICC, no entanto tem a vantagem de envolver vários nós em vez de se concentrar em um único nó.

Finalmente, faz-se uma Análise da Sensibilidade, para perceber a importância relativa dos diferentes parâmetros, numéricos e físicos, e que influência vão ter na determinação do PICC.

## **Capítulo 5 – Parâmetros Físicos**

A dependência da vida de propagação relativamente a  $K_{max}$  e  $\Delta K$  tem sido estudada por diferentes autores, mas não no âmbito do conceito de fecho de fenda. É aqui proposto um modelo empírico para quantificar o efeito dos parâmetros de carga no fecho de fenda induzido por deformação plástica. Neste modelo o fecho de fenda foi definido em função de  $K_{max}$  e  $\Delta K$ , tendo o modelo proposto quatro constantes empíricas, e a tensão de cedência para incluir o efeito do material.

Faz-se também um estudo aprofundado do efeito de Sobrecargas, o que é importante pois em situação de serviço real, as histórias de carregamento são geralmente de amplitude variável e a acumulação de dano por fadiga é uma questão fundamental para as previsões de vida. Além disso, o estudo das Sobrecargas permite melhorar a compreensão dos mecanismos básicos subjacentes às variações de carga. Notar que as Sobrecargas podem ser aplicadas intencionalmente para prolongar a vida à fadiga dos componentes.

## **Capítulo 6 – Validação de Conceito de Fenda**

Procura-se verificar a eficácia do conceito de fecho de fenda através da ligação do contacto dos flancos da fenda com os parâmetros não lineares de extremidade de fenda. Pretendem-se identificar os parâmetros de extremidade de fenda que controlam a velocidade de propagação de fenda,  $da/dN$ , e verificar a validade da mecânica da fractura linear elástica, isto é, verificar se o factor de intensidade de tensão controla os parâmetros de extremidade de fenda.

Pretende-se ainda identificar o parâmetro numérico de fecho, mais adequado para quantificar o efeito do contacto das faces da fenda na propagação de fendas por fadiga.

## **Capítulo 7 – Conclusões e Trabalhos Futuros**

São apresentadas as principais conclusões retiradas deste estudo, e são dadas algumas sugestões para eventuais estudos futuros que venham a ser realizados nesta área.

### **1.4 Enquadramento na Especialidade**

Existem vários modelos que tentam relacionar a ocorrência de deformação plástica cíclica na extremidade da fenda, com a propagação de fendas e a formação de estrias normalmente observadas na superfície de fractura dos materiais dúcteis. Todos os modelos são baseados no facto de o processo ser repetitivo, assim cada um deles tenta explicar o mecanismo de propagação de fendas explicando o processo que ocorre durante um único ciclo de carga (Wang, 1994). O modelo de estriação por arredondamento plástico da extremidade da fenda é largamente aceite como uma descrição geral do mecanismo de propagação de fendas de fadiga no regime II das curvas  $da/dN-\Delta K$ . Segundo este modelo, a deformação plástica na extremidade da fenda é altamente concentrada a 45 °, produzindo arredondamento e a criação de nova superfície de fractura. As tensões de compressão na extremidade da fenda invertem o escorregamento, aproximam as superfícies de fractura, mas a nova superfície não pode ser removida por re-ligação das ligações atómicas, o que está de acordo com a lei da entropia da termodinâmica. Existem outros mecanismos que explicam a propagação para amplitudes relativamente baixas de tensão (clivagem) e para amplitudes de tensão relativamente elevadas (coalescência de microcavidades, etc). Para temperaturas elevadas, podem tornar-se dominantes mecanismos de difusão, como a oxidação e a fluência.

O fenómeno de fecho consiste no contacto das superfícies de fractura durante uma porção do ciclo de carga. Este contacto afecta os campos de tensão e deformação plástica junto da extremidade da fenda e, portanto, os micromecanismos responsáveis pela propagação de fendas por fadiga (deformação plástica cíclica, oxidação, fluência, etc.). O fecho de fenda parece ser capaz de explicar a influência da tensão média nos regimes I e II de propagação da fenda (Elber, 1971; Blom, 1984), a propagação de fendas curtas (Rao, 1988), a propagação de fenda após sobrecargas (Borrego, 2001), e o efeito da espessura (Bao, 1998; Costa, 1998), entre outros aspectos. Pippin e Grosinger (2013) demonstraram que o conceito de fecho de

fenda é importante não só em condições de deformação em pequena escala, mas é também essencial no regime de propagação a baixo número de ciclos em que a deformação plástica é maior. Ritchie *et al.* (1980) e Suresh (1981, 1982) identificaram os principais mecanismos de fecho, que são fecho de fenda induzido por deformação plástica (PICC - *Plasticity Induced Crack Closure*), fecho de fenda induzido por óxidos e fecho de fenda induzido por rugosidade. Têm sido analisados mecanismos adicionais, que operam em materiais e ambientes específicos, tais como: fecho de fenda induzido por fluido-viscoso (Tzou, 1985); fecho de fenda induzido por transformação de fase (Pineau e Pelloux, 1974); e fecho de fenda induzido por grafite (Takeshio, 1987). O fecho de fenda induzido por deformação plástica é mais relevante no regime II de propagação, enquanto o fecho de fenda induzido por rugosidade e por óxidos é mais relevante no regime I de propagação, quando os deslocamentos de abertura de fenda são relativamente pequenos. Este estudo centra-se no fecho de fenda induzido por deformação plástica (PICC).

O conceito de interacção das superfícies de fractura que conduz a uma diminuição da intensidade das tensões na extremidade da fenda e um aumento da vida à fadiga foi apresentado em 1963 (Christensen, 1963). Elber (1970, 1971) discutiu o conceito em termos de parâmetros da mecânica da fractura, promovendo um forte esforço de pesquisa sobre os mecanismos e os fenómenos associados ao fecho de fenda por fadiga. De acordo com Elber (1970, 1971), à medida que a fenda se propaga devido à carga cíclica, forma-se uma onda plástica residual. O material deformado age como uma cunha atrás da extremidade da fenda e o contacto das superfícies de fractura é forçado pelo material elasticamente deformado que está à volta. O contacto das faces da fenda tem um efeito protector sobre a extremidade da fenda, e assume-se que somente a porção do ciclo de carga durante a qual a fenda está aberta contribui para a propagação de fenda. De acordo com o conceito de fecho de fenda, a lei de Paris deve ser modificada, substituindo a gama do factor de intensidade de tensão  $\Delta K$ , pelo seu valor efectivo  $\Delta K_{ef}$ :

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_{ef})^m \quad (1.1)$$

Na Figura 1.1 representa-se a porção efectiva do ciclo de carga:  $\Delta K_{ef} = K_{m\acute{a}x} - K_{open}$ . Para facilitar a comparação de resultados, utilizam-se normalmente 2 parâmetros adimensionais alternativos para quantificar o nível de fecho de fenda:

---

$$U = \frac{K_{máx} - K_{open}}{K_{máx} - K_{mín}} \quad (1.2)$$

$$R_{ef} = \frac{K_{open}}{K_{máx}} \quad (1.3)$$

$U$  é a fracção do ciclo de carga durante a qual a fenda está aberta e a razão de tensões efectiva,  $R_{ef}$ , quantifica a carga da abertura em função da carga máxima.

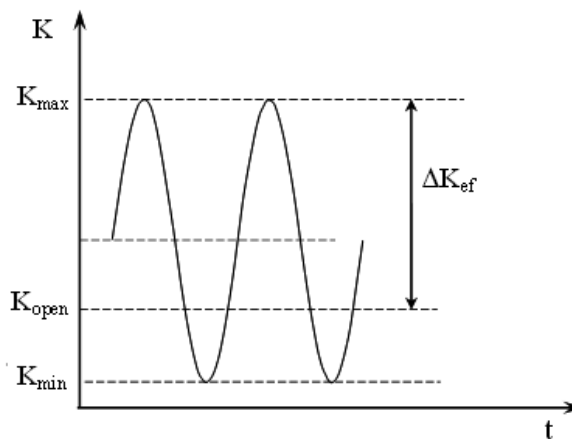


Figura 1.1 - Porção efectiva do ciclo de carga  $\Delta K_{ef}$ .

Há porém investigadores, que argumentam a não existência de PICC (particularmente para condições de deformação plana), sugerindo mesmo que a onda de deformação plástica é responsável pela abertura da fenda e não pelo fenómeno de fecho de fenda (Louat, 1993; Vasudevan, 1994; Sadananda *et al*, 1999). Esses autores propuseram uma outra abordagem alternativa para  $\Delta K_{ef}$ , chamada abordagem unificada. De acordo com a abordagem unificada os efeitos de fecho de fenda são apenas 20% daqueles estimados pela ASTM E647. Por outro lado, há uma enorme quantidade de trabalhos experimentais, numéricos e analíticos a apoiar a existência de fecho de fenda e sua influência na propagação de fendas por fadiga.

De entre uma variedade de métodos de medição que foram propostos para quantificar o fecho de fenda experimentalmente (Allison, 1988a; Stoychev, 2005), os mais comumente utilizados são as técnicas baseadas na compliance remota descritos na norma ASTM E647. Usando as

técnicas de compliance remota, são propostos dois tipos de métodos na literatura para identificar a carga de fecho de fenda, nomeadamente:

(i) os "métodos globais" (Toyosada, 1994), baseiam-se na análise dos dados de compliance global obtidos empregando extensómetros, extensómetros de pinos ou extensómetros "back-face", posicionados longe da extremidade da fenda;

(ii) os "métodos locais" (Chen, 1988), baseiam-se em medições locais de compliance e utilizam extensómetros posicionados ao longo do caminho de propagação previsto para a fenda. Foram obtidos valores de fecho de fenda idênticos a partir de ambos os métodos por Borrego *et al.* (2004). No entanto, as medições experimentais são frequentemente muito difíceis devido à histerese de dados, a problemas de ruído no sinal e a não-linearidade da curva de compliance acima da carga de abertura  $F_{open}$ . Para simplificar a determinação da  $F_{open}$  é geralmente assumido que a compliance do provete permanece constante quando a fenda está totalmente aberta. Alguns procedimentos baseados nesta hipótese analisam simplesmente as variações na inclinação da curva de compliance (ASTM E647; Song, 2002), a fim de determinar  $F_{open}$ . Alternativamente pode também ser ajustada uma curva para determinar  $F_{open}$ . Geralmente, é usado um polinómio de segunda ordem na parte inferior da curva de compliance enquanto é aplicado um ajuste linear da curva, na região superior (Carman, 1988; Yisheng, 1995). Outra abordagem para o cálculo de  $P_{op}$ , proposta pela primeira vez por Kikukawa *et al.* (1976), emprega um parâmetro de *offset* de deformação. Borrego *et al.* (2003; 2004; 2005) utilizaram o método global com um pequeno extensómetro de pinos colocado no centro de um provete M(T) para obter a curva de compliance, e a técnica conhecida como a maximização do coeficiente de correlação (Allison, 1988a) para identificar a carga de fecho de fenda. Estes autores mostraram que os níveis de fecho de fenda resultantes conseguem explicar as influências da razão de tensão, espessura e fenómenos de interacção de sobrecargas na velocidade de propagação de fendas de fadiga das ligas de alumínio.

O fecho de fenda induzido por deformação plástica (PICC) tem também sido previsto com sucesso utilizando abordagens numéricas, tendo os primeiros modelos numéricos sido desenvolvidos no início dos anos setenta (Newman, 1976). Os métodos numéricos têm tido uma importância crescente, uma vez que são capazes de prever o nível de fecho de fenda ao longo de frentes da fenda 3D (enquanto as técnicas experimentais só dão valores médios) e permitem uma compreensão dos mecanismos básicos responsáveis pelo PICC. Os resultados experimentais são muitas vezes caracterizados por uma dispersão significativa, enquanto que

os resultados numéricos permitem uma identificação mais clara das tendências centrais dos dados. Além disso, os métodos numéricos são ideais para desenvolver estudos paramétricos centrados no efeito de parâmetros como a carga ou o material. O desenvolvimento de programas comerciais de elementos finitos tem facilitado a criação de novos modelos de previsão de fecho de fenda. Os resultados experimentais são de qualquer maneira fundamentais, nomeadamente para fins de validação dos modelos numéricos. As previsões são de pouco interesse, a menos que sejam razoavelmente coerentes com o comportamento real observado.

A análise numérica de PICC com base no método dos elementos finitos consiste basicamente em discretizar e modelar o corpo fissurado com comportamento elástico-plástico, aplicar uma carga cíclica, propagar a fenda e medir o nível de fecho de fenda. À medida que a fenda se propaga devido a cargas cíclicas, forma-se uma onda plástica residual, como ilustrado na Figura 1.2 O material deformado age como uma cunha atrás da extremidade da fenda e o contacto das superfícies de fractura é forçado pelo material elasticamente deformado nas regiões remotas. Este mecanismo afecta a velocidade de propagação da fenda e é conhecido como fecho de fenda induzido por deformação plástica, como já referido. Sob condições de tensão plana, isto é, perto da superfície (face perpendicular ao plano da fenda) este fenómeno ocorre devido ao transporte de material para o interior da região sub-superficial. Em condições de deformação plana sugere-se que o material extra resulta de movimentos de material paralelamente ao plano da fenda.

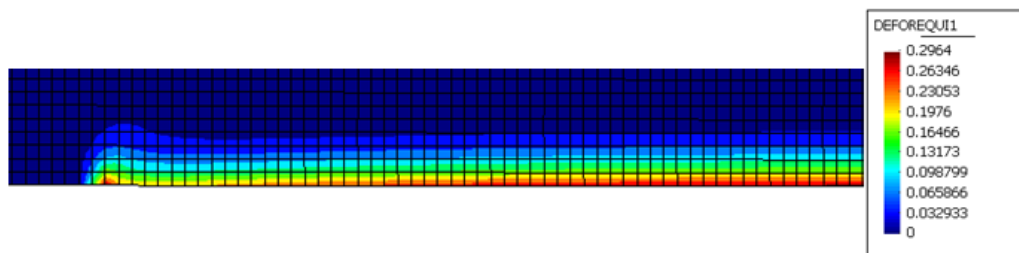


Figura 1.2 - Onda plástica residual ( $a_0=5\text{mm}$ ;  $F_{\text{max}}=90\text{N}$ ; estado plano de deformação).

Naturalmente, os modelos de elementos finitos devem ser correctamente definidos e as suas limitações compreendidas. As principais dificuldades da modelação numérica são o comportamento complexo do material, o contacto entre as faces da fenda durante o fecho de fenda, a singularidade da frente da fenda e a relativa baixa velocidade de propagação de

fenda, como já foi referido. O procedimento tem um grande número de parâmetros e tem sido feito um esforço significativo na literatura para estudar o efeito dos diferentes parâmetros. É ainda necessário mais trabalho de investigação para entender o efeito da malha de elementos finitos e do número de ciclos de carga entre os incrementos da fenda, e para estabelecer parâmetros de fecho adequados que quantifiquem a influência deste sobre o crescimento de fendas de fadiga. Diferentes parâmetros têm sido propostos na literatura, nomeadamente os baseados no contacto do primeiro e segundo nós atrás da extremidade da fenda, na análise das forças de contacto a carga mínima, na variação de sinal das tensões na extremidade da fenda e na análise da compliance medida remotamente. A análise da compliance remota dá os menores valores de fecho, enquanto a análise da tensão na extremidade da fenda dá os maiores valores (Antunes, 2008a). Porém, a identificação do melhor parâmetro não é uma tarefa fácil (Zapatero, 2008). Considerando o vasto espaço paramétrico, conclusões gerais são sempre suspeitas, portanto, cada situação particular deve ser cuidadosamente analisada para se garantirem resultados fiáveis.

Dois mecanismos principais explicam o nível de PICC: a deformação plástica monótona e a deformação plástica inversa. A zona de deformação plástica monótona é constituída pelo material perto da extremidade da fenda que sofre deformação plástica até à carga máxima. As cunhas de deformação plástica desenvolvem-se progressivamente à medida que o material se aproxima da extremidade da fenda. O processo tem um pico na extremidade da fenda e pára quando a cunha é passada pela extremidade da fenda, uma vez que por detrás da extremidade da fenda o nível de tensão torna-se relativamente baixo e a deformação plástica deixa de ocorrer. O tamanho de deformação plástica monótona é promovido por: aumento de carga ou comprimento da fenda, i.e., pelo aumento da  $K_{max}$ ; estado plano de tensão em vez de deformação plana; redução do tamanho da malha de elementos finitos. O aumento do tamanho da zona plástica monótona e da deformação plástica no seu interior é esperado aumentarem o nível de PICC. Por outro lado, o aumento da deformação plástica inversa diminui o nível de PICC. A zona de deformação plástica inversa é constituída pelo material próximo da extremidade da fenda que sofre deformação plástica em compressão a carga mínima e está relacionada com  $\Delta K$ , com o estado de tensão e com o comportamento do material. Esta deformação tem grande importância no valor do PICC, devendo ser modelada com precisão. O tamanho desta zona pode ser determinado a partir da análise das curvas tensão-deformação em pontos perto da extremidade da fenda. Fenómenos adicionais são os mecanismos de deformação associados ao carregamento cíclico, nomeadamente a fluência

cíclica, a relaxação da tensão média e endurecimento ou amaciamento cíclicos. A fluência cíclica aumenta a deformação plástica, assim, espera-se que aumente o nível de fecho. O relaxamento da tensão média aumenta as tensões residuais, assim espera-se que aumente também o nível de fecho. Os mecanismos cíclicos determinam a influência do número de ciclos de carga entre propagações considerado no modelo numérico.

A geração da onda plástica residual pode ser analisada com base na Figura 1.3. A Figura 1.3a apresenta a evolução da curva tensão-deformação  $\sigma_{yy}-\varepsilon_{yy}$  à medida que a fenda se propaga ( $\Delta a=15 \times 16=240\mu\text{m}$ ), registada para um Ponto de Gauss (PG), ponto alvo do nosso estudo, posicionado como ilustrado na Figura 1.3b. Note-se que foram aplicados dois ciclos de carga entre cada propagação da fenda. Na Figura 1.3a é possível observar que, no final do primeiro ciclo (extremidade da fenda na posição 1) o PG sofre alguma deformação plástica, o que indica que está dentro da zona de deformação plástica monótona, mas não sofre deformação plástica inversa.

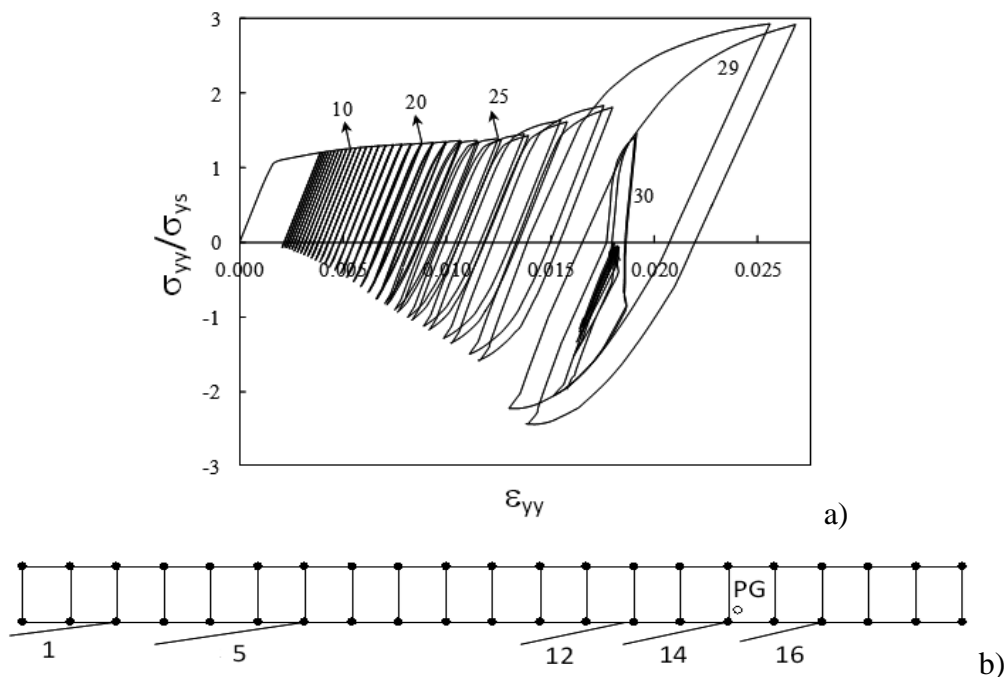


Figura 1.3 - a) Curva tensão-deformação para um Ponto de Gauss. b) Localização do Ponto de Gauss relativamente à extremidade da fenda ( $\sigma_{\text{max}}=40\text{MPa}$ ;  $\sigma_{\text{min}}=4\text{MPa}$ ;  $L_1=16\mu\text{m}$ ;  $\Delta a=20 \times 16=320\mu\text{m}$ ; 2 ciclos por incremento).



Após cinco ciclos de propagação (extremidade da fenda na posição 5), surge uma tensão de compressão residual no Ponto de Gauss. As tensões residuais compressivas aumentam com a aproximação do Ponto de Gauss à superfície de fractura. Esta carga de compressão começa a produzir plasticidade inversa após 12 ciclos de propagação (extremidade da fenda na posição 12), que aumenta até aos 14 ciclos de propagação (extremidade da fenda na posição 14). Assim há 3 elementos dentro da zona de deformação plástica inversa. Após 15 ciclos de propagação a fenda estende-se para além do PG, o nível de tensão aplicada ao PG torna-se relativamente baixa e a deformação plástica bastante reduzida. Por outras palavras, a cunha plástica é formada até à posição 14.



## 2 MODELO NUMÉRICO

### 2.1 Modelo Físico

#### 2.1.1 Geometria

Neste estudo, utilizou-se um provete com fenda central (*Middle-Tension specimen, M(T)*) em estado plano de tensão e estado plano de deformação, solicitado em modo I de carregamento como apresentado na Figura 2.1. Vários autores têm utilizado esta geometria, em estudos numéricos (Jiang, 2005; Dougherty, 1997; Solancki, 2003, Solancki, 2004 e Alizadeh, 2006). A geometria e tamanho da amostra foram escolhidos tendo em conta trabalho experimental anterior (Borrego 2001), e estão de acordo com a norma ASTM E647, no entanto utilizou-se uma espessura de apenas  $t/2=0,1\text{mm}$  (1/8 da amostra simulada), a fim de reduzir o esforço numérico. Foi considerada uma fenda linear com um tamanho inicial  $a_o$  de 5 mm ( $2a=10\text{mm}$ ), que corresponde a uma relação  $a_o/W$  de 0,083, onde  $W=60\text{mm}$  representa a largura do provete.

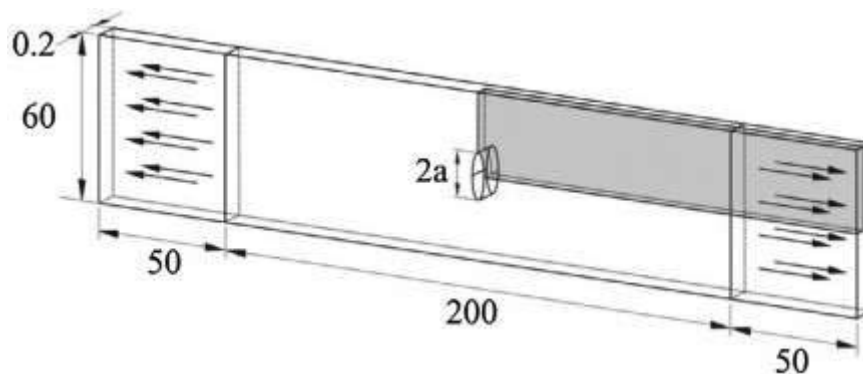


Figura 2.1- Provete com fenda central (*Middle-Tension specimen M(T)*).

#### 2.1.2 Condições Fronteira

O provete tem simetria geométrica e de carregamento relativamente a três planos ortogonais, pelo que apenas 1/8 da amostra foi simulada, correspondente à porção de sombra na Figura 2.1. Nos planos de simetria impediu-se o deslocamento na direcção perpendicular ao plano, como apresentado na Figura 2.2. Assim, considerou-se um deslocamento horizontal nulo

( $\Delta x=0$ ) no plano  $x=0$ ; um deslocamento vertical nulo ( $\Delta y=0$ ) no plano  $y=0$ ; e um deslocamento  $\Delta z=0$  no plano  $z=0$ . O estado plano de deformação Figura 2.2b foi simulado utilizando condições fronteira que impedem a deformação na direcção perpendicular às faces do provete ( $\Delta z=0$  no plano  $z=0,1$ ). Nas faces da fenda (zona AB na Figura 2.2a) considerou-se contacto sem atrito com o plano de simetria.

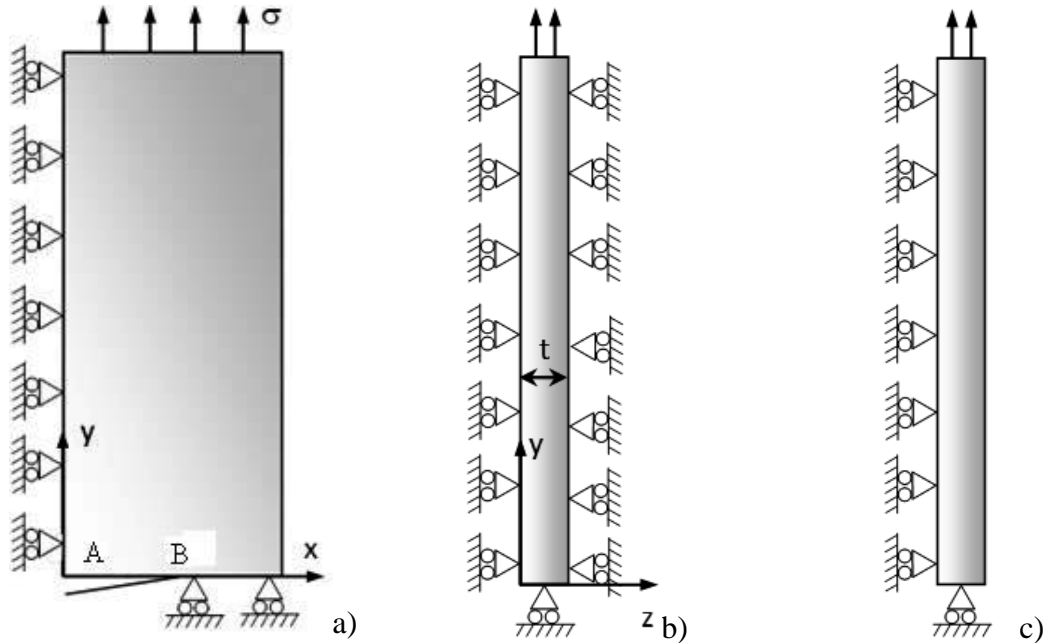


Figura 2.2 - Modelo Físico. a) Vista Frontal. b) Estado Plano de Deformação ( $t/2=0,1\text{mm}$ ). c) Estado Plano de Tensão ( $t/2=0,1$ ).

### 2.1.3 Carga

A maioria das simulações foi realizada assumindo uma carga cíclica de amplitude constante. A razão entre a tensão máxima nominal  $\sigma_{max}$  e a tensão de cedência  $\sigma_{ced}$ , definida por  $\sigma_{max}/\sigma_{ced}$  variou entre 25% e 70%. O efeito de Sobrecargas foi estudado detalhadamente. Pode define-se a razão de sobrecarga como (Figura 2.3):

$$OLR = \frac{F_{OL} - F_{\min BL}}{F_{\max BL} - F_{\min BL}} = \frac{\Delta F_{OL}}{\Delta F_{BL}} \quad (2.1)$$

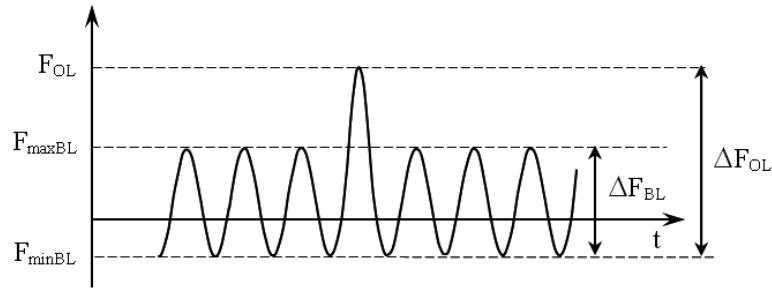


Figura 2.3 - Parâmetro de sobrecarga.

Os diversos casos de carga são apresentados no Anexo I.

#### 2.1.4 Modelo do Material

O modelo de comportamento elasto-plástico do material tem uma importância crucial no estudo numérico de PICC. Durante a deformação plástica dos metais, os mecanismos de encruamento provocam uma evolução contínua da tensão de cedência do material durante o processo de carregamento. De um ponto de vista macroscópico, o comportamento de cedência inicial do material e a sua evolução durante o carregamento, são modeladas estabelecendo um critério de cedência e leis de encruamento isotrópico e cinemático, que determinam a evolução da superfície de cedência inicial, no plano das tensões, com o carregamento.

Foi considerado um critério de cedência anisotrópica (Hill, 1948), o que é expresso pela função quadrática

$$F(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + G(\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + H(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + 2L\tau_{yz}^2 + 2M\tau_{zx}^2 + 2N\tau_{xy}^2 = 1 \quad (2.2)$$

onde  $\sigma_{xx}$ ,  $\sigma_{yy}$ ,  $\sigma_{zz}$ ,  $\tau_{xy}$ ,  $\tau_{xz}$  e  $\tau_{yz}$  são os componentes do tensor de tensão  $c$  ( $\boldsymbol{\sigma}' - \mathbf{X}$ ) definidos no conjunto ortotrópico. Chaparro *et al.* (2008) definiram os coeficientes para caracterizar a anisotropia do material. Para o aço:  $F=0,4332$ ;  $G=0,5495$ ;  $H=0,4506$ ;  $L=1,5428$ ;  $M=1,5428$ ;  $N=1,5428$ . Para o alumínio:  $F = 0,5998$ ;  $G = 0,5862$ ;  $H = 0,4138$ ;  $L = 1,2654$ ;  $M = 1,2654$ ;  $N = 1,2654$ .

Para descrever a componente isotrópica do encruamento, utilizaram-se dois modelos fenomenológicos clássicos: A lei Swift (Swift, 1952)

$$Y = C(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon}^p)^n \quad (2.3)$$

e a lei de Voce (Voce, 1948)

$$Y = Y_0 + R_{sat}(1 - e^{-n_v \bar{\varepsilon}^p}) \quad (2.4)$$

Nas equações anteriores,  $Y$  é a tensão de fluxo equivalente,  $\bar{\varepsilon}^p$  é a deformação plástica equivalente e  $C$ ,  $n$ ,  $\varepsilon_0$  e  $Y_0$ ,  $R_{sat}$  e  $n_v$  são constantes do material que podem ser determinadas experimentalmente para os modelos de *Swift* e *Voce*, respectivamente.

A componente de encruamento cinemático, que determina a evolução da tensão inversa ( $X$ ), foi modelada pelo modelo não linear de Lemaitre & Chaboche (lei de saturação) [L & M 1980]

$$\dot{X} = C_x \left[ X_{sat} \frac{(\boldsymbol{\sigma}' - \mathbf{X})}{\bar{\sigma}} - \mathbf{X} \right] \dot{\varepsilon}^p \quad (2.5)$$

onde  $C_x$  e  $X_{sat}$  são parâmetros do material e  $\dot{\varepsilon}^p$  é a taxa de deformação plástica equivalente.

Ambas as componentes de encruamento estão associadas ao critério de plasticidade através de um potencial plástico  $F$  que pode ser expresso por:

$$F(\boldsymbol{\sigma}' - \mathbf{X}, \alpha_k) = \bar{\sigma}(\boldsymbol{\sigma}' - \mathbf{X}, \alpha_{k1}) - Y(\alpha_{k2}) \quad (2.6)$$

onde  $\bar{\sigma}$  e  $Y$  são tensões equivalentes associadas com os critérios de cedência e com a lei de encruamento isotrópico, respectivamente,  $\boldsymbol{\sigma}'$  é o desviador de tensão,  $X$  é a tensão de retorno associada com o encruamento cinemático,  $\alpha_{k1}$  é um conjunto de parâmetros escalares relacionado com os critérios de plasticidade e  $\alpha_{k2}$  são parâmetros internos associados com o encruamento isotrópico.

Com base na combinação do critério de cedência anisotrópica e das leis de encruamento isotrópico e cinemático, foram testados vários modelos de materiais, nomeadamente isotrópico puro (IH); cinemático puro (KH) e misto (IKH).

### 2.1.5 Materiais Estudados

Neste estudo foram considerados dois materiais, um aço DP600 e uma liga de alumínio da série 6016-T4. Quando não se refere nada em contrário, está-se a utilizar a liga de alumínio.

A indústria automóvel é um dos maiores mercados para aços de alta resistência e responsável pelo desenvolvimento de novos materiais e tecnologias. A procura pela redução de preço e melhoria do *design* dos automóveis forçou uma evolução tecnológica para produzir aços com alta estampabilidade. Numa primeira fase, surgiram os chamados aços de Alta Resistência e Baixa Liga – ARBL (*High Strength Low Alloy – HSLA*), contendo microadições de Nb (nióbio), Ti (titânio) e V (vanádio), cuja microestrutura ferrítica-perlítica mais refinada e capacidade de endurecimento por precipitação lhe proporcionavam maior resistência. Contudo, a contrapartida para essas vantagens foi uma ligeira perda da estampabilidade nesses novos produtos. A reacção a isso, foi o surgimento dos aços bifásicos (*dual phase - DP*), cuja microestrutura peculiar minimizava as perdas de estampabilidade decorrentes dos maiores níveis de resistência mecânica. A partir da década de 1990 esses novos aços foram englobados numa só família, designada como Aços Avançados de Alta Resistência (*Advanced High Strength Steels – AHSS*). O DP600 é um aço bifásico (DP, de *Dual Phase*), a sua composição química máxima, segundo a norma DIN EN 10338, é apresentada na tabela Tabela 2.1, e as suas propriedades mecânicas na Tabela 2.2. Para descrever as componentes isotrópica do encruamento e a componente de encruamento cinemático (equações 2.3 a 2.5) Chaparro *et al.* (2008) caracterizaram os parâmetros definidos na Tabela 2.3.

Tabela 2.1 - Composição química do aço DP600 (% em peso)

C	Si	Mn	P	S	Al	Cr +Mo	Nb + Ti	V	B
0,170	0,800	2,200	0,080	0,015	2,00	1,00	0,15	0,20	0,005

Tabela 2.2 - Propriedades mecânicas do aço DP600

Tensão de cedência, $\sigma_{0,2}$ [MPa]	400
Tensão de rotura, $\sigma_r$ [MPa]	640
Alongamento à rotura, $\varepsilon_f$ [%]	23
Módulo de Young, E [GPa]	210
Coefficiente de Poisson, $\nu$ [-]	0,30

Tabela 2.3 – Parâmetros do aço DP600 (equações 2.3 a 2.5)

$Y_0$ [MPa]	388
$R_{sat}$ [MPa]	514,8
$n_v$	3,64
$C_x$	24,7
$X_{sat}$ [MPa]	95,4

A liga de alumínio 6016 com tratamento T4 (solubilizado e envelhecido naturalmente), AA-6016 segundo as normas da *Aluminium Association*, ou EN AW-6016 segundo a recente norma europeia EN 573 do Comité Europeu para a Normalização. Principais elementos de liga, Si e Mg, é uma liga de trabalho mecânico, usada na industria da construção civil e automóvel, com resistência mecânica média para alta, boa soldabilidade, boa formabilidade, boa resistência à corrosão e excelente anodização. Tem a composição química apresentada na Tabela 2.4 e as propriedades mecânicas, obtidas experimentalmente (Borrego, 2001), na Tabela 2.5. Para descrever as componentes isotrópica do encruamento e a componente de encruamento cinemático (equações 2.3 a 2.5) Chaparro *et al.* (2008) caracterizaram os parâmetros definidos na Tabela 2.6.

Tabela 2.4 - Composição química da liga 6016-T4 (% em peso)

Al	Si	Mg	Fe	Cu	Mn	Zn	Ti	Cr	Outros
restante	1,0- 1,5	0,25- 0,6	0,50	0,20	0,20	0,20	0,15	0,1	0,05



Tabela 2.5 - Propriedades mecânicas da liga 6016-T4

Tensão de cedência, $\sigma_{ced}$ [MPa]	124
Tensão de rotura, $\sigma_r$ [MPa]	160
Alongamento à rotura, $\varepsilon_f$ [%]	20
Microdureza Vickers, $HV_{50}$ [kgf/mm <sup>2</sup> ]	55
Módulo de Young, $E$ [GPa]	69,5
Coefficiente de Poisson, $\nu$ [-]	0,33

Tabela 2.6 - Parâmetros da liga 6016-T4 (equações 2.3 a 2.5)

$Y_0$ [MPa]	124
$R_{sat}$ [MPa]	291
$n_v$	9,5
$C_x$	37,90
$X_{sat}$ [MPa]	21,30

## 2.2 Modelo de Elementos Finitos

A análise numérica do PICC baseada no método dos elementos finitos (MEF) consiste basicamente na discretização e modelação do provete fissurado com comportamento elasto-plástico, na aplicação de uma carga cíclica com propagação da fissura, e por fim na contabilização do nível do fecho de fenda.

### 2.2.1 Malha de Elementos Finitos

Na Figura 2.4 é apresentada a malha de elementos finitos. Esta malha é altamente refinada perto da “frente da fenda” para simular a tensão local e os gradientes de deformação, e alargada em posições remotas para reduzir o esforço numérico. Na zona mais refinada, na frente da fenda foram considerados elementos quadrados com tamanhos  $L1$  de 32  $\mu\text{m}$ , 16  $\mu\text{m}$  e 8  $\mu\text{m}$ . A malha 3D foi gerada a partir da malha 2D ilustrada na Figura 2.4a, por extrusão

perpendicularmente à superfície, considerando-se apenas uma única camada de elementos ao longo da espessura do modelo  $t/2$  com 0,1mm. As malhas que utilizam elementos de  $32\mu\text{m}$  (M32),  $16\mu\text{m}$  (M16) e  $8\mu\text{m}$  (M8) na frente de fenda têm 2267, 6221, e 6639 elementos lineares isoparamétricos e 4694, 7724, 13586 nós, respectivamente. Foi adoptado um esquema de integração reduzida a fim de evitar o efeito de rigidez excessiva (“locking effect”) nas simulações numéricas.

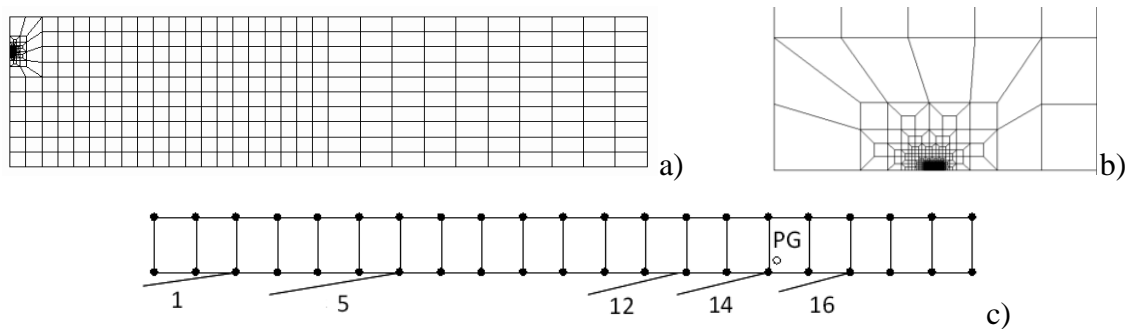


Figura 2.4 - Malha de elementos finitos. a) Vista frontal. b) Detalhe de vista frontal. c) Nós da Frente de Fenda.

## 2.2.2 Propagação da Fenda

A propagação da fenda foi simulada pela libertação dos dois nós que na direcção da espessura definem a frente da fenda, para cada dois ciclos de carga (sem libertação nos primeiros 2 ciclos). Cada incremento da fenda  $\Delta a_i$  corresponde a um elemento finito, isto é  $\Delta a_i = L_1$ , tendo sido aplicados um total de: 44 (45-1) incrementos para a malha M32 ( $\Delta a = 44 \times 32\mu\text{m} = 1,408\text{mm}$ ); 89 (90-1) incrementos para a malha M16 ( $\Delta a = 89 \times 16\mu\text{m} = 1,424\text{mm}$ ); 159 (160-1) incrementos para a malha M8 ( $\Delta a = 159 \times 8\mu\text{m} = 1,272\text{mm}$ ). Foi adoptado o incremento a carga mínima para superar eventuais dificuldades de convergência. Apesar de não ser realista propagar uma fenda num campo de tensões de compressão, vários autores concluíram que a carga para a qual o aumento da fenda ocorre, não influencia significativamente o fecho de fenda (McClung *et al*, 1989; Zhang *et al*, 1999; Solanki *et al*, 2003).

### 2.2.3 Parâmetros para Quantificar o Nível de PICC

Para determinar a carga de abertura  $F_{open}$  necessária para calcular o nível de fecho  $\sigma_{open}/\sigma_{max}$ , consideraram-se quatro abordagens:

- A primeira consistiu em avaliar a posição dos primeiros nós atrás da extremidade da fenda, em relação ao plano de simetria orientado segundo a direcção de propagação da fenda. Centrando a observação apenas no plano da superfície do provete, a fenda está completamente aberta quando o primeiro nó atrás da extremidade da fenda perde o contacto com o plano de simetria. Nesta abordagem, a fim de evitar as imprecisões associadas com a natureza discreta dos incrementos de carga, a carga de abertura foi obtida a partir da extrapolação linear das cargas correspondentes a dois incrementos na sequência da abertura. Os níveis de abertura foram expressos por  $\sigma_{open}/\sigma_{max}$  com  $\sigma_{open}$  calculada a partir da carga de abertura  $F_{open}$ . Podem ser considerados diferentes nós atrás da extremidade da fenda, como ilustrado na Figura 2.5, onde se torna evidente que o último nó a abrir é necessariamente o que se encontra mais próximo da extremidade da fenda.

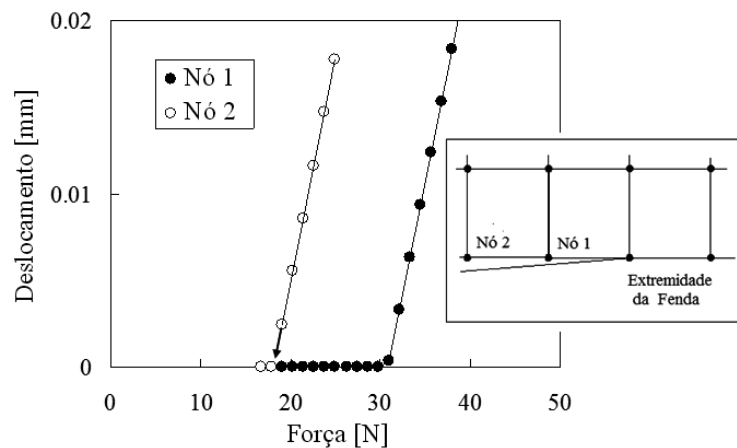


Figura 2.5 - Extrapolação linear para obter o valor de abertura.

- A segunda abordagem, com base no método global (Toyosada *et al.* 1994), consistiu em analisar os dados da Compliance Global obtida no centro do provete. Mais precisamente, a partir dos registos de Carga-Deslocamento  $F-\delta$ , as variações da carga de abertura  $F_{open}$ , foram

obtidas utilizando a técnica da maximização do coeficiente de correlação (Allison *et al.* 1988b). Esta técnica envolve o registo da parte superior dos dados  $F-\delta$  e o cálculo do coeficiente de correlação, pelo método dos mínimos quadrados. Mais pares de dados são, então sucessivamente adicionados e o coeficiente de correlação é recursivamente computado. O ponto em que o coeficiente de correlação atinge um máximo pode então ser definido como o correspondente à carga de abertura  $P_{open}$  (Borrego *et al.* 2003).

- A terceira abordagem foi baseada na avaliação das forças de contacto nas faces de fenda, para a carga mínima. Este método usa as forças de contacto à carga mínima para prever o nível de abertura da fenda. Na carga mínima desenvolvem-se tensões residuais compressivas ao longo dos flancos da fenda, que podem ser utilizadas para calcular um factor de intensidade de tensões de fecho  $K_{close}$ . Apesar de  $K_{close}$  não ter sentido físico, pelo emprego de um argumento de sobreposição, pode ser utilizado para calcular o factor de intensidade de tensões de abertura de fenda  $K_{open}$  necessário para abrir a fenda inteira, superando o campo de tensões de compressão. Do método das forças de contacto podem esperar-se vantagens sobre os métodos anteriores, nomeadamente o facto de envolver a análise de vários nós na frente da fenda, em vez de se concentrar num único nó, sendo menos sensível a erros de elementos finitos, e o facto de não ser necessário nenhum método de extrapolação, para evitar os problemas de resolução associados com os incrementos de carga discretos (Solanki *et al.*, 2004b).

- A quarta abordagem, foi um critério baseado na inversão de tensões na extremidade da fenda. Aqui assume-se que a abertura de fenda ocorre somente quando as tensões no Ponto de Gauss imediatamente à frente da extremidade da fenda deixam de ser compressivas para passar a ser de tracção.

### **2.3 Programa de Elementos Finitos**

As simulações numéricas foram realizadas com o programa de elementos finitos DD3IMP que segue um esquema de integração temporal implícita (Menezes, 2000; Alves, 2004). O uso de um algoritmo implícito garante a precisão das variáveis de estado durante a simulação numérica, fazendo com que o código numérico seja muito robusto. O modelo mecânico e os métodos numéricos utilizados no DD3IMP, desenvolvido especialmente para a simulação

numérica de processos de estampagem de metais, têm em conta as grandes deformações elasto-plásticas e rotações, que estão associadas a processos de grande deformação. Para simular o contacto com atrito, o programa faz uso do método Lagrangiano aumentado, levando a uma formulação mista onde as incógnitas finais são deslocamentos e as forças de contacto. O sistema não-linear obtido é resolvido pelo método de Newton-Raphson que pode ter convergência quadrática na vizinhança da solução (Oliveira *et al.*, 2004). Uma vez que em processos de grande deformação, a parte elástica da transformação, conduz a pequenas deformações em comparação com a totalidade, é assumida a hipótese de pequenas deformações elásticas no modelo mecânico do DD3IMP, independentemente das altas rotações elásticas que podem ocorrer. A precisão das soluções fornecidas por este programa, é grandemente explicada pelos modelos utilizados para descrever o forte comportamento não-linear do material, e do contacto com atrito. O DD3IMP apresenta actualmente vários modelos constitutivos isotrópicos e anisotrópicos que são baseados na combinação de sete leis de encruamento isotrópico/cinemático e oito critérios de cedência (Menezes *et al.*, 2000; Alves *et al.*, 2003). Foram usadas a lei de Coulomb e as condições de Signorini para descrever o contacto com atrito entre o corpo deformável e as superfícies rígidas. A evolução das condições de contacto é controlada por uma formulação mista, usando uma aproximação Lagrangiana aumentada (Oliveira *et al.*, 2004). O programa utiliza elementos finitos tridimensionais isoparamétricos, permitindo geometrias realistas e obter gradientes em espessura. No entanto, os elementos isoparamétricos têm um comportamento deficiente quando usados para resolver problemas elasto-plásticos, uma vez que o regime de integração total provoca o aparecimento de tensões hidrostáticas artificiais. Para evitar este efeito de rigidez excessiva, no DD3IMP é usado um método de integração selectiva reduzida (Menezes *et al.*, 1999; Alves *et al.*, 2001). Foram bem definidos, em trabalhos anteriores, os valores ideais para a maioria dos parâmetros numéricos do algoritmo implícito do DD3IMP, relativos a simulação numérica em processos de estampagem de chapas de metal (Menezes, 2000; Oliveira *et al.*, 2004). Os valores encontrados para estes parâmetros, mostram-se também adequados para serem utilizados no estudo de processos de deformação plástica que ocorrem na frente da fenda. O único parâmetro numérico optimizado para os estudos de fecho foi a constante definida pelo utilizador “Toleq”, que controla a convergência global do algoritmo de Newton-Raphson, e determina a precisão dos resultados numéricos (Antunes, 2008).

## **2.4 Sinopse**

A qualidade dos resultados numéricos depende grandemente de parâmetros do algoritmo numérico, do tamanho radial dos elementos  $LI$  na extremidade da fenda e da estabilização do nível de fecho de fenda. Cada modificação dos parâmetros físicos (mudança de material, razão de tensão, etc) deve ser acompanhada pela optimização destes parâmetros numéricos, o que pode ser uma tarefa trabalhosa.

Apesar de todos os esforços para melhorar a exactidão dos resultados do algoritmo numérico, as previsões do PICC são afectadas por uma incerteza intrínseca associada ao tamanho do incremento da fenda  $LI$ , ao número de ciclos de carga entre os incrementos de fenda, à carga considerada para a propagação da fenda e ao parâmetro que se considera para quantificar o fecho de fenda. Note-se que o estudo do refinamento da malha define um limite superior para  $LI$ , mas permanece a possibilidade de se considerarem valores mais baixos. Quanto menor o valor de  $LI$ , mais se aproxima o modelo numérico da propagação real, no entanto, isso aumenta significativamente o esforço numérico. Considerando as variações associadas aos diferentes parâmetros numéricos, não é fácil de definir previsões absolutas do PICC. De qualquer forma, fixando as fontes de incerteza, os modelos numéricos são excelentes para compreender o efeito dos diferentes parâmetros físicos no comportamento do fecho de fenda.

### 3 MECANISMOS DE FECHO

O fecho de fenda está intimamente ligado com a deformação plástica que ocorre na extremidade da fenda. A zona plástica monótona é constituída pelo material junto da extremidade da fenda que sofre deformação durante o carregamento, enquanto a zona plástica inversa é formada pelo material que sofre deformação em compressão durante a descarga. O aumento do nível de deformação monótona é suposto aumentar o nível de fecho, enquanto a deformação inversa provoca o efeito oposto. A deformação plástica monótona aumenta com a carga máxima e com o comprimento de fenda (isto é, com  $K_{max}$ ), enquanto a deformação inversa depende de  $\Delta K$  e do comportamento do material. Em materiais com efeito de Bauschinger significativo, ocorre deformação significativa durante a descarga, que reduz o nível de fecho e as cargas residuais de compressão. De facto, o uso de modelos de encruamento cinemáticos produz zonas plásticas inversas grandes, enquanto os modelos isotrópicos produzem zonas pequenas (Rodrigues, 2009). O fenómeno de fluência cíclica (strain ratcheting) também afecta o campo de tensões residuais (Rodrigues, 2009; Cochran, 2011).

O efeito dos parâmetros físicos no campo de deformação residual foi estudado utilizando diferentes abordagens. A análise de curvas tensão-deformação em Pontos de Gauss específicos tendo sido largamente utilizada (McClung, 1989; Wu, 1996; Zhao, 2004), pois permite informação interessante sobre a geração da deformação plástica. Porém estas curvas permitem somente uma análise qualitativa do efeito dos diferentes parâmetros. Assim, foram consideradas propostas alternativas na literatura para quantificar o campo de tensões residual, como por exemplo a análise do perfil da fenda (Zhao, 2004). A diferença de abertura de fenda entre fendas estacionárias e de fadiga reflecte a quantidade de deformação plástica residual deixada pelo carregamento cíclico (Newman, 1976; McClung, 1989; Roychowdhury, 2003). Singh *et al.* (2008) usaram esta abordagem para estudar o efeito de sobrecargas cíclicas e Roychowdhury *et al.* (2004) estudaram o efeito da tensão-T (*T-stress*). Vor *et al.* (2013) consideraram  $\Delta\varepsilon_{22}$  e  $\Delta CTOD$ , que são a gama de deformação na extremidade da fenda na direção do carregamento e a gama do deslocamento de abertura de fenda, respectivamente. Zhao *et al.* (2004) e Roychowdhury *et al.* (2004) estudaram as deformações plásticas ( $\varepsilon_{px}$ ,  $\varepsilon_{py}$ ,  $\varepsilon_{pz}$ ), enquanto Matos *et al.* (2008) analisaram as forças de contacto.

Falta, porém, um parâmetro, que seja representativo de todo o campo residual e possa ser utilizado para estabelecer ligações quantitativas entre os parâmetros físicos, o campo de deformações residual e o nível de fecho de fenda. Esse parâmetro é aqui proposto, e consiste na extensão plástica do material atrás da extremidade da fenda  $\Delta y_p$ , e é obtido por integração da deformação plástica perpendicular ao flanco da fenda. Espera-se que este parâmetro controle o nível de fecho devido ao seu sentido físico evidente. Além disso, pretende-se propor um modelo empírico, que sirva como validação do conceito proposto, e que assuma que a deformação plástica é um conjunto de cunhas plásticas verticais, em que é aplicável o princípio de sobreposição dos efeitos e que a influência de uma cunha específica decresce exponencialmente com a distância à extremidade da fenda.

### **3.1 Geração da Onda Plástica Residual**

A Figura 3.1 apresenta uma curva tensão-deformação  $\sigma_{yy}$ - $\varepsilon_{yy}$  registada num Ponto de Gauss próximo da face da fenda, durante a sua propagação. As tensões foram normalizadas pela tensão de cedência da liga de alumínio (124,2 MPa). A Figura 3.1b) mostra o Ponto de Gauss e as sucessivas posições da extremidade de fenda. No início da propagação o Ponto de Gauss está à frente da fenda a uma distância de 28,3 elementos finitos, o que corresponde a 451 $\mu$ m pois os elementos têm uma dimensão de 16 $\times$ 16 $\mu$ m<sup>2</sup>. Apesar desta distância, o ponto sofre deformação plástica, o que indica que está dentro da zona plástica monótona. A carga mínima há compressão, mas não ocorre deformação inversa. A propagação de fenda faz com que a extremidade de fenda se aproxime do Ponto de Gauss, o que aumenta o nível de tensão e conseqüentemente de deformação. A tensão de compressão à carga mínima vai aumentando progressivamente, começando a produzir deformação inversa. A distância entre a posição da fenda à qual se inicia a deformação inversa e a posição do Ponto de Gauss define o tamanho da zona cíclica, que é de aproximadamente 6 $\times$ 16 $\mu$ m=96 $\mu$ m para a situação representada na Figura 3.1a. Porém, a deformação máxima ocorre quando o Ponto de Gauss está imediatamente à frente da extremidade da fenda, isto é, quando a fenda está na posição 29 indicada na Figura 3.1b. Os dois ciclos de carga aplicados entre propagações estão agora claramente visíveis. O nível de tensão atinge cerca de três vezes a tensão de cedência do material, devido ao encruamento isotrópico. Quando a fenda passa para além do Ponto de Gauss (posição 30 na Figura 3.1b), o nível de tensão aplicado torna-se bastante baixo e a



deformação plástica cessa. A deformação plástica no ponto de Gauss estudado é agora uma deformação residual. A magnitude da deformação plástica residual na Figura 3.1a é menor que 2%, sendo pois relativamente baixa. A malha de elementos finitos, as propriedades de encruamento, o estado de tensão, etc., influenciam a curva tensão-deformação e por isso a deformação plástica residual. O efeito de diferentes parâmetros físicos e numéricos nas curvas tensão-deformação tem sido bastante estudado na literatura, como já mencionado (Cochran,2011; McClung, 1989; Wu, 1996; Zhao, 2004).

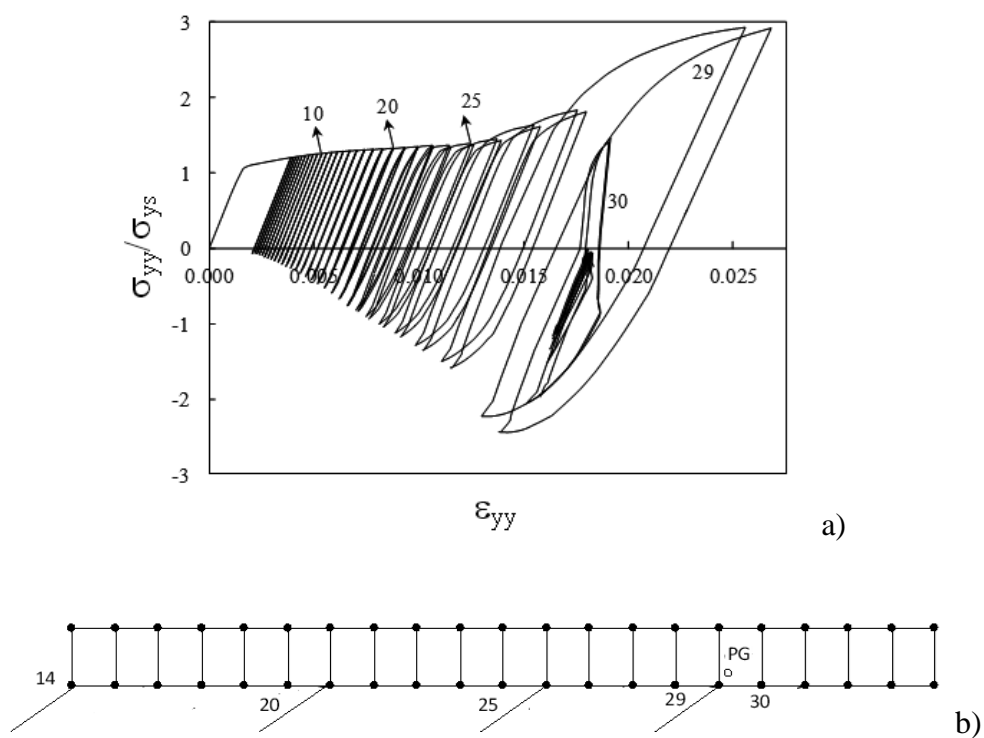


Figura 3.1 - a) Curva tensão-deformação para um Ponto de Gauss. b) Localização do Ponto de Gauss relativamente à extremidade da fenda ( $\sigma_{\max}=60\text{MPa}$ ;  $\sigma_{\min}=0$ ;  $L_1=16\mu\text{m}$ ;  $\Delta a=30 \times 16=480\mu\text{m}$ ; 2 ciclos por incremento).

Os Pontos de Gauss mais afastados do flanco da fenda têm um comportamento similar ao reportado na Figura 3.1, mas menores níveis de tensão e por isso de deformação. A Figura 3.2 representa a deformação vertical  $\varepsilon_{yy}$ , ao longo de uma linha vertical perpendicular ao flanco, para diferentes níveis de carga e para duas malhas de elementos finitos (M8 e M32). Os valores de deformação foram medidos a carga mínima, sendo compostos essencialmente por

deformação plástica. Porém, os elementos mais próximos do flanco da fenda estão sujeitos a alguma deformação elástica em compressão, o que explica a redução de deformação para  $y < 0,05\text{mm}$ . O nível de deformação é mais relevante perto do flanco da fenda, decrescendo substancialmente com a distância ao flanco  $y$ . O aumento da carga máxima aumenta significativamente o nível de deformação, como seria de esperar. O refinamento da malha afecta a deformação somente junto ao flanco, tendo pouca influência em zonas mais afastadas.

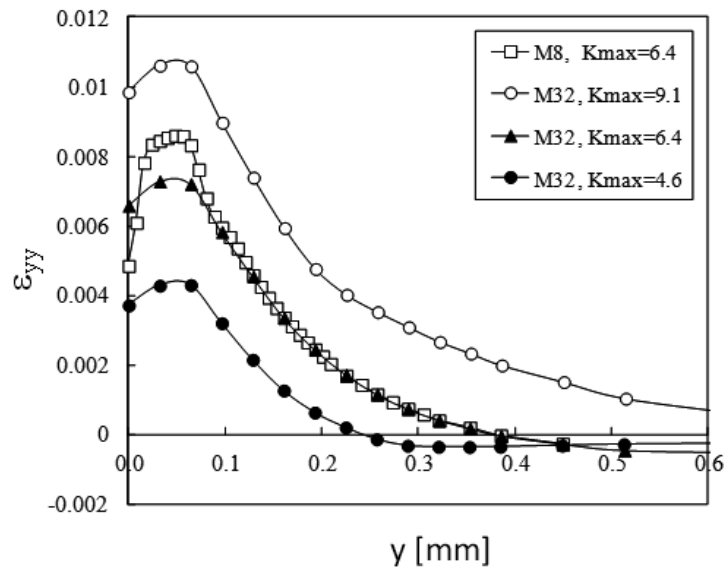


Figura 3.2 - Deformação vertical a carga mínima *versus* Distância ao flanco da fenda ( $K_{\min}=0$ ).

Foi desenvolvido um novo conjunto de modelos de elementos finitos, para estudar a contribuição das diferentes camadas de elementos finitos, paralelas ao flanco, no nível de fecho. Nestes modelos, a tensão de cedência das camadas horizontais de elementos finitos foi aumentada de 124 para 350MPa, camada a camada, progressivamente até à 10ª camada. A Figura 3.3a mostra o nível de fecho de fenda em função do número de camadas endurecidas, para dois níveis de carregamento a amplitude constante ( $F_{\max}=100\text{N}$ ;  $K_{\max}=4,6\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ,  $K_{\min}=0$ ; e  $F_{\max}=140\text{N}$ ;  $K_{\max}=6,4\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ,  $K_{\min}=0$ ). A Figura 3.3b mostra a influência relativa, em percentagem, de cada camada horizontal no nível global de fecho. A primeira camada é a mais importante, pois é aí que ocorre a maior deformação plástica. A importância das diferentes camadas decresce rapidamente com a distância ao flanco, o que está de acordo com os resultados da Figura 3.2. O aumento da carga máxima faz decrescer a importância da

primeira camada no nível de fecho (de 44 para 23,5%) e aumenta a importância das regiões mais remotas (de 56 para 76,5%).

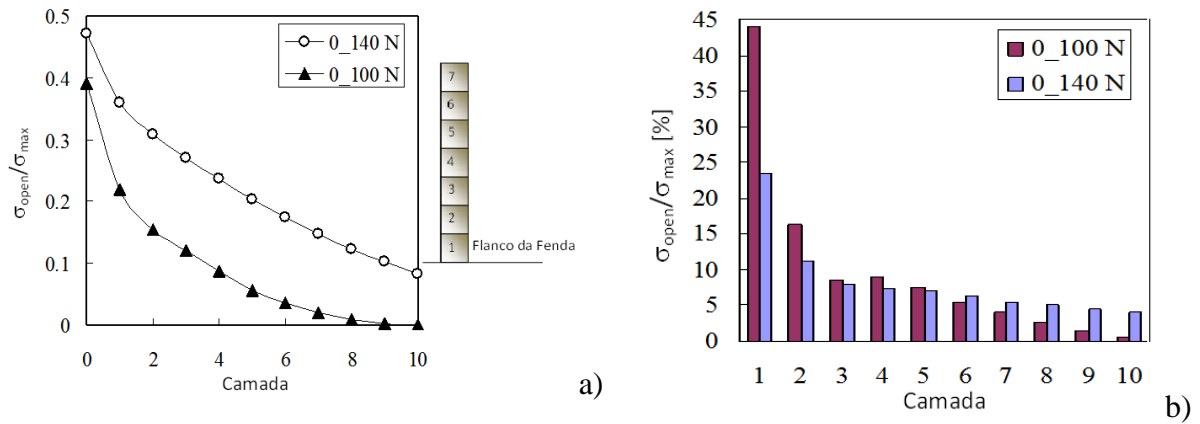


Figura 3.3 - a) PICC *versus* Número de camadas duras. b) Importância relativa das camadas horizontais individuais (%). (Malha M32)

### 3.2 Magnitude da Cunha Plástica Residual $\Delta y_p$

A influência dos parâmetros numéricos e físicos no campo plástico residual tem sido bastante estudada. Porém, falta a ligação entre o campo residual e o nível de fecho, principalmente devido à inexistência de um parâmetro único capaz de representar toda a distribuição de deformação plástica (na direcção perpendicular ao flanco). O parâmetro aqui proposto é a integração ao longo da direcção  $y$  da deformação plástica vertical  $\varepsilon_{p,yy}$ :

$$\Delta y_p = \int_0^h \varepsilon_{p,yy} \cdot dy \quad (3.1)$$

$\Delta y_p$  tem um sentido físico, que é o alongamento vertical da cunha plástica. Nesta equação,  $h$  representa a altura de integração que deve ser superior à dimensão da zona plástica na direcção perpendicular ao flanco. Como já foi analisado, os segmentos mais próximos do flanco são os que mais contribuem para o valor de  $\Delta y_p$ . Foram obtidos valores  $\Delta y_p$  de 0,0005, 0,0011, 0,0013 e 0,0024 mm, para os casos (M32,  $K_{max}=4,6 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ), (M32,  $K_{max}=6,4$

MPa.m<sup>1/2</sup>), (M8, K<sub>max</sub>=6,4 MPa.m<sup>1/2</sup>) e (M32, K<sub>max</sub>=9,1 MPa.m<sup>1/2</sup>), respectivamente. Estes valores indicam que uma pequena extensão plástica é suficiente para produzir fecho de fenda.

A Figura 3.4 mostra a relação entre a magnitude da cunha plástica  $\Delta y_p$ , e o nível de fecho de fenda quantificado pela razão de tensões efetiva  $R_{ef} = \sigma_{open} / \sigma_{max}$ . Estes resultados foram obtidos para uma gama bastante larga de parâmetros de carga. São ainda apresentados resultados para o aço de alta resistência DP600. É evidente uma ligação forte entre o nível de fecho e  $\Delta y_p$ , que indica que este parâmetro caracteriza efectivamente o campo de deformação residual. De acordo com a figura, o nível de fecho aumenta significativamente para valores relativamente baixos de  $\Delta y_p$ , e mais moderadamente para valores mais altos de  $\Delta y_p$ .

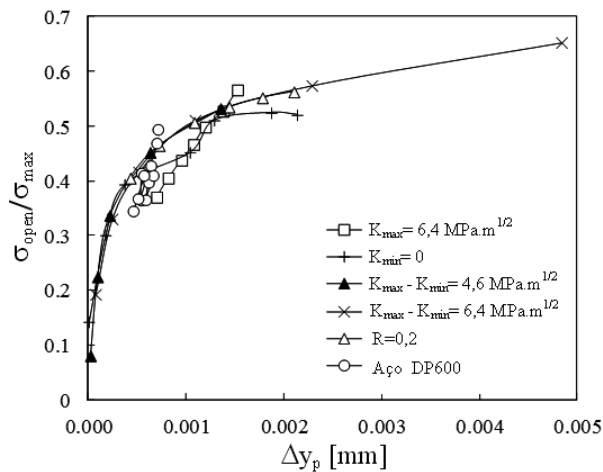


Figura 3.4 - PICC versus  $\Delta y_p$  (Malha M16; Estado Plano de Tensão; Tabela 2A - Anexo I).

### 3.3 Modelo Empírico

Foi desenvolvido um modelo empírico considerando que  $\Delta y_p$  é o parâmetro que controla o efeito do campo plástico residual no nível de fecho, e tendo em conta que:

- o princípio da sobreposição linear de efeitos, é aplicável ao efeito das cunhas plásticas individuais atrás da extremidade da fenda, sendo o campo plástico residual visto como um conjunto de cunhas plásticas verticais.
- a influência de  $\Delta y_p$  decresce exponencialmente com a distância à extremidade da fenda.

Estas hipóteses são estudadas detalhadamente a seguir.

### **3.3.1 Princípio da Sobreposição Linear**

De modo a analisar a influência das cunhas plásticas verticais no nível de fecho desenvolveu-se uma análise paramétrica em que se manipularam as propriedades do material no modelo de elementos finitos de modo a criar cunhas plásticas em posições específicas ao longo do flanco da fenda. Mais precisamente, foram gerados modelos de elementos finitos em que se inseriram colunas de material mais macio, tendo as propriedades da liga de alumínio 6016-T4, em material duro. Este material duro foi simulado aumentando artificialmente a tensão de cedência ( $Y_0 = 9524$  MPa na equação 2.3, ponto 2.1.4). Esta tensão de cedência tão alta faz com que a deformação plástica ocorra somente nas colunas de material macio distribuídas ao longo do flanco da fenda. A Figura 3.5 ilustra o modelo de elementos finitos com as colunas verticais de material macio embebidas numa matriz dura. Cada cunha plástica é constituída somente por uma coluna de elementos finitos. As diferentes colunas de material macio foram identificadas de acordo com a sua posição relativamente à localização inicial da extremidade da fenda. Na Figura 3.5 estão representadas as colunas 20, 30 e 40. A fenda foi propagada e o nível de fecho foi medido quando a extremidade da fenda estava na posição 40. Verificou-se que a deformação da coluna 20 afecta o fecho medido na coluna 40 (Figura 3.5a), e que o efeito da coluna 30 (Figura 3.5b) é maior do que o da coluna 20. Além disso, o nível de fecho produzido pela coluna 20 (Figura 3.5a) mais o nível de fecho produzido pela coluna 30 (Figura 3.5b) é praticamente igual ao efeito das duas colunas simultaneamente (Figura 3.5c), sendo a diferença de somente 0,5%. Este estudo foi repetido para diferentes números de colunas individuais e diferentes localizações ao longo do flanco, sempre com o mesmo resultado. Assim, concluiu-se que o princípio da sobreposição linear aplica-se ao efeito das cunhas plásticas individuais no nível de fecho. Notar que atrás da extremidade da fenda as cunhas plásticas residuais comportam-se elasticamente, pelo que a aplicabilidade do princípio de sobreposição não é surpreendente.

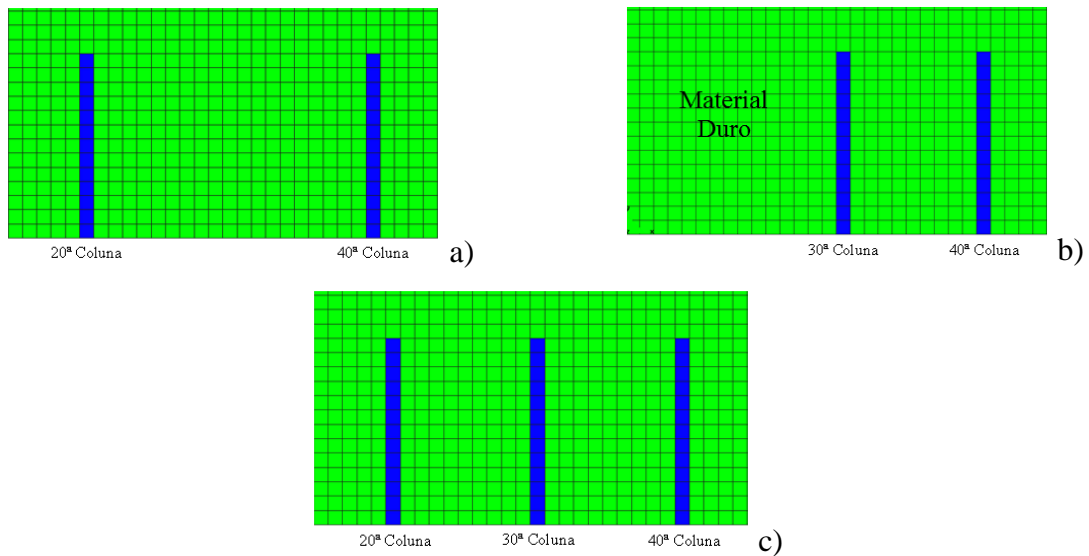


Figura 3.5 - Modelos com matriz dura e colunas de material macio. a) 20ª e 40ª colunas. b) 30ª e 40ª colunas. c) 20ª, 30ª e 40ª colunas. (Malha M16;  $x=5,336; 5,496; 5,656$  mm; respectivamente).

### 3.3.2 Fecho de Fenda versus Distância à Extremidade da Fenda

A abordagem utilizada na Figura 3.5 foi também utilizada para estudar o efeito da distância à extremidade de fenda. Assim, foram definidos diferentes modelos com somente duas colunas de material macio (como as Figura 3.5a e b ilustram). Uma das colunas manteve-se fixa na coluna da posição 40, enquanto a posição da outra coluna se fez variar em cada um dos modelos de elementos finitos, sendo  $d$  a distância entre ambas as colunas. A tensão de cedência do material circundante foi uma vez mais aumentada de modo a isolar as duas cunhas, e fez-se a propagação de fenda. A Figura 3.6a mostra o nível de fecho medido na 40ª coluna em função da distância  $d$ . O nível de fecho de fenda foi quantificado pela razão efectiva de tensões  $R_{ef}=\sigma_{open}/\sigma_{max}$ , sendo a carga de abertura calculada pelo contacto do nó 1 atrás da extremidade da fenda. Verificou-se que a coluna a uma distância  $d$  afecta o nível de fecho medido na 40ª coluna, e que o nível de fecho decresce significativamente com a distância convergindo para zero com o aumento de  $d$ . Isso significa que a influência das colunas individuais decresce significativamente com a distância à extremidade da fenda.

Um segundo exemplo da influência decrescente das cunhas plásticas é dado pela evolução de fecho após aplicação de uma sobrecarga. Tal como se ilustra esquematicamente na Figura 3.6b,  $d$  é agora a distância entre o pico de fecho e a posição actual de fenda, e  $\Delta PICC$  é a diferença entre o valor de fecho pós-sobrecarga e o valor de fecho do ensaio a amplitude constante (sem sobrecarga). Neste caso considerou-se um material com comportamento homogéneo. A sobrecarga produz um pico de fecho que se dissipa assintoticamente com a propagação da fenda para além da zona afectada pela sobrecarga. Uma vez mais, observa-se uma dissipação rápida com a propagação de fenda. Notar que neste caso são várias as cunhas plásticas afectadas pela sobrecarga.

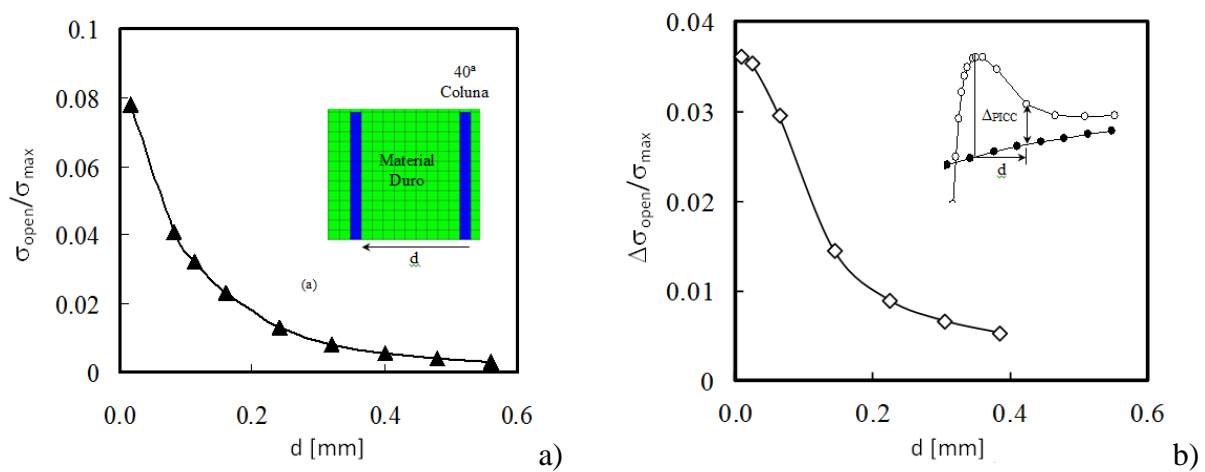


Figura 3.6 - Cunhas plásticas residuais *versus* Distância à extremidade da fenda. a) Cunhas plásticas individuais (Malha M16;  $K_{max}=6,5\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ). b) Evolução de  $\Delta PICC$  para uma situação de ( $OLR=1,125$ ;  $K_{max,base}=6,5\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ).

Foi considerada uma terceira abordagem para estudar o efeito da distância das cunhas plásticas à extremidade de fenda, que consistiu em ensaios de amplitude constante em material homogéneo. Sabe-se que a amplitude constante o nível de fecho cresce com a propagação, até se atingir um valor estável (Figura 3.7a). A diferença entre os níveis de fecho de duas posições consecutivas da fenda,  $\Delta PICC$ , indica a influência de cada incremento no nível de fecho. Notar que, como é indicado esquematicamente na Figura 3.7b, a propagação adiciona novas cunhas plásticas na extremidade de fenda. Se for tomado o ponto de vista da extremidade da fenda, é como se em cada propagação fosse adicionada uma cunha na posição mais remota do flanco da fenda. Por outras palavras, se o sistema de coordenadas estiver sempre na extremidade da fenda, parece que em cada propagação aparece uma cunha na

posição mais remota do flanco. A correspondente variação do valor de fecho é o efeito desta “nova” cunha a uma distância  $d$ . Esta foi a melhor solução encontrada para isolar e quantificar o efeito das cunhas plásticas individuais. A Figura 3.7b mostra o valor de  $\Delta PICC$  em função da distância  $d$  para um ensaio de amplitude constante com  $K_{max}=6,5MPa.m^{1/2}$ ,  $K_{min}=0,1NMPa.m^{1/2}$  ( $\sigma_{max}/\sigma_{ys}=0,38$ ;  $R=0,02$ ). Mais uma vez se pode ver que o efeito de uma cunha plástica decresce fortemente com o aumento da distância à extremidade da fenda, tornando-se próximo de zero quando os valores são relativamente altos. A análise comparativa da Figura 3.6 e da Figura 3.7, correspondentes a situações físicas bastante diferentes, indica inequivocamente que a influência de uma cunha plástica decresce rapidamente com a distância à extremidade da fenda. Notar ainda que o efeito da cunha plástica desaparece para distâncias superiores a 1mm. Por outras palavras, a parte da onda plástica residual que afecta o nível de fecho de fenda é a que está até cerca de 1mm atrás da extremidade da fenda. Por outro lado, a onda plástica residual até 0,1mm atrás da extremidade da fenda é responsável por mais de 50% do nível total de fecho. De facto, Iyyer *et al.* (1989) definiram o nível de fecho de fenda com base na análise do contacto dos flancos da fenda até uma distância de 0,1mm.

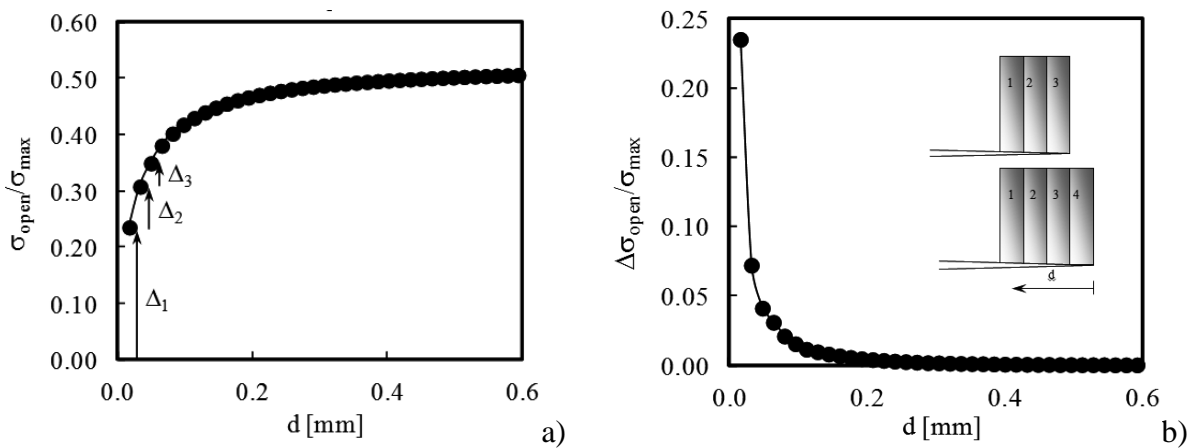


Figura 3.7 - Evolução de  $\Delta PICC$  com a propagação de fenda para um teste a carga de amplitude constante (Malha M16;  $K_{max}=6,5MPa.m^{1/2}$ ).

O rápido decréscimo da influência das cunhas plásticas é explicado na Figura 3.8. A Figura 3.8a é uma representação esquemática de uma cunha plástica a uma distância  $d$  da extremidade da fenda, a carga mínima. A cunha plástica é comprimida pelo material circundante que está deformado elasticamente. Para abrir a fenda é necessário aplicar uma



carga remota, que seja capaz de ultrapassar a força residual compressiva na cunha plástica (Figura 3.8b).

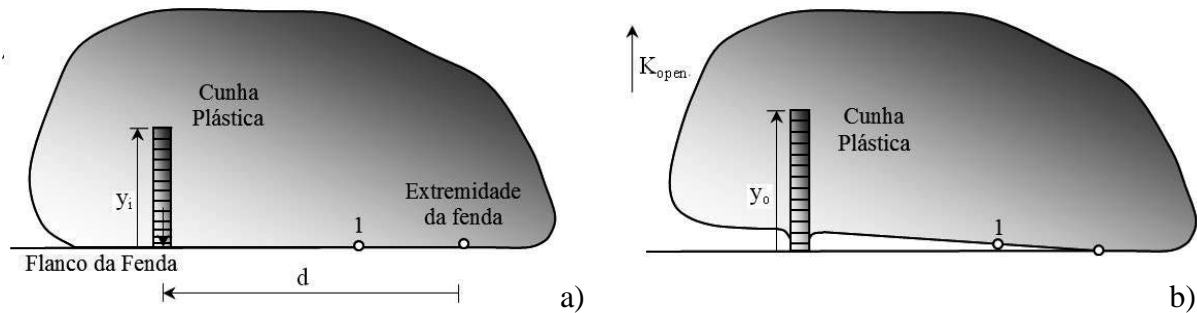


Figura 3.8 - Cunha plástica a uma distância  $d$  da extremidade da fenda. a) A carga mínima. b) Na carga de abertura.

Foi desenvolvido um estudo paralelo para quantificar a relação entre a força compressiva na cunha plástica  $F_p$ , a distância à extremidade da fenda  $d$ , e o factor de intensidade de tensão requerido para abrir a fenda. Foi aplicada uma força pontual no flanco da fenda a uma distância  $d$  da extremidade da fenda, e o factor de intensidade de tensão foi determinado a partir do *integral J* considerando um comportamento linear elástico para o material. A influência da força pontual decresce rapidamente com o aumento da distância  $d$ , aproximando-se de zero para distâncias relativamente grandes. Foi ajustada aos resultados numéricos uma curva por regressão do tipo potência:

$$\frac{K_{open}}{F_p/(t.W)\sqrt{W}} = \frac{1,07}{(d/W)^{-0,465}} \quad (3.2)$$

sendo  $t=0,1 \times 10^{-3}$  m e  $W=0,03$  m a espessura e a largura do provete, respectivamente. Adicionalmente, as forças de contacto a carga mínima decrescem substancialmente a partir da extremidade da fenda, como mostra a Figura 3.9a. Estes dois efeitos, isto é, o decréscimo das forças de contacto e da sua influência com a distância à extremidade da fenda, explicam os resultados da Figura 3.7 relativos à variação de fecho. Solancki *et al.* (2004b) propuseram uma abordagem para determinação do nível de fecho baseada nas forças de contacto a carga mínima. Na Figura 3.9b mostra-se o nível de fecho de fenda em função da distância  $d$ , obtida a partir das forças de contacto a carga mínima utilizando a equação 3.2. É evidente um decréscimo rápido com a distância à extremidade da fenda, que reforça os resultados na

Figura 3.6 e na Figura 3.7. Observa-se também aqui que uma porção significativa do nível de fecho está relacionada com o contacto até uma distância de 0,1mm atrás da extremidade da fenda. Olhando novamente para a Figura 3.8, é evidente que a força compressiva depende do nível de deformação plástica da cunha plástica, isto é depende de  $y_o-y_i$ . Notar ainda que  $\Delta y_p$  é a distância  $y_o-y_i$ , tendo pois um sentido físico.

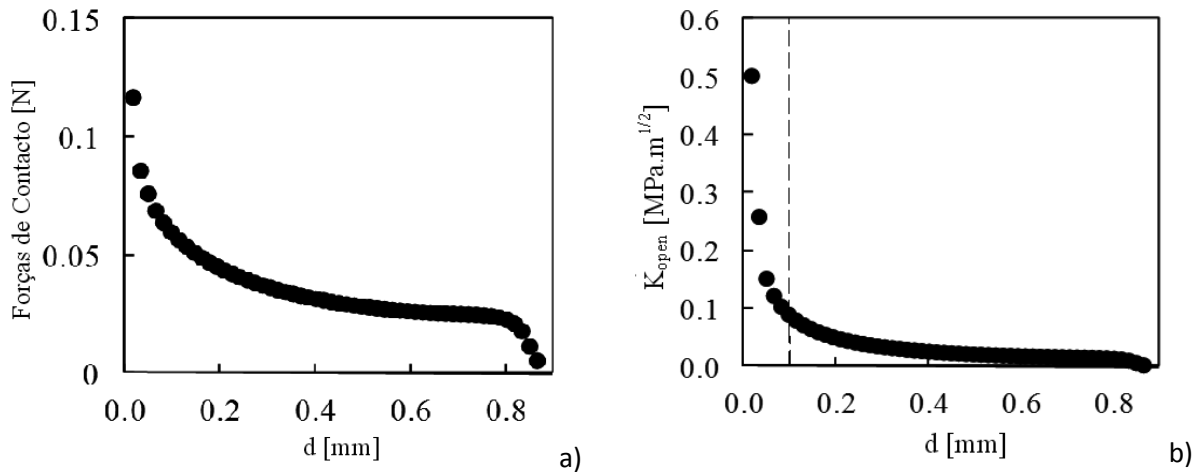


Figura 3.9 - a) Força de contacto a carga mínima *versus* Distância à extremidade da fenda  $d$ . b) Factor de Intensidade de Tensão de abertura da fenda. (M16; tensão plana;  $\Delta a=0,96$ mm;  $\sigma_{max}=47,5$ MPa)

### 3.3.3 Fecho versus Cunhas Plásticas Individuais

O modelo empírico foi desenvolvido com base em resultados numéricos de fecho. A ideia básica foi estabelecer uma relação entre uma cunha plástica individual caracterizada pela sua posição  $d$  e magnitude  $\Delta y_p$ , e o nível de fecho. Uma grande dificuldade foi isolar o efeito de uma cunha individual, tendo sido tentadas diferentes soluções. A melhor solução encontrada está ilustrada na Figura 3.7b . Num ensaio de amplitude constante, tomando como referência a extremidade da fenda, cada propagação de fenda adiciona uma cunha plástica na posição mais remota do flanco. Esta cunha plástica aumenta o nível de fecho de uma quantidade  $\Delta PICC$ . Este valor é a influência da cunha plástica de magnitude  $\Delta y_p$  a uma distância  $d$  (isto é,  $PICC_i = \Delta PICC$ ). Pode assim estabelecer-se uma ligação entre a posição da cunha plástica  $d$ , a

sua magnitude  $\Delta y_p$  e a variação de fecho. A Figura 3.10a mostra a variação de fecho em função da distância à extremidade da fenda, para diferentes valores de carga remota. O aumento de  $d$  reduz significante a contribuição de uma cunha para o fecho total, enquanto o aumento do nível de carga aumenta essa contribuição. Foi encontrado em excelente ajustamento com um modelo exponencial.

$$PICC_i = \tilde{f}(d, \Delta y_p) = C_1 \cdot d^{C_2} \quad (3.3)$$

em que  $C_1$  e  $C_2$  são constantes de ajustamento dependentes de  $\Delta y_p$ . Foram considerados polinómios de quinta ordem para definir estas contantes:

$$C_1 = (C_{15} \cdot \Delta y_p^5 + C_{14} \cdot \Delta y_p^4 + C_{13} \cdot \Delta y_p^3 + C_{12} \cdot \Delta y_p^2 + C_{11} \cdot \Delta y_p^1 + C_{10}) \quad (3.4)$$

$$C_2 = (C_{25} \cdot \Delta y_p^5 + C_{24} \cdot \Delta y_p^4 + C_{23} \cdot \Delta y_p^3 + C_{22} \cdot \Delta y_p^2 + C_{21} \cdot \Delta y_p^1 + C_{20}) \quad (3.5)$$

As Figuras 3.10b e c mostram a evolução de  $C_1$  e  $C_2$  com  $\Delta y_p$ , respectivamente. Foi obtido um bom ajustamento com os modelos polinomiais, conforme se pode ver. As constantes definidas pelos polinómios de quinto grau foram obtidas por minimização das diferenças entre os resultados de simulação por elementos finitos do nível de abertura de fenda obtidos para casos de carga de amplitude constante, e as previsões do modelo obtido a partir dos valores de  $\Delta y_p$ . É importante notar que há uma enorme sensibilidade do fecho relativamente a pequenos erros de  $C_1$  e  $C_2$ , pelo que estes devem ser modelados com muita exactidão.

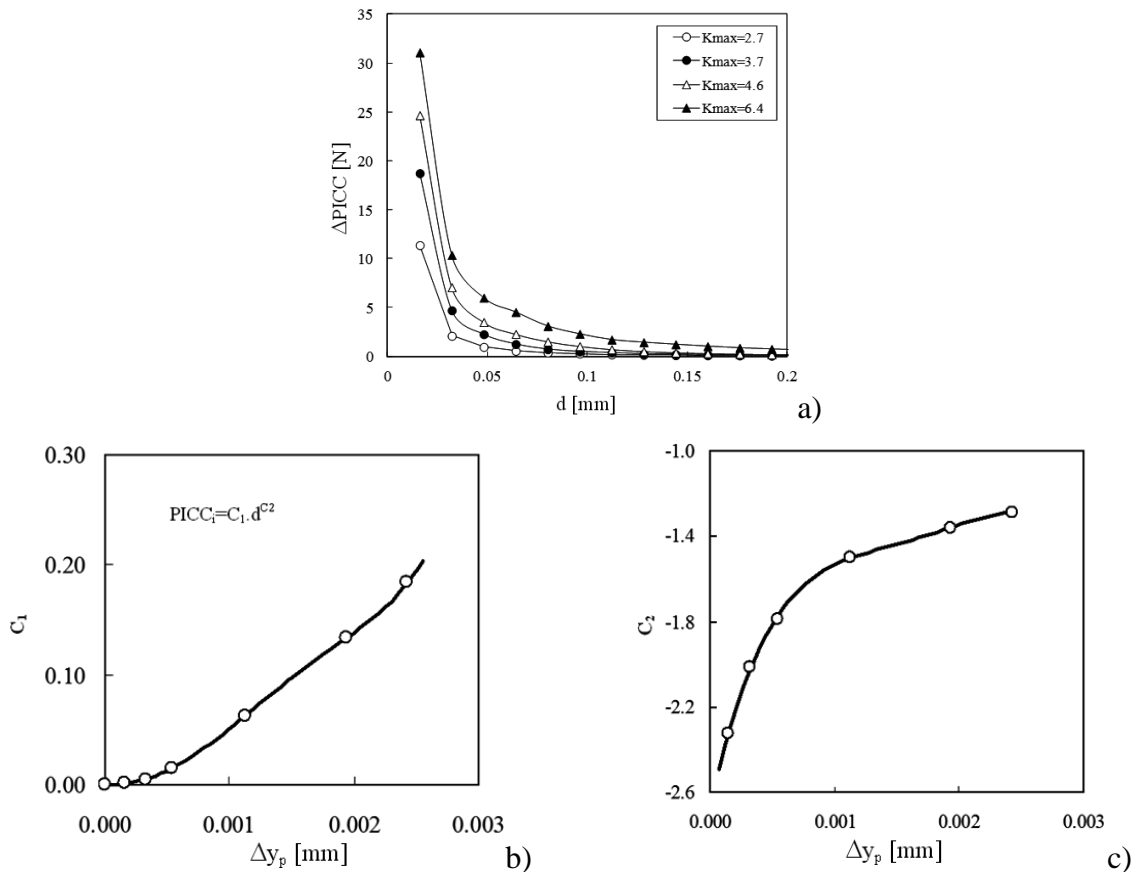


Figura 3.10 - a) Variação do nível de PICC *versus* Distância à extremidade da fenda ( $K_{min}=0$ ).  
 b) c) Evolução das constantes  $C_1$  e  $C_2$ , respectivamente, com  $\Delta y_p$ . (Malha M16)

### 3.3.4 Aplicação do Modelo

Foi feita uma aplicação do modelo de PICC baseado em  $\Delta y_p$ , procurando avaliar as suas capacidades de previsão. É necessária uma análise por elementos finitos para obter a variação de  $\Delta y_p$  ao longo do flanco da fenda. Fixando a extremidade da fenda, a distância das cunhas plásticas individuais pode ser calculada, e usando a equação 3.3 juntamente com o valor de  $\Delta y_p$  pode obter-se a contribuição de cada uma das cunhas. O valor global de fecho de fenda, para uma dada posição da extremidade da fenda, é obtido somando as contribuições de todas as cunhas. Esta soma baseia-se no princípio de sobreposição linear de efeitos.

Este modelo foi aplicado a diferentes situações, de modo a testar a sua exactidão e a validade das premissas que lhe estão subjacentes. As Figura 3.11 mostram os resultados obtidos com a aplicação de uma sobrecarga com  $K_{OL}=7,3 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$  após uma propagação de 0,369 mm

(carregamento base:  $K_{\min}=0$ ,  $K_{\max}=6,4 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ). Os resultados de  $\Delta y_p$  apresentados na Figura 3.11a mostram um pico de deformação plástica correspondente à aplicação da sobrecarga. O pico estende-se ao longo do flanco, porque a deformação plástica associada à sobrecarga se estende para além da extremidade da fenda. A Figura 3.11b compara os resultados de fecho de fenda resultantes do método dos elementos finitos com os obtidos com o modelo empírico baseado na equação 3.3. Há uma boa concordância, que valida o modelo empírico aqui proposto e metodologia subjacente, nomeadamente o princípio de sobreposição linear e o uso do alongamento vertical para quantificar o efeito da onda plástica residual.

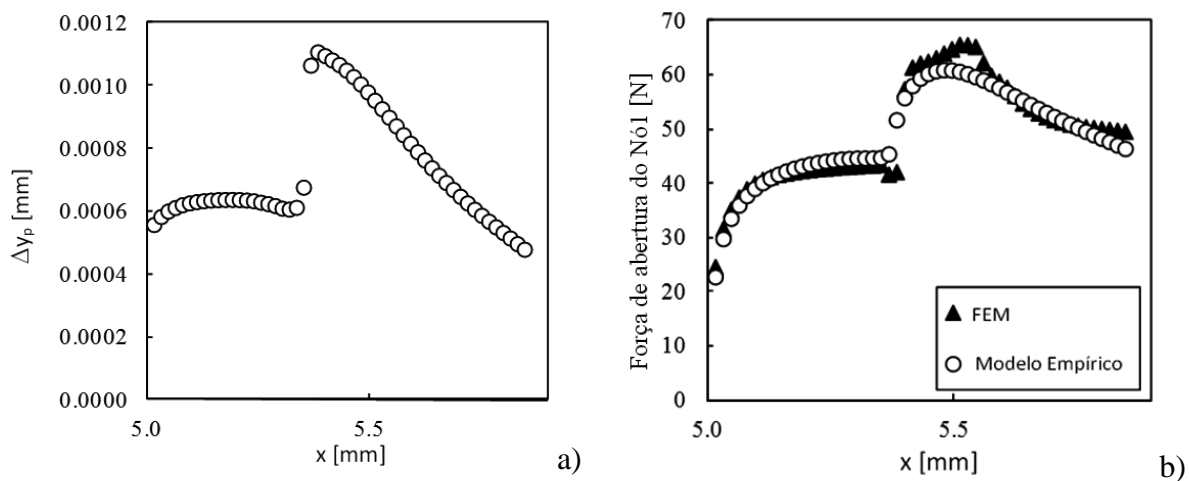


Figura 3.11 - Sobrecarga simples (OLR=1,6; carga base:  $K_{\min}=0$ ;  $K_{\max}=6,4 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ). a)  $\Delta y_p$  versus Coordenada-x. b) Força de abertura do N°1 versus Coordenada-x.

O modelo empírico não inclui o efeito de outros fenómenos, como o arredondamento da extremidade da fenda. Esta aparente desvantagem é porém interessante, pois permite isolar o efeito das cunhas plásticas de outros fenómenos. A Figura 3.12 mostra os resultados obtidos com a aplicação dos blocos de carga representados. Foram considerados 3 blocos de carga, todos com  $K_{\min}=0$  enquanto  $K_{\max}=4,6$ ,  $2,7$  e  $6,4 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ . O decréscimo de  $K_{\max}$  de  $4,6$  para  $2,7 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$  decresce o nível de deformação plástica, conforme se pode ver na Figura 3.12a, mas o decréscimo não é drástico o que pode ser explicado pela deformação plástica existente à frente da fenda no fim do primeiro bloco de carga. Por outro lado, o aumento subsequente para  $6,4 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$  é imediatamente observado em  $\Delta y_p$ . O modelo empírico prevê variações de fecho que respeitam as variações de  $\Delta y_p$ . Há porém uma diferença significativa entre as previsões do método dos elementos finitos e o modelo empírico na zona intermédia. Os resultados do método dos elementos finitos (FEM) são substancialmente inferiores às

previsões baseadas em  $\Delta y_p$ . Aparentemente, o que acontece em cada instante na extremidade da fenda tem um efeito significativo no nível de fecho, que não está incluído no modelo empírico. Sehitoglu *et al.* (1991) observaram em deformação plana que um mecanismo de arredondamento da fenda compete com o mecanismo de fecho. O fenómeno de fecho parcial (Borrego, 2008) pode também ser utilizado para explicar as diferenças observadas.

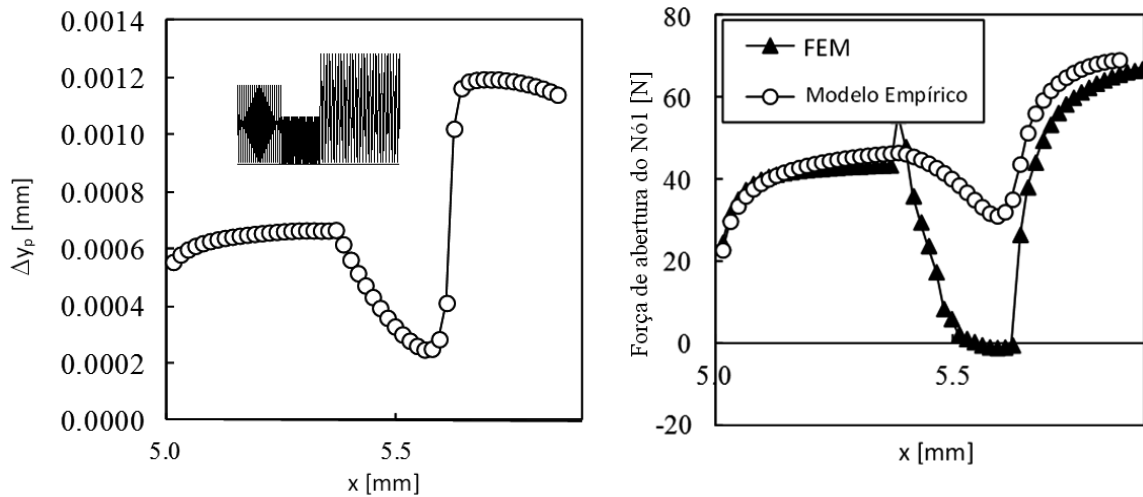


Figura 3.12 - Blocos de carga ( $K_{\min}=0$ ;  $K_{\max,1}=4,6$ ;  $K_{\max,2}=2,7$ ;  $K_{\max,3}=6,4 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ).

### 3.4 Sinopse

O alongamento vertical das cunhas plásticas  $\Delta y_p$ , obtido numericamente pela integração da deformação plástica na direcção perpendicular ao flanco da fenda, foi escolhido pelo seu óbvio sentido físico. Este parâmetro é semelhante à diferença entre os perfis de abertura de fenda obtidos com fendas estacionárias e de fadiga, que foi proposta por outros autores (Newman, 1976; McClung, 1989; Roychowdhury, 2003, 2004). De facto, a análise dos perfis de fenda é uma alternativa a  $\Delta y_p$ , que pode ser explorada.

A boa correlação entre  $\Delta y_p$  e o nível de fecho de fenda indicou que este pode ser utilizado para compreender e quantificar o efeito dos parâmetros físicos no fenómeno de fecho de fenda induzido por deformação plástica. Procurou-se fazer uma segunda validação, desenvolvendo um modelo empírico de previsão baseado em  $\Delta y_p$ . Uma boa concordância entre as previsões

numéricas e o modelo empírico validaram as premissas que lhe estão subjacentes, nomeadamente que o alongamento plástico vertical é um parâmetro chave do fenómeno de fecho. Os valores obtidos para  $\Delta y_p$  foram relativamente pequenos, na gama do micrómetro, indicando que um pequeno alongamento plástico é suficiente para produzir fecho de fenda. Peña (2013) encontrou diferenças de cerca de  $5\mu\text{m}$  entre os perfis de fenda obtidos com e sem propagação á superfície de provetes CT, o que está claramente dentro da gama de valores aqui obtidos. Singh *et al.* (2008) obtiveram valores de cerca de  $3\mu\text{m}$ . O aumento do nível de deformação plástica, por refinamento da malha ou pelo aumento do número de ciclos de carga, espera-se que aumente a magnitude de  $\Delta y_p$ . A variação do nível de fecho com  $\Delta y_p$ , apresentada na Figura 3.4, indica uma saturação de fecho para valores relativamente altos de  $\Delta y_p$ , que não está totalmente compreendida.

Verificou-se ainda que a deformação plástica em cada Ponto de Gauss se acumula progressivamente com a aproximação da extremidade de fenda. É um processo complexo envolvendo deformação plástica monótona e inversa, encruamento cíclico e deformação cíclica. Quando a extremidade da fenda passa para além do Ponto de Gauss a deformação plástica cessa, e a deformação existente torna-se parte do campo de deformação residual. A deformação plástica residual depende dos parâmetros físicos e numéricos, nomeadamente da posição do Ponto de Gauss relativamente ao flanco, do número de ciclos de carga entre propagações, das propriedades de encruamento e dos parâmetros de carga.

Verificou-se que o fecho de fenda ocorre predominantemente numa pequena região atrás da extremidade da fenda. Mais de 50% do fecho é devido à onda plástica até uma distância de  $0,1\text{mm}$ . Assim, as técnicas experimentais utilizadas para a observação directa do contacto devem olhar para a região imediatamente atrás da extremidade da fenda. Adicionalmente, a primeira camada horizontal de elementos junto do flanco da fenda tem uma importância significativa no nível global de fecho (até cerca de 50%), que diminui com a carga máxima.

Verificou-se que a onda plástica residual pode ser vista como um conjunto de cunhas plásticas verticais. O princípio da sobreposição linear aplica-se ao efeito destas cunhas individuais no nível de fecho de fenda, o que é aceitável tendo em conta que o material deformado se comporta elasticamente atrás da extremidade da fenda. O efeito das cunhas plásticas individuais no nível de fecho decresce exponencialmente com a distância à extremidade da

fenda  $d$ . Esta tendência foi comprovada utilizando diferentes abordagens, nomeadamente cunhas plásticas isoladas, ensaios de amplitude constante e sobrecargas. Verificou-se ainda que o efeito das cunhas se dissipa para distâncias superiores a 1mm;

Foi desenvolvido um modelo empírico, assumindo que  $\Delta y_p$  é o parâmetro que controla o nível de fecho, em que é válido o princípio da sobreposição linear e que a influência de uma cunha decresce exponencialmente com a sua distância à extremidade da fenda. O modelo relaciona o nível de fecho de fenda das cunhas individuais, com a distância à extremidade da fenda e com o nível de deformação plástica  $\Delta y_p$ . O nível de fecho global é obtido somando as contribuições das diferentes cunhas plásticas residuais. Obteve-se uma boa concordância entre o modelo empírico e os resultados de elementos finitos, o que permitiu uma validação adicional do conceito de  $\Delta y_p$ .



## **4 OPTIMIZAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO**

### **4.1 Identificação das Variáveis Numéricas**

Os parâmetros numéricos estão relacionados com a discretização numérica do provete em elementos finitos, com a modelação do comportamento elasto-plástico, com a propagação de fenda e com a medição do nível de fecho. A malha de elementos finitos deve ser bastante refinada na zona de propagação da fenda, com dimensões da ordem dos micrómetros, de modo a modelar a deformação plástica monótona e inversa que acontece na extremidade da fenda. O comportamento plástico do material deve ser bem modelado, para garantir uma simulação realista dos mecanismos de deformação que acontecem na extremidade de fenda. Aplica-se um número de ciclos de carga entre propagações de fenda, podendo a carga cíclica ter amplitude constante ou variável. Durante as simulações a fenda é aumentada progressivamente, considerando incrementos de fenda discretos, que são normalmente iguais à dimensão dos elementos finitos. O fecho de fenda pode ser medido considerando diferentes critérios: contacto do primeiro nó; contacto do segundo nó; análise das forças de contacto a carga mínima; variação de sinal das tensões na extremidade da fenda; e compliance remota.

Os modelos numéricos simplificam a propagação real da fenda, nomeadamente nos seguintes aspectos:

- as propagações da fenda são discretas, sendo iguais ao tamanho dos elementos finitos na zona da extremidade da fenda, o que conduz a velocidades de propagação significativamente superiores às reais. A redução da malha de elementos finitos e o aumento do número de ciclos de carga permite reduzir esta diferença;
- a fenda é considerada aguçada nos modelos numéricos. Porém, as fendas reais têm um raio não nulo na sua extremidade, da ordem do micrómetro, o que afecta os campos locais de deformação plástica. Assim, apesar de todos os esforços para melhorar a exactidão das previsões numéricas, os resultados na extremidade da fenda serão sempre afectados por erros numéricos significativos devido à singularidade local;
- a propagação é feita a carga constante, porém na realidade é um processo progressivo que ocorre durante todo o ciclo de carga;
- o comportamento elasto-plástico é difícil de modelar correctamente. A deformação plástica do material junto da extremidade de fenda envolve deformação cíclica, relaxamento de

tensões e encruamento ou amaciamento cíclico, sendo difícil de modelar, e os modelos e as constantes do material disponíveis nem sempre são as mais corretas. Além disso, a hipótese de mecânica dos meios contínuos com propriedades homogêneas é válida para um volume de material contendo vários grãos orientados aleatoriamente. Quando os elementos finitos são da ordem do micrómetro, o seu tamanho é semelhante ou inferior ao tamanho de grão, pelo que as tensões e deformações previstas numericamente não reproduzem exactamente a realidade. Adicionalmente, os modelos são usualmente assépticos uma vez que consideram somente o fenómeno de fecho de fenda induzido por deformação plástica, desprezando outros fenómenos como o fecho induzido por rugosidade ou óxidos. Assim, a comparação com resultados experimentais que podem incluir estes fenómenos deve ser feita cuidadosamente.

Na Tabela 4.1 identificam-se os parâmetros numéricos do modelo de simulação de fecho. Na discretização por elementos finitos aspectos cruciais são: o tipo de elemento; a ordem de integração numérica; a dimensão dos elementos finitos na zona mais refinada; e os parâmetros do algoritmo numérico. Em relação aos elementos finitos é necessário ter em conta: a dimensão na direcção de propagação; na direcção perpendicular ao flanco; e na direcção longitudinal à frente de fenda (no caso de modelos 3D). Os parâmetros de propagação incluem: a carga de propagação; a magnitude dos incrementos de fenda individuais  $\Delta a_i$ ; a propagação total de fenda  $\Delta a_{stb}$ ; e o número de ciclos de carga entre propagações (NLC). Há pois um grande espaço paramétrico. De modo a reduzir este espaço foram tomadas algumas opções no início da definição do modelo, tendo em conta a experiência e a literatura. Foram publicados artigos de revisão por McClung *et al.* (1989), Solanki *et al.* (2003) e Jiang *et al.* (2005), entre outros. Em relação à malha, há uma tendência para utilizar uma malha regular com elementos lineares. No presente estudo optou-se por utilizar elementos quadrados, lineares com integração reduzida selectiva, pois são estes os elementos disponíveis no programa utilizado. A competência revelada pelo programa na modelação do fenómeno de deformação plástica permite uma grande confiança em relação à qualidade das previsões numéricas. Durante as simulações numéricas a propagação de fenda foi feita a carga mínima. Na literatura é possível encontrar propagações a carga máxima (Newman, 1977), e a carga mínima (Pommier, 2001). Porém, nenhuma destas abordagens representa verdadeiramente o processo de fadiga, pois de acordo com os modelos de propagação por estriação, a extensão de fenda é um processo progressivo que ocorre durante todo o ciclo de carga. O incremento a carga mínima foi proposto para ultrapassar dificuldades de convergência causadas por propagação a carga máxima. Isto é pouco realista, pois a fenda não se propaga num campo

compressivo, porém, vários autores chegaram à conclusão que a carga à qual o incremento de fenda ocorre tem pouco efeito na previsão do nível de fecho de fenda (McClung *et al.*, 1989; Zhang *et al.*, 1999; Solanki *et al.*, 2003). Em sentido contrário, Parks *et al.* (1997) observaram alguma influência. Zhang *et al.* (1999) consideraram a propagação a 100%, 50% e 1% da carga máxima na liga de alumínio 2024-T35 tendo observado pouco efeito. Wu *et al.* (1996) indicaram que a carga à qual ocorre a propagação tem uma grande influência nas distribuições de tensão e deformação, pelo que o nível de fecho deve ser afectado. De facto, eles observaram que a inversão de tensões é sensível à carga de propagação. Solanki *et al.* (2003) obtiveram uma boa concordância entre modelos de propagação a cargas máxima e mínima, quando se utiliza um refinamento de malha adequado.

Os estudos numéricos desenvolvidos até aqui têm-se centrado principalmente na optimização dos modelos. Ainda assim, há ainda muitas questões relativamente a alguns dos parâmetros numéricos, nomeadamente a dimensão dos elementos finitos, a distância mínima de propagação necessária para estabilizar os valores de fecho e o parâmetro numérico de fecho mais adequado. O elevado número de parâmetros físicos, nomeadamente: as propriedades do material, os parâmetros de carga e o estado de tensão dificultam a formulação de regras gerais.

Tabela 4.1 - Parâmetros numéricos

Programa de simulação numérica	- Tempo de Integração - Parâmetros do algoritmo numérico
Malha	- Tipo de elementos e integração numérica - Dimensão dos elementos na face do provete - Refinamento da malha na direcção longitudinal á fenda
Esquema de propagação de fenda	- Propagação a carga máxima, mínima ou outra - Extensão do incremento individual $da$ ( $\Delta a = \text{constante} \times L_1$ ) - Número de ciclos de carga entre propagações ( $\geq 2$ ) - Propagação necessária para estabilização ( $\Delta a = \sum \Delta a_i \geq r_{p,m}$ )
Definição de fecho	- Nó 1, Nó2, inversão de tensões, forças de contacto, compliance remota - Abertura de Fenda ou Fecho de Fenda

## 4.2 Análise da Distância de Estabilização

Os modelos numéricos apresentam um comportamento transiente no início da propagação, que tem a ver com a formação da onda plástica residual. Em condições de tensão plana, a aplicação de ciclos de amplitude constante produz um aumento progressivo dos valores de fecho, até se atingir um valor estável. Por outro lado, em condições de deformação plana a curva de fecho versus propagação apresenta um pico inicial seguido de um decréscimo progressivo em direcção a um valor estável. Assim, a propagação de fenda anterior à medição de fecho tem uma influência significativa na exactidão das previsões numéricas, sendo necessário um valor mínimo  $\Delta a_{stb}$ , para evitar a introdução de erros significativos. Essa propagação inicial tem também um grande impacto no tempo de computação. De facto, a análise numérica de fecho de fenda envolve a modelação da deformação plástica na extremidade da fenda para um número significativo de ciclos de carga, pelo que os modelos têm de correr por períodos de tempo relativamente longos. O esforço numérico é particularmente significativo para tamanhos pequenos dos elementos finitos e para modelos 3D. É necessário desenvolver todos os esforços para reduzir o esforço numérico, naturalmente sem penalizar a exactidão. Camas (2013) desenvolveu modelos 3D de provetes CT com um grande número de elementos na direcção da espessura. Este autor verificou que a propagação inicial era da maior importância para manter o esforço numérico dentro de níveis aceitáveis.

O comportamento transiente foi estudado numericamente por diferentes autores, nomeadamente Lee *et al.*(2005), Gonzalez-Herrera *et al.*(2009) e Vor *et al.* (2013). Normalmente  $\Delta a_{stb}$  é definido como uma fracção do tamanho da zona plástica monótona resultante do primeiro ciclo de carga. Em condições de tensão plana foram propostos valores de um (Wu,1996; Parks, 1997; Kim, 2007) , dois (Solanki, 2003; Antunes, 2004) e quatro (Jiang, 2005) para esta fracção. Em condições de deformação plana foram propostos valores de um (Solanki, 2003; Antunes, 2004), quatro (Parry, 2000; Lee, 2005) e oito (Kim, 2007). Estes resultados aparentemente contraditórios presentes na literatura devem ser explicados. Assim, o objectivo principal deste ponto é quantificar e compreender o comportamento transiente no início da propagação de fenda em estudos numéricos, ligando-o com os mecanismos de deformação plástica que estão subjacentes ao fenómeno de fecho de fenda. A

enorme importância deste comportamento transiente para a exactidão e tempo de computação é uma forte motivação para este estudo. Objectivos mais específicos são a quantificação de  $\Delta a_{stab}$  e estudo da influência: da carga; do material; dos parâmetros numéricos; das causas do efeito transiente; das diferenças entre tensão plana e deformação plana, e a proposta de soluções para reduzir a propagação de fenda necessária para obter valores estáveis.

#### 4.2.1 Resultados Numéricos

A Figura 4.1a mostra o nível de fecho de fenda em função da distância de propagação da fenda para diferentes valores de carga mínima, fixando a carga máxima. A propagação de fenda produz um aumento do nível de fecho de fenda, que está associado à formação da onda plástica residual. Os valores de fecho são pequenos no início e aumentam gradualmente, de modo mais rápido no início e depois mais lentamente até se atingir um valor estável (McClung, 1989). A propagação requerida para estabilização  $\Delta a_{stab}$ , é porém bastante distinta para diferentes parâmetros de carga. O decréscimo da carga mínima aumenta claramente  $\Delta a_{stab}$ . Gonzalez-Herrera *et al.*(2009) obtiveram uma tendência semelhante num provete CT para  $R=0-0.5$  e  $K_{max}$  constante. A Figura 4.1b mostra resultados semelhantes, mas para estado plano de deformação. A tendência é agora bastante diferente, uma vez que se observa um pico de fecho no início da propagação, que parece afectar o comportamento de estabilização. Uma vez mais, o decréscimo da carga mínima parece aumentar a propagação necessária para estabilização. Foi observado o pico em deformação plana por diferentes autores (Lee, 2005; Ashbaugh, 1997; Wei, 2000; Roychowdhury, 2003; Pommier, 2002; Matos, 2008) , enquanto outros obtiveram um aumento estável e rápido dos valores de fecho com a propagação (González-Herrera, 2009).

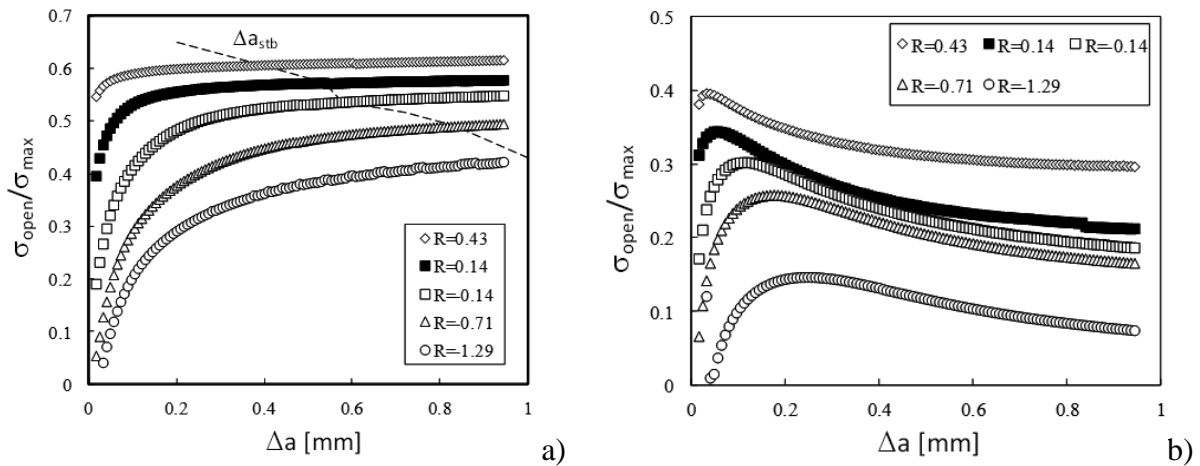


Figura 4.1 - Valor do PICC *versus* Propagação de fenda ( $L_1=16\mu\text{m}$ ;  $NLC=2$ ;  $K_{max}=6,4\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ). a) Estado Plano de Tensão. b) Estado Plano de Deformação.

O comportamento transiente não pode ser analisado somente por inspeção visual das curvas, sendo necessário um procedimento sistemático. Assim, numa primeira fase ajustou-se uma curva do tipo Voce aos valores de fecho *versus*  $\Delta a$ , para eliminar pequenas oscilações de elevada frequência. A melhor curva, isto é, os valores óptimos dos quatro parâmetros de ajustamento, foram obtidos utilizando uma ferramenta de otimização do Excel. Numa segunda etapa, considerou-se que a estabilização ocorria quando a variação entre valores sucessivos de fecho era inferior a um valor limite definido empiricamente. Notar porém que a determinação da distância de estabilização não é um processo fácil e linear, tendo-se verificado que o limite considerado tinha uma grande influência nos resultados. Assim, utilizou-se também a técnica conhecida como maximização do coeficiente de correlação (Allison, 1888b) para comparação. Esta técnica é usualmente utilizada para a determinação experimental e numérica do nível de fecho a partir de curvas carga-deslocamento (Borrego, 2003). Foi obtida uma boa concordância entre os resultados das duas abordagens. Por outro lado, Vor *et al.* (2009) consideraram que a estabilização dos valores de fecho acontecia quando se atingia um desvio de 5%. Branco *et al.* (2008) estudaram variações de forma de fendas de fadiga, tendo considerado dois critérios para quantificar a propagação no regime transiente inicial. O primeiro critério considerava que a propagação de transição é atingida quando se atinge um limite da taxa de variação de forma, enquanto o segundo critério considerava que a transição de regimes ocorria quando a distância ao valor estável atingia um valor pré-definido.

#### 4.2.1.1 Efeito de Parâmetros Físicos e Numéricos em $\Delta a_{stb}$

Foi estudado o efeito de diferentes parâmetros físicos e numéricos na distância de propagação necessária para estabilização. A Figura 4.2a mostra a variação de  $\Delta a_{stb}$  com a gama do factor de intensidade de tensão  $\Delta K$ , para três dos conjuntos de carga indicados na tabela 2A (anexo I). É evidente uma boa correlação, que indica que este é um parâmetro que controla o fenómeno. O aumento de  $\Delta K$  aumenta significativamente a distância de estabilização. Foi ajustado um polinómio de 2ª ordem aos resultados da Figura 4.2a:

$$\Delta a_{stb} = 0,0037(\Delta K)^2 + 0,0555\Delta K - 0,0090 \quad (4.1)$$

em que as unidades de  $\Delta a_{stb}$  e  $\Delta K$  são mm e MPa.m<sup>1/2</sup>, respectivamente. O coeficiente de correlação é 0,97. A variação da razão de tensões fixando  $\Delta K$  também influencia  $\Delta a_{stb}$  mas em menor grau, como mostra a Figura 4.2b (tabela 2A, anexo I). Adicionalmente, para valores negativos da razão de tensões, o aumento de  $R$  aumenta  $\Delta a_{stb}$ , enquanto se observa a tendência oposta para razões de tensão positivas. São também apresentados resultados para valores constantes de  $K_{max}$ , para mostrar que na presença de variações de  $\Delta K$  as variações de  $\Delta a_{stb}$  são significativamente superiores. Vor *et al.*(2013) estudaram um provete CT sujeito a carregamento de amplitude constante com  $\Delta K=12, 15$  e  $18$  MPa.m<sup>1/2</sup> e  $R=0,1$ , tendo proposto:

$$\Delta a_{stb} = \frac{\ln(0,02)}{0,0786\Delta K - 3,4704} \quad (4.2)$$

Esta expressão dá valores superiores aos obtidos aqui, porém é evidente uma convergência com o aumento de  $\Delta K$  (Figura 4.2a). Foi também estudado o efeito do número de ciclos de carga entre propagações, porém observou-se um efeito limitado deste parâmetro. Encontrou-se uma variação de somente 2,5% entre 2 e 5 ciclos ( $K_{max}=8,2$  MPa.m<sup>1/2</sup>;  $K_{min}=0$ ; tensão plana, encruamento misto, malha M8, nó 1). Observou-se também um efeito limitado da malha de elementos finitos, o que está de acordo com resultados de Kim *et al.*(2007) e González-Herrera *et al.*<sup>14</sup>. Compararam-se ainda modelos de encruamento misto, isotrópico e cinemático em termos de distância de estabilização. Os modelos misto e isotrópico deram

resultados similares, sendo porém necessária mais propagação para o modelo cinemático (mais cerca de 20%). Notar que para a liga de alumínio estudada o modelo misto é próximo do isotrópico. Jiang *et al.*(2005) também observaram algum efeito do material. Foram encontradas maiores distâncias de estabilização para modelo elástico perfeitamente plástico, comparado com um modelo bilinear.

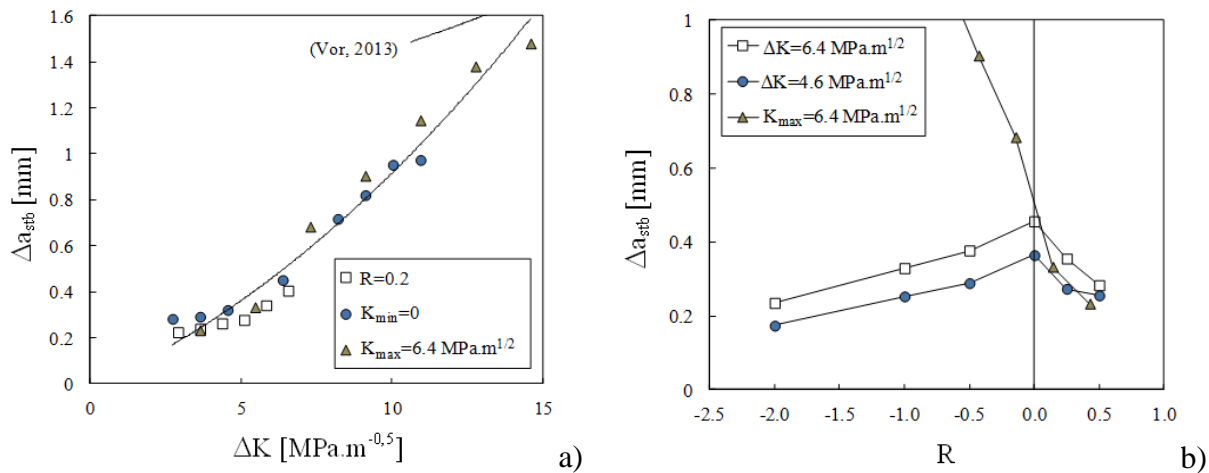


Figura 4.2 - Propagação requerida para a estabilização  $\Delta a_{stb}$  versus a)  $\Delta K$ . b)  $R$  ( $L_1=8\mu\text{m}$ ;  $NLC=2$ ).

#### 4.2.1.2 Efeito do Estado de Tensão

O estado de tensão é um parâmetro bastante importante do fenômeno de fecho de fenda induzido por deformação plástica, merecendo por isso uma atenção especial. A Figura 4.3 compara resultados de fecho obtidos em tensão plana e deformação plana, a diferentes níveis de carga. Para o estado plano de deformação, como já foi observado na Figura 4.1b, pode ocorrer um pico no início da propagação de fenda que tem um efeito significativo na estabilização. Após o pico, o nível de fecho decresce de modo progressivo, atingindo um valor estável. Este pico parece estender o regime transiente, comparativamente ao estado plano de tensão, o que é evidente na Figura 4.3.



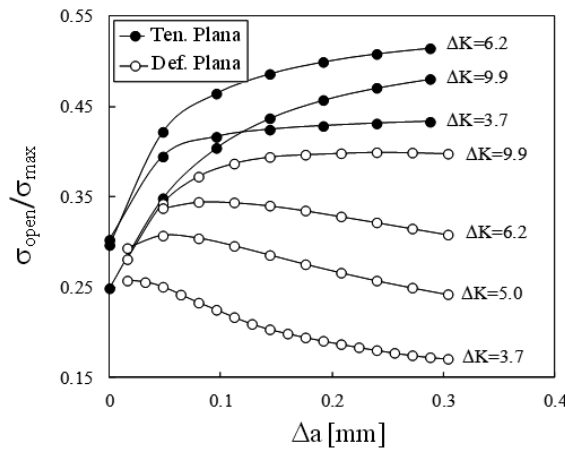


Figura 4.3 - Valores de PICC versus Propagação de fenda para tensão plana e deformação plana ( $R=0,1$ ;  $L_1=16\mu\text{m}$ ;  $NLC=2$ ).

Para cargas relativamente altas, os valores de fecho aumentam de modo estável com a propagação de fenda, isto é, o pico desaparece e o comportamento é similar ao observado para tensão plana. A Figura 4.4 analisa a posição do pico e a sua altura. A propagação de fenda correspondente ao pico de fecho  $\Delta a_{pico}$  é representada por círculos brancos. O aumento da carga máxima aumenta  $\Delta a_{pico}$ . Fleck (1986) propôs que:

$$\Delta a_{pico} = 0,05 \left( \frac{K_{max}}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (4.3)$$

Esta solução está representada na Figura 4.4 pelos círculos brancos e pela linha a traço interrompido, sendo evidente uma boa concordância com as previsões numéricas aqui obtidas. A altura do pico de fecho foi definida relativamente ao valor estável, isto é, foi quantificada pela razão entre o valor máximo de fecho,  $(\sigma_{open}/\sigma_{max})_{pico}$ , e o valor estável,  $(\sigma_{open}/\sigma_{max})_{stb}$ . Na Figura 4.4 esta altura relativa está representada pelos quadrados a cheio. Ela decresce significativamente com o aumento de  $K_{max}$  aproximando-se do valor unitário, isto é, os picos de fecho aproximam-se do valor estável que se atinge após uma propagação significativa. Valores de  $\Delta K$  superiores a  $10 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$  parecem eliminar o pico. Gonzalez-Hernandez *et al* (2009). não obtiveram pico num provete CT em deformação plana com  $\Delta K$  na gama  $10-40 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ . A ausência de pico foi observada por outros autores (Camas, 2013; Solanki, 2003; Ashbaugh, 1997; Roychowdhury, 2003, 2004). Os resultados da Figura 4.3 mostram que sem

pico a estabilização é mais rápida em deformação plana do que em tensão plana. Observou-se a mesma tendência na literatura (Roychowdhury, 2003, 2004; González-Herrera, 2005; Carlyle, 2007). Notar ainda que Matos *et al.* (2007) observaram um pico de fecho também em tensão plana, para  $\sigma_{\max}/\sigma_{ys}=0,3$  e sendo o fecho quantificado pelas tensões na extremidade da fenda.

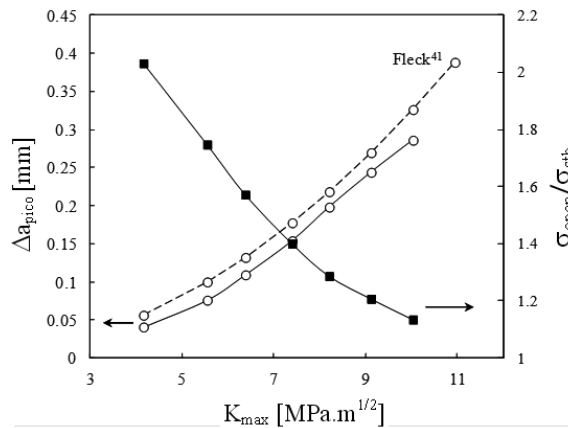


Figura 4.4 - Posição e magnitude relativa do pico dos valores de PICC em estado plano de deformação (R=0; L1=16μm; NLC=2).

Lugo *et al* (2011) estudaram o efeito da tensão-T (*T-stress*) nos valores de fecho obtidos em deformação plana. Eles verificaram que o pico só acontece para valores negativos de tensão-T enquanto que para valores positivos há um comportamento estável com uma estabilização rápida. Notar que o provete M(T) estudado aqui tem tensão-T negativa, pelo que é de esperar um pico. Por outro lado, González-Herrera *et al.*(2009) estudaram um provete CT, que tem valores positivos de tensão-T, o que explica a ausência de pico. Lugo *et al.* também propuseram uma dependência relativamente ao factor de intensidade de tensão máximo; o pico só existe para

$$K_{\max} > 0,4\sigma_{ys}\sqrt{\pi a} \quad (4.4)$$

sendo  $\sigma_{ys}$  a Tensão de cedência do material e  $a$  o comprimento de fenda. A carga de transição obtida com esta expressão para a liga de alumínio e a geometria em estudo na presente tese foi  $K_{\max}=6,7 \text{ MPa.m}^{1/2}$ , o que concorda razoavelmente com os resultados da Figura 4.3. Porém, a

tendência proposta por Lugo *et al.* (cargas mais altas produzem picos e cargas mais baixas eliminam o pico) é oposta à observada aqui.

É importante saber a razão da ocorrência de um pico de fecho na geometria M(T) solicitada em estado plano de deformação. A Figura 4.5a mostra um campo de deformação plástica típico, sendo evidente um pico de deformação plástica na primeira posição da extremidade da fenda. De facto, a deformação plástica num Ponto de Gauss específico acumula-se progressivamente, conforme ilustra a Figura 4.5b. Porém, os Pontos de Gauss próximos da posição inicial da fenda não experienciam este aumento progressivo de tensão e deformação. A Figura 4.5b apresenta curvas tensão-deformação  $\sigma_{yy}-\varepsilon_{yy}$ , registadas em estado plano de tensão, em Pontos de Gauss pertencentes a diferentes elementos à frente da posição inicial da fenda (*E1*, *E2*, *E8* na Figura 4.5a). A fenda está inicialmente na posição *C0* indicada na Figura 4.5a, propagando-se para além do elemento 8. A deformação plástica do elemento *E1* é significativamente superior à observada no elemento *E2*, o que indica que o fenómeno registado na Figura 4.5a é muito localizado no elemento *E1*. Por outro lado, a diferença entre os elementos *E2* e *E8* é relativamente pequena. O pico inicial de deformação foi observado independentemente do estado de tensão ou do nível de carga. Porém, a sua influência nos valores de fecho é mais evidente em deformação plana e para valores baixos de carga, o que parece estar associado ao valor relativamente baixo de fecho de fenda. O pico não se observa em tensão plana, pois o nível de fecho é relativamente alto. O comportamento não linear de todas as curvas  $\sigma_{yy}-\varepsilon_{yy}$  na Figura 4.5b indica a primeira zona plástica monótona se estende para além do elemento 8. Notar ainda que se os pontos que estão para além da zona plástica inicial, ficam sujeitos à maior história de deformação que é possível. Fleck (1986) também indicou que na posição inicial da extremidade da fenda fica uma cunha residual de deformação, que provoca fecho parcial (contacto das faces da fenda em posições remotas, estando a fenda aberta junto da sua extremidade). A aplicação de uma sobrecarga provoca uma tendência semelhante, o que foi observado em trabalhos numéricos e experimentais (Borrego, 2003).

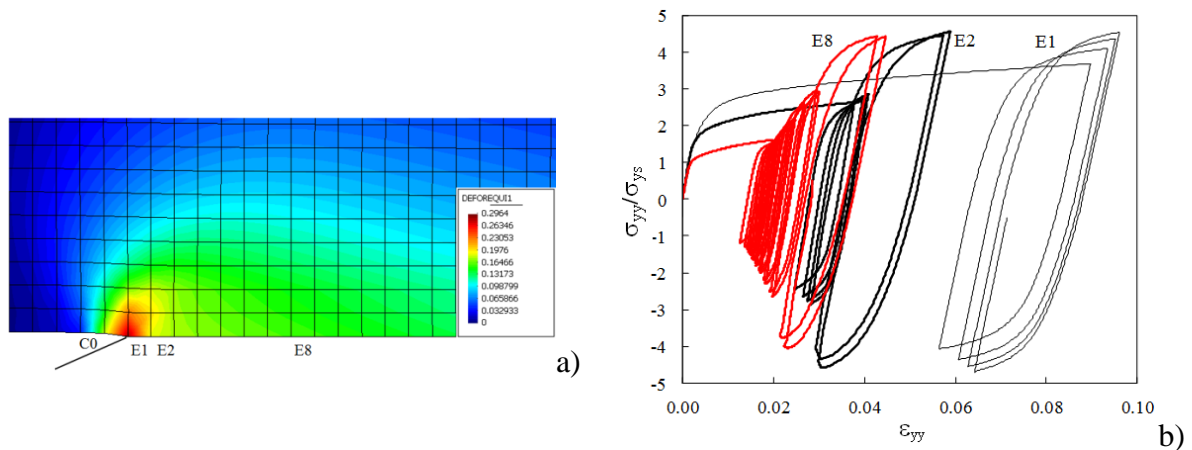


Figura 4.5 - a) Campo de deformação plástica típico após propagação de fenda. b) Curvas tensão-deformação para diferentes elementos à frente da extremidade inicial da fenda. (Tensão Plana;  $\sigma_{\max}/\sigma_{ys}=0,48$ )

#### 4.2.2 Análise de Resultados

A propagação necessária para estabilização  $\Delta a_{stb}$ , é um parâmetro bastante importante, que influencia a exactidão dos resultados e o tempo de computação dos estudos numéricos de fecho de fenda. Há dois aspectos principais que afectam o esforço numérico: o número total de elementos, que depende grandemente da sua dimensão na zona mais refinada na região de propagação de fenda, e o número total de incrementos de fenda. O conhecimento da propagação necessária para estabilização pode ser utilizada para otimizar a malha de elementos finitos, e para minimizar o número de propagações de fenda e assim o número de ciclos de carga. Normalmente  $\Delta a_{stb}$  está ligado com o tamanho da zona plástica. A Figura 4.6, que representa  $\Delta a_{stb}$  em função de  $r_{pD}$ , sendo  $r_{pD}$  a dimensão da zona plástica de Dugdale, torna evidente que não há uma correlação entre os dois parâmetros. A linha  $\Delta a_{stb}=2 r_{pD}$  parece ser conservativa para praticamente todos os casos estudados, mas usualmente implica propagações superiores ao necessário o que penaliza grandemente o esforço numérico. A dispersão observada está de acordo com a literatura, que não apresenta uma relação única entre  $\Delta a_{stb}$  e o tamanho da zona plástica monótona.

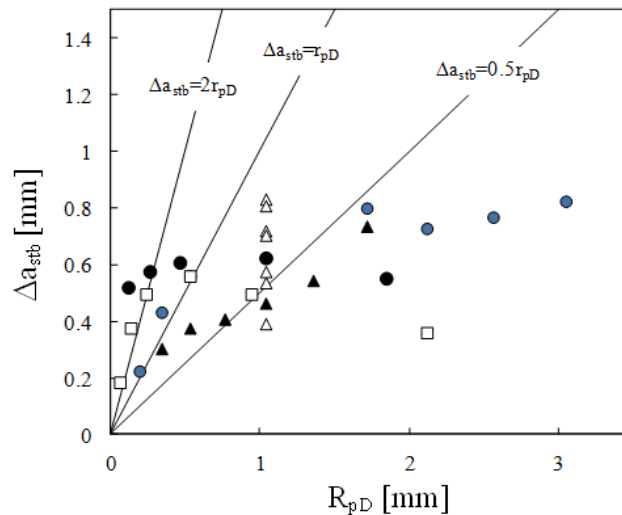


Figura 4.6 - Propagação de fenda para estabilização  $\Delta a_{stb}$  versus Tamanho da zona plástica  $R_{pD}$ .

É necessária uma melhor compreensão do comportamento transiente de fecho no início do cálculo numérico. Duas forças podem explicar o regime transiente: a formação do campo plástico residual, necessário para gerar o fecho de fenda induzido por deformação plástica; a variação de deformação plástica e particularmente a deformação plástica relativamente grande nos elementos imediatamente à frente da posição inicial da fenda. Estas duas forças motoras são evidentes nos resultados apresentados na Figura 4.1b para estado plano de deformação. No início da propagação de fenda há um pico de deformação plástica (Figura 4.5) que promove o fecho, mas não há onda plástica residual. Com a propagação de fenda o efeito do pico inicial de deformação desaparece rapidamente, enquanto a formação da onda plástica residual promove o aumento dos valores de fecho. Estas duas tendências opostas produzem o pico de fecho para uma dada propagação de fenda. Em estado plano de tensão não há pico, apesar dos valores relativamente altos de deformação plástica no início da propagação existirem também nesse caso. Isso parece indicar que em condições de tensão plana a formação da onda plástica residual controla o comportamento transiente.

A Figura 4.7 compara a evolução do fecho de fenda com a variação da deformação plástica ao longo do flanco da fenda, para  $K_{max}=6,4 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$  e  $R=0$ . Há um pico de deformação plástica no início da propagação de fenda, como já foi discutido. Tanto os valores de fecho como a deformação plástica tendem a estabilizar com a propagação, e as distâncias de estabilização são semelhantes. A Figura 4.8 representa as distâncias de estabilização obtidas para a deformação plástica equivalente em função das distâncias de estabilização calculadas para os

valores de fecho. Há uma boa concordância, que indica que a variação de deformação plástica é importante no processo de estabilização. Isto parece ser contraditório com o aumento progressivo de fecho observado em tensão plana. De facto, a formação do campo residual de deformação é fundamental para ter fecho, porém a estabilização parece estar ligada em última instância à estabilização da deformação plástica.

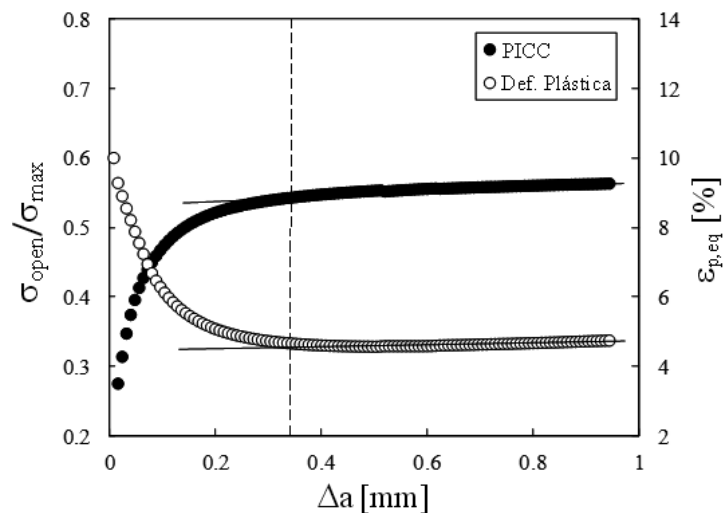


Figura 4.7 - Valores de PICC e deformação plástica equivalente ao longo do flanco da fenda *versus* Propagação de fenda (estado plano de tensão;  $K_{max}=6,4 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ;  $R=0$ ; malha M8).

Em conclusão, a estabilização da deformação plástica pode ser utilizada como parâmetro de controlo para definir a paragem da propagação evitando cálculos desnecessários. Naturalmente seria ainda melhor monitorizar as variações de fecho de fenda durante a propagação de fenda e parar a análise quando se atinge um critério de estabilização.

As fendas curtas são uma área do conhecimento onde os conceitos relacionados com o comportamento transiente se aplicam. Uma fenda curta tem por definição uma onda plástica residual de pequena dimensão e os efeitos de fecho são por isso menos pronunciados. A velocidade de propagação de fenda relativamente elevada que se observa nas fendas fisicamente curtas é frequentemente atribuída à falta de fecho de fenda na fase inicial de propagação (McEvily, 1989; Christmas, 1986). Um grande número de resultados experimentais mostraram o aumento do nível de fecho com a formação do campo residual (Suresh, 1984) e que o fecho de fendas fisicamente curtas aumenta com a propagação tendendo a coincidir com o observado para fendas longas (Breat, 1983).

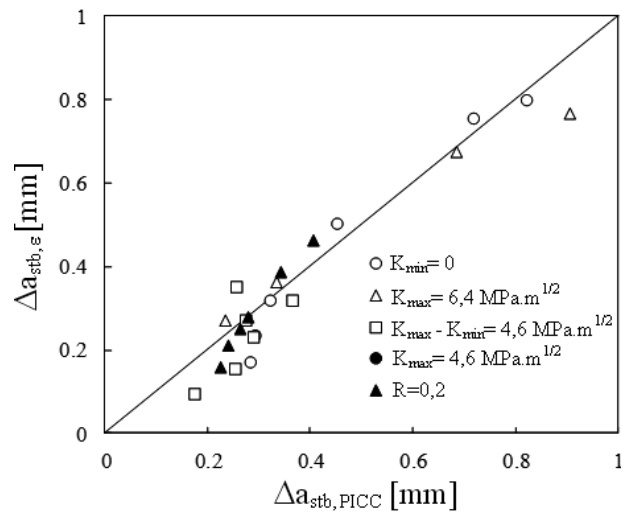


Figura 4.8 - Distâncias de estabilização dos valores de PICC e dos valores de deformação plástica equivalente (tensão plana, malha M8) (Tabela 2A- Anexo 1).

#### 4.2.2.1 Aceleração de Convergência

Foram consideradas duas soluções para reduzir a propagação inicial de fenda necessária para estabilizar as previsões numéricas de fecho. A primeira solução consiste em alterar o padrão de carga no início da propagação numérica, com o objectivo de reduzir o pico inicial de deformação plástica observado na Figura 4.5a. A segunda abordagem utiliza uma extrapolação para um cálculo mais rápido dos valores estabilizados. Foi utilizado na literatura o aumento progressivo de carga (Fleck, 1986; González-Herrera, 2009). Foram considerados valores de 0,7, 0,8 e 0,9 de  $K_{max}$  por González-Herrera *et al.*(2009) para os primeiros três ciclos de carga. A mesma estratégia foi utilizada aqui, isto é, a carga máxima foi aumentada progressivamente até ao seu valor normal. A Figura 4.9 apresenta os resultados obtidos em estado plano de tensão. As cargas crescentes têm um efeito significativo na variação dos valores de fecho com a propagação. A redução da carga máxima nos ciclos iniciais afecta a deformação plástica inicial, reduzindo os valores de fecho na fase inicial da propagação, mas há uma estabilização para o mesmo valor estabilizado independentemente das condições iniciais de carga. De facto, a forte deformação inicial observada em ensaios de amplitude constante parece ser benéfica para o estado plano de tensão, pois é responsável por uma estabilização mais rápida dos valores de fecho. Considerando esta tendência, foram aplicadas

sobrecargas na posição inicial da fenda, de modo a acelerar ainda mais a estabilização, sendo os resultados apresentados na Figura 4.9. A aplicação de uma sobrecarga relativamente elevada no primeiro ciclo de carga ( $OLR=(K_{OL}-K_{min})/(K_{max}-K_{min})=1,27$ ) aumentou a propagação de fenda requerida para estabilização. Por outro lado, a aplicação de uma sobrecarga relativamente pequena ( $OLR=1,07-1,14$ ) parece acelerar a convergência tendo por isso um efeito positivo.

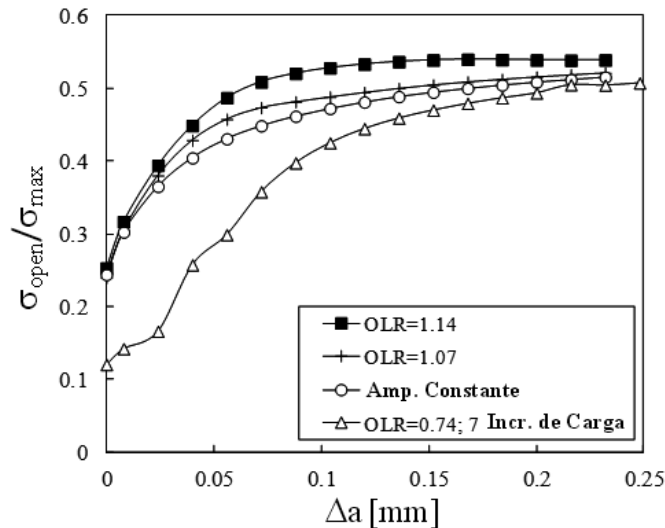


Figura 4.9 - Influência da razão de sobrecarga nos valores de PICC (estado plano de tensão,  $\sigma_{max}/\sigma_{ys}=0,38$ ).

O valor exacto de OLR que acelera a convergência sem produzir um pico de valores de fecho no início da propagação é, porém, difícil de definir. Foram também aplicadas cargas crescentes nos ciclos iniciais, em estado plano de deformação, sendo os resultados apresentados Figura 4.10. Fez-se aumentar progressivamente a carga máxima durante 30 ciclos de carga, desde 5,3 até 6,3MPa.m<sup>1/2</sup>. Isto alterou radicalmente a curva dos valores de fecho, uma vez que o pico inicial foi eliminado. De qualquer modo, foi ainda observado um pequeno pico no fim da aplicação das cargas crescentes. Assim, o aumento progressivo da carga máxima pode ser uma solução para acelerar a estabilização em condições de deformação plana.



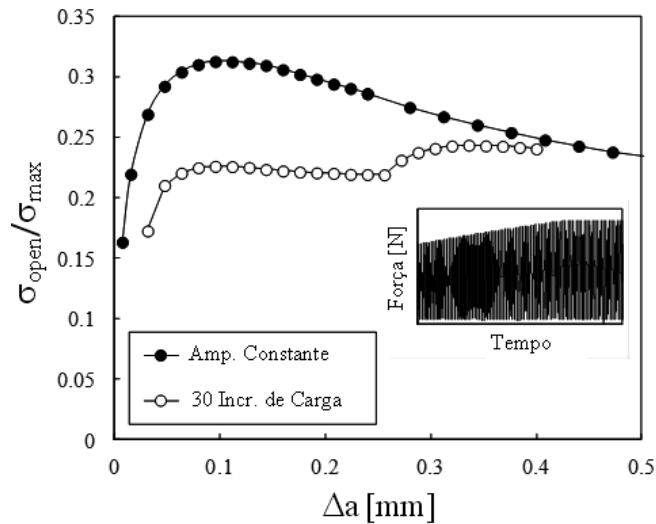


Figura 4.10 - Influência do aumento das cargas nos valores de PICC (estado plano de deformação;  $\sigma_{\max}/\sigma_{ys}=0,24$ ;  $\Delta K=6,2 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ;  $R=0,02$ ).

#### 4.2.2.2 Extrapolação de Resultados

A extrapolação de resultados pode ser uma solução interessante em modelos 3D com longos períodos de estabilização. De facto, considerando o enorme esforço numérico envolvido, é importante minimizar o número de incrementos de fenda. Isso pode ser feito utilizando modelos de extrapolação, tendo Gonzalez *et al.*(2005) e Jiang *et al.* (2005) proposto as seguintes funções assintóticas:

$$\frac{\sigma_{open}}{\sigma_{max}} = k - \frac{1}{(\Delta a + c)^b} \quad (4.5)$$

$$\frac{\sigma_{open}}{\sigma_{max}} = C_0 + C_1 \cdot e^{C_2 \cdot \Delta a} \quad (4.6)$$

Ambos os modelos têm três constantes de ajustamento, sendo  $k$  e  $C_0$  a assíntota horizontal. Antunes *et al.*(2008a) propuseram uma nova versão, baseada no modelo de Voce utilizado para modelar a componente isotrópica do encruamento:

$$\frac{\sigma_{\text{open}}}{\sigma_{\text{max}}} = C_0 + C_1 \cdot e^{C_2 \cdot \Delta a^{C_3}} \quad (4.7)$$

Notar que este modelo tem quatro constantes de ajustamento. Mais recentemente, Vor *et al.* propuseram a seguinte expressão:

$$\frac{\sigma_{\text{open}}}{\sigma_{\text{max}}} = (K_{op,LC} - RK_{\text{max}})(1 - e^{-\beta \Delta a}) + RK_{\text{max}} \quad (4.8)$$

onde  $K_{op,LC}$  é o valor estável de fecho,  $\beta$  é um parâmetro de ajustamento e  $R$  é a razão de tensões. Este modelo foi utilizado somente para ajustar resultados, porém pode ser considerado para extrapolação.

O modelo de Voce foi ajustado aos resultados numéricos de fecho em função da propagação de fenda utilizando uma ferramenta de otimização do Excel. Na Figura 4.11 podem ver-se resultados típicos. Os círculos abertos (○) indicam o conjunto inicial de valores numéricos, enquanto o símbolo ◆ representa os valores obtidos por extrapolação com o modelo de Voce. As linhas horizontais a traço interrompido indicam variações de  $\pm 1\%$  relativamente ao valor estável. Como se pode ver, os valores extrapolados convergem rapidamente sendo necessária uma propagação de somente 0,27mm para obter um valor extrapolado com erro inferior a 1%. Isso significa que a propagação poderia ter sido parada para este incremento total de fenda. Os círculos a cheio (●) indicam o conjunto mínimo de valores, que foi utilizado na curva de Voce representada. Notar que 270μm correspondem a somente 34 propagações de fenda com 8μm cada. Notar ainda que há uma diferença significativa (14%) entre o valor extrapolado e o valor de fecho previsto numericamente para  $\Delta a=0,27\text{mm}$ . Esta abordagem foi também aplicada a estado plano de deformação, considerando somente o ramo decrescente da curva de fecho, porém sem sucesso pois os valores extrapolados não eram realistas.

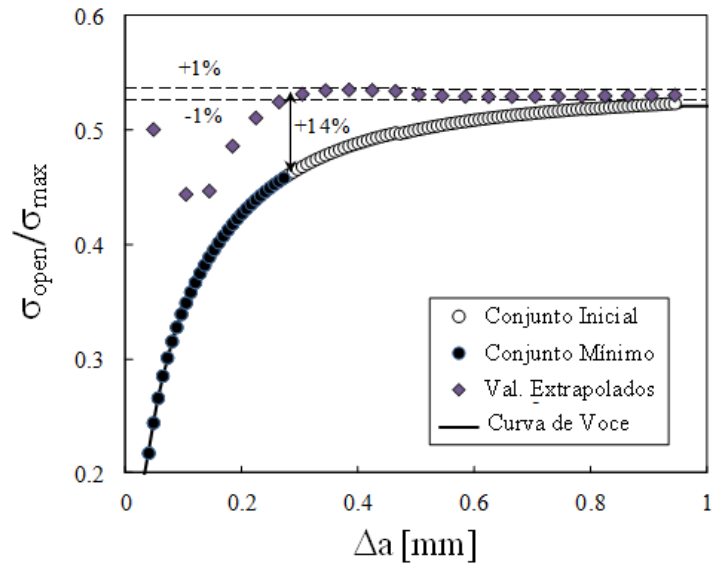


Figura 4.11 - Extrapolação pelo Modelo de Voce (estado plano de tensão;  $K_{\max}=6,4\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ;  $R=-0,43$ ).

### 4.2.3 Sinopse

As previsões numéricas de fecho de fenda apresentam um comportamento transiente no início da propagação de fenda. Foi desenvolvida uma análise detalhada para quantificar e compreender a propagação de fenda necessária para obter valores estáveis de fecho. Em ensaios de amplitude constante em tensão plana, a carga de abertura de fenda normalmente aumenta progressivamente com a propagação de fenda, até se atingir um valor estável. Por outro lado, em estado plano de deformação pode ocorrer um pico de fecho que atrasa significativamente a estabilização. Esse pico está ligado à deformação plástica relativamente grande observada no primeiro ciclo de carga, o que está relacionado com mecanismos de encruamento.

Foram identificadas duas forças motoras da estabilização, que são a formação da onda plástica residual e a estabilização da deformação plástica. A formação do campo residual é fundamental para ter fecho, porém a estabilização de fecho parece em última instância estar relacionada com a estabilização de deformação plástica.

O aumento progressivo da carga máxima no início do estudo numérico pode ser considerado para eliminar o pico de fecho e reduzir significativamente o comportamento transiente em deformação plana e modelos 3D. Por outro lado, em estado plano de tensão o uso de modelos de extrapolação reduz significativamente a propagação necessária para obter valores estáveis, e assim o tempo de computação. Uma equação do tipo Voce, usualmente utilizada na modelação do encruamento plástico, apresentou excelentes resultados.

### **4.3 Efeito da Malha de Elementos Finitos**

As malhas de elementos finitos são fundamentais para a qualidade das previsões de fecho de fenda. Essas malhas são sempre definidas tendo em conta dois objectivos principais: obter resultados precisos e manter o esforço numérico num nível aceitável. A redução da dimensão dos elementos finitos  $L_I$  (Figura 4.12), permite que a velocidade de propagação simulada se aproxime dos valores reais, uma vez que aumenta o número de incrementos e o número total de ciclos de carga. Porém, a redução de  $L_I$  aumenta substancialmente o esforço numérico, o que pode tornar-se incomportável. O refinamento da malha também afecta a posição do primeiro nó atrás da extremidade da fenda, o que afecta significativamente o nível de fecho de fenda obtido com base na análise do contacto desse ponto. Alguns aspectos da malha de elementos finitos estão bem definidos na literatura dedicada ao estudo do fecho de fenda induzido por deformação plástica. Assim, usa-se normalmente uma malha regular composta por pequenos elementos quadrados, o que é conveniente para simular a propagação de fenda. Por outro lado, define-se uma malha relativamente larga em zonas remotas da extremidade da fenda, para manter o esforço numérico dentro de níveis aceitáveis. A transição para a malha mais larga é feita rapidamente à volta da malha refinada, utilizando malhas estruturadas ou não estruturadas. Solanki *et al.* (2003) recomendaram razões de tamanho inferiores a 3 nesta zona de transição. A zona mais refinada da malha definida à volta da extremidade da fenda deve incluir toda a zona plástica da extremidade de fenda, isto é, a zona plástica não se pode estender até à zona de transição (Solanki, 2004b). Normalmente utilizam-se elementos lineares (González-Herrera, 2005; Singh, 2008b; Pippin, 2013) embora também já tenham sido utilizados elementos quadráticos (Pommier, 2002). Porém, Dougherty *et al.* (1997) reportou dificuldades de simulação com elementos quadráticos. Além disso, consegue-se uma melhor exactidão com custo menor utilizando uma malha fina de elementos lineares do que uma malha larga com elementos quadráticos. Gonzalez-Herrera e Zapatero (2009)

propuseram uma malha não regular na região de propagação de fenda, de modo a reduzir o esforço numérico. O tamanho dos elementos reduz-se progressivamente até à posição final da fenda, onde os valores de fecho são medidos. A mesma abordagem foi seguida por Camas (2013) em estudos 3D feitos no provete CT. Nos modelos 3D o esforço numérico é uma grande preocupação e são necessários todos os recursos para o manter dentro de um nível aceitável.

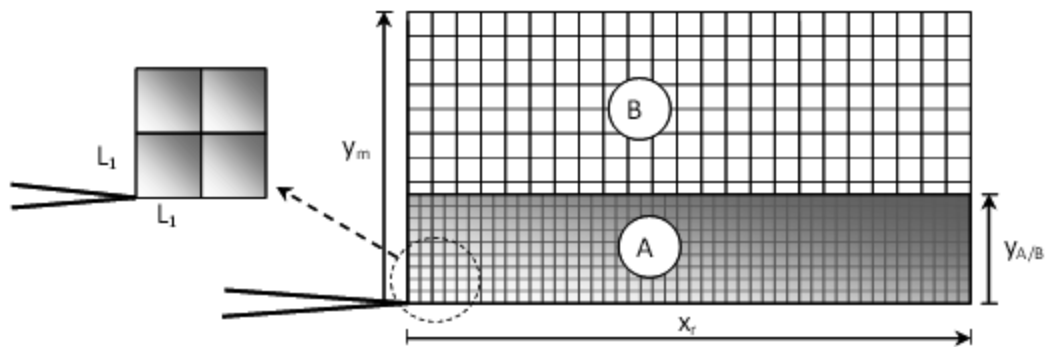


Figura 4.12 - Parâmetros da malha de elementos finitos.

O parâmetro principal da malha de elementos finitos é a dimensão dos elementos junto da extremidade da fenda  $L_1$  (Figura 4.12), devido aos gradientes severos de tensão e deformação que aí existem. Há uma discussão na literatura sobre a existência ou não de convergência dos valores de fecho de fenda com o refinamento da malha. Solanki *et al.* (2003) obtiveram um decréscimo progressivo de fecho com o refinamento de malha num provete CT. Por outro lado, os mesmos autores obtiveram convergência num provete M(T). Jiang (2005) estudou um provete M(T) em tensão plana considerando encruamento cinemático e também obteve um decréscimo progressivo de fecho com o refinamento de malha até  $1\mu\text{m}$ . González-Herrera *et al.* (2005) estudaram um provete CT e observaram um decréscimo contínuo do nível de fecho de fenda com o refinamento da malha sem ocorrência de convergência. Assim, de acordo com estes autores não é possível por razões computacionais atingir um nível de refinamento de malha em que o erro obtido seja irrelevante (pois isso exigiria cerca de 1000 elementos na zona plástica). Assim, foi proposta uma extrapolação linear para obter o valor correspondente à malha “contínua”. Por outro lado, Parks *et al.* (1997) consideraram um modelo de encruamento cinemático, tendo proposto um valor óptimo para o tamanho dos elementos

finitos,  $L_1/r_{pc} \approx 0,77-0,91$ , sendo  $r_{pc}$  o tamanho da zona plástica inversa. De acordo com Jiang *et al.* (2005), pode considerar-se um limite inferior para  $L_1$  da ordem de  $1\mu\text{m}$ .

Normalmente os investigadores procuram ter um número significativo de elementos dentro das zonas plásticas na extremidade da fenda. Muitos autores seguem as recomendações de McClung *et al.* (1989) para o uso de 10 elementos na zona plástica monótona (Fischlschweiger, 2012). Gonzalez-Herrera e Zapatero (2005) definiram um parâmetro adimensional  $\eta = r_{pD}/L_1$ , onde  $r_{pD}$  é o tamanho da zona plástica monótona dado pela expressão de Dugdale, que representa o número de divisões da zona plástica. Eles consideraram valores de  $\eta$  até 140. Valores de 20, 90, 5 e 27 foram definidos para  $\eta$  por Holm *et al.* (1986), Camas (2013), Ismonov *et al.* (2010) e Zhao *et al.* (2004), respectivamente. Outros autores utilizaram a zona plástica inversa para definir o tamanho dos elementos finitos. Solanki *et al.* (2003) propuseram 3-4 elementos na zona inversa, enquanto Roychowdhury *et al.* (2003) sugeriu 2-3 elementos lineares e Parks *et al.* (1997) propuseram somente um elemento. Porém, vários autores utilizaram um valor constante de  $L_1$ , o que é aceitável em estudos puramente paramétricos centrados na influência de parâmetros de carga ou material. Valores 16, 50, 10 e  $1\mu\text{m}$  foram considerados por Pommier (2002), Vor *et al.*, Wei e James (2000) e Parry *et al.* (2000), respectivamente. Lugo (2011) sugere que a variação dos parâmetros de carga altera a dimensão das zonas plásticas, pelo que deve ser acompanhada pela modificação da malha. Em estudos dos campos de extremidade de fenda que não envolvem propagação de fenda, a malha é normalmente definida centrada na extremidade da fenda e são utilizados elementos finitos relativamente pequenos. Zhang e Du (2001), Klingbeil (2003) e Zhang *et al.* (2010) consideraram tamanhos mínimos de elementos de  $0,284$ ,  $0,1\mu\text{m}$  e  $0,05\mu\text{m}$ , respectivamente.

Apesar do número relativamente grande de estudos dedicados ao efeito da malha de elementos finitos no fenómeno de fecho, ainda não se conseguiu uma compreensão profunda das alterações introduzidas pelas variações de tamanho dos elementos. As ligações entre as variações das malhas e os mecanismos de deformação devem ser estudadas, para que se possam definir malhas óptimas. Os objectivos aqui são pois a compreensão das variações associadas a alterações de malha e a definição de malhas de elementos finitos óptimas para a modelação de fecho de fenda induzido por deformação plástica. Os parâmetros da malha estudados, indicados na Figura 4.12, são o tamanho da zona refinada na direcção perpendicular ao flanco da fenda  $y_m$ , fundamental para uma modelação adequada da

deformação monótona, a extensão da zona refinada na direcção de propagação da fenda  $x_r$ , fundamental para obter valores estabilizados de fecho de fenda e a dimensão dos elementos na zona de propagação  $L_I$ . Pode recomendar-se a utilização de malhas não uniformes, de modo a ter uma modelação correta da deformação monótona e inversa com um esforço aceitável. Assim, outro parâmetro relevante é a dimensão do refinamento local, junto do flanco da fenda  $y_{A/B}$ .

#### 4.3.1 Dimensionamento Vertical da Malha Refinada $y_m$

O primeiro parâmetro estudado foi a dimensão da zona refinada da malha de elementos finitos na direcção perpendicular ao flanco da fenda  $y_m$ , definida na Figura 4.12. De acordo com Solanki (2004a) a malha refinada à volta da extremidade da fenda deve conter toda a zona plástica monótona (isto é,  $y_m \geq r_p$ ), caso contrário ocorrem problemas de modelação que podem afectar os valores previstos para o fecho de fenda. As Figura 4.13a e b mostram o tamanho e forma da zona plástica monótona em estado plano de tensão e de deformação, após 30 ciclos de propagação e a uma carga máxima  $\sigma_{\max} = 0,38 \times \sigma_{ys}$ , sendo  $\sigma_{ys}$  a tensão de cedência. O limite da zona plástica foi definido para uma deformação plástica equivalente de 0,2%, que é o valor utilizado para definir o início da deformação plástica em ensaios de tração. Miserez *et al.* (2004) também estimaram a dimensão da zona plástica em resultados de fotoelasticidade utilizando uma diferença de 0,2% entre as deformações principais. Porém, outros limites podem ser definidos. Paul e Tarafder (2013) por exemplo consideraram um menor limite para a deformação plástica (0,0001%). Os resultados da Figura 4.13 mostram que a zona monótona é mais extensa em tensão plana do que em deformação plana, o que já era esperado. O tamanho vertical é de cerca de 240 $\mu$ m e 160 $\mu$ m para tensão plana e deformação plana, respectivamente (para  $\sigma_{\max} = 0,38 \times \sigma_{ys}$ ). Em deformação plana (Figura 4.13b) a zona plástica tem o seu tamanho máximo no início da propagação de fenda, tendendo depois a estabilizar. O pico inicial está ligado ao processo de encruamento. O material imediatamente à frente da extremidade é virgem em termos de deformação plástica, pelo que sofre deformação plástica significativa no primeiro carregamento. Por outro lado, pontos significativamente à frente da posição inicial da fenda sofrem um aumento progressivo de carga e por isso um encruamento significativo em deformação plana (Antunes, 2014). Em estado plano de tensão (Figura 4.13a), a zona plástica monótona

aumenta de modo progressivo, o que está ligado ao aumento do factor de intensidade de tensão devido ao aumento do comprimento de fenda. As zonas plásticas para outros valores limites da deformação plástica equivalente (0,5% e 1%) são também apresentados na Figura 4.13a. O valor de deformação plástica considerado para definir a fronteira tem uma grande influência no tamanho obtido para a zona plástica monótona, como seria de esperar. A Figura 4.13b para estado plano de deformação, também mostra a progressão da zona de deformação plástica com a propagação de fenda. Os números de propagações de fenda considerados foram 10, 20 e 30, que correspondem a incrementos de fenda de 0,32 mm, 0,64 e 0,96 mm, respectivamente. A propagação de fenda cria a onda plástica residual.

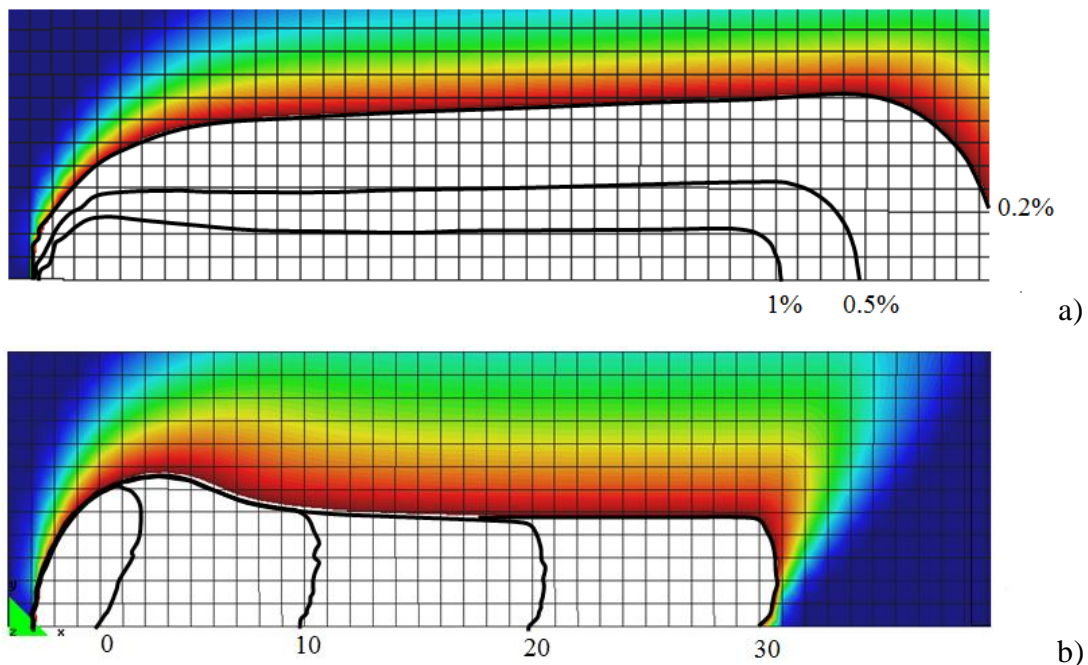


Figura 4.13 - Forma e tamanho da deformação plástica monótona após 30 propagações da fenda ( $a_0=5\text{mm}$ ;  $\sigma_{\max}=47,5\text{MPa}$ ;  $\sigma_{\min}=0,8\text{MPa}$ ; Malha M32). a) Estado plano de tensão. b) Estado plano de deformação.

A Figura 4.14a mostra o efeito do nível de carga e estado de tensão no tamanho da zona plástica monótona, medida perpendicularmente ao flanco da fenda para  $a=5,576\text{ mm}$ , após a fenda ter tido 30 propagações de  $32\mu\text{m}$  cada ( $\Delta a=0,96\text{ mm}$ ;  $a=5,96\text{mm}$ ). Isso significa que a medição da zona plástica se faz atrás da posição da extremidade da fenda. A zona plástica monótona aumenta com o nível de carga e para a carga máxima estudada foi observado um



tamanho de 1,27 mm ( $K_{\max}=11,9 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ;  $\sigma_{\max}/\sigma_{ys}=70\%$ ). Os valores obtidos para deformação plana são menores, mas o efeito dominante na Figura 4.14a é o da carga máxima. O tamanho da zona de deformação plástica tem sido largamente estudado a carga estática, sendo normalmente representado na forma:

$$r_p = \alpha \left( \frac{K}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (4.9)$$

Em que  $K$  é o factor de intensidade de tensão e  $\sigma_{ys}$  a tensão de cedência do material. A geometria, o comprimento de fenda e o nível de carga estão incluídos no parâmetro  $K$ , enquanto o estado de tensão, a taxa de carregamento e as propriedades de encruamento estão incluídas no parâmetro  $\alpha$ . Considerando somente o campo singular de tensões,  $\alpha$  é  $1/6\pi$  para deformação plana e três vezes maior para tensão plana ( $\alpha=1/2\pi$ ) (McClung, 1991). Porém, Clavel e Pineau (1982) propuseram um factor de dois entre as zonas plásticas para tensão e deformação plana. Considerando a redistribuição de tensões produzidas pela deformação plástica, Rice (1967) propôs  $\alpha=1/3\pi$  e  $\alpha=1/\pi$  para os estados planos de deformação e tensão, respectivamente, assumindo deformação em pequena escala e um comportamento perfeitamente plástico. Zhang e Du (2001) propuseram uma expressão modificada:

$$\alpha = \frac{1}{\pi} \times \left( 1 + 2,5 \left( \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_{ys}} \right)^2 + 4 \left( \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_{ys}} \right)^4 \right)^2 \quad 0 < \sigma_{\max} < 0,9\sigma_{ys} \quad (4.10)$$

Quando a tensão máxima  $\sigma_{\max}$ , é pequena comparada com a tensão de cedência do material, esta expressão simplifica-se para o valor de Rice. Dugdale (1960) propôs  $\alpha=\pi/8$  para tensão plana e  $\alpha=\pi/(8 \times 3)$  para deformação plana. Para aços e ligas de alumínio e estado plano de deformação, Dias *et al.* (1999) propuseram:

$$\alpha = 0,196 \times \left( \frac{\sigma_{ys}}{129 + 0,928\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (4.11)$$

A Figura 4.14a compara as previsões numéricas com resultados da literatura, sendo evidentes diferenças significativas. Notar porém, que os modelos da literatura foram obtidos à frente da extremidade da fenda e para cargas estáticas, enquanto os valores numéricos da Figura 4.14a foram determinados perpendicularmente ao flanco da fenda e após a propagação desta. Para além disso, há um efeito significativo da propagação de fenda no tamanho da zona plástica, como é evidente nas Figura 4.13. A Figura 4.14b apresenta a variação de  $r_p$  com o nível de carga  $K_{\max}/\sigma_{ys}$ , em escala bi-logarítmica. Foram considerados três valores para o limite de deformação plástica em tensão plana (0, 0,1 e 0,2%). O aumento do limite reduz a dimensão da zona plástica, o que já tinha sido observado na Figura 4.13a. É evidente uma variação linear em todos os casos, o que está de acordo com os modelos da literatura. Para estado plano de tensão e estado plano de deformação, respectivamente, verificou-se que para um limite de deformação plástica de 0,2%:

$$r_p = 0,11 \left( \frac{K}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (4.12)$$

$$r_p = 1,64 \left( \frac{K}{\sigma_{ys}} \right)^{3,1} \quad (4.13)$$

A linha a traço interrompido representada na Figura 4.14b foi obtida dividindo os resultados para estado plano de tensão (0,2%) por três. As previsões obtidas para estado plano de deformação estão claramente acima dessa linha, pelo que não respeitam a razão de três usualmente proposta na literatura. O expoente da equação 4.13 é também diferente do valor 2 que é usual. Porém, o tamanho da zona plástica foi medido perpendicularmente ao flanco da fenda (e não à frente da extremidade da fenda), após propagação de fenda e considerando um limite de 0,2% para a deformação plástica equivalente. Neste estudo foi obtido um tamanho máximo de 1,3 mm para a zona plástica monótona nos diferentes estudos desenvolvidos, o que pode ser considerado um limite superior para o tamanho da malha refinada na região onde a fenda propaga  $y_m$ . Porém, recomenda-se uma adaptação ao nível de carga, o que significa que a redução da carga máxima pode ser acompanhada pela redução de  $y_m$ .

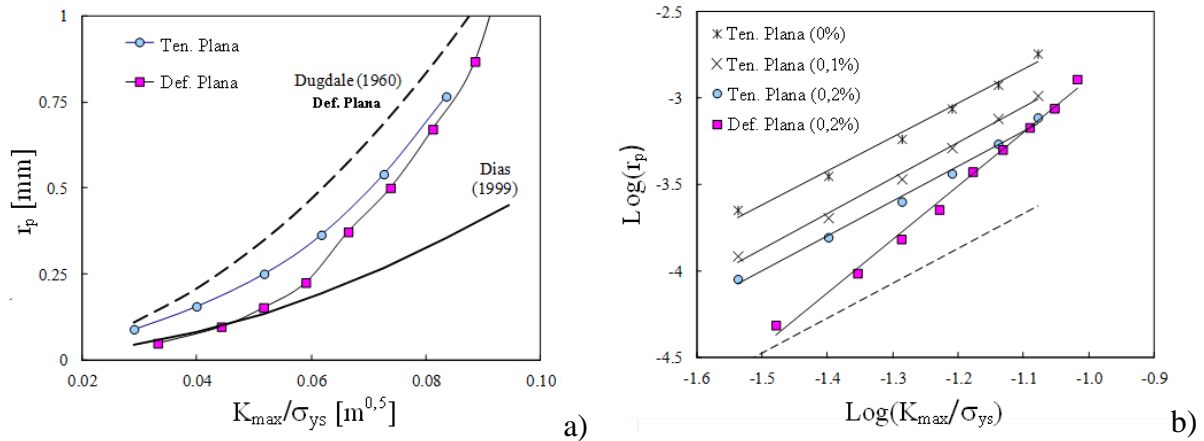


Figura 4.14 - Efeito do nível de carga e do estado de tensão no tamanho da deformação plástica monótona. a) Comparação com a literatura. b) Escalas logarítmicas.

É também importante perceber o impacto que uma modelação incorrecta da zona plástica monótona tem nos valores de fecho de fenda. A Figura 4.15 mostra uma malha com um refinamento insuficiente na direcção perpendicular ao flanco da fenda. De facto, a zona plástica monótona, definida considerando um limite de 0,2% para a deformação plástica, ultrapassa a zona refinada, o que não é recomendável. Porém o efeito no valor de fecho é muito pequeno, uma vez que se observou uma variação de somente 0,1% quando se estendeu a zona mais refinada da malha para além da zona monótona. Na verdade, é junto do flanco da fenda que a deformação plástica é mais importante.

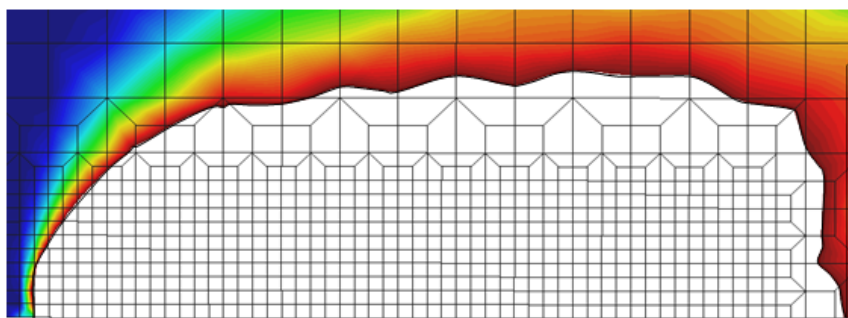


Figura 4.15 - Deformação plástica monótona para além da região mais refinada (Malha M32;  $\sigma_{max}/\sigma_{ys}=38\%$ ).

### 4.3.2 Dimensão Horizontal da Malha Refinada $x_r$

Outro aspecto muito relevante, e já analisado, é a propagação de fenda necessária para obter valores estabilizados de fecho, que determina o tamanho da zona refinada da malha na direcção de propagação de fenda  $x_r$  ( Figura 4.12). A Figura 4.16 mostra valores típicos de fecho de fenda em função da propagação de fenda, obtidos a partir da análise do contacto do nó 1 atrás da extremidade da fenda.

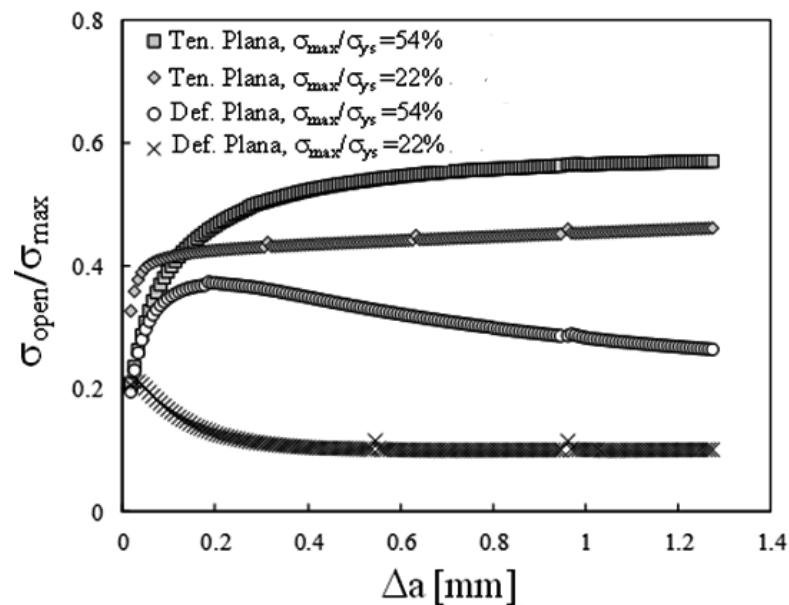


Figura 4.16 - Valores de fecho de fenda *versus* Incremento de fenda ( $L_1=8\mu\text{m}$ ;  $R=0$ ).

A propagação necessária para estabilização  $\Delta a_{stb}$ , foi estudada no ponto 4.2, tendo-se verificado que  $\Delta K$  era o principal parâmetro controlador da estabilização. O aumento de  $\Delta K$  aumenta significativamente a distância de estabilização tendo sido ajustado um polinómio de 2ª ordem aos resultados da Figura 4.2 do ponto de estabilização (ponto 4.2.1.1, equação 4.1). A equação (4.1) apresenta-se agora em função da tensão de cedência  $\sigma_{ys}$ :

$$\Delta a_{stb} = 56,87 \left( \frac{\Delta K}{\sigma_{ys}} \right)^2 + 6,875 \frac{\Delta K}{\sigma_{ys}} - 0,009 \quad (4.14)$$

Para além disso, é necessário ter algum refinamento da malha à frente da última posição da extremidade da fenda, para uma modelação adequada das últimas zonas plásticas monótona e cíclica. O tamanho da zona plástica monótona foi determinada numericamente:

$$r_p = 1,169 \left( \frac{K_{\max}}{\sigma_{ys}} \right)^{2,1} \quad (4.15)$$

Assim, o tamanho horizontal da zona refinada na região de propagação da fenda deve ser pelo menos:

$$x_r = \Delta a_{stb} + r_p = 56,87 \left( \frac{\Delta K}{\sigma_{ys}} \right)^2 + 6,875 \frac{\Delta K}{\sigma_{ys}} - 0,009 + 1,169 \left( \frac{K_{\max}}{\sigma_{ys}} \right)^{2,1} \quad (4.16)$$

Para os casos de carga estudados, o valor máximo obtido foi de 1,8 mm. A redução de  $K_{\max}$  e  $\Delta K$  deve ser acompanhada pelo decréscimo de  $x_r$ , de modo a reduzir o tempo de computação.

### 4.3.3 Tamanho dos Elementos Finitos $L_1$

O parâmetro mais importante é, porém, o tamanho dos elementos finitos junto da extremidade de fenda  $L_1$  (Figura 4.12). A Figura 4.17a e a Figura 4.17b apresentam curvas tensão-deformação para malhas M32 e M8, respectivamente, isto é, para  $L_1=32\mu\text{m}$  e  $L_1=8\mu\text{m}$ . As tensões foram adimensionalizadas pela tensão de cedência do material. Os tamanhos relativos dos elementos e a posição dos Pontos de Gauss são representados na Figura 4.17a. Como se indica na Figura 4.17c, o ponto de Gauss estudado está fixo enquanto a extremidade da fenda muda de posição com o carregamento cíclico. A fenda propaga-se  $\Delta a=240\mu\text{m}$ , sendo aplicados dois ciclos entre cada extensão de fenda. A diminuição de  $L_1$  aproxima o Ponto de Gauss do flanco da fenda e são aplicados mais ciclos de carga uma vez que os incrementos de fenda são mais pequenos. Isso faz com os valores máximos de tensão e deformação plástica sejam maiores para a malha M8 (Figura 4.17b) do que para a malha M32 (Figura 4.17a). A deformação plástica tem valores extremos quando o Ponto de Gauss está imediatamente à frente da extremidade da fenda (posição  $n$  na Figura 4.17c). Quando a extremidade da fenda passa para além do Ponto de Gauss, a deformação plástica cessa tornando-se residual.

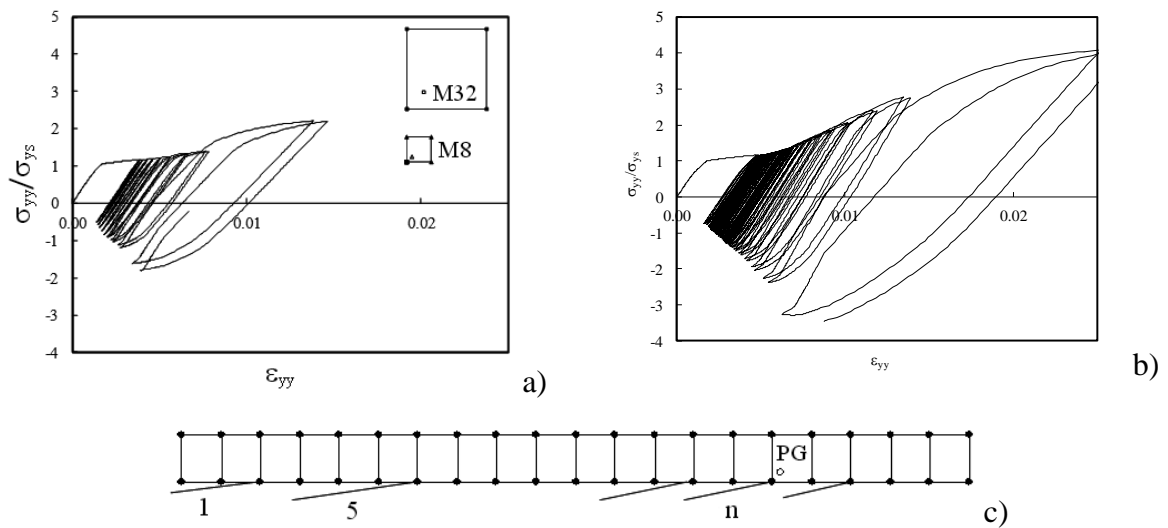


Figura 4.17 - Influência da malha de elementos finitos nas curvas tensão-deformação num Ponto de Gauss perto do flanco da fenda. a) Malha M32. b) Malha M8. c) Posição do Ponto de Gauss. ( $\sigma_{\max}=47,5\text{MPa}$ ;  $\sigma_{\min}=0,8\text{MPa}$ ).

Noutros Pontos de Gauss, a diferentes distâncias do flanco da fenda  $y$ , há um decréscimo da deformação plástica residual com o aumento de  $y$ . A Figura 4.18a representa a deformação plástica residual na direcção perpendicular ao flanco da fenda para diferentes malhas de elementos finitos. A malha influencia claramente os resultados, particularmente para valores pequenos de  $y$ . O refinamento de malha aumenta a deformação plástica junto do flanco da fenda, o que está de acordo com os resultados da Figura 4.17. A figura apresenta tendências semelhantes para valores mais altos da carga máxima. Há um aumento de deformação, como seria de esperar. Além disso, a região próxima do flanco onde a malha tem um efeito significativo também aumenta.

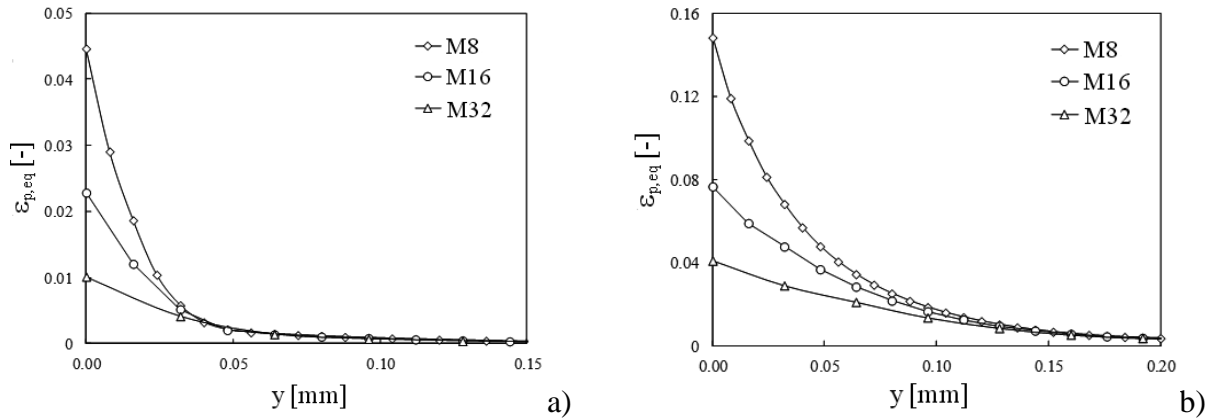


Figura 4.18 - Influência de  $L_I$  na deformação plástica equivalente (estado plano de deformação). a)  $\sigma_{\max}/\sigma_{ys}=0,24$ ;  $R=0$ . b)  $\sigma_{\max}/\sigma_{ys}=0,54$ ;  $R=0$ .

As Figura 4.19 mostram as deformações equivalentes máximas obtidas para diferentes tamanhos dos elementos finitos. A redução da dimensão dos elementos aumenta o nível de deformação, tendo esta uma variação típica de um campo singular. Esta tendência é observada independentemente do estado de tensão, modelo de encruamento (Figura 4.19a) ou nível de carga (Figura 4.19b). A análise das curvas tensão-deformação (Figura 4.17) mostra que o refinamento de malha aumenta substancialmente a deformação produzida durante o carregamento. A deformação inversa também aumenta, mas não compensa o aumento da deformação monótona. O refinamento da malha foi feito até uma escala nanométrica (até 250nm), para verificar se existiria alguma convergência inesperada, eventualmente devido a arredondamento da extremidade da fenda. Porém, o comportamento observado nas Figura 4.19, isto é, o aumento da deformação plástica com a redução do tamanho dos elementos, foi sempre observado. Assim, apesar de desejável, a convergência da deformação plástica máxima com o refinamento da malha, não parece ser possível. Araújo *et al.* (2008) também tiveram dificuldades de convergência quando utilizaram estratégias adaptativas. De qualquer modo uma eventual convergência para dimensões manométricas não resolveria o problema, uma vez que as malhas correspondentes requereriam esforços numéricos incontroláveis, pelo menos para as capacidades dos computadores atuais. De acordo com Jiang *et al.* (2005), pode considerar-se um limite inferior de  $1\mu\text{m}$  para  $L_I$ . Valores mais baixos  $L_I$  dariam malhas muito pesadas, particularmente em situações 3D. É importante lembrar que a modelação de fecho de fenda requiere a simulação de vários carregamentos, envolvendo por isso um esforço numérico muito significativo.

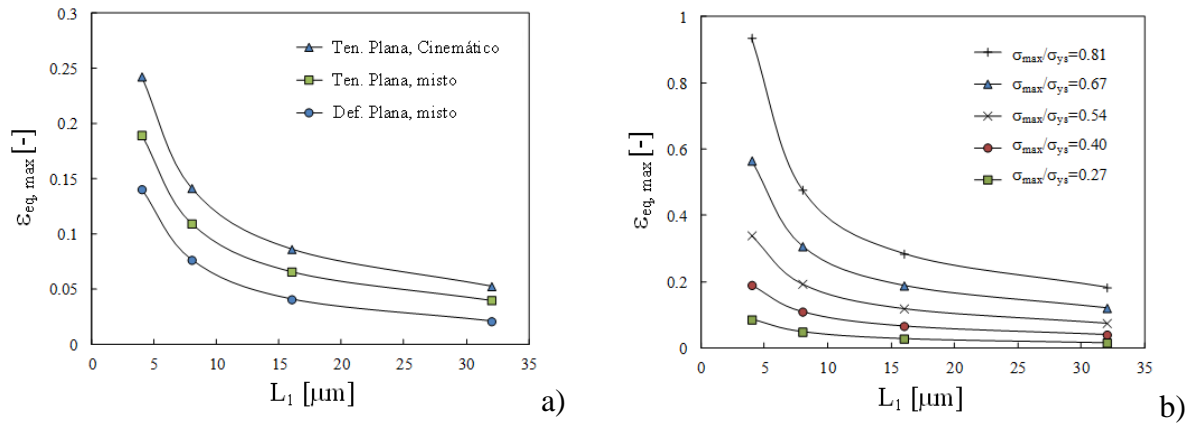


Figura 4.19 - Influência de  $L_1$  na deformação plástica equivalente máxima. a) Efeito do estado de tensão e do modelo de encruamento do material ( $\sigma_{max}/\sigma_{ys}=0,4$ ;  $R=0$ ). b) Efeito do nível de carga (encruamento misto); estado plano de tensão;  $R=0$ ).

A deformação plástica residual determina o nível de fecho de fenda. No estudo dos Mecanismos de Fecho (ponto 3.2), demonstrou-se que o nível de fecho de fenda está relacionado com o alongamento vertical do material no flanco da fenda, e é dado por:

$$\Delta y_p = \int_{h_{min}}^h \epsilon_{p,yy} \cdot dy \quad (4.17)$$

$h_{min}$  representa a distância do flanco da fenda onde a integração se inicia. A Figura 4.20 apresenta resultados numéricos de  $\Delta y_p$  e fecho de fenda em função de  $h_{min}$ . Este parâmetro ( $h_{min}$ ) é uma indicação do tamanho dos elementos finitos, mas os resultados apresentados na Figura 4.20 pretendem ser somente qualitativos. Uma vez que a deformação plástica tem um comportamento singular, a redução de  $h_{min}$  em direcção a zero leva a um aumento assintótico de  $\Delta y_p$ . Com base em resultados apresentados no ponto 3.2 (Figura 3.4) definiu-se uma relação genérica entre  $\Delta y_p$  e o nível de abertura de fenda. Esta relação foi usada para, a partir dos valores de  $\Delta y_p$  apresentados na Figura 4.20, prever o nível de fecho. Os resultados são apresentados também na Figura 4.20, mostrando que há um aumento progressivo de fecho com a redução de  $h_{min}$ , sem a ocorrência de estabilização.



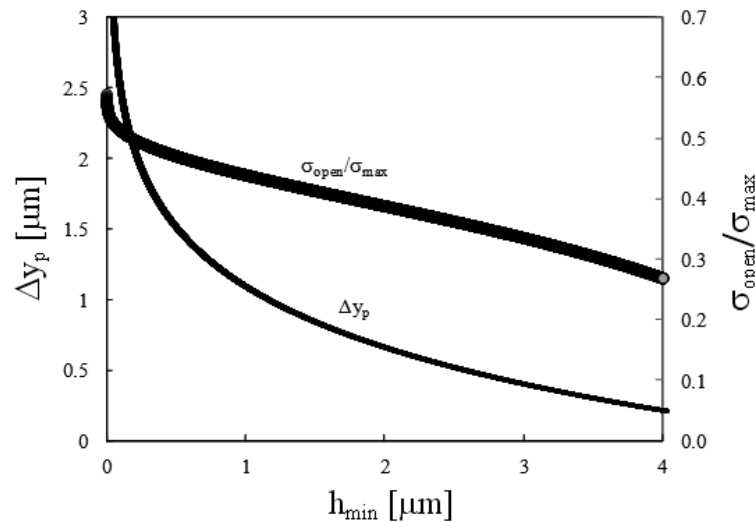


Figura 4.20 - Influência de  $h_{\min}$  no  $\Delta y_p$  e no nível e abertura de fenda.

Com base nestes resultados, seria de esperar que o refinamento da malha provocasse o aumento progressivo do nível de fecho. Porém, a tendência oposta foi observada por Solanki *et al.* (2003), Jiang (2005) e González-Herrera *et al.* (2005). Assim, tem de existir um segundo mecanismo que explique esta aparente contradição. Poderá existir um mecanismo de arredondamento que aumenta com o refinamento da malha e reduz o nível de fecho de fenda. É o balanço entre este mecanismo e o aumento do alongamento plástico que determina a variação de fecho com o refinamento da malha. Este mecanismo não está ainda compreendido exigindo mais estudo.

#### 4.3.4 Tamanho da Região A $y_{A/B}$

As Figura 4.18a e b mostram a deformação plástica residual na direcção perpendicular ao flanco da fenda para três malhas de elementos finitos. O afastamento do flanco da fenda reduz as variações de deformação plástica o que facilita a simulação numérica. A comparação da Figura 4.18a e da Figura 4.18b, obtidas para  $\sigma_{\text{max}}/\sigma_{\text{ys}}=24\%$  e  $\sigma_{\text{max}}/\sigma_{\text{ys}}=54\%$ , respectivamente, indica que o aumento de carga estende a região afectada pela malha de cerca de 30  $\mu\text{m}$  para 120  $\mu\text{m}$ . Para valores relativamente grandes de  $y$ , as curvas para as diferentes malhas são coincidentes, o que significa que a malha tem pouca influência. Assim, uma malha com elementos de tamanho  $32 \times 32 \mu\text{m}^2$  (M32) é suficiente para a região B da Figura 4.12.

Foi desenvolvido um estudo detalhado para compreender o efeito da carga e do comportamento do material no tamanho da região A ( $y_{A/B}$ ). Deste modo, foram definidas curvas semelhantes às da Figura 4.18 para determinar a distância  $y_{A/B}$  à qual o refinamento da malha começa a ser relevante para os valores previstos para a deformação plástica. A Figura 4.21 mostra os resultados obtidos, podendo ver-se que o aumento da carga aumenta significativamente  $y_{A/B}$ . A dimensão da zona plástica na direcção perpendicular ao flanco e metade desta foram também representadas. Pode ver-se que  $y_{A/B}$  é inferior a metade da zona plástica. Pode assim definir-se uma nova topologia para a malha de elementos finitos com base nestes resultados, que é apresentada na Figura 4.21b. Assim, a modelação da deformação plástica monótona em zonas relativamente afastadas do flanco da fenda pode ser feita com elementos de dimensão  $32 \times 32 \mu\text{m}^2$ . Junto ao flanco da fenda é necessário refinar a malha de modo a simular os gradientes de deformação. Cada um dos refinamentos começa a meia altura da malha anterior e o número de refinamentos depende do valor de  $L_I$ . Matos *et al.* (2007) também utilizaram um refinamento progressivo com a aproximação ao flanco da fenda.

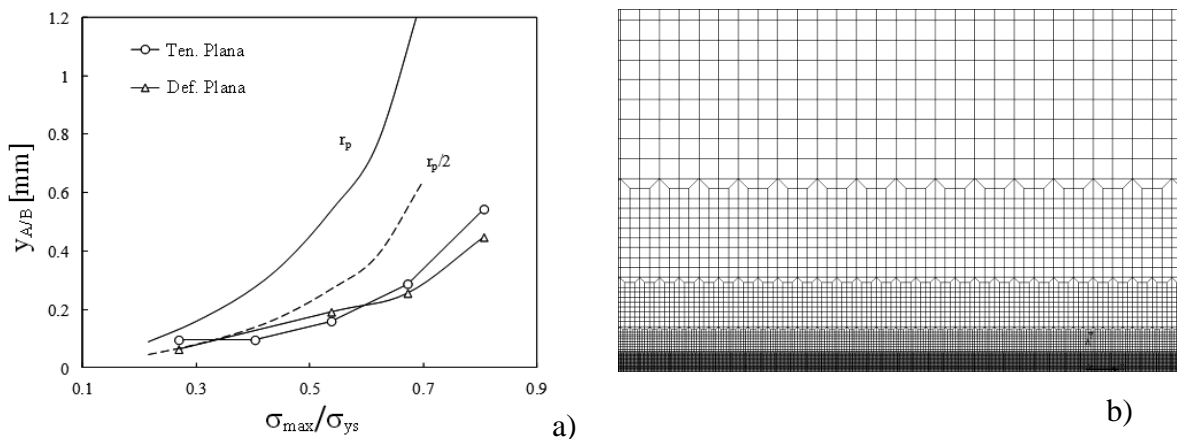


Figura 4.21 - a) Efeito da carga máxima no tamanho da região perpendicular ao flanco da fenda  $y_{A/B}$ . b) Nova tipologia da malha proposta.

#### 4.3.5 Discussão do Efeito da Malha

Há vários parâmetros da malha de elementos finitos que são relevantes para a análise de fecho de fenda, conforme se indica na Figura 4.12.  $y_m$ ,  $y_{A/B}$  e  $x_r$  têm valores óptimos, como foi analisado anteriormente. Valores excessivamente altos podem aumentar significativamente o tempo de computação, enquanto que valores demasiado baixos podem afectar as previsões

dos valores de fecho. A sobre-estimação das distâncias é aceitável desde que o tempo de computação se mantenha dentro de níveis aceitáveis. A maior preocupação tem, porém, a ver com o tamanho dos elementos finitos junto da extremidade da fenda  $L_I$ , principalmente devido ao carácter singular dos campos de extremidade de fenda. O esforço numérico e a qualidade das previsões são uma vez mais as principais preocupações. Elementos demasiado grandes não simulam adequadamente os campos de extremidade de fenda, devendo ser evitados. A redução de  $L_I$  aproxima os modelos numéricos das velocidades reais de propagação de fendas por fadiga. Os valores experimentais de  $da/dN$  variam de  $10^{-7}$  a  $10^{-4}$  mm/ciclo para a maior parte dos materiais de engenharia, o que implicaria 80 a 80000 ciclos por incremento para  $L_I=8\mu\text{m}$ , ou elementos finitos com  $0,2\mu\text{m}$  a  $0,2\text{nm}$ , considerando dois ciclos de carga por incremento de fenda. As capacidades computacionais disponíveis actualmente não permitem este número de ciclos de carga ou tamanho de malha, porque o esforço numérico é inaceitável. O número de ciclos de carga entre propagações de fenda é mais relevante para materiais com deformação cíclica, isto é, com acumulação progressiva de deformação com o carregamento cíclico.

Olhando par aos campos de extremidade de fenda, a redução sistemática de  $L_I$  procurando a estabilização da deformação, nunca é uma solução na simulação de singularidades. Os resultados aqui obtidos mostram que a redução progressiva do tamanho dos elementos aumenta significativamente a deformação plástica e o alongamento plástico  $\Delta y_p$ . Na mecânica da fractura linear elástica têm sido propostos elementos singulares para a simulação da singularidade  $r^{-0.5}$ . Henshell e Shaw (1975) e Barsoum (1976) independentemente demonstraram que se consegue obter a singularidade  $r^{-0.5}$  em elementos isoparamétricos quadráticos movendo os nós intermédios para posições a  $1/4$  da aresta. Barsoum (1977) propôs elementos colapsados para simular a singularidade  $r^{-1}$  do comportamento perfeitamente plástico. Porém, a aplicação destes elementos na simulação de fecho de fenda induzido por deformação plástica impõe várias dificuldades não sendo uma solução. Uma alternativa seria a simulação de um raio finito na extremidade da fenda (Toribio, 2009). De facto, as fendas reais têm um pequeno raio na extremidade, que aumenta com o carregamento. Apesar de serem possíveis várias formas do ponto de vista do escorregamento plástico, a forma semi-circular parece ser a mais adequada. A simulação de um raio finito na extremidade da fenda permitiria a convergência de resultados com o refinamento da malha. Ainda assim, a convergência da deformação plástica exigiria elementos muito pequenos, provavelmente inaceitáveis em termos de esforço numérico. Além disso, seriam necessárias novas estratégias

para simular a propagação de fenda na presença de um raio finito na extremidade da fenda. De facto, os modelos com raio finito na extremidade da fenda têm sido utilizados somente para fendas estacionárias.

Outro aspecto que merece discussão neste contexto é a relação entre o tamanho dos elementos e o tamanho de grão do material. De facto, quando o tamanho dos elementos finitos é da ordem do tamanho de grão, podem levantar-se dúvidas em relação à validade dos modelos de mecânica dos meios contínuos. É então necessário utilizar outras abordagens para modelar a deformação plástica ao nível do tamanho de grão. Esta questão, que não é normalmente abordada na literatura dedicada ao estudo numérico de fecho, parece impor um limite inferior ao tamanho dos elementos finitos.

Assim, considerando as limitações existentes em termos de esforço numérico e modelação dos campos na extremidade da fenda, pode dizer-se que existe um valor óptimo para o tamanho dos elementos finitos,  $L_I$ . Propõe-se então que o modelo numérico deva ser calibrado com base em resultados experimentais da deformação plástica máxima no flanco da fenda. O tamanho dos elementos finitos e o número de ciclos entre propagações deve ser escolhido de modo a obter numericamente o nível adequado de deformação plástica. Porém, tanto quanto se sabe, não há valores de deformação plástica máximas disponíveis na literatura. A calibração do modelo de elementos finitos com base em valores experimentais de fecho, como proposto por Parks *et al.* (1997), não parece ser a solução. De facto, há outros parâmetros numéricos, para além da malha de elementos finitos, a afectar as previsões. Para além disso, os valores experimentais de fecho de fenda também merecem discussão.  $K_{open}$  é usualmente definido como o factor de intensidade de tensão associado à carga que causa uma deflexão de 2% na inclinação da curva carga-deslocamento.  $K_{open}$  corresponde assim ao primeiro desvio relativamente à linearidade da curva durante a descarga. Pode, porém, definir-se um valor mais baixo para o fecho  $K_W$ , que é usualmente menos de 20% de  $K_{open}$ , sendo  $K_W < K_{ccl} < K_{open}$  (Sadananda, 1999), em que  $K_{ccl}$  é o nível efetivo de fecho de fenda. Foi feita uma comparação de medições convencionais de fecho num ensaio *round robin* organizado pelo ASTM Task Group E24.04.04. Apesar do material e a geometria serem os mesmos, observaram-se variações significativas dependendo do laboratório, investigador e técnica utilizada (Philips, 1989).

Finalmente, alguns autores propuseram a otimização da malha de elementos em estudos paramétricos de parâmetros de carga (Singh, 2008; Lugo, 2011). Por outras palavras, o aumento da carga seria acompanhado pelo alargamento da malha junto da extremidade da fenda, de modo a reduzir o esforço numérico. As regras empíricas proposta na literatura (por exemplo, considerar 10 elementos na zona plástica monótona) podem ser utilizadas para definir  $L_I$ . Porém, com a alteração simultânea do parâmetro de carga e de  $L_I$ , não será possível isolar o efeito da carga. Assim, em estudos paramétricos sobre a influência de parâmetros de carga recomenda-se evitar alterações de malha, caso contrário as conclusões obtidas não serão confiáveis. Notar ainda que os parâmetros  $x_r$  e  $y_m$  devem ser definidos considerando a maior carga máxima, enquanto que  $L_I$  deve ser definido considerando a menor carga máxima.

#### 4.3.6 Sinopse

O fenómeno de fecho de fenda induzido por deformação plástica está intimamente ligado com as deformações monótona e inversa que acontecem na extremidade da fenda durante o carregamento e descarregamento, respectivamente. A modelização correta dessa deformação depende grandemente da malha de elementos finitos. Após o estudo detalhado do efeito da malha, e em particular dos parâmetros ilustrados na Figura 4.12, podemos considerar que:

-A dimensão vertical da zona plástica monótona aumenta grandemente com o nível de carga, tendo-se obtido expressões do tipo  $r_m = \alpha(K/\sigma_{ys})^b$  para tensão e deformação plana. Há algum afastamento relativamente a modelos da literatura, porém, o tamanho da zona plástica foi aqui medido perpendicularmente ao flanco da fenda (e não à frente da extremidade da fenda), após propagação de fenda e considerando um limite de 0,2% para a deformação plástica equivalente. Foi obtido um tamanho máximo de 1,3mm para a zona plástica monótona, que pode ser considerado um limite superior para  $y_m$ . Porém, a extensão da zona plástica para além da zona mais refinada da malha tem um efeito muito limitado nos valores de fecho, uma vez que a deformação plástica decresce substancialmente com a distância ao flanco da fenda. Uma malha com elementos quadrados de tamanho  $32 \times 32 \mu\text{m}^2$  é suficiente para a zona B da Figura 4.12.

- O tamanho da zona refinada na direcção da propagação de fenda  $x_r$ , deve ser definido com base na propagação necessária para estabilizar os valores de fecho, o que está relacionado

com a criação de uma onda plástica residual suficientemente extensa. A distância de estabilização  $\Delta a_{stab}$ , depende de  $\Delta K$ . Além disso, é necessário modelar a zona plástica monótona existente à frente da última posição da fenda. Foi proposta uma expressão analítica para  $x_r$ , dependente de  $\Delta K$  e  $K_{max}$ . Para os casos de carga estudados, o valor máximo obtido para  $x_r$  foi de 1,8 mm, o que pode ser considerado um limite superior para este parâmetro. A sobre-estimação de  $y_m$  e  $x_r$  é aceitável, desde que o esforço computacional se mantenha dentro de limites aceitáveis.

- O parâmetro mais complexo é, porém, a dimensão dos elementos junto da extremidade da fenda  $L_I$ . A redução deste tamanho aproxima os Pontos de Gauss da extremidade da fenda e faz com que sejam aplicados mais ciclos de carga. Isso provoca um aumento da deformação monótona e também da deformação inversa. O aumento da deformação monótona é porém dominante, produzindo um aumento do alongamento plástico perpendicular ao flanco da fenda  $\Delta y_p$ , e assim do nível de fecho de fenda. O refinamento da malha até escalas nanométricas provocou um aumento assintótico da deformação máxima. Este campo singular produz um aumento assintótico de  $\Delta y_p$  e o aumento progressivo do nível de fecho de fenda com o refinamento da malha, sem a existência de estabilização. Existe necessariamente um segundo efeito do refinamento da malha, que explica o decréscimo de fecho de fenda observado na literatura com a redução de  $L_I$ . É necessária mais investigação para identificar e quantificar este mecanismo desconhecido.

- Parece dever existir um valor óptimo para a dimensão dos elementos finitos na extremidade da fenda  $L_I$ . Elementos demasiado largos não simulam adequadamente os campos singulares, devendo por isso ser evitados. Por outro lado, a redução sistemática de  $L_I$ , procurando a estabilização não é uma solução devido à singularidade observada para as deformações plásticas na extremidade da fenda. Além disso, a redução dos elementos abaixo do tamanho de grão não é fisicamente realista. Propõe-se que o modelo numérico seja calibrado, em termos de tamanho dos elementos e número de ciclos entre propagações, utilizando resultados experimentais da deformação plástica máxima no flanco da fenda.

Finalmente, é proposta uma nova topologia de malha na direcção perpendicular ao flanco. Assim, em posições remotas relativamente ao flanco da fenda podem utilizar-se elementos quadrados com  $32 \times 32 \mu m^2$ . A malha é depois refinada sucessivamente a meia altura, conforme

é ilustrado na Figura 4.21b, com um número de refinamentos que depende do tamanho considerado para os elementos de extremidade de fenda. Em estudos paramétricos sobre o efeito de parâmetros de carga recomenda-se manter a malha de elementos finitos. De facto, a influência da dimensão dos elementos finitos é tão importante (nomeadamente de  $L_I$ ) que a sua adaptação ao nível de carga iria mascarar os efeitos produzidos pela alteração do parâmetro de carga em estudo.

#### 4.4 Método das Forças de Contacto

O parâmetro numérico utilizado para quantificar o nível de fecho tem também um impacto relevante nas previsões de fecho. O parâmetro mais utilizado é o contacto do primeiro ou segundo nó atrás da extremidade da fenda. Aqui explora-se uma abordagem alternativa baseada nas forças de contacto a carga mínima.

As forças de contacto, também têm sido utilizadas para analisar os diferentes aspectos do fenómeno PICC. Hou e Charng (1996) estudaram o efeito da propagação da fenda nas tensões residuais na presença de sobrecargas, Hou (2008) comparou a superfície com o ponto mais profundo de uma fenda, para  $R=0$  e  $R=-1$ , enquanto Zhao *et al.* (2004) compararam tensão e deformação plana. Roychowdhury e Dodds (2003b) estudaram a variação de fecho ao longo da espessura do provete, Zhang *et al.* (1999) usaram as forças de contacto para estudar o efeito de uma sobrecarga, Matos e Nowell (2008) estudaram o efeito da propagação da fenda e o número de ciclos de carga entre propagações e Singh *et al.* (2008b) analisaram o contacto progressivo dos elementos atrás da extremidade da fenda.

O método das forças de contacto não tem sido muito utilizado para quantificar o nível de PICC sendo necessário mais estudos, com diferentes modelos de materiais e parâmetros de carga, para verificar a sua robustez. Portanto, o objectivo principal aqui é explorar o uso de forças de contacto para analisar o fecho de fenda. A abordagem proposta por Solanki *et al.* (2004b) e Matos e Nowell (2007) para calcular a tensão de abertura é ligeiramente modificada, considerando apenas as forças nodais, em vez da distribuição de tensão ao longo do flanco da fenda. O parâmetro PICC correspondente é comparado com as soluções clássicas, ou seja, o estado do contacto de primeiro e segundo nós atrás da extremidade da

fenda e a variação da compliance remota. Esta comparação é feita para uma vasta gama de parâmetros de carga. Foi também desenvolvida uma solução numérica de  $K$  para cargas pontuais aplicadas nos flancos da fenda, e comparada com a solução da Isida para fendas numa placa infinita (Tada, 2000).

De facto, à carga mínima de um carregamento cíclico, existe tensão residual de compressão ao longo dos flancos da fenda. Estas tensões residuais podem ser usadas para calcular um factor de intensidade de tensão residual negativo  $K_{res}$ . Isto não tem significado físico, mas empregando o princípio da sobreposição pode ser utilizado para calcular o factor de intensidade de tensão de abertura da fenda  $K_{open}$ , necessária para ultrapassar o campo de tensões residuais e abrir toda a fenda. As forças de contacto são obtidas a carga mínima, por conseguinte, o nível de abertura é dada por Matos e Nowell (2007):

$$K_{open} = K_{min} + K_{res} \quad (4.18)$$

O método das forças de contacto tem vantagens: pois envolve vários nós em vez de se concentrar em um único nó; espera-se ser menos afectado por erros de elementos finitos, uma vez que não estuda apenas nós perto da extremidade da fenda; e não é necessário extrapolação o que evita problemas de resolução associados com os incrementos da carga discreta (Solanki, 2004b). Dill e Saff (1976) foram os primeiros a introduzir um método das tensões de contacto para calcular cargas de abertura da fenda, tendo para isso empregue o modelo *strip-yield* Newman (1981). Solanki *et al.* (2004b), pela primeira vez aplicaram o método na análise de elementos finitos. Eles consideraram expressões analíticas de  $K$  para placas infinitas e aplicaram a metodologia para provetes CT e M(T). Matos e Nowell (2007) utilizaram o método da função de peso introduzido por Bueckner (1970) para calcular o factor de intensidade de tensão residual. Em ambos os estudos foi assumida uma variação linear das tensões ao longo de cada elemento finito. Os resultados iniciais foram comparados com valores a partir do contacto do primeiro e segundo nós trás da extremidade da fenda. O método da tensão de contacto deu previsões mais elevadas do que o do primeiro nó atrás da extremidade da fenda.

Pode ser encontrada na literatura, uma solução para uma fenda numa placa infinita submetida a pares de forças pontuais, no flanco da fenda, proposto por Isida (Tada, 2000). No entanto,



considerando o tamanho finito do provete M(T) decidiu-se desenvolver uma nova solução. A relação entre a força de contacto pontual e a sua distância à extremidade da fenda  $d$ , foi portanto definido aqui numericamente usando o método dos elementos finitos. Foi considerada uma malha com elementos de  $1\mu\text{m}$  na frente da fenda, numa análise linear elástica e  $K$  foi calculado a partir do integral  $J$ . Foi também considerado um método directo baseado na extrapolação dos valores de  $K$  obtidos a partir dos deslocamentos de abertura da fenda para validar os resultados do integral  $J$ . A carga pontual imposta dificultou o cálculo numérico de  $J$ , em particular para pequenos valores da distância  $d$ . De facto, o caminho do integral  $J$  deve situar-se entre a carga e a extremidade da fenda, por conseguinte, é necessária uma malha bastante refinada. Foram definidos parâmetros adimensionais :

$$K^* = \frac{K}{F_p/(t.W)\sqrt{W}} \quad (4.19)$$

$$d^* = \frac{d}{W} \quad (4.20)$$

onde  $F_p$  é a força pontual,  $d$  é a distância à extremidade da fenda,  $t$  e  $W$  são a espessura e a largura do provete M(T), respectivamente. A Figura 4.22 mostra os resultados de  $K^*$  versus  $d^*$  para tensão plana e deformação plana, que se verificou ser independente do comprimento da fenda  $2a$ , pelo menos para valores de  $a$  num intervalo de 5-7,5mm. O factor de intensidade de tensão apresenta um comportamento assintótico, aumentando para o infinito quando a força pontual se aproxima da extremidade da fenda. Para distâncias relativamente grandes o factor de intensidade de tensão resultante aproxima-se de zero, como era esperado. O estado de tensão produziu uma influência relativamente baixa em  $K$ . Foi ajustado um modelo matemático, com duas constantes, aos resultados da Figura 4.22:

$$K^* = \frac{C_1}{(d^*)^{C_2}} \quad (4.21)$$

Houve dificuldade em encontrar valores apropriados para a extremidade da fenda, por conseguinte,  $d^*$  foi dividido em duas regiões, tal como indicado na Figura 4.22 pela linha a traço interrompido vertical. A Tabela 4.2 apresenta os intervalos de  $d^*$  e respectivas constantes, obtidas por análise de regressão utilizando as ferramentas de optimização do

Excel. Para  $d/W$  inferior a 0,012, a média das diferenças absolutas são menos de 0,5% tanto para tensão plana como deformação plana. Como pode ser visto na Tabela 4.2, perto da extremidade da fenda  $C_2$  é próximo de 0,5, o que está de acordo com a solução de Isida ( $K = \sqrt{2/(\pi d)F_c}$ ).

Tabela 4.2 - Constantes de ajustamento para  $K^*$  versus  $d^*$  (equações 4.19 a 4.21)

	$d^*$	$C_1$	$C_2$
Tensão	$d^* \leq 0,012$	0,4389	0,5096
Plana	$0,012 < d^* \leq 0,2$	2,2490	0,4043
Deformação	$d^* \leq 0,012$	0,3556	0,5091
Plana	$0,012 < d^* \leq 0,2$	1,8161	0,3701

Os resultados da Figura 4.22 foram comparados com esta solução da literatura e foi encontrada uma boa concordância para pequenas distâncias da força pontual à extremidade da fenda em estado plano de deformação. Por outro lado, foram encontradas diferenças significativas de cerca de 10% para o estado plano de tensão, o que justifica a necessidade da solução aqui desenvolvida. O modelo baseado na equação 4.21 foi aplicado para obter níveis de abertura da fenda individuais para cada força de contacto ao longo da frente da fenda. O total do factor de intensidade de tensão residual foi finalmente encontrado pela soma das contribuições dos nós individuais em contacto. A sobreposição linear é considerada válida, como demonstrado no ponto 3.3.1. Note-se que na proposta de Solanki é assumida uma distribuição de tensão linear através de cada elemento finito ao longo do flanco da fenda, enquanto que aqui apenas as forças nodais são usadas para prever os valores de abertura de fenda. Isto é interessante uma vez que as forças nodais são saídas primárias do método dos elementos finitos, enquanto que as tensões são obtidas por extrapolação a partir dos Pontos de Gauss, podendo por isso ter menos precisão.

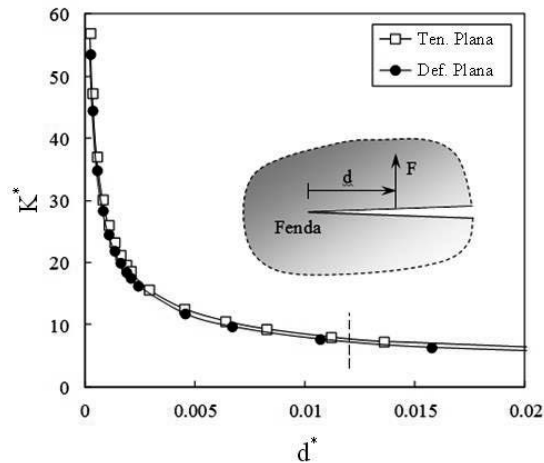


Figura 4.22 - Factor de intensidade de tensão adimensional *versus* Distância à extremidade da fenda.

#### 4.4.1 Resultados Numéricos

##### 4.4.1.1 Forças de Contacto e Distribuição K

A Figura 4.23 mostra as distribuições típicas de tensões de contacto a tensão mínima em função da distância à extremidade da fenda  $d$ . Estas tensões resultam da análise FEM elástico-plástica, e as variações suaves observados são uma boa indicação de precisão. As tensões de contacto obtidas por Solanki *et al.* (2004b) eram mais irregulares, o que pode ser explicado pela extrapolação necessária para obter as tensões nodais a partir dos valores dos Pontos de Gauss. O contacto estende-se por todo o flanco da fenda submetido à propagação, com uma distribuição não uniforme das forças de contacto. Os nós mais próximos da extremidade da fenda têm as maiores forças de contacto, como era esperado. É observada uma diminuição acentuada, para o estado plano de tensão até aproximadamente  $d=0,25\text{mm}$ , e para distâncias da extremidade da fenda superiores a  $0,25\text{mm}$ , a variação é relativamente pequena. Para o estado plano de deformação as tensões de contacto são significativamente mais baixas, como era esperado. Na verdade, há um consenso geral na literatura sobre o nível relativamente baixo de PICC observado em condições de deformação plana. Para o estado plano de deformação o contacto é observado não só imediatamente atrás da extremidade actual da fenda, mas também na posição correspondente ao início da propagação. Este contacto remoto é explicado pela deformação plástica relativamente elevada observada em estado plano de

deformação nos primeiros ciclos de carga. Fleck (1986) também observou que é deixada uma cunha de material residual num local imediatamente à frente da extremidade da fenda inicial, o que leva a um fecho de fenda descontínuo (primeiro contacto dos flancos da fenda numa posição afastada da extremidade da fenda corrente).

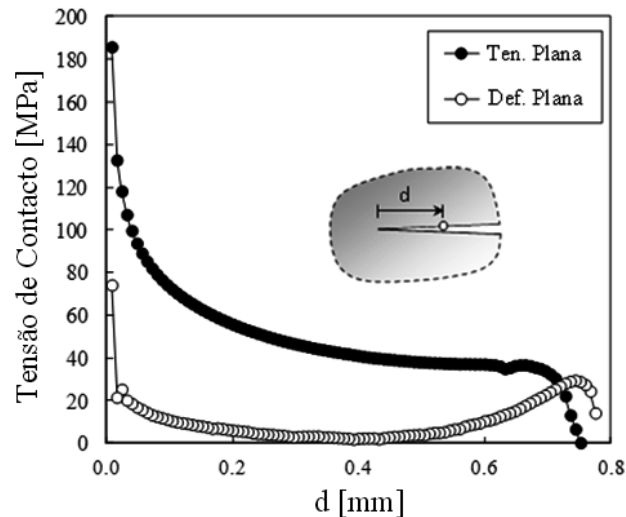


Figura 4.23 – Tensão de contacto a carga mínima, para estado plano de tensão e estado plano de deformação ( $\sigma_{\max}=47,5\text{MPa}$ ;  $a=5,9\text{mm}$ ;  $\Delta K=6,5\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ;  $R=0,02$ ).

A Figura 4.24 mostra o efeito da propagação da fenda nas forças de contacto nodais para o estado plano de tensão (símbolos abertos) e para o estado plano de deformação (símbolos a cheio). Para o estado plano de tensão, à medida que a fenda se propaga mais nós apresentam forças de contacto. Imediatamente atrás da extremidade da fenda as forças de contacto não variam significativamente com a propagação. A extensão da região com forças de contacto é, para o carregamento de amplitude constante, apenas relacionada com a extensão da propagação numérica da fenda. O pico das forças de contacto correspondentes ao início da propagação, evidente para o estado plano de deformação, também é observado para o estado plano de tensão.

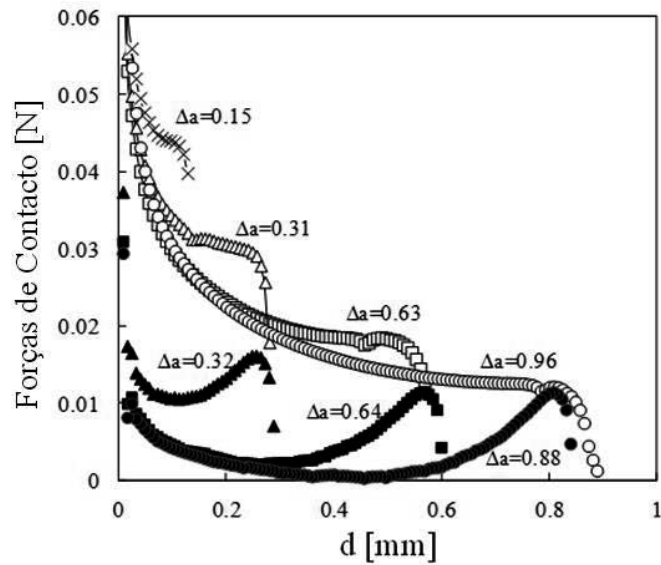


Figura 4.24 - Forças de contacto a carga mínima para estado plano de tensão (símbolos abertos) e estado plano de deformação (símbolos a cheio) *versus* Propagação da fenda ( $\sigma_{\max}=47,5\text{MPa}$ ;  $a=5,9\text{ mm}$ ;  $\Delta K=6,5\text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ;  $R=0,02$ ).

A Figura 4.25 mostra as contribuições do factor de intensidade de tensão de abertura da fenda de diferentes pontos ao longo do flanco da fenda. Existe uma forte diminuição a partir da extremidade da fenda, mais pronunciado do que o observado para a variação das tensões de contacto ao longo do flanco da fenda. Na verdade, o factor de intensidade de tensão diminui substancialmente com a distância  $d$  da extremidade da fenda, como a equação 4.21 exprime. Além disso, as forças de contacto na carga mínima diminuem substancialmente a partir da extremidade da fenda, como a Figura 4.23 e a Figura 4.24 ilustram. Estes dois efeitos, isto é, a diminuição das forças de contacto e da sua influência com a distância à extremidade da fenda, explicam a variação de  $K_{open}$  observado na Figura 4.25. A linha a traço interrompido foi obtida para estado plano de tensão considerando que a tensão de contacto é constante ao longo do flanco da fenda ( $\sigma_{\text{cont}}=186\text{MPa}$ ). A diferença relativamente ao caso de tensão plana (círculos preenchidos) expressa o efeito da variação da força ao longo do flanco da fenda. A curva-tipo foi ajustada por regressão dos resultados de tensão plana, mostrando que há uma diminuição exponencial a partir da extremidade da fenda. Para estado plano de tensão, o expoente obtido (-0,928) é significativamente mais elevado, em termos absolutos, do que o obtido para a linha a traço interrompido, isto é, para a curva de iso-tensão, que é cerca de -0,5.

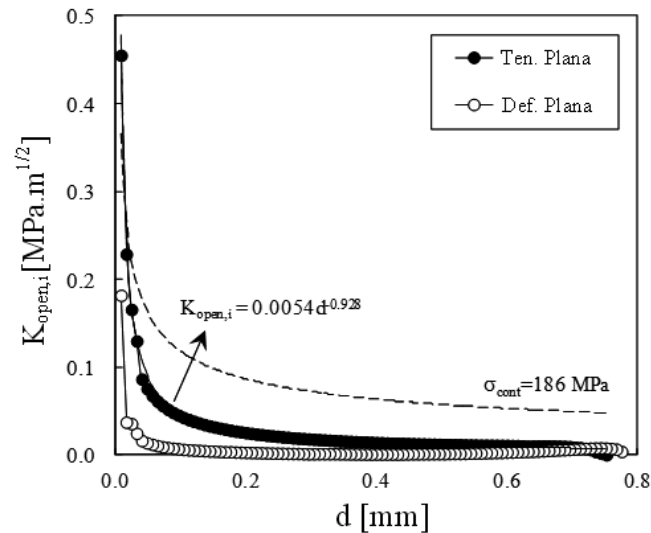


Figura 4.25 - Contribuição para  $K_{open}$  ao longo do flanco da fenda ( $\sigma_{max}=47,5\text{MPa}$ ;  $a=5,9\text{mm}$ ;  $\Delta K=6,5\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ;  $R=0,02$ ).

O método das forças de contacto é muito interessante para entender e quantificar como o fecho se desenvolve atrás da extremidade da fenda. A Figura 4.26 mostra o factor de intensidade de tensão acumulado ao longo do flanco da fenda, a partir da extremidade da fenda até uma distância  $d_{max}$ . São apresentadas duas curvas acumulativas de  $K$  para  $d_{max}$  de 0,1 ou 0,2mm. O  $K$  acumulativo varia significativamente entre cerca de 30% a 100%, dependendo da razão de tensões  $R$ . Para razões de tensão inferiores a zero, a distribuição não é tão concentrada perto da extremidade da fenda e o efeito de  $R$  é moderado. Por outro lado, para  $R$  superior a zero o aumento da razão de tensão produz um aumento rápido do fecho perto da extremidade da fenda. Para  $R$  relativamente alto existe uma forte concentração de fecho imediatamente atrás da extremidade da fenda, ou seja, o contacto só acontece imediatamente atrás da extremidade da fenda. Solanki *et al.* (2004b) analisaram a contribuição do primeiro elemento atrás da extremidade da fenda no valor total de abertura da fenda e também encontraram valores significativos para  $R=0$ , nomeadamente para um provete CT em estado plano de deformação.

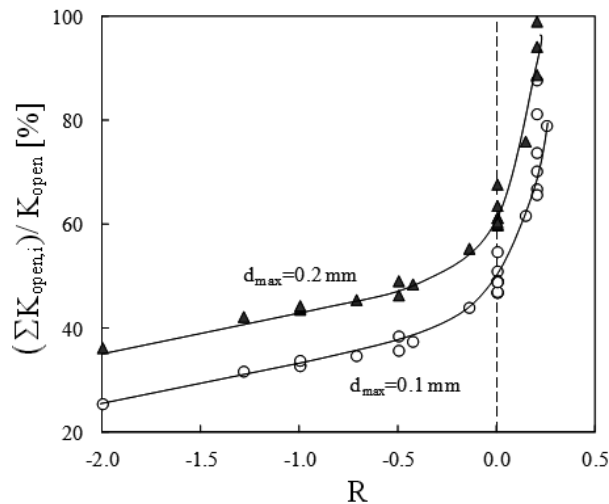


Figura 4.26 - Factor de intensidade de tensão acumulado ao longo do flanco da fenda, a partir da extremidade da fenda até uma distância  $d_{max}$  (tensão plana).

#### 4.4.1.2 Comparação dos Parâmetros PICC

A Figura 4.27 compara a variação do nível de abertura da fenda com a propagação  $\Delta a$ , obtida pelo método da força de contacto, com a técnica da compliance remota e com a análise do estado do contacto do primeiro, segundo e terceiro nós atrás da extremidade da fenda (nós 1, 2 e 3, respectivamente). Para o estado plano de tensão todos os parâmetros do PICC, incluindo o baseado nas forças de contacto, mostram um forte aumento de fecho no início da propagação da fenda, estabilizando depois. Como discutido anteriormente é sempre necessária alguma propagação da fenda para se produzir uma cunha plástica residual e se obter a estabilização dos valores de abertura. O PICC obtido pela força de contacto é menor do que o valor obtido a partir do nó 1, maior do que o valor obtido a partir da análise de compliance e do nó 3 e semelhante ao do nó 2. Para o estado plano de deformação o nível de PICC é significativamente menor do que obtido para o estado plano tensão, mas o efeito dos parâmetros PICC verificou-se ser semelhante. É observado um pico no início da propagação da fenda, que é explicado pela significativa deformação plástica ocorrida nos primeiros ciclos de carga, o que é evidente nas tensões de contacto apresentadas na Figura 4.23. Com a propagação a extremidade da fenda afasta-se da cunha plástica inicial, e a sua influência sobre o PICC atenua progressivamente.

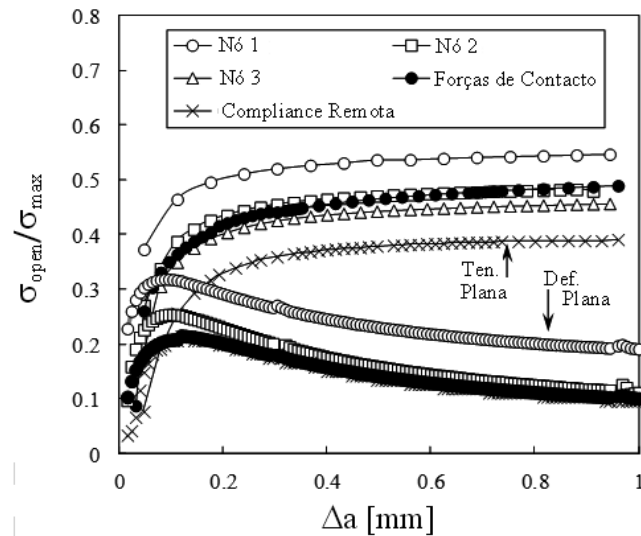


Figura 4.27 - PICC *versus* Incremento da fenda ( $L_1=8\mu\text{m}$ ;  $\sigma_{\text{max}}=47,5\text{MPa}$ ;  $\sigma_{\text{min}}=0,83\text{MPa}$ ; tensão plana).

A Figura 4.28 compara o PICC obtido pela força de contacto com os outros parâmetros para diversas condições de carga apresentados na Tabela 2A (Anexo I). As tendências observadas na Figura 4.27, são confirmadas. As previsões obtidas a partir da análise de estado de contacto no nó 2 atrás da extremidade da fenda são sempre semelhantes aos obtidos com as forças de contacto, a compliance remota dá valores de abertura inferiores, e o do nó 1 apresenta valores mais elevados. Note-se que o método de nó 2 e o método da força de contacto são abordagens bastante distintas e a coincidência de resultados não pode ser facilmente explicado. Os valores obtidos por Solanki *et al.* (2004) e Matos e Nowell (2007) com as tensões de contacto foram maiores do que os obtidos com o primeiro nó atrás da extremidade da fenda. No entanto, eles assumiram uma distribuição linear de tensões em cada elemento ao longo do flanco da fenda, enquanto que aqui apenas as forças nodais são utilizadas. As tensões de contacto entre a extremidade da fenda e o primeiro nó atrás dele têm uma significativa contribuição para o valor do  $K$  de abertura, que não é considerado aqui. Roychowdhury e Dodds (2003b) sugeriram que o nó 1 fecha prematuramente e apresenta cargas de abertura muito mais elevados do que os outros nós, assim, eles usaram o segundo nó atrás da extremidade da fenda. A análise detalhada do efeito dos diferentes parâmetros de carga indicados na Tabela 2A (Anexo I) mostra que a PICC obtido pela força de contacto é um parâmetro consistente, dando as mesmas tendências que o observado com outros parâmetros nomeadamente o nó 1. É, porém, necessária mais investigação para se entender que parâmetro é efectivamente



adequado para quantificar o efeito do fecho de fenda na velocidade de propagação de fendas por fadiga.

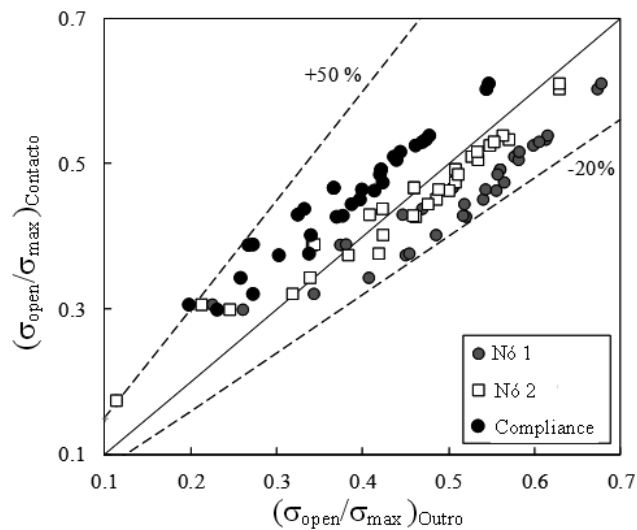


Figura 4.28 - Comparação entre diferentes parâmetros de PICC ( $L_1=8\mu\text{m}$ ; tensão plana).

#### 4.4.1.3 Variação da Amplitude de Carga

A Figura 4.29a mostra o efeito de sobrecargas nas forças de contacto nodais medidas a carga mínima. As linhas verticais indicam as posições ao longo do flanco da fenda onde as sobrecargas foram aplicadas. A cunha plástica resultante de uma sobrecarga produz um pico de forças de contacto. Também pode ser observado um efeito de blindagem atrás da cunha de plástico, isto é, não há quase nenhum contacto. Para uma sobrecarga relativamente baixa ( $\sigma_{ol}/\sigma_{max}=1,13$ ), esses efeitos são limitados a uma região relativamente estreita do flanco da fenda. O aumento da sobrecarga para  $\sigma_{ol}/\sigma_{max}=1,43$  aumenta significativamente a distância de contacto. O efeito de blindagem é também significativamente mais forte e não é observado quase nenhum contacto para além do ponto em que a sobrecarga foi aplicada.

A Figura 4.29b apresenta o PICC versus incremento de fenda obtido com dois parâmetros numéricos distintos. Imediatamente após a aplicação da sobrecarga o nível do PICC cai subitamente, e em seguida aumenta em relação ao valor correspondente à carga de amplitude constante. A diminuição pode ser explicada pelo arredondamento da extremidade da fenda

(blunting), que tende a reduzir o PICC. A posição do pico está relacionada com a deformação plástica gerada pela sobrecarga à frente da extremidade da fenda. Finalmente, é observada uma convergência relativamente lenta para a curva de comportamento a amplitude constante à medida que a extremidade da fenda se afasta da posição de sobrecarga. Os resultados obtidos com o método da tensão de contacto são mais uma vez relativamente baixos em comparação com os obtidos pelo método do nó 1 atrás da extremidade da fenda.

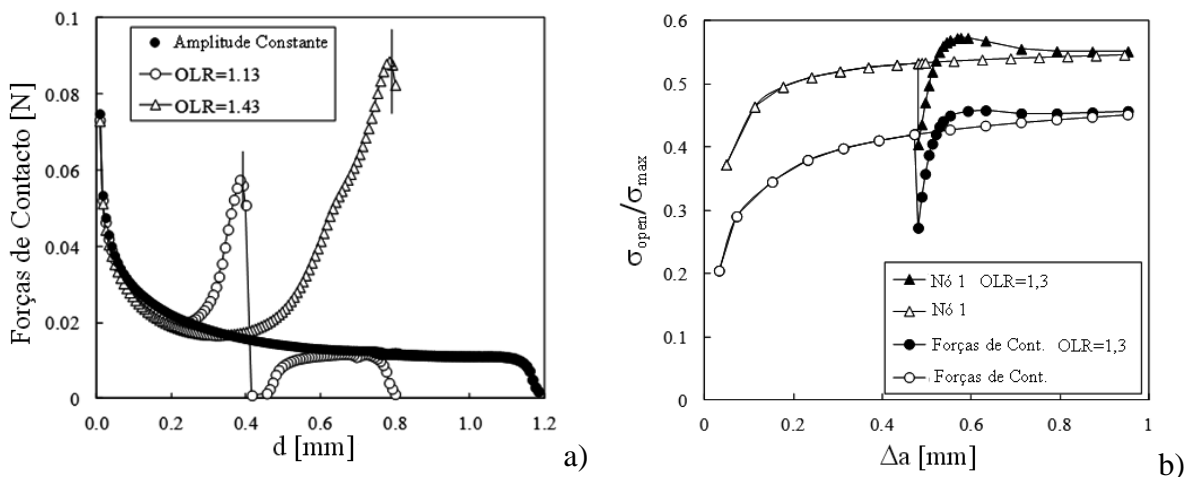


Figura 4.29 - Efeito das sobrecargas ( $OLR=\sigma_{ol}/\sigma_{max}$ ). a) Forças de contacto. b) PICC *versus* Incremento de fenda. (tensão plana;  $L_1=8\mu m$ ;  $\sigma_{max}=47,5MPa$ ;  $R=0$ )

Finalmente, a Figura 4.30 apresenta o efeito de blocos de carga alto-baixo e baixo-alto nas forças de contacto. Nas condições de carga baixo-alto, as forças de contacto indicam que a região das faces da fenda correspondente ao bloco de carga inicial simplesmente não entra em contacto, porque a face da fenda correspondente ao segundo bloco de carga tem um efeito de blindagem sobre ele. Por outro lado, para o regime de carga alto-baixo podem ser identificados dois picos, um na posição da extremidade da fenda corrente e outro na posição correspondente à zona de transição de carga. O regime final de baixo nível tem forças de contacto relativamente baixas e a maioria do contacto existe no regime de alto nível. Este fecho descontínuo, ou seja, o contacto remoto dos flancos da fenda, tem um efeito protector na extremidade da fenda (Paris, 1999).

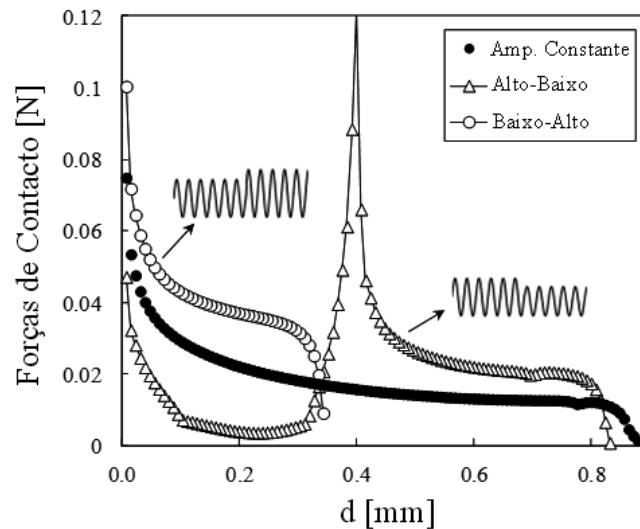


Figura 4.30 - Efeito dos blocos de carga nas forças de contacto (tensão plana;  $L_1=8\mu\text{m}$ ;  $R=0,02$ ;  $\sigma_{\text{max}1}=47,5\text{MPa}$ ; alta-baixa carga:  $\sigma_{\text{max}2}=36,7\text{MPa}$ ; baixa-alta carga:  $\sigma_{\text{max}2}=60\text{MPa}$ ).

#### 4.4.2 Sinopse

No presente ponto estudou-se o uso das forças de contacto ao longo dos flancos da fenda para a análise do fecho de fenda induzido por deformação plástica (PICC). As principais considerações a registar são:

Foi desenvolvida uma solução numérica para o factor de intensidade de tensão de um provete  $M(T)$  submetido a pares de forças pontuais no flanco da fenda. A solução foi comparada com a solução de Isida para uma fenda numa placa infinita, tendo sido encontradas diferenças significativas para o estado plano de tensão, o que justificou a solução aqui desenvolvida.

As forças de contacto ao longo do flanco da fenda foram determinadas numericamente com carga mínima utilizando o método dos elementos finitos. Foram obtidas variações suaves, o que é uma indicação positiva para a precisão do modelo numérico. O efeito de sobrecargas, e de blocos de baixa-alta carga, e alta-baixa carga, foi também estudado através da análise de forças de contacto a carga mínima.

Conclui-se que a análise das forças de contacto é uma excelente ferramenta para compreender e quantificar a distribuição do fecho nos flancos da fenda. As contribuições para o factor de

intensidade de tensão de abertura da fenda dos diferentes pontos ao longo do flanco da fenda diminui fortemente com a distância à extremidade da fenda  $d$ . Dois factores cumulativos explicam essa variação: a redução de forças de contacto e a diminuição da contribuição de uma força de contacto com a distância  $d$ . Para o factor  $K$  acumulativo entre a extremidade da fenda e um raio de 0,1 mm foi observada uma variação significativa desde cerca de 30% a 100%, dependendo da razão de tensão  $R$ . Para razões de tensão inferiores a zero, a distribuição não é tão concentrada perto da extremidade da fenda e o efeito das variações de  $R$  é moderado. Por outro lado, para valores de  $R$  maiores que zero, existe uma forte concentração de fecho imediatamente atrás da extremidade da fenda, que aumenta significativamente com a razão de tensões.

A abordagem proposta por Solanki *et al.* (2004) e Matos *et al.* (2007) para calcular o PICC foi ligeiramente modificada, considerando apenas as forças nodais, em vez de uma distribuição de tensões ao longo do flanco da fenda. Esta mudança modificou as previsões obtidas a partir do método de contacto relativamente a outros parâmetros do PICC. Os valores obtidos aqui para uma vasta gama de parâmetros de carregamento são semelhantes aos obtidos a partir da análise de estado do contacto do nó 2.

O parâmetro PICC com base nas forças de contacto emerge aqui como uma alternativa eficaz aos parâmetros clássicos como o estado do contacto do nó 1 atrás da extremidade da fenda, a análise da compliance ou a inversão da tensão na extremidade da fenda. Na verdade, o cálculo do PICC obtido pela força de contacto é relativamente simples, não há necessidade de extrapolação ou pequenos incrementos de carga. Uma vez que envolve vários nós atrás da extremidade da fenda, espera-se ser menos sensível a variações de malha. Além disso, verificou-se que o PICC obtido pela força de contacto é muito consistente, expressando as mesmas tendências observadas para o nó 1, quando os parâmetros físicos e numéricos são alterados. De qualquer forma, é necessário mais trabalho para entender que parâmetro numérico efectivamente pode ser usado para quantificar o efeito do fecho no crescimento de fendas por fadiga.

## 4.5 Análise da Sensibilidade

No estudo numérico por elementos finitos, é de capital importância desenvolver uma análise da sensibilidade, para perceber a importância relativa dos diferentes parâmetros, numéricos e físicos, e que influência vão ter na determinação do PICC. A análise de sensibilidade fornece informação quantitativa sobre a forma como uma mudança nas variáveis de entrada resulta numa modificação dos parâmetros de saída. A sensibilidade adimensional pode ser definida como (Tortorelli, 1994) :

$$(\nabla y)_{nd} = \frac{\partial y}{\partial x} / \left(\frac{y}{x}\right) \approx \frac{\Delta y}{\Delta x} \cdot \frac{x}{y} \quad (4.22)$$

Onde os parâmetros  $x$  e  $y$  são de entrada e de saída, respectivamente, e  $\partial y/\partial x$  é o gradiente de  $y$  em função de  $x$ . Note-se que uma sensibilidade de 0,5 indica que uma variação de 1% em  $x$  produz uma variação de 0,5% em  $y$ . A abordagem das diferenças finitas é o método mais antigo e mais comumente usado para calcular coeficientes de sensibilidade. As diferenças finitas são definidas pela aproximação:

$$\frac{\partial y}{\partial x} \approx \frac{y(x + \Delta x) - y(x)}{\Delta x} \quad (4.23)$$

Apenas duas avaliações da função são necessárias, o que simplifica significativamente o processo de cálculo.

### 4.5.1 Resultados Numéricos

A Figura 4.31 mostra a influência do nível de carga sobre a sensibilidade. Em geral, há uma grande variação de sensibilidade com o nível de carga. Para estado plano de tensão e razão de tensão de 0 e 0,1 há um mínimo para  $\sigma_{\max}/\sigma_{ys} \approx 0,4$ . Por outro lado, para o estado plano de deformação e  $R=0,1$  o aumento da carga máxima diminui progressivamente a sensibilidade. São obtidas elevadas sensibilidades de acordo com os parâmetros de carga.

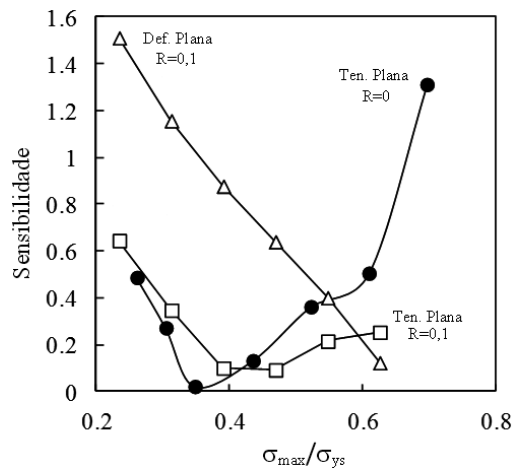


Figura 4.31 - Influência do nível de carga na sensibilidade.

A Figura 4.32 mostra os valores do PICC em função da tensão mínima (para tensão máxima constante). É observada uma relação linear, o que se explica pelo aumento da deformação inversa com a redução da carga mínima. A deformação plástica monótona é constante e assim a deformação plástica inversa diminui a deformação plástica residual e, portanto o nível do PICC. Foram obtidas variações de aproximadamente 41% para a liga de alumínio, para a gama de carga estudada.

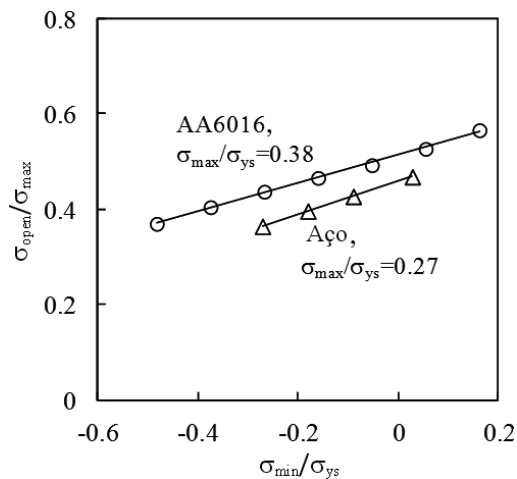


Figura 4.32 - Influência da carga mínima no PICC.

A Figura 4.33 mostra a influência da espessura do provete na sensibilidade e no PICC. O aumento de espessura reduz o nível do PICC, e aumenta a sensibilidade.

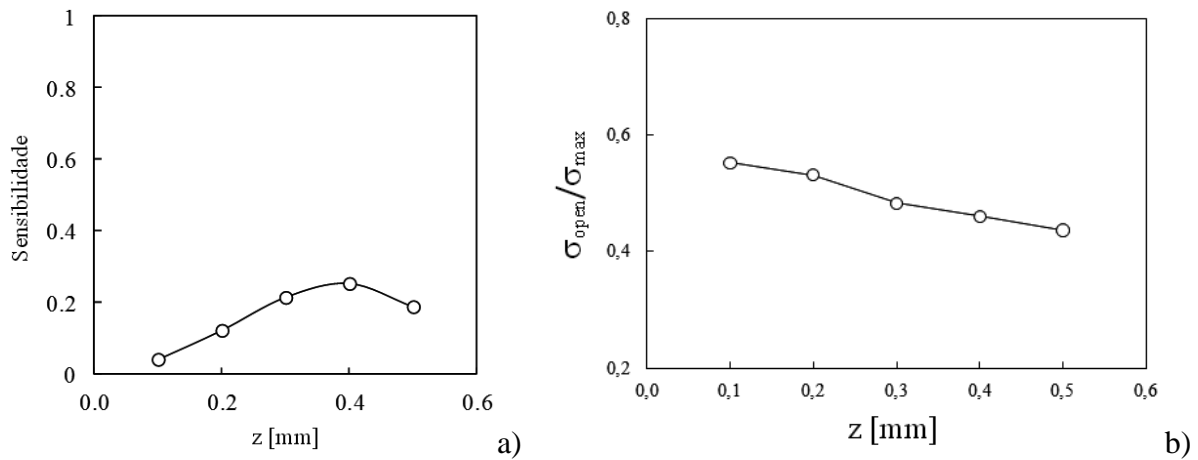


Figura 4.33 - a) Sensibilidade *versus* Espessura do provete. b) PICC *versus* Espessura do provete.

A Figura 4.34 mostra a sensibilidade do PICC1 (contacto do nó 1) para as propriedades do material, para dois níveis de carga (em modelo de encruamento misto IKH). A tensão de cedência mostrou ter a maior influência, o que poderia ser esperado, considerando que o PICC está intimamente ligado à deformação plástica na extremidade da fenda. O aumento do nível de carga aumenta a influência da  $\sigma_{ys}$ , que também era esperado. Por outro lado, o expoente de encruamento  $n$  mostrou uma influência relativamente pequena, que está ligada ao nível relativamente baixo de deformação plástica. O aumento de carga produz mais deformação plástica, aumentando a influência de  $n$ . Os parâmetros de encruamento cinemático  $C_X$  e  $X_{sat}$  (equação 2.4) mostraram uma influência relativamente baixa, o que indica baixos níveis de deformação plástica inversa. Finalmente, o Módulo de Young mostrou uma inesperada, grande influência no PICC, considerando que PICC é produzido pela deformação plástica. No entanto, é a recuperação elástica do material que promove o contacto das superfícies de fractura, o que explica a influência de  $E$ .

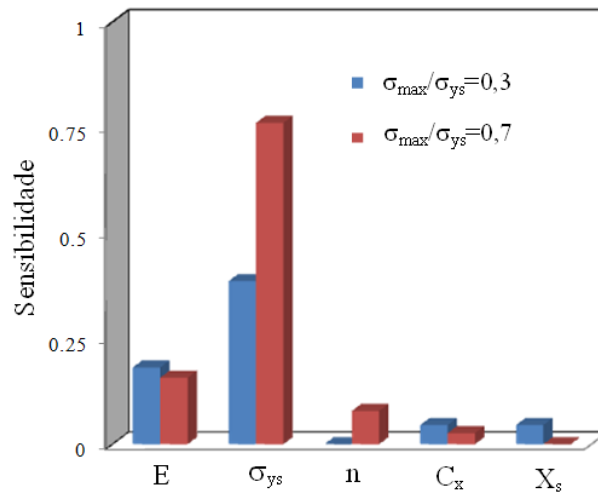


Figura 4.34 - Sensibilidade do PICC1 para as propriedades do material, para dois níveis de carga.

A Figura 4.35 mostra a influência do modelo de encruamento. O modelo cinemático dá os valores do PICC mais baixos, devido ao aumento da deformação plástica inversa. Foi obtida uma diferença máxima de 36% para a liga de alumínio em condições de deformação plana. Verificou-se também uma influência marcante no estado plano de tensão (Figura 4.35). O estado de deformação plano apresenta valores significativamente menores em comparação com o estado plano de tensão, porque a triaxialidade de tensão reduz o nível de deformação plástica.

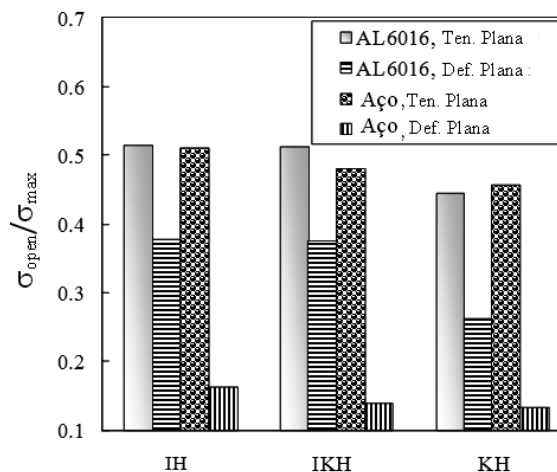


Figura 4.35 - PICC versus Modelo de Encruamento (IH - isotrópico, KH - cinemático, IKH - misto).



Os parâmetros da malha de elementos finitos são indicadas na Figura 3.6. O tamanho dos elementos finitos próximos da extremidade da fenda  $L_I$  é fundamental para modelar a deformação plástica inversa, o tamanho da região mais refinada perpendicular ao flanco da fenda  $y_m$  é fundamental para uma boa modelação da deformação monótona, e a extensão da região mais refinada na direcção de propagação da fenda  $x_r$ , é fundamental para a obtenção de valores de PICC estabilizados. Para  $y_m=x_r=1\text{mm}$ , obtiveram-se valores de PICC bastante independentes de variações de malha. Por outro lado foi encontrada, uma grande sensibilidade relativamente a  $L_I$ . Na verdade, a diminuição de  $L_I$  aproxima o Ponto de Gauss da extremidade da fenda, aumentando o nível de deformação plástica. Além disso, o número de ciclos de carga aplicados a cada ponto próximo da extremidade de fenda aumentar.

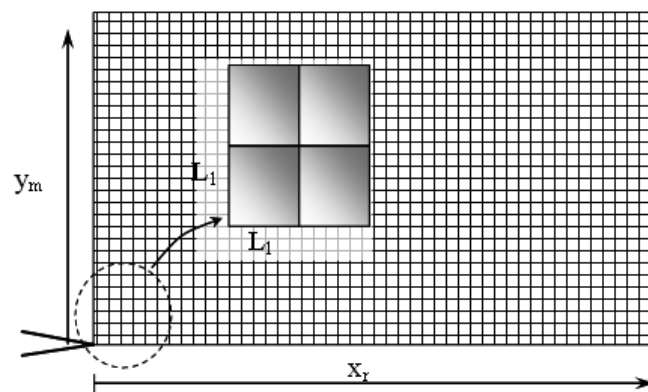


Figura 4.36 - Parâmetros da malha de elementos finitos.

A Figura 4.37 mostra a sensibilidade relativamente ao tamanho dos elementos finitos para três níveis de carga. A redução de tamanho de malha mostra uma diminuição da sensibilidade, o que é positivo. Por outro lado, a diminuição da carga máxima aumentou consideravelmente a sensibilidade, o que seria de esperar. Na verdade, a redução da carga reduz a deformação plástica na extremidade da fenda, assim são necessárias malhas menores.

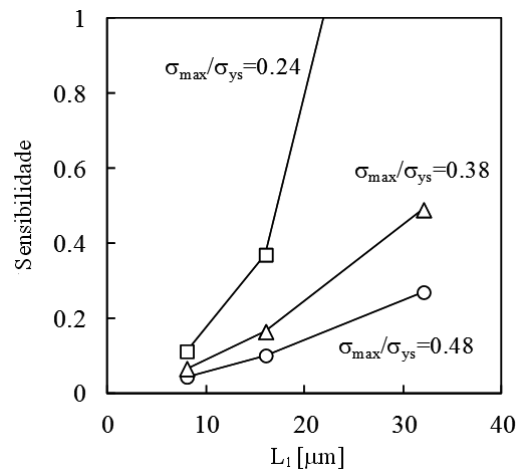


Figura 4.37 - Sensibilidade do PICC com o tamanho dos elementos finitos.

A Figura 4.38 mostra a influência do parâmetro numérico considerado para quantificar o nível do PICC. O número do nó indica a posição atrás da extremidade da fenda. Os nós afastados abrem primeiro, assim, os valores correspondentes do PICC são mais baixos. No entanto, na literatura apenas o primeiro e o segundo nó atrás da extremidade da fenda são considerados para quantificar PICC. Também foi estudada a inversão da tensão na extremidade da fenda. O valor correspondente do PICC é maior que a obtida a partir de um nó, como era esperado. A compliance remota apresenta um valor relativamente baixo. Note-se que existe uma variação de 46% entre a compliance remota e inversão de tensão, o que é muito para um parâmetro numérico. A Figura 4.38 mostra também a influência do número de ciclos de carga entre cada incremento da fenda (NLC). Pode ser observada uma variação relativamente baixa, o que é reforçado pelos valores de sensibilidade apresentada na Figura 4.39.

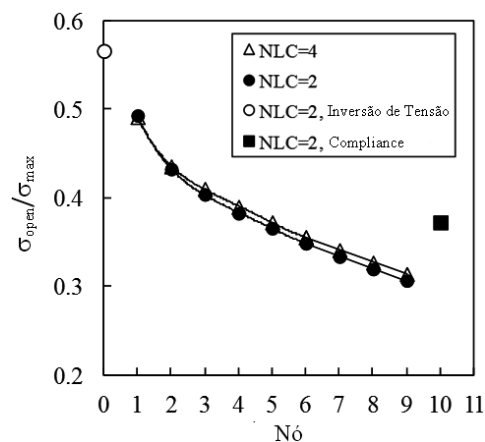


Figura 4.38 - Influência do parâmetro numérico no PICC

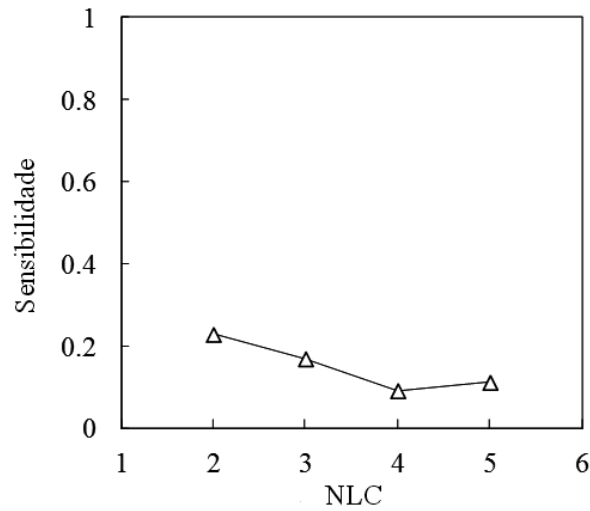


Figura 4.39 - Influência do número de ciclos de carga entre cada incremento da fenda (NLC) no PICC.

Finalmente, a Figura 4.40 mostra a sensibilidade dos valores do PICC com a propagação da fenda. No início da propagação da fenda existe uma relativamente grande sensibilidade. À medida que a fenda se propaga a zona plástica residual forma-se e a sensibilidade reduz significativamente, apresentando uma previsão segura.

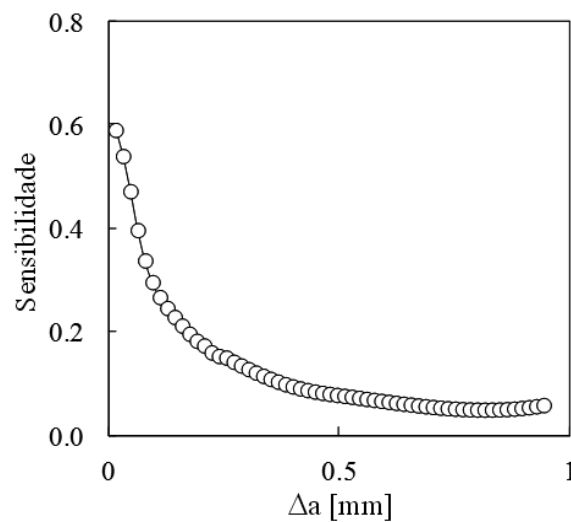


Figura 4.40 - Sensibilidade do PICC com a propagação da fenda.

#### **4.5.2 Sinopse**

Os principais parâmetros que afectam o PICC são os parâmetros de carga, o limite de elasticidade, o tamanho dos elementos finitos e o parâmetro numérico considerado para quantificar o PICC. A influência dos parâmetros de carga é, no entanto, bastante variável, podendo observar-se uma elevada sensibilidade. O aumento de espessura reduz o nível do PICC, mas a sua influência é moderada. No entanto, a transição abrupta do estado plano de tensão para o estado plano de deformação reduz significativamente o nível do PICC. A influência dos parâmetros do material também é bastante variável. A tensão de cedência é o parâmetro mais influente, como era esperado.

O expoente de encruamento, e os parâmetros cinemáticos mostraram ter uma influência limitada, o que é explicado pelo nível relativamente baixo de deformação plástica. A redução do tamanho de malha, e o aumento do número de ciclos de carga, espera-se provocar um aumento da influência dos parâmetros cinemáticos e isotrópicos. O modelo de encruamento mostrou ter uma influência significativa. Há também uma grande sensibilidade para os parâmetros numéricos, nomeadamente o tamanho dos elementos finitos próximos da extremidade da fenda e o parâmetro utilizado para quantificar o PICC. Por isso é necessário trabalho de optimização nos modelos numéricos, que idealmente devem ser independentes dos parâmetros numéricos.

---

## 5 PARÂMETROS FÍSICOS

Pós a análise do efeito de diferentes parâmetros numéricos, o estudo do fenómeno de fecho de fenda centra-se agora no efeito dos parâmetros físicos.

### 5.1 Efeito de $\Delta K$ e $K_{\max}$

Normalmente a velocidade de propagação de fendas por fadiga,  $da/dN$ , é representada em função da gama do factor de intensidade de tensão  $\Delta K$ , que se assume ser a força motora para a propagação de fenda (Paris, 1963). Porém, a tensão média tem um efeito significativo na vida de propagação devendo ser incluída nos modelos de previsão. A tensão média é normalmente quantificada pela razão de tensões,  $R=K_{\min}/K_{\max}$ , e o seu aumento acelera o crescimento das fendas por fadiga.

Têm sido propostos diferentes conceitos na literatura, para explicar o efeito da tensão média nas curvas de propagação de fenda. O objectivo de todos esses modelos é colapsar os resultados de propagação obtidos a diferentes razões de tensão numa só curva. O conceito de fecho de fenda, introduzido por Elber (1971), tem sido largamente adoptado como o mecanismo responsável pelos efeitos de  $R$  em materiais metálicos. O conceito de fecho de fenda propõe um  $\Delta K$  efetivo ( $\Delta K_{\text{ef}}=K_{\max}-K_{\text{open}}$ ), relacionado com o contacto dos flancos da fenda atrás da extremidade da fenda. Há uma interessante base física para o conceito de fecho, que é, porém, questionado por diferentes autores. De acordo com estes investigadores o que interessa verdadeiramente é o que acontece à frente da extremidade da fenda, e o que acontece atrás tem uma importância residual. Vasudevan *et al.* (1993) têm sugerido que a velocidade de propagação de fendas por fadiga é controlada por uma força motora com dois parâmetros, que são o factor de intensidade de tensões máximo  $K_{\max}$ , e a gama do factor de intensidade de tensões  $\Delta K$ . Esta abordagem com dois parâmetros tem sido seguida por diferentes autores (Walker, 1970; Kujawski, 2001b; 2001c; Huang, 2007; Mehrzadi, 2012, Stoychev, 2005).

Diferentes modelos empíricos têm sido propostos na literatura para ter em conta o efeito da tensão média no fecho de fenda induzido por deformação plástica e assim na propagação de fendas por fadiga. Nestes modelos empíricos, o nível de abertura de fenda tem sido

quantificado pela razão de tensões efectiva,  $R_{ef} = \sigma_{open} / \sigma_{max}$ , ou por  $U = (\sigma_{max} - \sigma_{open}) / (\sigma_{max} - \sigma_{min})$ , que é a fracção do ciclo de carga durante a qual a fenda está aberta. A relação entre estes dois parâmetros é:

$$R_{ef} = 1 - (1 - R)U \quad (5.1)$$

A Tabela 5.1 apresenta diferentes modelos da literatura que assumem que a razão de tensões é o único parâmetro que controla o nível de fecho de fenda. Lin *et al.* (2008) propuseram expressões alternativas aos modelos de Elber (1971) e Schijve (1981), apresentados na tabela, respectivamente:

$$R_{ef} = 0,125e^{1,6094R} + 0,375 \quad (5.2)$$

$$R_{ef} = 0,1702e^{1,4424R} + 0,22798 \quad (5.3)$$

Estes modelos exponenciais dão valores assintóticos quando R tende para -1, pelo que estendem a gama de aplicação dos modelos de Elber e Schijve. O modelo de Lang (2000a, 200b) foi também modificado utilizando um formato exponencial:

$$R_{ef} = 0,47707e^{0,7711R} - 0,0177 \quad (5.4)$$

Tabela 5.1 - Modelos da literatura para níveis de abertura da fenda apenas dependentes da razão de tensões R

Referência	Modelo	Material	Validade
Elber (1971)	$R_{ef} = 0,5 + 0,1R + 0,4R^2$	2024-T4 AA	-0,1 < R < 0,7
Schijve (1981)	$R_{ef} = 0,45 + 0,22R + 0,21R^2 + 0,12R^3$	2024-T4 AA	-1 < R < 0,5
Zhang (1987)	$U = 0,618 + 0,365R + 0,139R^2$	7475-T73 AA	-1 < R < 0,5
Borrego	$U = (0,62R + 0,07)\beta + 0,34(1 - R)$	6082-T6 AA	0 < R < 0,5

(2001b)	$\beta = (-11R^3 + 21R^2 - 15,1R + 5,95)$		
Meggiolaro (2003)	$U = 0,52 + 0,42R + 0,06R^2$	2024-T3	$-1 < R < 0,5$
Madox (1978)	$U = 0,75 + 0,25R$	steel	$-0,5 < R < 0,5$
Kumar (1995)	$U = 0,7 + 0,15R(2 + R)$	steel	$-0,5 < R < 0,8$
Lang (2000b)	$\frac{K_{PR}}{K_{max}} = 0,453 + 0,34R + 0,134R^2 + 0,07R^3$	7475-T7351 AA	$-0,7 < R < 1$

Porém, os investigadores reconheceram que um só parâmetro não é suficiente para uma modelação adequada do fecho de fenda. Assim, foram definidos novos modelos que incluem não só a razão de tensões, mas também  $K_{max}$ ,  $\Delta K$  ou a razão entre a tensão máxima e a tensão de cedência,  $\sigma_{max}/\sigma_{ys}$ . Koning (1981) propôs para uma liga de alumínio 7075-T6:

$$R_{ef} = \begin{cases} \left( \left( 1 - 0,25(1 - R)^3 \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{ys}} \right) (0,45 + 0,2R - 0,15R^2 + 0,9R^3 - 0,4R^4) \right) & R > 0 \\ \left( 1 - 0,25(1 - R)^3 \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{ys}} \right) (0,45 + 0,2R) & R \leq 0 \end{cases} \quad (5.5)$$

DuQuesnay (2002) propôs:

$$R_{ef} = 0,55 \left[ 1 - \left( \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{ys}} \right)^2 \right] + 0,23R \quad (5.6)$$

Newman (1984b) calculou a tensão de abertura de fenda em provetes CT sujeitos a carregamento uniaxial de amplitude constante, tendo proposto que:

$$R_{ef} = A_0 + A_1 \cdot R + A_2 R^2 + A_3 R^3 \quad R \geq 0 \quad (5.7)$$

$$R_{ef} = A_0 + A_1 \cdot R \quad -1 \leq R < 0$$

onde os  $A_i$  são parâmetros empíricos dados por:

$$A_0 = (0,825 - 0,34\alpha + 0,05\alpha^2) \left[ \cos\left(\frac{\pi}{2} \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_f}\right) \right]^{1/\alpha} \quad (5.8)$$

$$A_1 = (0,415 - 0,071\alpha) \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_f}$$

$$A_2 = 1 - A_0 - A_1 - A_3$$

$$A_3 = 2A_0 + A_1 - 1$$

Este modelo é função da razão de tensões, nível de tensões e factor de constrangimento tri-dimensional  $\alpha$ . A tensão de fluxo  $\sigma_f$ , é a média entre a tensão de cedência uniaxial e a resistência à tração do material. Geralmente os estados de tensão plana e deformação plana são simulados com  $\alpha= 1$  e  $3$ , respectivamente. Este modelo é a base do código Fastran, desenvolvido por Newman para previsão de vida á fadiga (Newman, 1992). O código AFGROW também utiliza o conceito de fecho de fenda para determinar  $\Delta K_{ef}$  (Harter, 1999). O razão de tensões efectiva para abertura de fenda é dado por:

$$R_{ef} = 1 - \left[ (1 - R_{ef,0})(1 + 0,6R)(1 - R) \right] \quad (5.9)$$

onde  $R_{ef,0}$  é o valor experimental obtido para  $R=0$ , que é suposto ser uma propriedade do material. Kwofie e Rahbar (2011) propuseram um  $\Delta K$  equivalente para uma razão de tensões  $R=0$ ,  $\Delta K_0$ , que é suposto produzir a mesma velocidade de propagação de fenda que a obtida para um dado  $\Delta K$  e  $R$ :

$$\Delta K_0 = \Delta K \cdot e^{\beta \frac{2R}{1-R}} \quad (5.10)$$



onde  $\beta$  é a sensibilidade do material à tensão média. Estes autores propuseram que para  $1 \leq R \leq 1/3$  a força motora cíclica domina, enquanto que para  $1/3 \leq R \leq 1$  controla a força motora estática. Ould Chikh *et al.* (2012) mostraram que  $U$  é uma função de  $K_{max}$  e de  $R$ . Bachmann (1975) para uma liga de titânio e Srivastava (1985) para a liga de alumínio 6063-T6 propuseram, respectivamente:

$$U = \frac{1}{1-R} \left( 1 - \frac{6,67R - 4,27}{K_{max}} \right) \quad (5.11)$$

$$U = \frac{1}{1-R} \left( 1 - \frac{6,67R - 4,27}{K_{max}} \right) \quad (5.12)$$

Codrington e Kotousov (2009), com base num modelo rígido perfeitamente plástico, definiram:

$$U = A(\eta) + B(\eta)R + C(\eta)R^2 \quad (5.13)$$

$$A(\eta) = 0,446 + 0,266 \cdot e^{-0,41\eta} ; B(\eta) = 0,373 + 0,354 \cdot e^{-0,235\eta}$$

$$C(\eta) = 0,2 - 0,667 \cdot e^{-0,515\eta} ; \eta = \frac{K_{max}}{\sigma_f \sqrt{t}}$$

onde  $t$  é meia espessura da placa. Os casos limites de tensão plana e deformação plana são obtidos para  $\eta \rightarrow \infty$  e  $\eta \rightarrow 0$ , respectivamente, pelo que o efeito de  $K_{max}$  desaparece nesses casos. Porém, o modelo parece funcionar somente para razões de tensão positivas. Costa e Ferreira (1998) também definiram um modelo que inclui  $R$ ,  $\Delta K$  e a espessura do provete com base em resultados experimentais obtidos em aço ck45.

Em todos estes modelos o parâmetro chave é a razão de tensões  $R$ . Porém, o fecho de fenda está ligado às deformações plástica monótona e inversa que ocorrem na extremidade da fenda, que dependem grandemente de  $K_{max}$  e  $\Delta K$ , respectivamente. Assim, um modelo de fecho baseado em  $K_{max}$  e  $\Delta K$  parece ser mais fisicamente baseado do que os modelos baseados somente em  $R$ . De facto, os resultados numéricos obtidos neste trabalho indicam que o factor de intensidade de tensões máximo é o parâmetro principal, pelo que é aqui proposto um novo modelo centrado em  $K_{max}$ , e incluindo  $\Delta K$  como o segundo parâmetro. Foi utilizado o método

dos elementos finitos para obter os resultados utilizados na definição do modelo. Esta abordagem está de acordo com diferentes autores (Vasudevan, 1993; Kujawski, 2001; Stoychev, 2005) que propuseram que  $K_{max}$  e  $\Delta K$  são os parâmetros controladores da propagação de fendas por fadiga. James e Wenfong (1999) estudaram o efeito da razão de tensão na propagação de fendas em ferros fundidos. Eles também definiram um modelo com dois parâmetros para a propagação de fenda, utilizando  $\Delta K$  e  $K_{max}$ . Porém, separaram os efeitos de fecho e de  $K_{max}$ .

### 5.1.1 Relevância de $K_{max}$

A Figura 5.1a representa o fecho de fenda em função de  $K_{max}/\sigma_{ys}$  para um conjunto alargado de casos de carga (Tabela 2A, Anexo I). O aumento de  $K_{max}$  aumenta o nível de fecho de fenda quantificado por  $R_{ef}$ , o que foi também observado por Codrington e Kotousov (2009). Apesar da grande variação dos parâmetros de carga, há uma correlação forte entre  $R_{ef}$  e  $K_{max}$ , que indica que este é um parâmetro que controla o nível de abertura de fenda. Há alguma dispersão, especialmente para valores relativamente altos de  $K_{max}$ , que pode ser explicada pela influência secundária de  $\Delta K$ . De facto, como será visto a seguir, a influência de  $\Delta K$  aumenta com  $K_{max}$ . O efeito do material foi incluído dividindo  $K_{max}$  pela tensão de cedência do material  $\sigma_{ys}$ . Os resultados para o aço DP600 são também apresentados (Tabela 2B, Anexo I), sendo evidente uma excelente concordância com as previsões obtidas para a liga de alumínio, o que indica que  $K_{max}/\sigma_{ys}$  tem em conta o efeito do material. Fleck (1986) também utilizou  $K_{max}/\sigma_{ys}$  para incluir o efeito do material no fenómeno de fecho de fenda. Roychowdhury e Dodds (2003, 2004, 2005) mostraram a existência de um parâmetro adimensional,  $\bar{K} = K_{max} / \sigma_{ys} \sqrt{t}$ , que inclui o efeito da carga máxima  $K_{max}$ , espessura do provete,  $t$ , e tensão de cedência do material  $\sigma_{ys}$  no fecho de fenda em condições de deformação em pequena escala. Codrington e Kotousov (2009) também utilizaram  $\eta = K_{max} / \sigma_f \sqrt{t}$ , sendo  $\sigma_f$  a média entre a tensão de cedência e a resistência à tração. Como demonstrado no ponto 3.2  $\Delta y_p$  controla o nível de abertura de fenda. A Figura 5.1b representa  $\Delta y_p$  em função de  $K_{max}/\sigma_{ys}$ , podendo observar-se uma forte correlação entre estes dois parâmetros, que explica a dominância de  $K_{max}$  no nível de abertura de fenda. Por outras palavras,  $K_{max}/\sigma_{ys}$  controla o nível de fecho porque controla  $\Delta y_p$ .

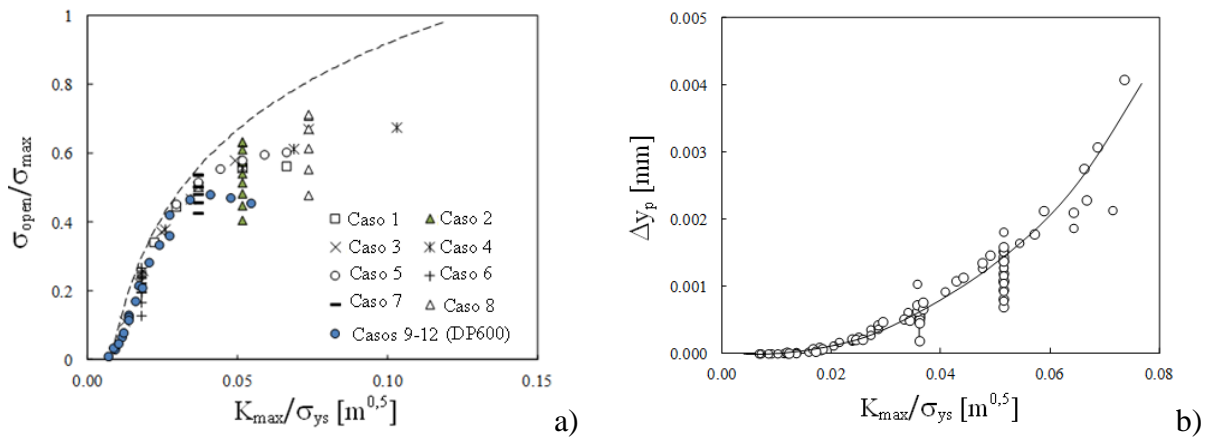


Figura 5.1 - a) Abertura de fenda *versus* Factor de intensidade de tensão máximo (Tabela 2A e 2B, Anexo I). b) Deformação plástica do material atrás da extremidade da fenda  $\Delta y_p$  *versus*  $K_{max}/\sigma_{ys}$ .

Esta importância de  $K_{max}$  é evidente em outros aspetos do fecho de fenda. A Figura 5.2a apresenta uma curva tensão-deformação  $\sigma_{yy}$ - $\epsilon_{yy}$  registada para um Ponto de Gauss durante a propagação de fenda, obtida em aço DP600, solicitado ciclicamente com  $R = -1$  e  $\Delta K = 12,5$   $MPa \cdot m^{0.5}$ . Com a propagação de fenda o Ponto de Gauss aproxima-se da extremidade da fenda, e as tensões aumentam produzindo mais deformação plástica. A deformação plástica máxima acontece quando o ponto de Gauss está imediatamente à frente da extremidade de fenda. Os dois ciclos de carga aplicados entre propagações são aqui claramente visíveis e o nível de carga atinge 2,3 vezes a tensão de cedência inicial do material em consequência do encruamento. A carga mínima existe uma tensão de compressão que provoca deformação plástica inversa. A Figura 5.2b representa a carga de compressão observada na extremidade da fenda a carga mínima, em função da carga máxima do ciclo de carga. As curvas quase ficam sobrepostas, o que indica que a tensão máxima tem uma grande importância. A diferença entre as curvas é devida ao efeito secundário de  $\Delta K$ .

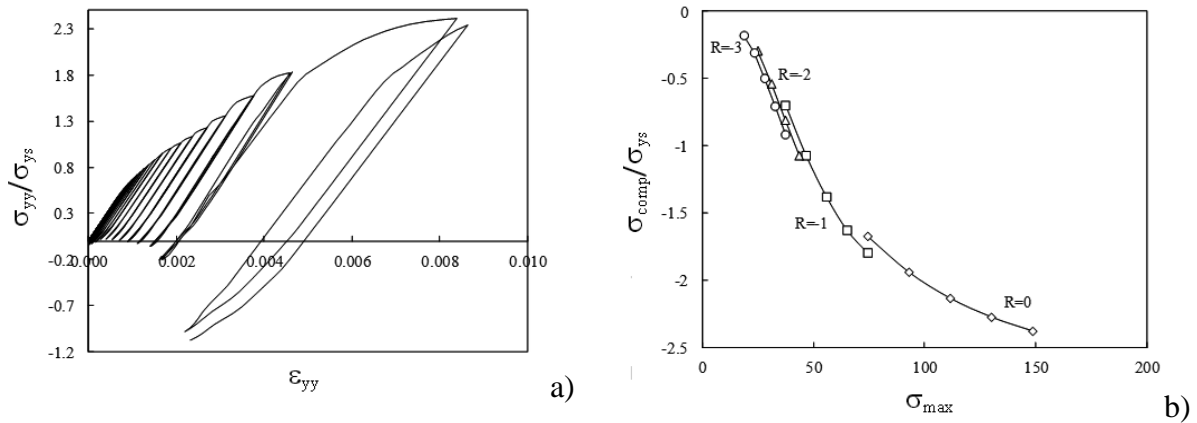


Figura 5.2 - a) Curva tensão-deformação num Ponto de Gauss (aço DP600 ; R=-1;  $\Delta K=12,5$  MPa.m<sup>0.5</sup>). b) Tensão de compressão na extremidade da fenda a carga mínima  $\sigma_{comp}$  versus Tensão remota máxima ( $a=6,28$ mm; aço DP600).

### 5.1.2 Influência de $\Delta K$

De modo a isolar o efeito de  $\Delta K$ , fixou-se a carga máxima enquanto se variava a carga mínima. Foram considerados os valores de 2,2; 4,6; 6,4 e 9,1 MPa.m<sup>0.5</sup> para  $K_{max}$ , (6016-T4 liga de alumínio) (Tabela 2A). A Figura 5.3 apresenta os resultados obtidos. O aumento de  $\Delta K$  decresce linearmente o valor de abertura de fenda. Este decréscimo é explicado pelo aumento da deformação plástica inversa na extremidade da fenda com a redução da carga mínima. A tendência linear não é afectada pela aplicação de cargas compressivas, isto é, pela existência de uma razão de tensões negativa. As pequenas linhas verticais indicam a transição para R negativo para cada conjunto de cargas. Em estudos de fadiga envolvendo cargas compressivas, somente a parte de tração do ciclo de carga é usualmente contabilizada. A norma ASTM E647 recomenda que para razões de tensão negativas, se deve desprezar a parte negativa do ciclo de carga. Também o modelo empírico de Kujawski (2001a, 2001b) negligencia a parte negative do ciclo de carga. Os resultados da Figura 5.3 mostram que a incursão para cargas negativas não produz alterações bruscas no comportamento de fecho de fenda induzido por deformação plástica. Assim, a recomendação da ASTM para considerar somente a porção de tração de ciclos tensão-compressão não parece ter uma base física. Assim, as transições consideradas a R=0 pelos modelos de Koning e Newman, apesar de não produzirem alterações bruscas, podem ser consideradas artificiais e uma fraqueza destes modelos. Para valores relativamente pequenos de  $\Delta K$  há um afastamento da tendência linear

na Figura 5.3, que acontece porque para os parâmetros de carga em questão a fenda está sempre aberta, isto é, não há fecho de fenda. Nestes casos  $R_{ef} = \sigma_{open} / \sigma_{max} = \sigma_{min} / \sigma_{max} = R$ . Lee *et al.* (2011) determinaram o nível de abertura de fenda utilizando a técnica de queda de potencial. Eles também verificaram que os níveis de abertura de fenda em propagação de fenda a amplitude constante também decrescia lentamente com o aumento de  $\Delta K$ .

A variação de  $K_{max}$  altera as linhas rectas, em particular a sua inclinação. O decréscimo de  $K_{max}$  reduz a inclinação, isto é, para valores relativamente baixos de  $K_{max} / \sigma_{ys}$  os valores de abertura de fenda são relativamente independentes de  $\Delta K$ . Borrego (2001, PhD Thesis) também propôs uma independência dos valores de abertura de fenda relativamente a  $\Delta K$ .

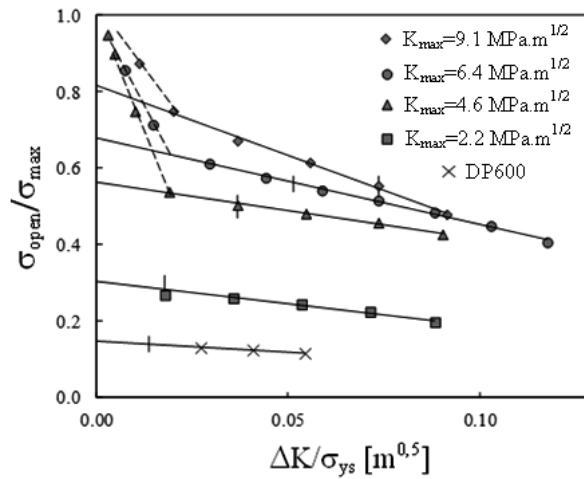


Figura 5.3 - Abertura de fenda *versus*  $\Delta K / \sigma_{ys}$  a  $K_{max}$  constante.

### 5.1.3 Modelo Empírico

Foram ajustadas linhas rectas às previsões numéricas apresentadas na Figura 5.3. Os pontos que se afastam da tendência linear para valores relativamente baixos de  $\Delta K$  não foram considerados nessas regressões. A expressão geral para essas linhas rectas é:

$$\frac{\sigma_{open}}{\sigma_{max}} = m \left( \frac{\Delta K}{\sigma_{ys}} \right) + \left( \frac{\sigma_{open}}{\sigma_{max}} \right)_{\Delta K=0} \quad (5.14)$$

As Figura 5.4a e Figura 5.4b apresentam respectivamente a inclinação e a ordenada na origem em função de  $K_{max}/\sigma_{ys}$ . Os círculos brancos são relativos à liga de alumínio 6016-T4 e os círculos a cheio foram obtidos para o aço DP600. A inclinação  $m$  é negativa, uma vez que o aumento de  $\Delta K$  faz decrescer o nível de abertura de fenda. O aumento de  $K_{max}$  aumenta a inclinação das linhas rectas na Figura 5.3, pelo que  $m$  se torna mais negativo. O aumento de  $K_{max}$  também aumenta a ordenada das rectas na origem. Uma vez mais ajustaram-se rectas aos resultados das Figura 5.4 tendo-se obtido:

$$m = -47,311\left(\frac{K_{max}}{\sigma_{ys}}\right) + 0,0993 \quad (5.15)$$

$$(R_{ef})_{\Delta K=0} = 0,835 \log\left(\frac{K_{max}}{\sigma_{ys}}\right) + 1,755 \quad (5.16)$$

Notar que no eixo das abcissas da Figura 5.4b,  $K_{max}/\sigma_{ys}$  aparece em logaritmo. Assim, as equações 5.14 a 5.16 definem um modelo empírico de fecho de fenda, baseado em  $K_{max}$  e  $\Delta K$ , e tendo somente quatro constantes. Espera-se que este modelo seja válido para  $0,015 < K_{max}/\sigma_{ys} < 0,08$  e  $0 < \Delta K/\sigma_{ys} < 0,1$ . Para além disso, se o modelo prevê que  $K_{open}$  é inferior a  $K_{min}$ , deve assumir-se que  $K_{open} = K_{min}$ , i.e.,  $R_{ef} = \sigma_{open}/\sigma_{max} = \sigma_{min}/\sigma_{max} = R$ . É necessário garantir que o modelo é aplicado somente dentro da sua gama de validade, uma vez que a exactidão da extrapolação não é conhecida. Os valores de abertura de fenda obtidos para  $\Delta K=0$  definem um limite superior para os resultados da Figura 5.1a, que é indicado pela linha a traço interrompido.

A Figura 5.5 compara os valores de  $\Delta K_{ef}$  obtidos pelo método dos elementos finitos e pelo modelo empírico definido nas equações 5.14 a 5.16. Há uma boa concordância, que indica que o modelo se ajusta bem aos dados originais que serviriam de base à sua definição. Foi obtida uma diferença média de 2,9% para a liga de alumínio, porém foram observadas algumas dificuldades de ajustamento do modelo aos resultados do aço.

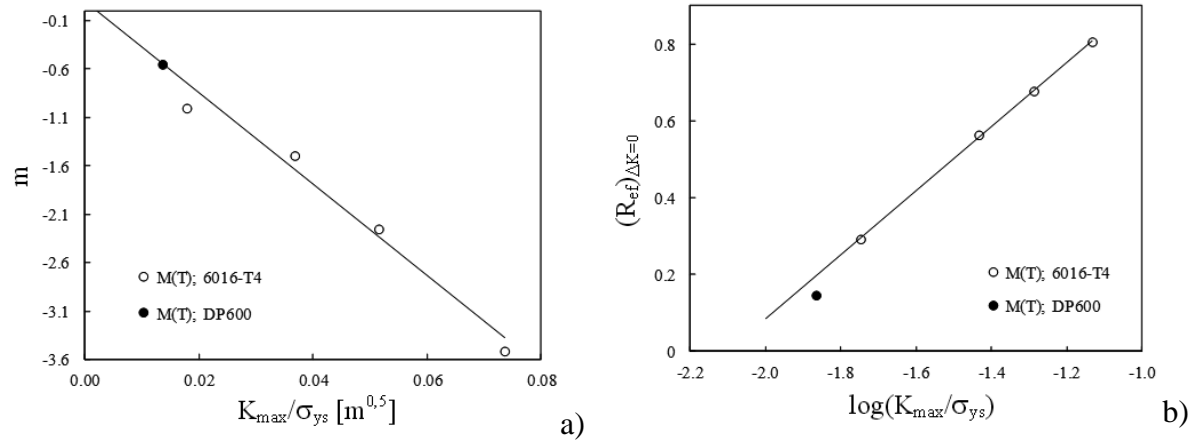


Figura 5.4 - Parâmetros que definem as rectas: Abertura de fenda  $\sigma_{open}/\sigma_{max}$  versus  $\Delta K/\sigma_{ys}$ . a) inclinação  $m$ . b) Abertura de fenda para  $\Delta K=0$ .

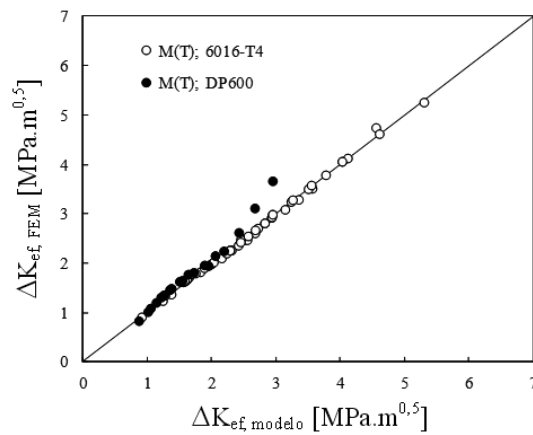


Figura 5.5 - Variação efectiva do factor de intensidade de tensão: Modelo empírico versus Resultados originais dos elementos finitos.

Este modelo foi obtido em tensão plana, com base nos valores de fecho previstos a partir da análise do nó 1 atrás da extremidade da fenda. Porém, o parâmetro numérico utilizado para quantificar o nível de abertura de fenda tem uma grande influência nas previsões numéricas. A Figura 5.6a representa as previsões obtidas com o nó 2, com a compliance remota e com a inversão de tensões, função das previsões obtidas com o nó 1. A compliance remota dá o menor valor, enquanto o critério baseado na inversão das tensões na extremidade da fenda dá os valores mais altos. Foram obtidas relações lineares, bem definidas entre os diferentes parâmetros de fecho:

$$\left(\frac{\sigma_{open}}{\sigma_{max}}\right)_{nó.2} = 0,914\left(\frac{\sigma_{open}}{\sigma_{max}}\right)_{nó.1} \quad (5.17)$$

$$\left(\frac{\sigma_{open}}{\sigma_{max}}\right)_{compliance} = 0,785\left(\frac{\sigma_{open}}{\sigma_{max}}\right)_{nó.1} \quad (5.18)$$

$$\left(\frac{\sigma_{open}}{\sigma_{max}}\right)_{inv.tensões} = 1,09\left(\frac{\sigma_{open}}{\sigma_{max}}\right)_{nó.1} \quad (5.19)$$

O estado de tensão tem também uma grande influência nos resultados. A Figura 5.6b compara os valores obtidos em tensão plana e deformação plana em ensaios a amplitude de tensão constante. Estes resultados foram obtidos com dois ciclos de carga entre propagações (NLC=2),  $L_1=8\mu\text{m}$ ,  $\Delta a=1,272\text{mm}$ , e considerando o contacto do nó 1. Foi necessário considerar maiores propagações em condições de deformação plana devido às dificuldades de estabilização encontradas. Foi obtida uma curva bem definida para os casos de carga 1 a 5 da tabela 2A. Os valores em deformação plana são claramente inferiores aos valores obtidos em tensão plana, mas a relação entre eles varia com o nível de fecho de fenda. Para valores de fecho relativamente altos e relativamente baixos as previsões para deformação plana aproximam-se dos valores em tensão plana. Na região intermédia ( $R_{ef}=0,3-0,6$ ) a diferença é relativamente grande. Foi ajustada uma equação aos resultados da Figura 5.6b, utilizando a ferramenta de optimização do Excel:

$$\left(\frac{\sigma_{open}}{\sigma_{max}}\right)_{def.plana} = 1,808\left(\frac{\sigma_{open}}{\sigma_{max}}\right)_{tens.plana}^{3,656} \quad (5.20)$$

Esta equação corresponde à linha a traço interrompido representada na Figura 5.6b, sendo evidente um bom ajustamento aos pontos numéricos. Assim, podem incluir-se dois parâmetros na equação 5.14 para entrar em conta com o parâmetro numérico de fecho (equações 5.17-5.19) e estado de tensão (equação 5.20). Meggiolaro *et al.* (2003) propuseram para a liga de alumínio 2024-T3 e estado plano de tensão:



$$U = 0,52 + 0,42R - 0,06R^2 \quad (5.21)$$

enquanto que para estado plano de deformação propuseram:

$$U = 0,75 + 0,69R - 0,44R^2 \quad (5.22)$$

Codrington e Kotousov (2009), definiram para tensão plana:

$$U = 0,446 + 0,373R - 0,2R^2 \quad (5.23)$$

e para deformação plana e:

$$U = 0,712 + 0,727R - 0,467R^2 \quad (5.24)$$

A Figura 5.6b apresenta os resultados obtidos com estes dois modelos podendo notar-se uma boa concordância com os valores previstos aqui. Notar que os modelos propostos por Codrington e Kotousov (2009), e Costa e Ferreira (1998) procuraram incluir o efeito da espessura, e não os casos limites de tensão e deformação plana.

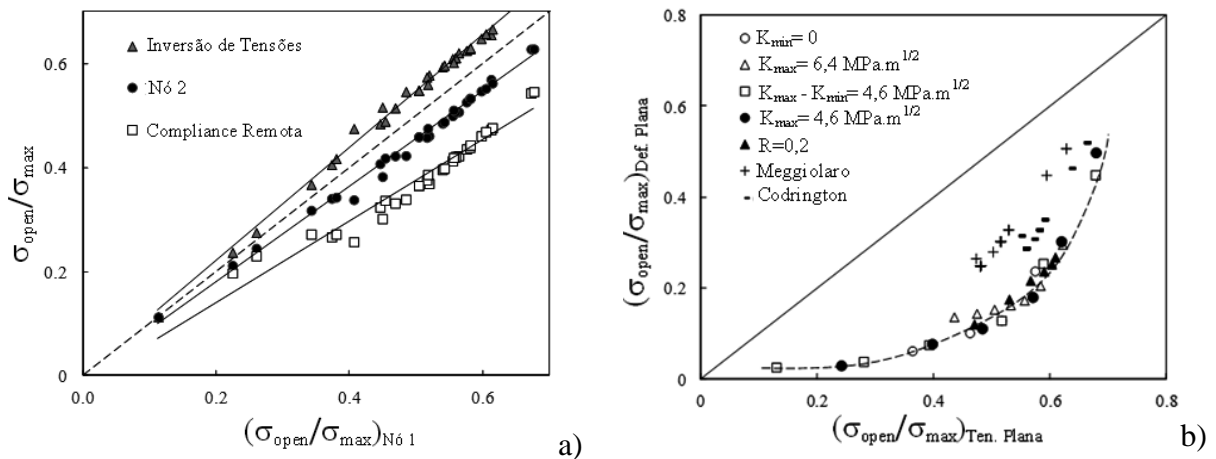


Figura 5.6 - a) Abertura de fenda prevista pelo nó 1 versus Vários parâmetros numéricos (6016-T4 AA, tensão plana). b) Abertura de fenda, em Deformação plana versus Tensão plana (6016-T4 AA, nó 1).

#### 5.1.4 Análise de Resultados

O modelo proposto (equações 5.14-5.16) tem em conta o efeito dos parâmetros de carga e da tensão de cedência no fecho de fenda induzido por deformação plástica. Os efeitos do parâmetro numérico de fecho e do estado de tensão foram também modelados. Outros parâmetros que podem afectar o fecho de fenda, foram mantidos constantes, nomeadamente a malha de elementos finitos, o número de ciclos de carga entre propagações e a geometria do provete (ou a tensão-T). No presente estudo foram considerados elementos com  $8 \times 8 \mu\text{m}^2$  e dois ciclos de carga entre propagações, que se podem considerar valores típicos. Também as propriedades de encruamento, a espessura e as propriedades elásticas influenciam o fenómeno de fecho de fenda, como foi salientado por Roychowdhury e Dodds (2003) e Codrington e Kotousov (2009). Assim, o modelo proposto tem um carácter paramétrico que não pode ser esquecido. Notar também que o único mecanismo incluído no modelo é o fecho de fenda induzido por deformação plástica. Deve ser desenvolvida mais investigação para incluir outros parâmetros no modelo. Ainda assim, o modelo proposto é bastante interessante para estudar o efeito dos parâmetros de carga ( $R$ ,  $K_{\max}$ ,  $K_{\min}$ ,  $\Delta K$ ) e da tensão de cedência no fecho de fenda quantificado por  $U$ ,  $R_{ef}$  ou  $\Delta K_{ef}$ , e na propagação de fendas por fadiga. A Figura 5.7a apresenta  $R_{ef}$  em função de  $K_{\max}/\sigma_{ys}$  para diferentes valores de  $\Delta K/\sigma_{ys}$ . O aumento de  $K_{\max}$  aumenta  $R_{ef}$ , enquanto que o aumento de  $\Delta K$  reduz  $R_{ef}$ . O efeito de  $\Delta K$  é mais relevante para valores relativamente altos de  $K_{\max}$ , como já foi mencionado. Os dados numéricos utilizados para gerar o modelo são também representados. A Figura 5.7b mostra o efeito da tensão de cedência. O aumento de  $\Delta K$  fixando a tensão mínima ( $R=0$ ) faz decrescer o parâmetro  $U$  (e aumenta  $\sigma_{\text{open}}/\sigma_{\text{max}}$ ). O aumento de  $\sigma_{ys}$  aumenta  $U$ , mas as variações são mais relevantes para valores relativamente baixos de  $\Delta K$ .

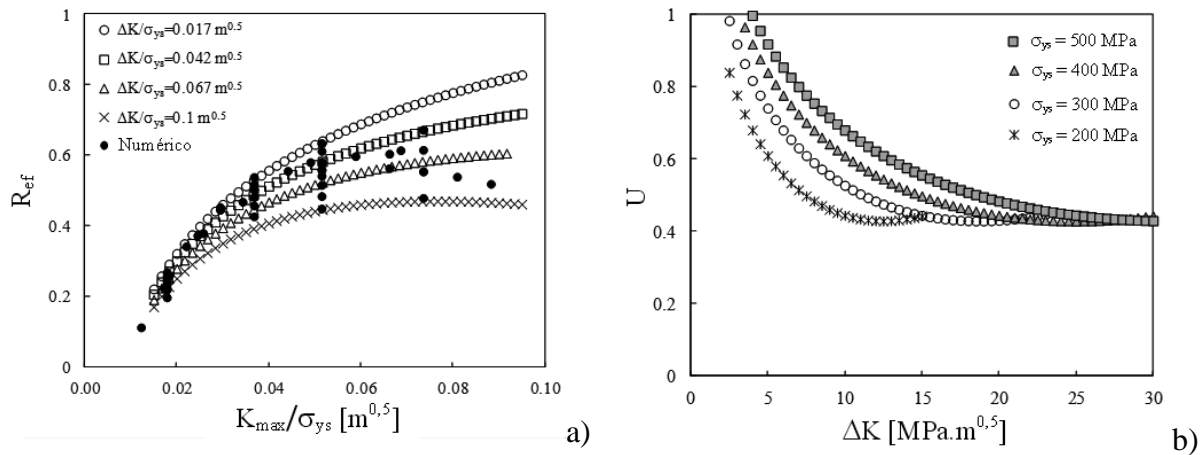


Figura 5.7 - Modelo Empírico. a) Efeito de  $K_{max}$  e  $\Delta K$ . b) Efeito da tensão de cedência do material ( $R=0$ ).

A Figura 5.8a apresenta o parâmetro  $U$  em função da razão de tensões para diferentes modelos empíricos da literatura. Há uma tendência geral para o aumento de  $U$  com a razão de tensões. A variação é moderada para valores negativos da razão de tensões e mais importante para  $R>0$ . Apesar da tendência geral ser semelhante nos diferentes modelos, há diferenças significativas entre eles. Isso pode ser explicado pela influência do material, uma vez que foram considerados diferentes materiais na definição dos diferentes modelos, pela variabilidade das medições experimentais ou por um efeito de espessura (Codrington, Kotousov, 2009). Porém, a dispersão pode também ser atribuída à influência de  $K_{max}$  ou  $\Delta K$ , que se soma à influência da razão de tensões. A Figura 5.8b representa  $U$  em função da razão de tensões, para diferentes valores de  $\Delta K$ , obtido utilizando o modelo empírico aqui proposto (equações 5.14-5.16). Há uma influência significativa de  $\Delta K$ , cujo aumento faz decrescer  $U$ .

A comparação da Figura 5.8a com a Figura 5.8b indica tendências similares e valores de fecho semelhantes, o que reforça a ideia de que a dispersão observada na Figura 5.8a pode ser atribuída aos parâmetros de carga para além de  $R$ .

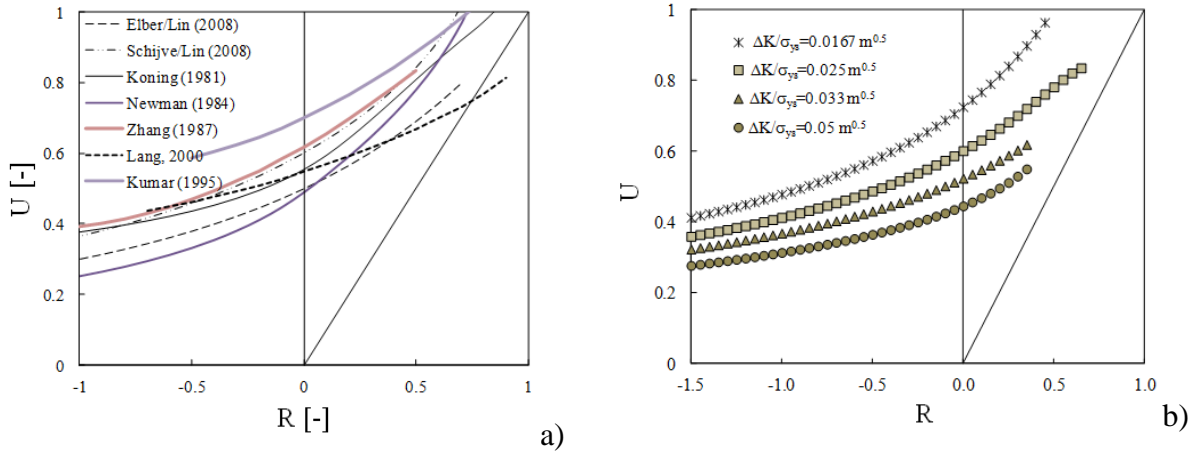


Figura 5.8 - a) Modelos empíricos da literatura ( $\Delta K$  constante). b) Modelo empírico proposto.

A velocidade de propagação de fendas tem sido relacionada com  $K_{max}$  e  $\Delta K$  por diferentes autores. Walker (1970) assumiu um factor de intensidade de tensões efectivo dado por:

$$K_W = K_{max}^{1-n} \Delta K^n = \frac{\Delta K}{(1-R)^{1-n}} \quad (5.25)$$

onde  $n$  é um parâmetro do material. Esta expressão foi definida por semelhança com resultados de iniciação de fendas. De facto, a expressão  $\bar{\sigma} = \sigma_{max}^{1-m} \sigma^m$  permite correlacionar bem o efeito da razão de tensões na vida de iniciação à fadiga para ligas de alumínio 7075-T6 e 2024-T3.  $n$  varia normalmente na gama 0,3-0,8.  $n=0,3$  dá uma grande dependência relativamente a  $R$  enquanto  $n=0,8$  indica uma variação fraca com  $R$ . Valores de 0,5 e 0,425 foram adoptados para as ligas de alumínio 2024-T3 e 7075-T6, respectivamente (Walker, 1970). Kujawski (2001a) recuperou o trabalho de Walker e estendeu  $K_W$  para razões de tensão negativas:

$$K_K = (K_{max} \Delta K^+)^{0,5} \quad (5.26)$$

$\Delta K^+$  é a parte positiva de  $\Delta K$ . Assim o parâmetro  $K_K$  baseia-se na premissa de que a parte negativa do ciclo de carga não contribui para o crescimento de fenda. Para  $R>0$  e  $n=0,5$ , as

equações 5.25 e 5.26 são equivalentes. Porém,  $K_K$  é independente do material, pelo que Kujawski (2001b) propôs uma modificação para entrar em conta com o efeito do material:

$$K_{K\gamma} = (K_{\max})^\gamma (\Delta K^+)^{1-\gamma} \quad (5.27)$$

$0 \leq \gamma \leq 1$  é um parâmetro que caracteriza a sensibilidade de  $K_{K\gamma}$  relativamente a  $K_{\max}$ . Em materiais dúcteis a força motora de fenda é dominada por  $\Delta K$  enquanto que em materiais frágeis  $K_{\max}$  é o principal parâmetro.  $\gamma$  também depende das propriedades cíclicas do material, da temperatura e do ambiente. De facto,  $\gamma$  é um parâmetro de ajustamento empírico, definido para acomodar as diferenças observadas entre diferentes materiais. Para ligas de alumínio testadas à temperatura ambiente  $\gamma \approx 0,5$  (Kujawski, 2001a). Valores de 0,3, 0,33 e 1 foram obtidos para a superliga de níquel Udimet 720, aço ao carbono e granito, respectivamente (Kujawski, 2001b). Valores para outros materiais foram definidos por Dinda e Kujawski (2004). Huang e Moan (2007) modificaram o modelo de Kujawski de modo a obter melhores resultados, especialmente para razões de tensão negativas e altas. Noroozi *et al.* (2005, 2007) indicaram que estes modelos eram puramente empíricos e não conseguiam explicar a influência da parte compressiva do ciclo de carga na propagação de fendas por fadiga. Estes autores formularam um modelo para correlacionar  $\Delta K$  e  $K_{\max}$  com o campo de tensões e deformações elasto-plástico na extremidade da fenda. Foram propostas três formas para a força motora responsável pela propagação de fenda, para materiais com comportamento plástico, elástico e elasto-plástico, respetivamente:

$$K_{Gp} = K_{\max}^p \Delta K^{1-p} \quad (5.28)$$

$$K_{Ge} = K_{\max}^{0,5} \Delta K^{0,5} \quad (5.29)$$

$$K_{Gep} = K_{\max}^p \Delta K^{0,5} \quad (5.30)$$

Mostrou-se que a força motora apresentada na equação 5.30 conseguia correlacionar da/dN para uma grande gama de razões de tensões (Noroozi, 2007). A equação 5.28 só pode ser utilizada para elevadas velocidades de propagação.

A Figura 5.9a representa  $\Delta K_{ef}$ , obtido com o modelo definido pelas equações 5.14-5.26, em função de  $K_K=(K_{max}\Delta K^+)^{0.5}$ . Os resultados foram obtidos para uma gama muito vasta de parâmetros de carga ( $-3\leq R\leq 0,9$ ;  $1\leq K_{max}\leq 20$ ), tendo os limites de validade do modelo sido sempre verificados. Foram considerados três valores para a tensão de cedência inicial ( $\sigma_{ys}=100, 300$  e  $500$  MPa). Notar que  $K_K$  é independente do material, enquanto o modelo empírico de fecho inclui a tensão de cedência do material, o que explica a influência do material observada na Figura 5.9a. O aumento de  $\Delta K_{ef}$  é acompanhado pelo aumento de  $K_K$ , porém os valores deste tendem a ser superiores aos de  $\Delta K_{ef}$ . O aumento da tensão de cedência do material tende a aproximar os dois parâmetros. A Figura 5.9b mostra o efeito do parâmetro  $\gamma$ , sendo evidente que há pouco efeito. Notar que, apesar de  $K_{max}$  e  $\Delta K$  serem usados em ambos os parâmetros ( $K_K$  e  $\Delta K_{ef}$ ), há uma diferença significativa entre ambas as propostas. A abordagem de Kujawski (2001a, 2001b) é empírica e utiliza  $K_{max}$  e  $\Delta K$  para distinguir entre materiais dúcteis e frágeis.  $K_{max}$  é considerada a força motora em materiais frágeis. Por outro lado, o conceito de fecho de fenda induzido por deformação plástica tem uma base física, tendo significado para materiais metálicos dúcteis. O efeito de  $K_{max}$  está ligado à deformação plástica monótona enquanto o efeito de  $\Delta K$  está ligado à deformação plástica inversa que ocorre durante a descarga. O aumento da deformação plástica monótona aumenta o nível de fecho de fenda, enquanto a deformação inversa tem o efeito oposto. Notar que a presente abordagem do tipo  $\Delta K$ - $K_{max}$  tem mais base física do que os modelos empíricos clássicos baseados na razão de tensões. Para além disso, o presente modelo utiliza  $\Delta K$ , enquanto o modelo de Kujawski só considera a parte positiva do ciclo de carga. Foi também feita uma comparação com o parâmetro de Glinka para material elasto-plástico ( $K_{Gep} = K_{max}^p \Delta K^{0.5}$ ), que é apresentada na Figura 5.10. O expoente de  $K_{max}$  depende do expoente de encruamento cíclico,  $n'$ :  $p=n'/(1+n')$ . (Noroozi *et al.* 2007) obtiveram  $p=0,09$  para a liga de alumínio 2024-T351, valor que foi aqui considerado. Os valores de  $K_{Gep}$  são em geral inferiores a  $\Delta K_{ef}$ , pelo que este está entre os parâmetros de Kujawski e Glinka.

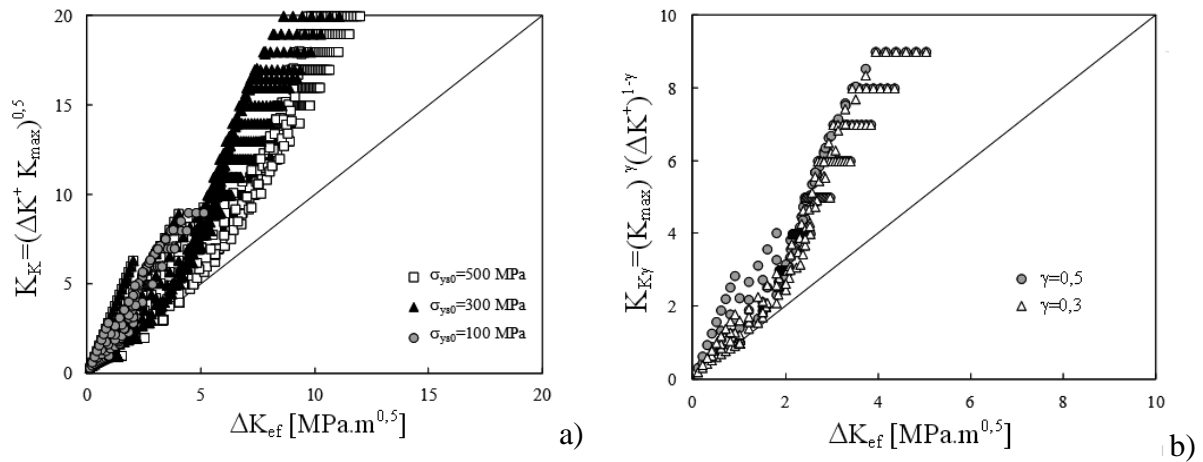


Figura 5.9 - Fecho de fenda *versus* Modelo de Kujawski . a) Efeito da tensão de cedência. b) Efeito do parâmetro  $\gamma$  ( $\sigma_{ys0}=124MPa$ ).

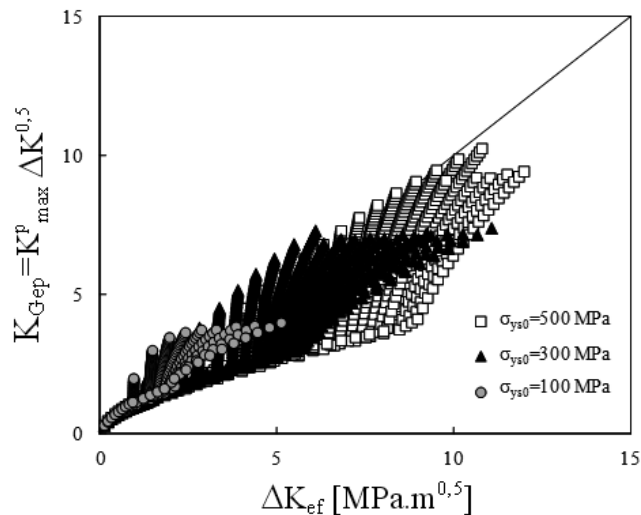


Figura 5.10 - Fecho de fenda *versus* Modelo empírico de Glinka.

Finalmente a aplicabilidade do modelo empírico aqui proposto foi testada com resultados experimentais de fadiga obtidos na literatura. A Figura 5.11a representa curvas  $da/dN-\Delta K$  para a liga de alumínio 6082-T6 (Borrego, 2001). O aumento da razão de tensões aumenta a velocidade de propagação de fendas, como era esperado. A Figura 5.11b representa as curvas  $da/dN-\Delta K_{ef}$ , sendo  $\Delta K_{ef}$  obtido pelo modelo de fecho de fenda definido pelas equações 5.14-5.16. As curvas de fadiga para as diferentes razões de tensões colapsam numa única curva mestra, indicando que o conceito de fecho de fenda é capaz de explicar o efeito da tensão média. A correlação final obtida foi  $R^2=0,97$ , que é bastante interessante. A inclinação das

curvas  $da/dN-\Delta K_{ef}$  é maior do que a inclinação das curvas originais  $da/dN-\Delta K$ , o que se explica pela variação de fecho de fenda com  $\Delta K$ . Porém, quando as curvas são representadas em função de  $K_w$ , também se observa o colapso das curvas obtidas para diferentes valores de  $R$ . Dinda e Kujawski (2004) também demonstraram que o parâmetro  $K_{w\alpha}$  é tão efectivo como  $\Delta K_{ef}$  na explicação do efeito de  $R$  para uma grande gama de materiais. É interessante notar que duas abordagens tão distintas permitem atingir conclusões semelhantes. Os resultados obtidos com o parâmetro de Glinka são também apresentados na Figura 5.11b. Borrego (2001, PhD thesis) obteve um expoente de encruamento cíclico  $n'=0,064$  para a liga de alumínio 6082-T6, pelo que  $p=0,06$ . As curvas para  $R=0,05$ ,  $0,25$  e  $0,4$  colapsam utilizando  $K_{Gep}$ , porém a curva para  $R=-0,25$  está separada das restantes.

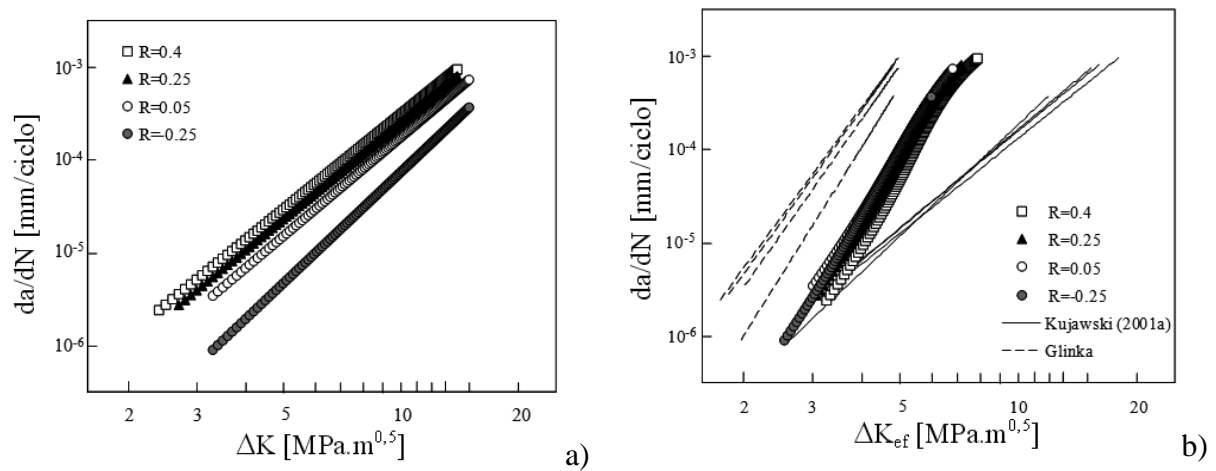


Figura 5.11 - Liga de alumínio 6082-T6 (Borrego, PhD thesis 2001). a) Curvas  $da/dN-\Delta K$ . b) Curvas  $da/dN-\Delta K_{ef}$ .

### 5.1.5 Sinopse

Foi aqui proposto um modelo empírico para quantificar o efeito dos parâmetros de carga no fecho de fenda induzido por deformação plástica. O fecho de fenda foi definido em função de  $K_{max}$  e  $\Delta K$ , tendo o modelo proposto somente quatro constantes empíricas. A tensão de cedência foi também incluída no modelo para incluir o efeito do material, e foram definidos dois parâmetros adicionais para considerar o efeito do estado de tensão e do parâmetro utilizado para quantificar o fecho. O modelo inclui a porção negativa do ciclo de carga e a incursão para razões de tensão negativas não produz variações bruscas do nível de fecho de



fenda. Ele é muito interessante para estudos paramétricos dentro da sua gama de validade ( $0 < K_{max}/\sigma_{ys} < 0,08$ ;  $0 < \Delta K/\sigma_{ys} < 0,1$ ), porém a extrapolação deve ser feita cuidadosamente.

A dependência da vida de propagação relativamente a  $K_{max}$  e  $\Delta K$  tem sido proposta por diferentes autores, mas não no âmbito do conceito de fecho de fenda. Foi feita uma comparação com os parâmetros de Kujawski ( $K_K$  e  $K_{K\gamma}$ ) e com o parâmetro elasto-plástico de Glinka ( $K_{Gep}$ ) para uma vasta gama de parâmetros de carga. O aumento de  $\Delta K_{ef}$  é acompanhado pelo aumento de  $K_K$  e  $K_{K\alpha}$ , porém estes têm valores mais altos. Por outro lado,  $K_{Gep}$  é menor que  $\Delta K_{ef}$ , pelo que o conceito de fecho de fenda cai entre os parâmetros de Glinka e Kujawski. Essa correlação razoável entre conceitos muito distintos é muito interessante.

O modelo proposto foi aplicado a curvas  $da/dN-\Delta K$  da literatura, tendo sido capaz de colapsar as curvas apresentadas obtidas para diferentes valores de R. Porém, o parâmetro de Kujawski,  $K_W=(\Delta K+K_{max})^{0,5}$ , também colapsou as curvas. Assim, a capacidade de colapsar as curvas experimentais obtidas a diferentes R numa banda estreita não prova necessariamente que o conceito é efectivo.

## 5.2 Efeito de Sobrecargas

A durabilidade e confiabilidade de componentes e estruturas dependem de métodos de dimensionamento robustos, capazes de lidar com várias condições de carga. Em condições de serviço real, as histórias de carga são geralmente de amplitude variável e a acumulação de dano por fadiga é uma questão fundamental para as previsões de vida à fadiga. A análise dos carregamentos simplificados, nomeadamente sobrecargas, subcargas e blocos de carga, é, no entanto, o primeiro passo para compreender os mecanismos básicos das variações de carga. As sobrecargas são especialmente interessantes porque podem ser aplicadas intencionalmente para prolongar a vida à fadiga dos componentes (Wahab, 2004).

Foi desenvolvido um grande número de estudos, considerando sobrecargas individuais (Brog, 1984; Skorupa, 2005; Lee, 2011; Lopez-Crespo, 2012; Mehrzadi, 2014). Após uma sobrecarga a velocidade de crescimento da fenda geralmente tem um aumento súbito seguido

de uma diminuição progressiva até um valor mínimo, e um subsequente aumento progressivo até à velocidade de crescimento da fenda pré-sobrecarga. Vários mecanismos têm sido propostos para explicar o atraso de crescimento de fenda, nomeadamente: tensões residuais (Shijve, 1962), o fenómeno de fecho de fenda (Elber, 1971), arredondamento da extremidade da fenda (*crack blunting*) (Christensen, 1959), encruamento do material (Jones, 1973) ou ramificação da fenda (Suresh, 1983). Destes mecanismos, apenas o fecho de fenda é capaz de explicar o desfasamento entre o ponto de aplicação da sobrecarga e o mínimo de  $da/dN$  que é comumente observado, assim, é geralmente considerada a principal causa de atraso pós-sobrecarga. Ishihara *et al.* (2008) e Shin e Hsu (1993) demonstraram que, de facto, o fecho de fenda é capaz de explicar o comportamento do crescimento de fenda transitório após sobrecargas. Após a aplicação de uma sobrecarga, o nível de fecho de fenda inicialmente diminui durante um pequeno incremento de fenda e, em seguida, aumenta drasticamente. O efeito dos parâmetros de carga do ciclo base e a proporção de sobrecarga foram estudados por diferentes autores (Mehrzadi, 2014; Shin, 1993). Foram desenvolvidos modelos (Wheeler, 1972; Lu, 1993) que exigem que a extremidade da fenda ou a sua zona plástica ultrapassem a zona plástica de sobrecarga, a fim de retomar o ritmo de crescimento da fenda quando sujeita ao carregamento de base. No entanto, estes modelos requerem calibração de um ou mais parâmetros de ajuste. O modelo de Wheeler, em particular, tem sido amplamente utilizado na literatura (Mehrzadi, 2014). Apesar da enorme quantidade de estudos sobre o efeito das sobrecargas, esta questão não está ainda totalmente compreendida. Verificou-se experimentalmente que o atraso do crescimento da fenda é observado para razões de tensão positivas, enquanto é observada uma tendência oposta para razões de tensão negativas (Romeiro, 2009), o que não foi ainda explicado. Há também incertezas para a situação de sobrecargas múltiplas (Wahab, 2004). A plena compreensão dos mecanismos por detrás dos efeitos de sobrecarga não foi ainda alcançada. Finalmente, um estudo sistemático ligando os parâmetros de carga com a variação do fecho de fenda após uma sobrecarga também ainda não se realizou.

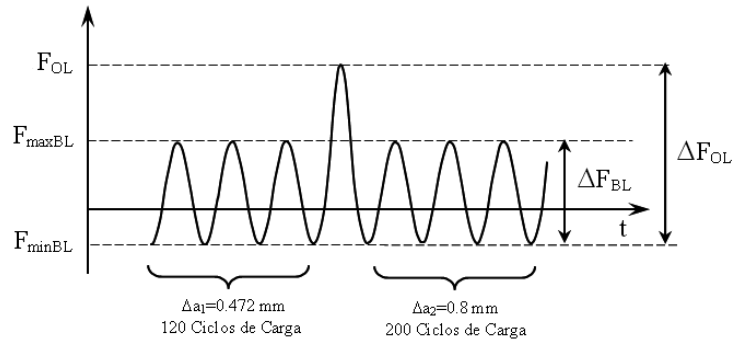


Figura 5.12 - Carga Padrão.

A Figura 5.12 apresenta o tipo de carga aplicada ao provete no estudo das sobrecargas. O carregamento inicial foi composto por 120 ciclos de carga com 59 incrementos de fenda, o que correspondeu a uma propagação total da fenda de  $\Delta a_1 = (60-1) \times 8 \mu\text{m} = 472 \mu\text{m}$ . Os dois primeiros ciclos de carga foram aplicados sem incremento de fenda, ou seja, para  $a = 5 \text{mm}$ . O objectivo desta carga inicial foi a estabilização dos valores de abertura de fenda, uma vez que existe um comportamento transiente inicial à medida que se forma uma onda plástica residual. Foi depois aplicada uma única sobrecarga no ciclo de carga 120 ( $a = 5,472$  milímetros). Seguidamente foram aplicados mais de 200 ciclos de carga, o que correspondeu a uma propagação de fenda de  $\Delta a_2 = 100 \times 8 \mu\text{m} = 800 \mu\text{m}$ . Foram desenvolvidos testes de amplitude constante com a mesma propagação de fenda para termos de comparação. A Tabela 3A (Anexo I) apresenta os diferentes cenários de carga considerada, que incluiu conjuntos de  $F_{\text{minBL}}$ ,  $F_{\text{maxBL}}$ ,  $F_{\text{OL}}$  e  $R_{\text{BL}}$  constantes (com  $R_{\text{BL}} = F_{\text{minBL}}/F_{\text{maxBL}}$ ). Os subscritos OL e BL referem-se, respectivamente, aos níveis de sobrecarga, e da carga do ciclo base. As tensões remotas podem ser obtidas dividindo as cargas pela área de secção transversal, ou seja,  $\sigma = F/A$ , sendo  $A = 30 \times 0,1 \text{ mm}^2$ . O factor de intensidade de tensão foi calculado utilizando uma solução desenvolvida:

$$Y = \frac{K}{\sigma \sqrt{\pi a}} = 1,187086 \left(\frac{a}{W}\right)^3 - 0,068016 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 0,113481 \left(\frac{a}{W}\right) + 1,009325 \quad (5.31)$$

em que  $Y$  é o factor geométrico,  $K$  é o factor de intensidade de tensão,  $\sigma$  é a tensão remota,  $a$  é o comprimento da fenda e  $W$  é a largura do provete. Note-se que podem ser encontrados diferentes parâmetros na literatura para quantificar a magnitude da sobrecarga. A razão de sobrecarga foi definida como:

$$OLR = \frac{F_{OL} - F_{\min BL}}{F_{\max BL} - F_{\min BL}} = \frac{\Delta F_{OL}}{\Delta F_{BL}} \quad (5.32)$$

Brog *et al.* (1984) definiram:

$$\%Overload = \frac{F_{OL} - F_{\max BL}}{F_{\max BL}} \times 100 \quad (5.33)$$

Bichler e Pippan (2007) e Zheng *et al.* (2013) consideraram:

$$OL = \frac{F_{OL}}{F_{\max BL}} \quad (5.34)$$

Ishihara *et al.* (2008) utilizaram a percentagem definida como:

$$\%OL = \frac{F_{OL} - F_{\max BL}}{F_{\max BL} - F_{\min BL}} \times 100 \quad (5.35)$$

A carga de abertura  $F_{op}$ , necessária para a determinação do nível de fecho foi obtida considerando o estado do contacto do primeiro nó atrás da extremidade da fenda corrente, e as forças de contacto ao longo do flanco da fenda a carga mínima. Nesta segunda abordagem é calculado o factor de intensidade de tensão necessário para eliminar cada uma das forças de contacto a carga mínima, e a carga de abertura é considerada como sendo a soma linear de todos os valores. Este método envolve todos os nós em contacto atrás da extremidade da fenda, portanto, é particularmente vantajoso em estudos de sobrecarga que geralmente envolvem fecho parcial. Assim, excepto quando indicado de outra forma, neste ponto, os resultados apresentados foram obtidos com a abordagem da força de contacto.

A Figura 5.13 mostra as variações típicas dos valores de abertura de fenda de acordo com uma sobrecarga, obtido para  $OLR = 1,14$ , e a curva de amplitude constante correspondente ( $OLR = 1$ ). Imediatamente após a sobrecarga há uma diminuição súbita do nível de abertura de fenda,

seguido por um aumento rápido até o valor de pico. Após o pico, há uma diminuição relativamente lenta para o valor estável correspondente à situação de amplitude constante. Os resultados apresentados foram obtidos pela análise do estado do contacto do nó 1 atrás da extremidade da fenda. Foi obtida uma tendência similar a partir das forças de contacto. Os quatro principais parâmetros da curva resultante da sobrecarga estão indicados na Figura 5.13, ou seja, o valor mínimo de abertura de fenda  $R_{ef,min}$ ; valor máximo de abertura de fenda  $R_{ef,pico}$ ; propagação de fenda até ao pico  $\Delta a_{pico}$ ; e propagação de fenda necessária para a estabilização  $\Delta a_{stb}$ . A diminuição após a sobrecarga  $\Delta R_{ef,min} = R_{ef,BL} - R_{ef,min}$ , pode ser considerada, em vez de  $R_{ef,min}$ .

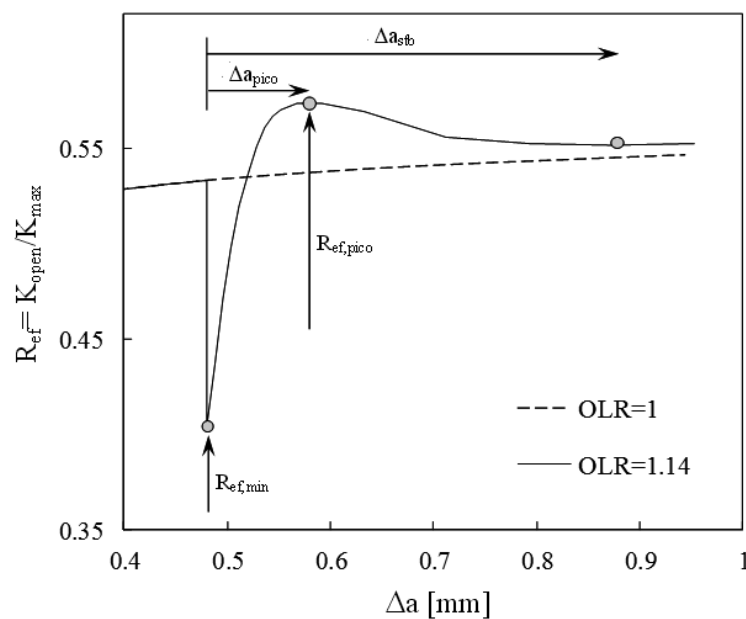


Figura 5.13 - Variação típica da abertura de fenda após sobrecarga ( $F_{minBL}=0$ ;  $F_{maxBL}=140N$ ;  $F_{OL}=160N$ ; nó 1).

## 5.2.1 Resultados Numéricos

### 5.2.1.1 Efeito dos Parâmetros Numéricos

A Figura 5.14a apresenta o efeito de  $F_{maxBL}$  nos valores de abertura de fenda, para  $F_{minBL}$  e  $F_{OL}$  fixos. O aumento de  $F_{maxBL}$  diminui o pico de abertura de fenda e a distância de estabilização, enquanto que a influência na  $\Delta a_{pico}$  é relativamente pequena. Como será visto mais adiante, a altura do pico está sobretudo relacionada com a diferença ( $F_{OL} - F_{max,BL}$ ). As curvas para o

carregamento de amplitude constante também são representadas mostrando um pequeno aumento dos valores da abertura da fenda com a carga máxima. A Figura 5.14b mostra o efeito de  $F_{minBL}$  (ou  $\Delta F_{BL}$ ), para  $F_{maxBL}$  e  $F_{OL}$  fixos. A diminuição de  $\Delta F_{BL}$  aumenta  $R_{ef, min}$  e diminui  $\Delta a_{pico}$ . Há também um aumento perceptível de  $R_{ef, pico}$ . Finalmente, a Figura 5.14c apresenta o efeito da  $F_{OL}$ , para  $F_{maxBL}$  e  $F_{minBL}$  fixos. O aumento da força de sobrecarga aumenta significativamente o pico de fecho, a propagação da fenda até ao pico e a distância de estabilização.

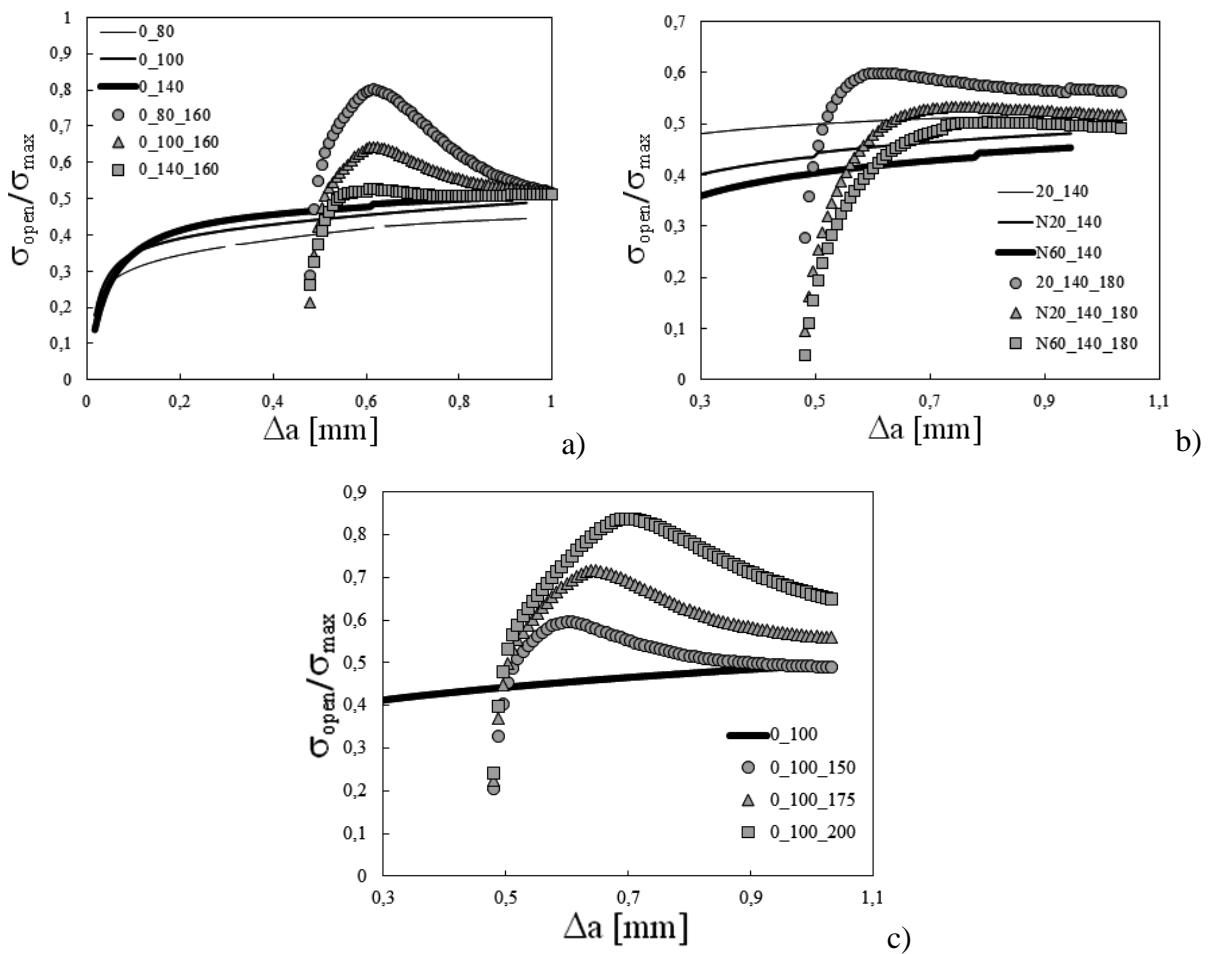


Figura 5.14 - Efeito dos parâmetros de carga na abertura de fenda. a) Efeito de  $F_{maxBL}$ . b) Efeito de  $F_{minBL}$  (ou  $\Delta F_{BL}$ ). c) Efeito de  $F_{OL}$ .

### 5.2.1.2 Mecanismos de Fecho de Fenda, Variação com a Sobrecarga

A fim de compreender as variações de abertura de fenda após uma sobrecarga, é fundamental identificar os mecanismos básicos por trás do fenómeno. Dois mecanismos principais parecem ser dominantes, que são o arredondamento da extremidade da fenda e deformação plástica residual.

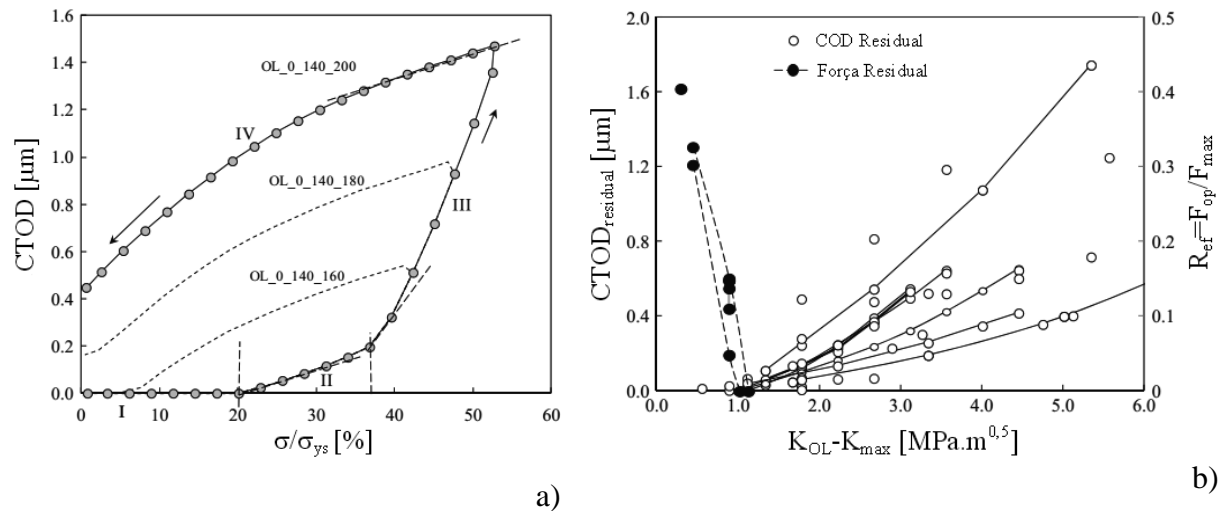


Figura 5.15 - a) CTOD *versus* Carga aplicada. b) CTOD residual e Forças residuais.

A Figura 5.15 mostra a variação do deslocamento da abertura da extremidade da fenda CTOD, com a aplicação de uma sobrecarga. A variável independente apresentada é a tensão remota dividida pela tensão de cedência do material  $\sigma_{ys}$ . A carga do ciclo base foi estabelecida para  $F_{min}=0$  e  $F_{max}=140\text{N}$  ( $\sigma_{max}/\sigma_{ys}=37,6\%$ ) e a sobrecarga foi  $F_{OL}=200\text{N}$  ( $\sigma_{OL}/\sigma_{ys}=54\%$ ). O CTOD foi assumido como o deslocamento vertical do nó atrás da extremidade da fenda actual, que está de acordo com Ellyin e Wu (1999). A fenda está fechada, ou seja, o CTOD é zero, para cargas relativamente baixas (região I), o que indica que ao fenómeno de fecho de fenda está presente. Após a abertura da fenda, o CTOD aumenta, primeiro linearmente e depois de uma forma não linear com a carga (região II). A variação linear é resultado da deformação elástica, enquanto que a variação não-linear é devida ao arredondamento da extremidade da fenda. O aumento da carga, acima dos valores de carga do ciclo base, produz uma alteração brusca da inclinação da curva (região III). O material não foi sujeito a cargas tão elevadas, no ciclo de base, passando após a sobrecarga a haver uma forte deformação plástica, significativamente superior à observada na região II. Os efeitos de encruamento do material são assim, de grande importância, quando na presença de variações de carga

significativas. A subsequente diminuição da carga de  $F_{OL}$  para zero reduz o arredondamento da extremidade da fenda (região IV), inicialmente de modo linear e depois não-linearmente. As variações lineares no início das regiões II e IV, que estão associadas à deformação elástica, são semelhantes, como era de se esperar. O CTOD final para carga nula, quantifica o arredondamento da extremidade da fenda residual. A diminuição da sobrecarga diminui o arredondamento da extremidade da fenda residual, como pode ser visto na Figura 5.15a para o caso de carga 0\_140\_180. Se a sobrecarga for relativamente pequena, a fenda fecha quando a carga diminui para o valor mínimo. Isto é observado para o caso de carga 0\_140\_160. A Figura 5.15b mostra o CTOD residual ou os níveis de abertura de fenda residual obtidos para os casos de sobrecarga apresentados na Tabela 3A (Anexo I). Existe um ponto de viragem para  $(K_{OL}-K_{max}) \approx 1 \text{MPam}^{1/2}$ . Para valores acima deste ponto, existe um CTOD residual, isto é, a fenda permanece aberta a carga mínima. As linhas a cheio indicam conjuntos com carga do ciclo base fixos e aumento dos valores de  $F_{OL}$ . Existe um aumento significativo do CTOD residual com  $(K_{OL}-K_{max})$ , como era de esperar. Por outro lado, para valores de  $(K_{OL}-K_{max})$  inferiores a  $1 \text{MPam}^{1/2}$ , a fenda está fechada à carga mínima, existindo uma força residual. Este ponto de viragem é interessante porque expressa o equilíbrio entre a cunha plástica residual e o arredondamento da extremidade da fenda que têm efeitos opostos em termos de fecho de fenda. Espera-se que o ponto de viragem mude com as propriedades de encruamento do material.

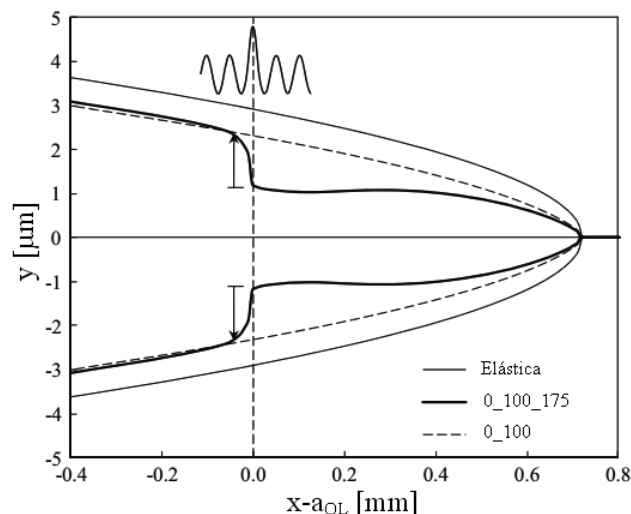


Figura 5.16 – Perfis de fenda para  $F=F_{max}=100\text{N}$ .

O arredondamento da extremidade da fenda produzido por uma sobrecarga também é evidente no perfil de fenda. A Figura 5.16 mostra os perfis de fenda obtidos para os casos de carga



0\_100 e 0\_100\_175. Com força remota aplicada  $F = 100\text{N}$  tem-se  $\sigma/\sigma_{ys}=0,269$ , quando o comprimento da fenda é  $a = 6,192\text{ mm}$ . A linha a traço interrompido vertical indica a posição onde a sobrecarga foi aplicada. O perfil linear-elástico em tensão plana, também é mostrado. Os perfis obtidos com deformação plástica estão abaixo do perfil elástico, o que explica a ocorrência de fecho de fenda. Na posição de sobrecarga, uma mudança repentina do perfil da fenda também é evidente, o que está relacionado à ocorrência de arredondamento da extremidade da fenda. O aumento de  $F_{OL}$  (fixando  $F_{min}$  e  $F_{max}$ ), a diminuição de  $F_{max}$ , (fixação  $F_{min}$  e  $F_{OL}$ ), e o aumento de  $F_{min}$  (fixando  $F_{max}$  e  $F_{OL}$ ) aumentam o arredondamento da extremidade da fenda (resultados não apresentados). As variações do perfil de fenda são apenas de poucos micrometros, mas isso é suficiente para produzir mudanças dramáticas no nível de abertura de fenda. A literatura também apresenta muitas evidências de arredondamento da extremidade da fenda na presença de sobrecargas. Ellyin e Wu (1999) observaram numericamente um significativo arredondamento da extremidade da fenda na presença de sobrecargas, e que o CTOD no nó imediatamente atrás da extremidade da fenda é cerca de cinco vezes o CTOD para o perfil estabilizado. O arredondamento da extremidade da fenda correspondente à aplicação da sobrecarga foi observado experimentalmente por Lee *et al.* (2011), Bichler e Pippin (2007) e Shin e Hsu (1993). Ward-Close *et al.* (1989) estudaram uma liga de titânio  $\alpha/\beta$  e também identificaram que uma sobrecarga de tração, provoca um arredondamento da extremidade da fenda na fenda inicialmente aguçada. Como a fenda se propaga a partir da posição de sobrecarga, uma concavidade é deixada para trás, como pode ser visto na Figura 5.16.

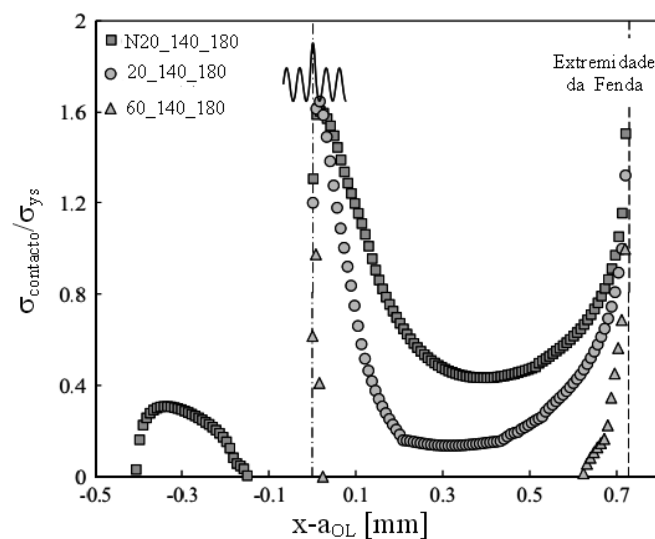


Figura 5.17 – Forças de contacto a carga mínima.

O arredondamento da extremidade da fenda elimina total ou parcialmente o contacto atrás da posição onde a sobrecarga é aplicada, como pode ser observado na Figura 5.15b. Isso explica a repentina diminuição dos valores de abertura da fenda observados imediatamente após a sobrecarga. A Figura 5.17 mostra as variações típicas das tensões de contacto à carga mínima. As tensões de contacto foram normalizadas pela tensão de cedência do material. Para o caso de carga 60\_140\_180 ( $F_{\min}=60\text{N}$ ;  $F_{\max}=140\text{N}$ ;  $F_{OL}=180\text{N}$ ) o contacto ocorre imediatamente à frente da posição onde a sobrecarga foi aplicada e atrás da posição actual da extremidade da fenda. O arredondamento da extremidade da fenda produzido pela sobrecarga tem um efeito de protecção, que inibe o contacto atrás da posição de sobrecarga.

Não existe contacto atrás da posição de sobrecarga, o que é explicado pelo CTOD residual. Para o caso de carga 20\_140\_180 há mais contacto à frente da posição de sobrecarga, mas nenhum contacto por trás dessa posição. A diminuição da carga mínima explica o aumento das forças de contacto. Finalmente, para o caso de carga N20\_140\_180 há contacto a alguma distância atrás da posição de sobrecarga, o que é explicado pela carga compressiva. Mas, logo atrás da posição de sobrecarga, não há contacto, novamente devido ao arredondamento da extremidade da fenda. As tensões de contacto atingem valores significativamente maiores do que a tensão de cedência, o que é explicado pelo encruamento do material.

Zheng *et al.* (2013), em uma liga de magnésio submetida a  $R_{BL}=0,1$  e  $F_{OL} = 2F_{\max}$ , observaram experimentalmente o arredondamento da extremidade da fenda e o contacto dos flancos da fenda a uma distância de aproximadamente 5  $\mu\text{m}$  da extremidade da fenda. A redução súbita do nível de fecho de fenda após a sobrecarga tem um efeito imediato na velocidade de crescimento da fenda. Bichler e Pippan (2007) verificaram que, devido à ausência de fecho de fenda nos primeiros ciclos após a sobrecarga, a velocidade de propagação de fenda pode ser aproximadamente o mesmo, nesses ciclos, para todas as espessuras de provetes. Sunder (2012) observou experimentalmente uma modificação do mecanismo de propagação de fendas no ciclo de sobrecarga. Sob uma carga de amplitude constante, verificou-se uma microfractura frágil, que estava ligada à fadiga próxima do limiar de propagação (Sunder, 2005), enquanto foram observadas estrias no ciclo de sobrecarga. Carlson *et al.* (1991) explicaram o breve período de aceleração inicial do crescimento de fenda após uma sobrecarga, com o arredondamento da extremidade da fenda que reduz o contacto dos flancos.

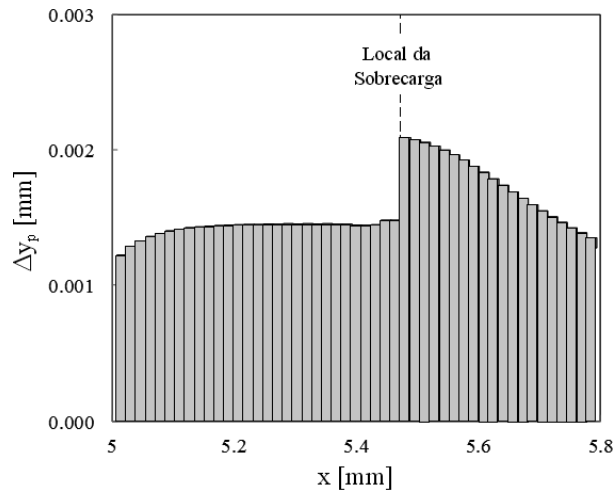


Figura 5.18 - Alongamento vertical das cunhas plásticas ao longo do flanco da fenda ( $F_{\min}=0$ ;  $F_{\max}=140$  N;  $F_{OL}=180$  N)

O segundo mecanismo principal é a variação da deformação plástica à frente da extremidade da fenda produzido pela sobrecarga. É formada uma zona de deformação plástica na frente da extremidade da fenda, dependente da magnitude da sobrecarga e da tensão de cedência. Como vimos anteriormente (ponto 3.2) o fenómeno de fecho de fenda está ligado ao alongamento vertical de cunhas de plástico residuais. Cada cunha de plástico tem uma contribuição para o fecho de fenda que diminui exponencialmente com a distância  $d$  à extremidade da fenda, e aumenta com o valor de  $\Delta y_p$ . O nível de fecho de fenda é o somatório linear dos efeitos das cunhas de plástico individuais atrás extremidade da fenda. A Figura 5.18 mostra a variação de  $\Delta y_p$  ao longo do flanco da fenda para o caso de carga 0\_140\_180. A sobrecarga aumenta o alongamento plástico à frente da extremidade da fenda. O pico de alongamento plástico ocorre imediatamente à frente da posição de sobrecarga, diminuindo progressivamente e atingindo o valor para a carga do ciclo base após algumas propagações. À medida que a fenda avança da posição de sobrecarga, a primeira cunha plástica (a maior) começa a sua contribuição para o fecho de fenda, elevando o valor total de abertura de fenda se as cunhas anteriores formadas pela carga do ciclo base ainda estiverem activas. A contribuição desta cunha diminui exponencialmente com a distância  $d$ , desaparecendo após alguma distância de propagação. A segunda cunha plástica tem uma contribuição semelhante, mas um pouco menor e com um pouco de atraso. Portanto, à medida que a fenda se propaga há duas contribuições opostas para o valor total de abertura de fenda. A inclusão de uma nova cunha plástica, mais elevada do que as cunhas formadas pela carga do ciclo base, tende a aumentar o

valor de abertura de fenda; por outro lado, o aumento da distância das cunhas plásticas maiores relativamente à extremidade da fenda promove a redução do valor de abertura de fenda. Estas duas tendências opostas explicam a existência de um pico nos valores de abertura de fenda. Se as novas cunhas plásticas tivessem todas do mesmo tamanho, seria de esperar que o valor de abertura de fenda aumentasse progressivamente. Isso acontece quando os blocos de carga baixo-alto são aplicados.

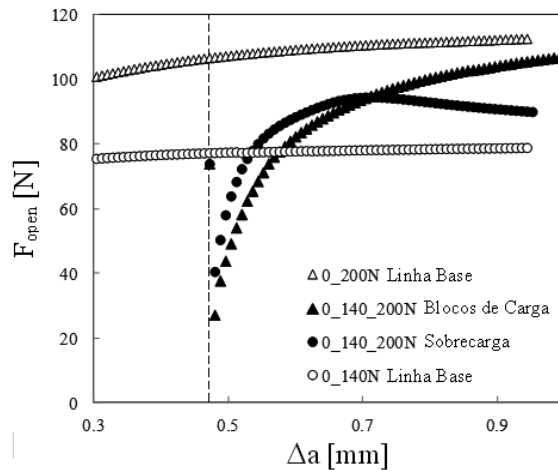


Figura 5.19 - Efeito de uma sobrecarga e de blocos de carga na abertura de fenda (nó 1).

A Figura 5.19 compara os resultados obtidos com uma sobrecarga e blocos de carga baixo-alto. Os blocos de carga apresentam um aumento progressivo do nível de abertura fenda, como era esperado. O valor máximo de fecho alcançado com a sobrecarga é claramente inferior ao valor máximo atingido na segunda parte do bloco de carga baixo-alto. Note-se que com base neste raciocínio, a deformação plástica residual produzida pela sobrecarga deve sempre produzir um aumento do nível de abertura de fenda imediatamente após a sobrecarga.

Outro mecanismo é o efeito de protecção associado com a protuberância produzida pela sobrecarga. Esta cunha plástica protege ambos os lados a partir do contacto. Este efeito é evidente na Figura 5.17, uma vez que à frente da posição onde a sobrecarga foi aplicada há uma diminuição significativa das forças de contacto. Para o caso de carga  $60_{140_{180}}$  ( $F_{minBL}=60N$ ,  $F_{maxBL}=140N$ ;  $F_{OL}=180N$ ), existe uma região no flanco da fenda sem contacto, isto é, a cunha plástica produzida pela sobrecarga tem um efeito total de protecção nesta região. Atrás da posição de sobrecarga há portanto, duas contribuições para a redução do contacto: o arredondamento da extremidade da fenda e o efeito de protecção da cunha plástica. Para valores negativos de  $F_{minBL}$  há geralmente contacto a alguma distância atrás da

posição de sobrecarga, no entanto, se a cunha plástica produzida pela sobrecarga é relativamente grande, este contacto não existe. O contacto na cunha plástica enquanto a extremidade da fenda actual está aberta é chamado de fecho parcial. De acordo com Paris *et al.* (1999) e Kujawski (2001a) este contacto remoto dos flancos da fenda tem um efeito relativamente baixo no crescimento de fendas por fadiga, portanto é necessária, uma correcção no conceito de fecho de fenda. Ishihara *et al.* (2008) estudaram a liga de alumínio 6061-T6 sob a forma de provetes CT e observaram fecho parcial utilizando abordagens experimentais e numéricas. Shercliff e Fleck (1990) também observaram fecho parcial numericamente. Carlson *et al.* (1991) propuseram um modelo para prever o nível da abertura de fendas a partir da altura da protuberância, da distância à extremidade de fenda e do módulo de elasticidade. Heper e Vardar (2003) desenvolveram um estudo detalhado do perfil da fenda à superfície após uma sobrecarga. Eles relacionaram os parâmetros da sobrecarga com a cunha plástica, e esta com o fecho de fenda. No entanto, a quantificação do nível de abertura de fenda usando o primeiro nó atrás da extremidade da fenda já não é uma boa solução na presença de fecho parcial. Outras abordagens, nomeadamente a análise das forças de contacto atrás da extremidade da fenda e a análise do compliance remota, são mais interessantes, pois envolvem o contacto ao longo de todo o flanco da fenda.

### 5.2.1.3 Valor Mínimo de Abertura da Fenda

Agora analisam-se os principais parâmetros das curvas de abertura de fenda, identificados na Figura 5.13, começando com o valor mínimo de abertura de fenda. Como já mencionado, a sobrecarga arredonda a extremidade da fenda e elimina o contacto atrás da posição de sobrecarga. Portanto, o valor do fecho de fenda é reduzido a zero, e uma nova onda residual é formada a partir da posição de sobrecarga. Após a queda, há um aumento progressivo do nível de abertura de fenda, à medida que a cunha plástica residual é formada atrás da extremidade actual da fenda. Note-se que a recuperação dos níveis de abertura de fenda após a sobrecarga é semelhante ao observado no início da simulação numérica, quando a primeira cunha plástica está a ser formada, como pode ser observado na Figura 5.14a.

Foi encontrada uma influência relativamente complexa dos parâmetros de carga em  $R_{ef,min}$ . A Figura 5.20 apresenta a influência da carga mínima do ciclo base, fixando a sobrecarga e a carga máxima do ciclo base. O aumento de  $F_{minBL}$  aumenta  $R_{ef,min}$  particularmente para valores

positivos. Por outro lado, a influência dos outros parâmetros de carga parece ser menos significativa para valores positivos de  $F_{minBL}$ . Isso está de acordo com Shin e Hsu (1993) que também encontraram um atraso imediato para valores relativamente altos da razão de tensões na linha de base ( $R_{BL}>0,65$ ). Mehrzadi *et al.* (2014), também identificaram que para uma carga do ciclo base com uma razão de tensões positivas, a fenda começou a retardar imediatamente após a aplicação de uma sobrecarga sem aceleração a seguir. Por outro lado, a aplicação de uma sobrecarga dentro de uma carga do ciclo base com uma razão de tensão negativa resultou numa significativa aceleração inicial. Smith (2011) em provetes CT de aço inoxidável 304 submetidos a  $\Delta K=23,7\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ,  $R_{BL}=0,1$ ,  $K_{maxOL}=29,6\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$  encontrou uma ligeira aceleração do crescimento da fenda com a aplicação da sobrecarga. A aceleração inicial foi suficiente para superar o atraso.

No entanto, os mecanismos básicos que explicam as variações de  $R_{ef,min}$  não estão totalmente compreendidos. O arredondamento da extremidade da fenda é claramente o mecanismo principal, mas o efeito da deformação plástica residual anterior à sobrecarga não é clara. A deformação plástica residual no primeiro elemento à frente da posição de sobrecarga foi determinada para os diferentes casos de carga, no entanto, não houve uma ligação bem definida com  $R_{ef,min}$ , o que parece indicar que esta cunha plástica não é o único parâmetro controlador. A existência de uma relação estreita entre essa deformação plástica e  $R_{ef,min}$  implicaria que a onda plástica residual atrás da posição de sobrecarga não teria efeito sobre os valores de abertura de fenda após sobrecarga.

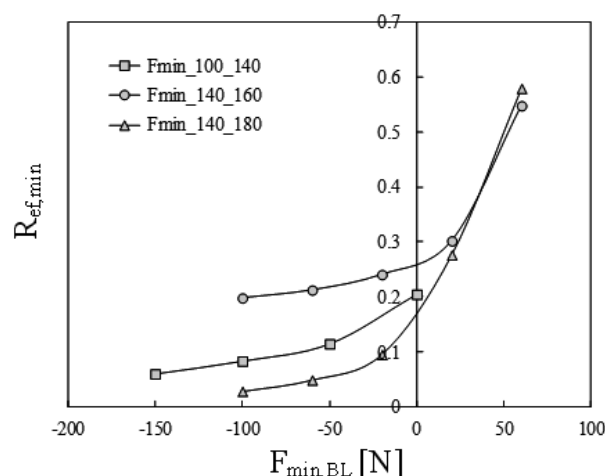


Figura 5.20 - Influência da carga mínima do ciclo de base em  $(\sigma_{open}/\sigma_{max})_{min}$ .

O efeito de uma sobrecarga está intimamente ligado ao encruamento do material, o que é evidente nos resultados obtidos para sobrecargas periódicas. A Figura 5.21a apresenta o efeito de sobrecargas periódicas ( $F_{OL}=200\text{N}$ ) aplicadas após propagações de  $40\mu\text{m}$  (isto é, depois de 5 incrementos de fenda, nas condições do ciclo base,  $F_{\min}=0\text{N}$  e  $F_{\max}=140\text{N}$ ). As posições da extremidade da fenda onde as sobrecargas foram aplicadas são indicados na parte inferior da figura. A primeira sobrecarga produz uma maior diminuição do nível de abertura de fenda, enquanto as sobrecargas subsequentes têm um impacto relativamente baixo. Isso parece indicar que as modificações introduzidas pela primeira sobrecarga afectam a resposta do provete fissurado às sobrecargas posteriores. Os valores de abertura da fenda aproximam-se progressivamente da curva correspondente ao caso de amplitude constante,  $F_{\min}=0\text{N}$  e  $F_{\max}=200\text{N}$  (note-se que  $F_{OL}=200\text{N}$ ). Quando a aplicação das sobrecargas cessa, o nível de abertura da fenda mantém o valor por um tempo, e depois diminui aproximando-se progressivamente da curva correspondente às condições do ciclo base,  $F_{\min}=0\text{N}$  e  $F_{\max}=140\text{N}$ .

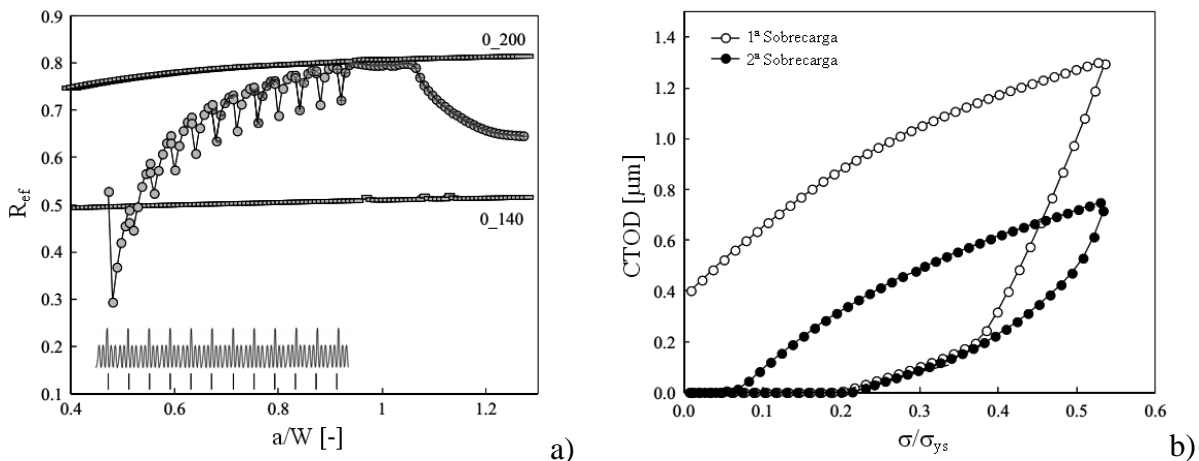


Figura 5.21 – a) Abertura de fenda para sobrecargas periódicas aplicadas a cada  $40\mu\text{m}$  de propagação de fenda (nó 1: 0\_140\_200). b) CTOD para a primeira e segunda sobrecargas.

A Figura 5.21b apresenta o deslocamento de abertura da fenda para a primeira e segunda sobrecargas. O CTOD máximo é significativamente menor para a segunda sobrecarga, em comparação com a primeira, e a fenda está fechada após a segunda sobrecarga (e aberta após a primeira). O ponto de viragem observado para a primeira sobrecarga na  $F_{\max}$  desaparece na segunda sobrecarga. Isso é explicado pelo encruamento induzido pela primeira sobrecarga no material à frente da extremidade da fenda. Consequentemente, a variação do nível de abertura

da fenda é significativamente maior para a primeira sobrecarga em comparação com a segunda.

#### 5.2.1.4 Pico de Abertura de Fenda $R_{ef,pico}$

Encontrou-se uma grande dependência do pico do fecho de fenda relativamente à diferença entre a carga máxima do ciclo base e a sobrecarga. Portanto, foi definido um novo parâmetro:

$$\frac{\Delta K_{OL2}}{\sigma_{ys}} = \frac{K_{OL} - K_{max\ BL}}{\sigma_{ys}} \quad (5.36)$$

O limite de elasticidade foi incluído para contabilizar o efeito do material. A Figura 5.22 representa  $R_{ef,pico}$  versus  $\Delta K_{OL2}/\sigma_{ys}$ . Foi obtida uma correlação interessante, indicando que este é o principal parâmetro de controlo do valor de pico de fecho de fenda após a sobrecarga. Foi obtida uma correlação linear entre  $R_{ef,pico}$  e  $\Delta K_{OL2}$ :

$$R_{ef,pico} = 13,44 \frac{\Delta K_{OL2}}{\sigma_{ys}} + 0,395 \quad (5.37)$$

A dispersão na Figura 5.22 é explicada pela influência dos parâmetros de carga do ciclo base. O aumento de  $F_{minBL}$ , isto é, a diminuição do  $\Delta F_{BL}$ , aumenta o valor de pico. Foi observada uma tendência semelhante por Heper e Vardar (2003) com base na análise de perfil da fenda. Mehrzadi et al. (2014 também verificaram uma diminuição do atraso para razões de tensão negativas. Para maximizar a resistência à fadiga através da aplicação de uma sobrecarga é portanto fundamental aumentar o valor de  $\Delta K_{OL2}$ . Para valores relativamente elevados de  $\Delta K_{OL2}$  os valores de  $R_{ef}$  atingem o valor de 1, o que significa que a fenda pára (carga de abertura iguala a carga máxima).



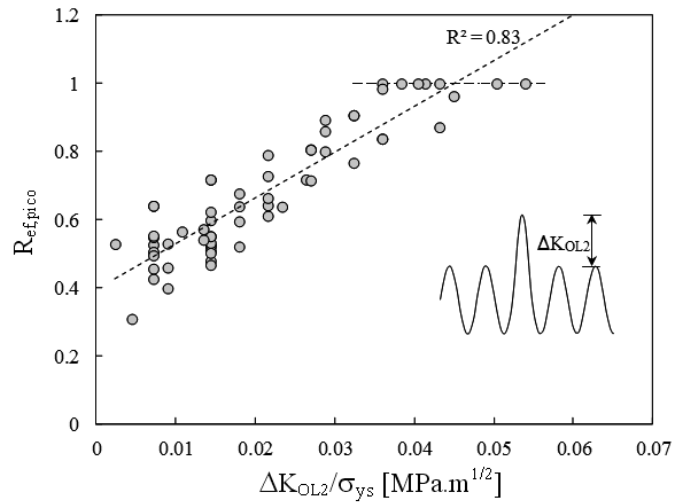


Figura 5.22 - Influência da sobrecarga no valor de pico  $R_{ef,max}$ .

A Equação 5.37 indica que  $R_{ef,pico}$  é igual a 1 para  $\Delta K_{OL2}/\sigma_{ys} = 0,045$ . Na verdade, não é suposto existir propagação de fendas para  $\Delta K_{ef} < \Delta K_{th}$ , sendo  $\Delta K_{th}$  o valor limite de  $\Delta K$  abaixo do qual não há propagação de fendas por fadiga. Note-se que no modelo numérico a fenda é artificialmente incrementada independentemente do valor  $\Delta K_{ef}$ . Após uma sobrecarga, não foi observada propagação de fenda por diferentes autores (Bernard, 1977; Bertel, 1983, Shin e Fleck, 1987). Bathias e Vancon (1978) observaram a paragem de propagação de fendas em ligas de alumínio 2024 e 2618 para OLR acima de 2,4. Se os resultados da Figura 5.22 forem representados graficamente em relação a OLR (equação 5.32),  $R_{ef}$  atinge 1 para OLR=2,5.

### 5.2.1.5 Propagação da Fenda até Atingir o Pico $\Delta a_{pico}$

O pico de sobrecarga é semelhante ao observado em estado plano de deformação no início da propagação da fenda, e que tem uma influência significativa sobre a propagação requerida para a estabilização. Após o pico, o nível de PICC diminui de forma progressiva, atingindo um valor estável. Fleck (1986) para o pico inicial observado em condições de deformação plana, propôs que  $\Delta a_{pico} = 0,05(K_{max}/\sigma_{ys})^2$ . A Figura 5.23 apresenta  $\Delta a_{pico}$  versus  $\Delta K_{OL} = K_{OL} - K_{min}$ . As linhas a traço interrompido foram obtidas com a expressão:

$$\Delta a_{pico} = \alpha \left( \frac{\Delta K_{OL}}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (5.38)$$

que é uma adaptação da equação proposta por Fleck (1986). Foram encontrados os valores extremos de 0,025 e 0,5 para  $\alpha$ , como indicado na Figura 5.23. A dispersão observada nesta figura é explicada pela influência de outros parâmetros de carga. De facto, os parâmetros do ciclo base, nomeadamente  $\Delta K_{BL}$ , também afectam a posição do pico. Para o mesmo  $\Delta K_{OL}$ , verificou-se que  $\Delta a_{pico}$  aumenta com  $\Delta K_{BL}$ .

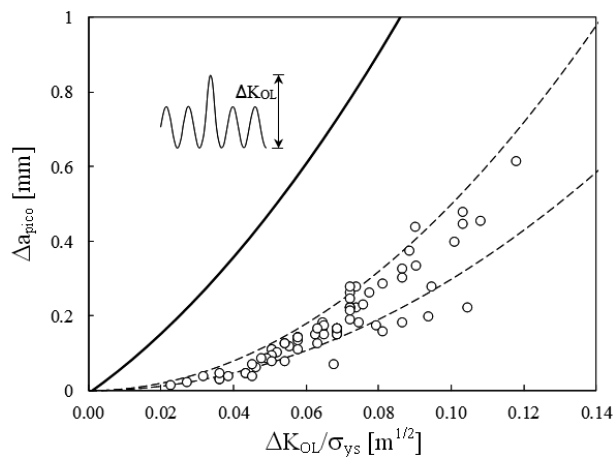


Figura 5.23 - Influência da sobrecarga na propagação correspondente ao pico.

A propagação requerida para a estabilização no começo de uma simulação numérica foi já determinada para o carregamento de amplitude constante (ponto 4.2). Na Figura 5.23 esta distância é representada pela linha a cheio. Esta distância é significativamente mais elevada do que o determinado aqui para o pico. De qualquer forma, em ambos os casos existe dependência em relação a  $\Delta K$ , o que é interessante. Como será visto a seguir, a propagação requerida para a estabilização após a sobrecarga também depende de  $\Delta K_{OL}$ . Heper e Vardar (2003) desenvolveram um estudo detalhado do perfil da fenda após uma sobrecarga. Eles concluíram que o aumento de  $\Delta K_{OL}/\Delta K$  aumentou a distância para a localização de pico de deformação plástica.

### 5.2.1.6 Distância de Estabilização

A distância de propagação da fenda necessária para estabilizar os valores de abertura de fenda é provavelmente o parâmetro mais problemático de ser estudado numericamente. Na verdade, podem existir grandes distâncias de estabilização, portanto, a previsão numérica pode envolver um número significativo de propagações de fenda e um enorme esforço numérico. Na verdade, Borrego *et al.* (2003), por exemplo, encontraram efeitos transientes associados com sobrecargas que se prolongavam até 12 mm. Assim, aqui foram usados os resultados da literatura para estudar a distância de estabilização após uma sobrecarga. A Figura 5.24 apresenta resultados experimentais de Borrego *et al.* (2003) de  $\Delta a_{stb}$ , versus razão máxima do factor de intensidade de tensão para a sobrecarga  $\Delta K_{OL}$ . Estes resultados indicam que  $\Delta K_{OL}$  parece controlar a distância de estabilização, independentemente da razão de sobrecarga. O aumento de  $\Delta K_{OL}$  aumenta significativamente  $\Delta a_{stb}$ , e é evidente uma tendência linear em escala bi-logarítmica. No entanto, são evidentes alguns efeitos da razão de tensão do ciclo da carga de base. O aumento de  $R$  diminui a distância de estabilização. Os resultados de Borrego *et al.* (2003) para  $R=0,05$  e  $R=0,25$  podem ser traduzidos pelas seguintes expressões, respectivamente:

$$\Delta a_{stb} = 10^{4,08} \left( \frac{\Delta K_{OL}}{\sigma_{ys}} \right)^{3,614} \quad (5.39)$$

$$\Delta a_{stb} = 10^{3,526} \left( \frac{\Delta K_{OL}}{\sigma_{ys}} \right)^{3,274} \quad (5.40)$$

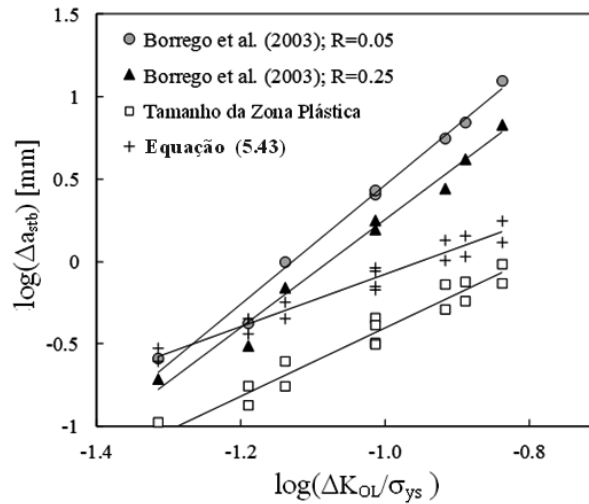


Figura 5.24 - Distância de estabilização após sobrecarga em escalas logarítmicas.

A Figura 5.24 apresenta também o tamanho da zona plástica produzida pela sobrecarga, que se verificou ser dado por:

$$r_p = 0,169 \left( \frac{K_{OL}}{\sigma_{ys}} \right)^{2,1} \quad (5.41)$$

No entanto, o efeito da sobrecarga somente desaparece quando o pico de deformação plástica se move para uma certa distância atrás da extremidade da fenda. É necessária uma distância adicional, à anteriormente obtida no ponto 4.2.1.1.:

$$\Delta a_{stb} = 56,87 \left( \frac{\Delta K_{BL}}{\sigma_{ys}} \right)^2 + 6,875 \frac{\Delta K_{BL}}{\sigma_{ys}} - 0,009 \quad (5.42)$$

Por conseguinte, é esperado que a influência da sobrecarga se estenda ao longo da distância:

$$x_r = \Delta a_{stb} + r_p = 56,87 \left( \frac{\Delta K_{BL}}{\sigma_{ys}} \right)^2 + 6,875 \frac{\Delta K_{BL}}{\sigma_{ys}} - 0,009 + 0,169 \left( \frac{K_{max}}{\sigma_{ys}} \right)^{2,1} \quad (5.43)$$

A propagação requerida para a estabilização é maior do que o tamanho da zona de plástica. Brog *et al.* (1984) obtiveram a mesma tendência. O Modelo de Wheeler considera que da/dN

retorna ao seu valor de estado de equilíbrio quando a borda da zona plástica corrente atinge o limite da zona plástica gerada pela sobrecarga (Mehrzadi, 2014). Portanto, de acordo com este modelo, a influência da sobrecarga estende-se até uma distância de  $r_{POL}-r_{pBL}$ , sendo menor do que o tamanho da zona plástica gerada pela sobrecarga.

### 5.2.1.7 Efeito do Estado de Tensão

Para a modelação de propagação da fenda, é importante ter valores de abertura de fenda não só para o estado plano de tensão, mas também para o estado plano de deformação. A Figura 5.25a compara os resultados para estados de tensão plana e de deformação plana. A aplicação da sobrecarga produz resultados diferentes, dependendo do estado de tensão. O aumento do nível de abertura de fenda é mais pronunciado para o estado plano de deformação do que para o estado plano de tensão. Na verdade, para deformação plana o valor de pico é 129% maior que o valor do ciclo da carga de base, enquanto que para tensão plana esse aumento é de apenas 23%. Por outro lado, a redução de fecho de fenda imediatamente após a sobrecarga é da mesma ordem (26 e 21% em casos de deformação plana e tensão plana, respectivamente). A posição do pico é também diferente, sendo  $\Delta a_{pico}$  menor para o caso de deformação plana. Para os casos de carga estudados, sob condições de deformação plana  $\Delta a_{pico}$  é em média 33% do  $\Delta a_{pico}$  para tensão plana. Por outro lado, a propagação requerida para a estabilização parece ser semelhante, sendo ligeiramente mais elevada para o caso de deformação plana. Estas diferenças, certamente produzem algumas variações na forma da frente da fenda imediatamente após a propagação. As diferenças estão relacionadas com o efeito do estado de tensão sobre a deformação plástica resultante da sobrecarga. O tamanho da zona plástica provocada pela sobrecarga é muito menor em condições de deformação plana do que em condições de tensão plana. Matsuoka e Tanaka (1980) estudaram uma liga de alumínio 5083, nesse trabalho, as camadas superficiais foram maquinadas logo após uma sobrecarga o que resultou numa diminuição drástica do retardamento do crescimento de fendas por fadiga. Shercliff e Fleck (1990), também maquinaram as faces laterais de um provete sobrecarregado, sendo a profundidade maquinada igual ao tamanho da zona plástica superficial. O atraso encontrado na propagação mostrou ser menos severo no provete maquinado.

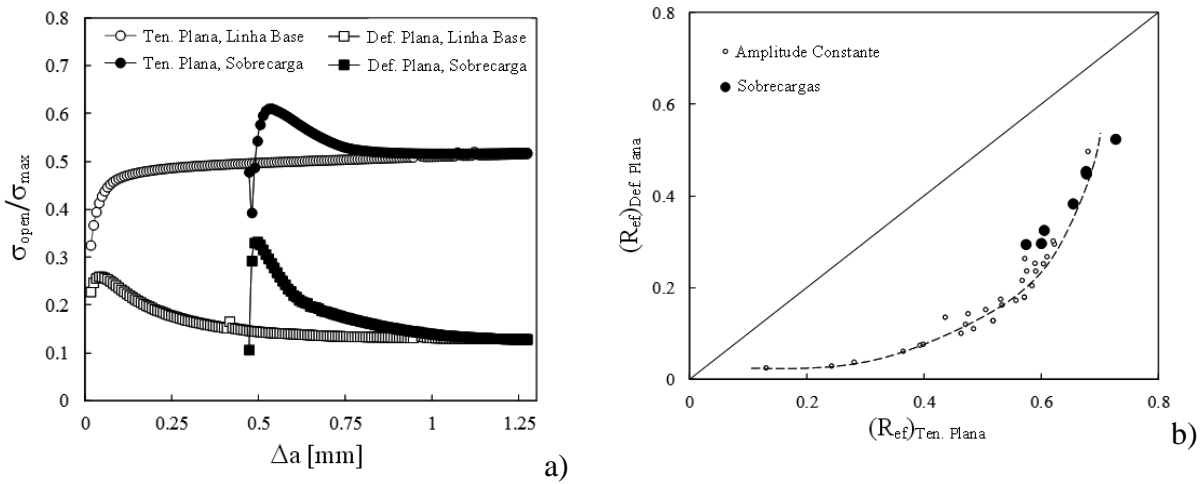


Figura 5.25 - a) Efeito do estado de tensão na resposta a uma sobrecarga ( $\sigma_{\max}=33,3\text{MPa}$ ;  $R=0$ ;  $OLR=1,3$ ; M8; nó 1). b) Deformação plana *versus* Tensão plana (M8; nó 1).

A Figura 5.25b compara os valores de PICC obtidos para o estado plano de deformação e para o estado plano de tensão sob carregamento de amplitude constante. Estes resultados foram obtidos para dois ciclos de carga entre propagações, e para um incremento de fenda total de  $\Delta a=1,272\text{mm}$  (159 propagações,  $159 \times 8=1,272$ ), e o nível de abertura de fenda foi quantificado utilizando a abordagem do nó 1. Foi encontrada uma curva bem definida para os diferentes conjuntos de carga estudados. Os valores de deformação plana são claramente inferiores aos valores de tensão plana, como é amplamente aceite, mas a proporção muda com o nível de abertura de fenda.

Para valores relativamente baixos e altos as previsões dos valores de deformação plana aproximam-se das previsões dos valores de tensão plana. Na zona intermédia ( $\sigma_{\text{open}}/\sigma_{\text{max}}=0,3-0,6$ ), a diferença é relativamente grande. Foi ajustada uma equação aos resultados da Figura 5.25b:

$$\left(\frac{\sigma_{\text{open}}}{\sigma_{\text{max}}}\right)_{\text{def.plana}} = 1,808 \left(\frac{\sigma_{\text{open}}}{\sigma_{\text{max}}}\right)_{\text{ten.plana}}^{3,656} \quad (5.44)$$

Esta equação corresponde à linha a traço interrompido representada na Figura 5.25b. As razões correspondentes aos valores mínimos e máximos após sobrecargas foram representadas, e encaixam-se muito bem na tendência geral. Outro aspecto principal é o

tamanho da região superficial (deformações nas superfícies), que é afectada pela sobrecarga. Esta questão requer modelos numéricos 3D, sendo por isso remetida para trabalhos futuros.

### 5.2.1.8 Sinopse

Foi desenvolvido um estudo numérico para compreender o efeito de sobrecargas sobre a plasticidade induzida por fecho de fenda. As principais conclusões são as seguintes:

- Foram identificados os dois mecanismos principais que explicam a variação do fecho de fenda após uma sobrecarga: o arredondamento da extremidade da fenda, que elimina total ou parcialmente o efeito da deformação plástica residual anterior; a variação da deformação plástica à frente da extremidade da fenda, onde a sobrecarga foi aplicada.

- Foi encontrada uma influência relativamente complexa dos parâmetros de carga em  $R_{ef,min}$ . O aumento de  $F_{minBL}$  aumenta  $R_{ef,min}$  particularmente para valores positivos.

-Verificou-se um aumento linear do pico de fecho de fenda com  $\Delta K_{OL2} = K_{OL} - K_{maxBL}$ . Para valores relativamente elevados de  $\Delta K_{OL2}$  os valores de abertura de fenda atingem um valor igual a 1, o que significa que a fenda pára;

-A posição do pico  $\Delta a_{pico}$ , aumenta com  $\Delta K_{OL} = K_{OL} - K_{min}$ , de acordo com a expressão:

$$\Delta a_{peak} = \alpha (\Delta K_{OL} / \sigma_{ys})^2, \text{ com } 0,025 \leq \alpha \leq 0,25;$$

-A distância de propagação da fenda requerida para retornar aos valores de abertura de fenda da linha de base verificou-se aumentar com  $\Delta K_{OL} = K_{OL} - K_{minBL}$ . Foi encontrada uma relação linear entre  $\Delta K_{OL}$  e  $\Delta a_{stb}$ , numa escala bi-logarítmica.

-Verificou-se que o estado de tensão tem uma influência significativa no nível de abertura de fenda. O aumento do nível de abertura de fenda associada com a sobrecarga é mais pronunciado para o estado plano de deformação do que para o estado plano de tensão. A posição do pico é também diferente, sendo  $\Delta a_{pico}$  menor para o estado plano de deformação. Por outro lado, a propagação requerida para a estabilização parece ser semelhante.

-As sobrecargas podem ser utilizadas para prolongar a vida de fadiga. Para maximizar a vida é importante aumentar:  $R_{ef,min}$ ;  $R_{ef,max}$ ;  $\Delta a_{pico}$  e  $\Delta a_{stb}$ . O pico de abertura de fenda aumenta com  $\Delta K_{OL2}$ , enquanto que  $\Delta a_{pico}$  e  $\Delta a_{stb}$  aumentam com  $\Delta K_{OL}$ .



## 6 VALIDAÇÃO DO CONCEITO DE FECHO DE FENDA

Neste ponto da tese, procura-se verificar a eficácia do conceito de fecho de fenda através da ligação do contacto dos flancos da fenda, com os parâmetros não lineares de extremidade da fenda. A importância deste tópico para a área da propagação de fenda por fadiga justifica largamente este estudo. Mais especificamente, pretendem-se identificar os parâmetros de extremidade de fenda que controlam  $da/dN$ ; verificar a validade da mecânica da fractura linear elástica (isto é, verificar se o factor de intensidade de tensão controla os parâmetros de extremidade de fenda) e identificar o parâmetro numérico de fecho mais adequado para quantificar o efeito do contacto das faces da fenda. Foram testados os modelos numéricos do provete M(T) da liga de alumínio 6016-T4 com e sem contacto das faces da fenda. De facto, os modelos numéricos são muito interessantes para estudar o efeito da eliminação do contacto, não tendo sido encontrados estudos similares na literatura. O contacto das faces da fenda tem sido eliminado experimentalmente considerando razões de tensão relativamente altas (Sunder, 1997) ou removendo material atrás da extremidade da fenda (Vor, 2013b). A determinação experimental dos parâmetros não lineares de extremidade de fenda é porém bastante difícil, o que reforça a opção pelo estudo numérico.

### 6.1 Identificação dos Parâmetros Não Lineares de Extremidade de Fenda

A Figura 6.1 mostra as quatro regiões que podem ser identificadas junto à extremidade de uma fenda (Paul, 2013). Na zona elástica (regiões I e II), que é relativamente afastada da extremidade de fenda, o material deforma-se de um modo puramente elástico. O factor de intensidade de tensão controla a magnitude dos campos de tensão e deformação na região II. A região III é conhecida como a zona plástica monótona. Ocorre deformação durante o carregamento monótono e posteriormente acontece carregamento-descarregamento elástico. Na região IV, junto da extremidade da fenda, conhecida como zona plástica cíclica, ocorrem ciclos de histerese, cuja forma depende de  $R$  e  $\Delta K$ . A hipótese de deformação em pequena escala justifica o uso de  $\Delta K$  como parâmetro motor da fenda. Porém, não fornece informação acerca dos fenómenos que acontecem durante a propagação de fenda, e em particular na zona plástica cíclica. É aceite pela comunidade científica que o avanço de fenda nos metais é

determinado pelo estado do dano e pelo comportamento de falha num volume altamente localizado imediatamente à frente da extremidade de fenda, denominado zona de processo.

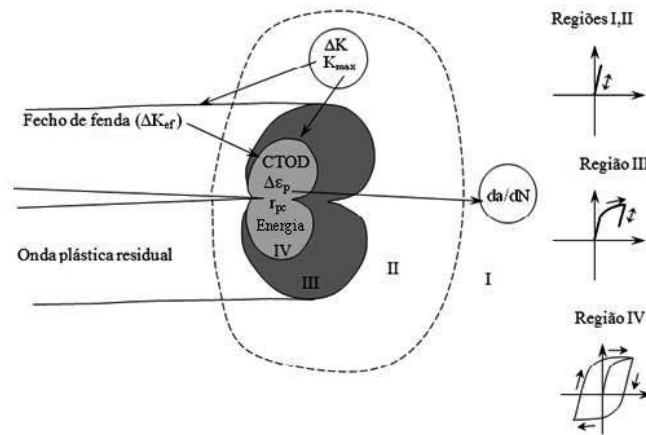


Figura 6.1 - Diagrama esquemático das zonas na extremidade de fenda, parâmetros e resposta tensão-deformação.

Na literatura têm sido considerados diferentes parâmetros de extremidade de fenda para quantificar os fenómenos não lineares que ocorrem na região IV da Figura 6.1. Pokluda (2013) afirmou que a força motora para a propagação de fenda de fadiga está directamente relacionada com a gama de deformação plástica cíclica. Chen *et al.* (2011) estudaram o efeito de furos circulares maquinados próximo da extremidade da fenda, tendo afirmado que a redução da gama de deformação plástica cíclica aumentará a vida à fadiga do provete. O deslocamento de abertura de fenda (CTOD ou COD) é outro parâmetro relevante. Pelloux (1970), utilizando microfractografia, mostrou que o conceito de COD permite prever o espaçamento entre estrias e assim  $da/dN$ . Nicholls (1994) assumiu uma relação polinomial entre a velocidade de propagação e o CTOD:

$$\frac{da}{dN} = b(CTOD)^{1/p} \quad (6.1)$$

onde  $b$  e  $p$  são constantes. Tvergaard (2004) e Pippin e Grosinger (2013) identificaram uma relação linear entre  $da/dN$  e CTOD para materiais muito dúcteis:

$$\frac{da}{dN} = c \times CTOD \quad (6.2)$$

sendo  $c$  uma constante. Garrett e Knott (1976) também citaram o COD como sendo um parâmetro de controlo em ensaios a amplitude de carga constante e variável. Nicholls (1994) usou a seguinte expressão:

$$COD = \frac{\lambda K^2}{E \sigma_{ys}} \quad (6.3)$$

onde  $E$  é o módulo de Young e  $\sigma_{ys}$  é a tensão de cedência. Por outro lado, Bates e Santhanam (1980) relacionaram o deslocamento de abertura de fenda com a deformação na extremidade de fenda:

$$COD = 0,103 \varepsilon_{yy}^2 \quad (6.4)$$

Em estudos numéricos o COD é usualmente definido como sendo a distância entre 2 pontos definidos pela intersecção do perfil de fenda com duas linhas definidas a  $+45^\circ$  e  $-45^\circ$  a partir da extremidade da fenda. No presente estudo essas linhas não intersectavam os perfis de fenda, uma vez que os deslocamentos de abertura de fenda eram muito pequenos. Assim, foi considerada uma abordagem alternativa.

O tamanho da zona plástica cíclica tem também sido considerado como parâmetro controlador do crescimento de fenda. Se a zona plástica é grande, dissipa-se uma grande quantidade de energia durante a propagação. Heung *et al.* (1996) ligaram o tamanho da zona plástica cíclica  $r_{pc}$ , com o crescimento de fendas por fadiga. Zhang *et al.* (2005) ligaram  $da/dN$  com a fissuração em bandas de corte na extremidade de fenda, e esta com  $r_{pc}$  gerada durante a descarga. Estes autores propuseram uma expressão para  $r_{pc}$  dependente de  $K_{max}$  e da tensão máxima compressiva na extremidade da fenda ( $\sigma_{maxcomp}$ ). Foi depois proposta uma expressão analítica para  $da/dN$  baseada em  $r_{pc}$ . Zhang *et al.* (2010) encontraram uma forte correlação entre  $da/dN$  e o tamanho da zona plástica cíclica para aliga de alumínio 2024-T351. Ould Chikh *et al.* (2008) mostraram que  $da/dN$  tem uma variação linear com o quadrado da zona plástica cíclica

$$\frac{da}{dN} = A(r_{pc})^2 \quad (6.5)$$

onde  $A$  depende da tensão de cedência. Por outro lado, Zhang *et al.* (2001b), com base em observações locais e no método dos elementos finitos, concluíram que a deformação plástica ocorre principalmente durante a fase de carregamento. Assim, eles correlacionaram  $da/dN$  como tamanho da zona plástica monótona (e não cíclica).

Outros autores sugerem que a dissipação total de energia por ciclo é a força motora para a propagação de fenda em sólidos dúcteis, e pode ser correlacionada com a velocidade de propagação (Klingbeil, 2003). Rice (1967) foi o primeiro a sugerir um valor crítico de dissipação de energia em materiais dúcteis. Desde então têm sido desenvolvidos modelos de previsão baseados na energia dissipada utilizando abordagens numéricas (Bodner, 1983; Wang, 1994; Skelton, 1998) e experimentais (Liaw, 1981; Ranganathan, 1987). A abordagem actual considera a energia plástica total dissipada por ciclo de carga na zona plástica cíclica. Estudos numéricos revelaram que essa energia aumenta com o encruamento do material (Daily, 2004). Bodner *et al.* (1983) propuseram que  $da/dN$  é proporcional à energia plástica total dissipada por ciclo, o que leva a uma dependência relativamente a  $\Delta K^4$ .

Deve salientar-se que os parâmetros não lineares de extremidade de fenda ( $\Delta CTOD$ ,  $r_{pc}$ ), e ainda  $\Delta J$ , normalmente substituem  $K$  em situações em que a mecânica da fractura linear elástica falha (Cadario, 2007). É ainda interessante que as tensões residuais à frente da extremidade da fenda são bastante mencionadas na literatura, porém, excepto na energia dissipada, não são directamente ligadas à propagação de fendas por fadiga.

## 6.2 Aplicação do Modelo Numérico

A análise do efeito do contacto das faces da fenda foi desenvolvida comparando os parâmetros não lineares de extremidade de fenda obtidos com e sem contacto. A fenda foi submetida a 159 incrementos de fenda e a 320 ciclos de carga (pois a propagação faz-se após cada dois ciclos de carga). Isso corresponde a uma propagação global  $\Delta a = 159 \times 8 \mu\text{m} = 1,272$  mm, uma vez que se utilizou uma malha de elementos finitos com elementos de  $8 \mu\text{m}$  na zona

de extremidade de fenda. Esta propagação é suficiente para estabilizar os valores de fecho. Seguidamente foram aplicados 30 ciclos de carga sem propagação, mais uma vez para estabilizar o comportamento do material. Este procedimento (320+30 ciclos de carga) foi seguido em modelos com e sem contacto. No fim deste procedimento foram medidos quatro parâmetros não lineares de extremidade da fenda: a dimensão da zona plástica cíclica  $r_{pc}$ ; o deslocamento de abertura de fenda CTOD; a gama de deformação plástica  $\Delta\varepsilon_{p,yy}$ ; e a energia dissipada por ciclo. Estas duas últimas quantidades foram medidas no Ponto de Gauss imediatamente à frente da última posição da extremidade de fenda, e no último ciclo de carga aplicado. A energia dissipada é a área desse último ciclo tensão-deformação. Esta é uma energia específica, definida por unidade de volume. Deve notar-se que  $da/dN$  é usualmente correlacionado com a energia total dissipada na zona cíclica. Porém, espera-se que a densidade máxima de energia, dissipada imediatamente à frente de fenda, esteja relacionada com a energia total. O tamanho da zona plástica cíclica foi determinado com base na análise da deformação plástica equivalente à frente da extremidade da fenda. O aumento de deformação plástica com o decréscimo de carga até o valor mínimo indica a ocorrência de deformação plástica inversa. O CTOD foi assumido ser o deslocamento vertical do primeiro nó atrás da extremidade da fenda a carga máxima. A mesma definição foi proposta por Ellyin e Wu (1999).

## 6.3 Resultados Numéricos

### 6.3.1 Validade da Mecânica da Fractura Linear Elástica (MFLE)

O conceito de fecho de fenda e o conceito alternativo proposto por Kujawski (2001b, 2001c) assumem que o dano na zona de processo é controlado pela zona elástica circundante, isto é, assume-se que o conceito de  $K$  é válido. A hipótese de deformação em pequena escala, e então da MFLE, é interessante uma vez que permite reduzir o número de parâmetros de controlo da propagação de fenda. A validade da MFLE foi aqui testada, verificando a relação entre  $\Delta K$  e os parâmetros não lineares de extremidade de fenda. A Figura 6.2a representa a gama de deformação plástica perpendicular ao flanco da fenda  $\Delta\varepsilon_{p,yy}$ , e a deformação total (elástica e plástica)  $\Delta\varepsilon_{tot,yy}$ , versus  $\Delta K$ . A gama de deformação elástica, também representada, foi obtida a partir de  $\Delta\varepsilon_{elas} = \Delta\varepsilon_{tot} - \Delta\varepsilon_{pl}$ . Estas previsões foram obtidas sem contacto das faces da fenda. Os resultados para os diferentes casos de carga geram curvas bem definidas, o que

aponta claramente para a validade da MFLE.  $\Delta\varepsilon_{pl}$  e  $\Delta\varepsilon_{tot}$  aumentam grandemente com  $\Delta K$ , enquanto  $\Delta\varepsilon_{elas}$  tem um aumento mais moderado. A gama de deformação plástica aumenta linearmente com o quadrado de  $\Delta K$ , isto é,  $\Delta\varepsilon_{pl} \propto \Delta K^2$ . Para valores relativamente baixos de  $\Delta K$ , a deformação total é praticamente elástica. A Figura 6.2b apresenta resultados semelhantes para o deslocamento de abertura de fenda. Mais uma vez obtém-se uma relação bem definida. Este parâmetro aumenta significativamente com  $\Delta K$ , apresentando uma variação quadrática.

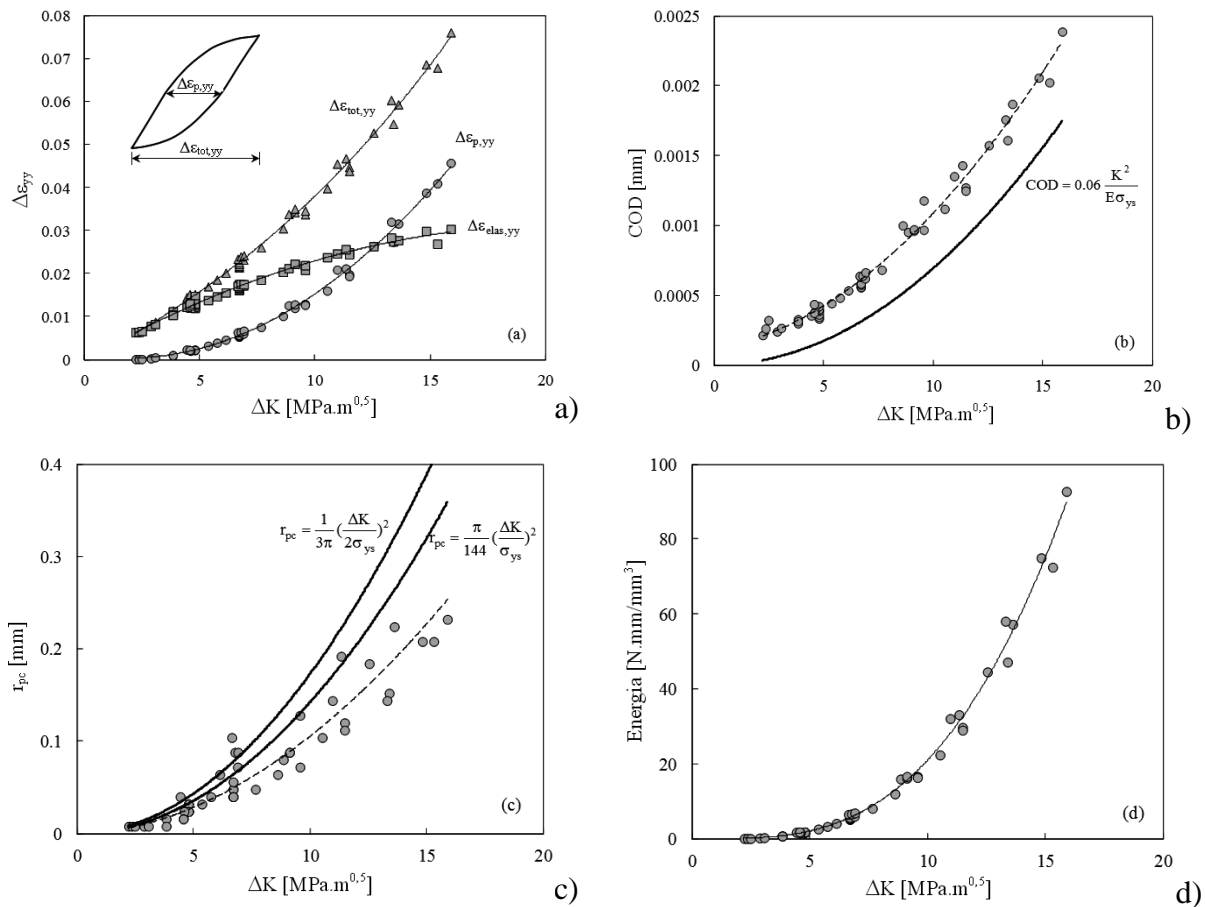


Figura 6.2 - Efeito de  $\Delta K$  nas: a) Gamas de deformação total, plástica e elástica; b) Deslocamento de abertura de fenda; c) Dimensão da zona plástica cíclica; d) Energia específica. (Sem contacto)

Foi feita uma comparação com a equação 6.3, assumindo empiricamente que  $\lambda=0,06$ . Há alguma diferença entre as previsões numéricas e a expressão analítica. Notar porém, que o COD numérico foi obtido a carga máxima, tendo por isso as componentes elástica e plástica. A subtração da componente elástica iria possivelmente permitir uma sobreposição das curvas.

A magnitude dos valores obtidos está de acordo com Pippin (2013), que afirmou que nas zonas média e superior da lei de Paris os deslocamentos de abertura de fenda são da ordem do micrómetro. No limiar de propagação e na zona inferior da lei de Paris, podem esperar-se valores de CTOD da ordem do nanómetro. A Figura 6.2c apresenta resultados para o tamanho da zona plástica cíclica. Pode observar-se alguma dispersão, ainda assim há uma tendência bem definida. É feita uma comparação com as expressões propostas por Chapetti *et al.* (2005) e Heung-Bae *et al.* (1996), respectivamente;

$$r_{pc} = \frac{1}{3\pi} \left( \frac{\Delta K}{2\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (6.6)$$

$$r_{pc} = \frac{\pi}{144} \left( \frac{\Delta K}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (6.7)$$

As previsões aqui obtidas:

$$r_{pc} = 0,0124 \left( \frac{\Delta K}{\sigma_{ys}} \right)^{1,894} \quad (6.8)$$

são ligeiramente inferiores às dadas pelos modelos anteriores. Finalmente, a Figura 6.2d apresenta resultados para a energia específica dissipada imediatamente à frente da extremidade de fenda. O conceito de  $K$  é validado mais uma vez, visto que se obtêm tendências bem definidas. A variação é cúbica neste caso, contrariamente aos outros parâmetros que apresentam variações quadráticas.

### 6.3.2 Efeito do Contacto nos Parâmetros de Extremidade de Fenda

Como já foi mencionado, há uma concordância na comunidade científica sobre a existência de contacto das faces da fenda, porém há um grande desacordo quanto ao efeito deste contacto

na velocidade de propagação de fenda por fadiga. Foi aqui desenvolvido um estudo numérico para comparar situações semelhantes, com e sem contacto.

A Figura 6.3a e a Figura 6.3b apresentam curvas tensão-deformação obtidas sem e com contacto, respectivamente, no Ponto de Gauss imediatamente à frente da extremidade da fenda. A fenda foi propagada 160 incrementos, cada um com  $8\mu\text{m}$ , de modo a obter valores estabilizados. Em ambos os casos, sem e com contacto, há um aumento progressivo de tensão e deformação com a aproximação da extremidade da fenda ao Ponto de Gauss. Os valores máximos são obtidos na posição final da fenda, quando o ponto de Gauss está imediatamente à frente. Pode observar-se que há uma diferença enorme entre as curvas obtidas sem e com contacto. Com contacto há um aumento progressivo de deformação até à posição final da fenda, principalmente porque a deformação monótona é maior do que a deformação inversa. Sem contacto, a deformação inversa é semelhante à deformação monótona, pelo que os ciclos são mais centrados no ponto de zero tensão e zero deformação.

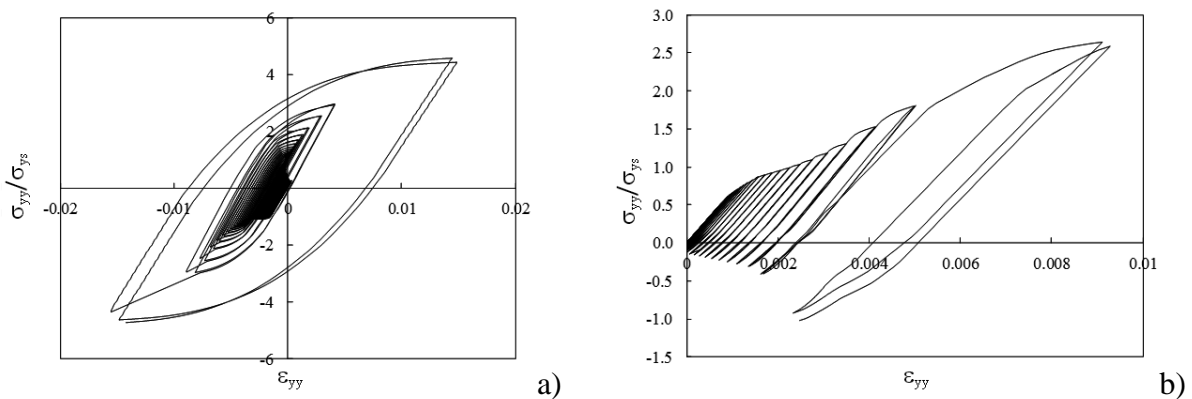


Figura 6.3 - Curvas tensão-deformação. a) Sem contacto dos flancos da fenda. b) Com contacto dos flancos da fenda.

A Figura 6.4 compara os ciclos tensão-deformação finais para  $K_{\min}=0$  e  $K_{\max}=11,5 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0,5}$ , com e sem contacto dos flancos da fenda. Estes ciclos foram obtidos após 160 propagações de fenda, seguidas de 30 ciclos sem propagação. A forma dos ciclos e a inclinação das zonas elásticas são semelhantes. Porém, o tamanho dos ciclos é bastante diferente, sendo bastante maior sem contacto. Assim, a energia dissipada, a gama de deformação plástica e a gama de deformação total são significativamente maiores sem contacto das faces da fenda, o que indica que o contacto tem um efeito significativo na velocidade de propagação de fenda.



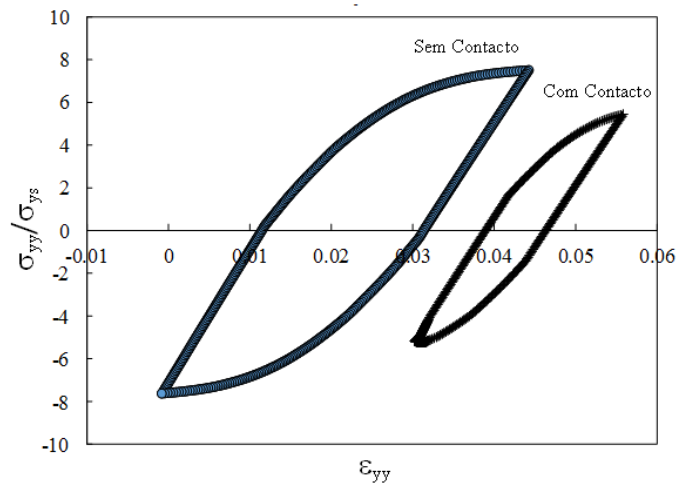


Figura 6.4 - Efeito do contacto nos ciclos tensão-deformação finais ( $K_{\min}=0$ ;  $K_{\max}=11,5\text{MPa}\cdot\text{m}^{0,5}$ ).

A Figura 6.5 compara os parâmetros de extremidade de fenda obtidos com e sem contacto. Os valores dos diferentes parâmetros foram divididos pelos seus valores máximos, de modo a ter variações entre 0 e 1 e assim facilitar a comparação. Cada ponto representado foi obtido exactamente nas mesmas condições, sendo a única diferença a condição de contacto. Há um desvio geral da linha a 45°, o que uma vez mais indica que o contacto afecta os parâmetros não lineares de extremidade de fenda. Em geral, o contacto reduz o valor dos parâmetros, sendo a densidade máxima de energia particularmente afectada. Isso indica que o contacto tem um efeito protector relativamente à extremidade da fenda, como sugerido pelo conceito de  $\Delta K_{ef}$ . A controvérsia acerca do efeito do contacto tem agora uma resposta clara: o contacto tem um efeito significativo nos parâmetros não lineares de extremidade de fenda e por isso na velocidade de propagação de fenda.

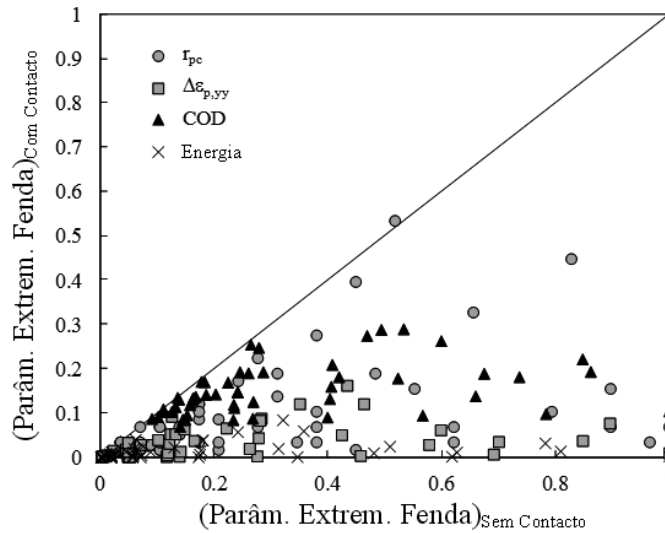


Figura 6.5 - Comparação dos parâmetros de extremidade de fenda normalizados com e sem contacto.

### 6.3.3 Validade do Conceito de Fecho de Fenda

A Figura 6.6a representa a energia dissipada à frente da fenda versus  $\Delta K$ . Sem contacto há uma tendência bem definida, porém com contacto há uma grande dispersão. Quando a energia dissipada com contacto é representada em função do valor efectivo de  $\Delta K$  ( $\Delta K_{ef}$ ), obtém-se novamente uma tendência bem definida. Além disso, a curva obtida com contacto versus  $\Delta K_{ef}$ , coincide com a curva obtida sem contacto versus  $\Delta K$ . A Figura 6.6b representa resultados semelhantes para o CTOD podendo observar-se as mesmas tendências. Os outros dois parâmetros não lineares apresentaram resultados similares. Esta coincidência de resultados mostra claramente que o conceito de  $\Delta K_{ef}$  é capaz de explicar as variações dos parâmetros não lineares produzidas pelo contacto das faces da fenda. Os resultados dos parâmetros não lineares versus  $\Delta K$  (sem contacto) podem ser vistos como curvas mestras, livres da influência do fecho de fenda. Além disso, os resultados obtidos sem contacto mostram que não há efeito da razão de tensões. Klingbeil (2003) também observou que sem contacto a razão de tensões tem um efeito desprezável na energia total dissipada por ciclo. Sunder *et al.* (1997) não observaram qualquer efeito de  $R$  na velocidade de propagação de fendas longas na liga de alumínio 2014-T6511. As razões de tensão estudadas foram  $R=0,64$ ;  $0,69$  e  $0,73$ . Usualmente as curvas  $da/dN-\Delta K$  obtidas a razões de tensão relativamente altas,

supõem-se livres de fecho, sendo utilizadas como referência. A razões de tensão mais baixas espera-se que o uso do conceito de  $\Delta K_{ef}$  promova a sobreposição das curvas sobre as curvas de referência.

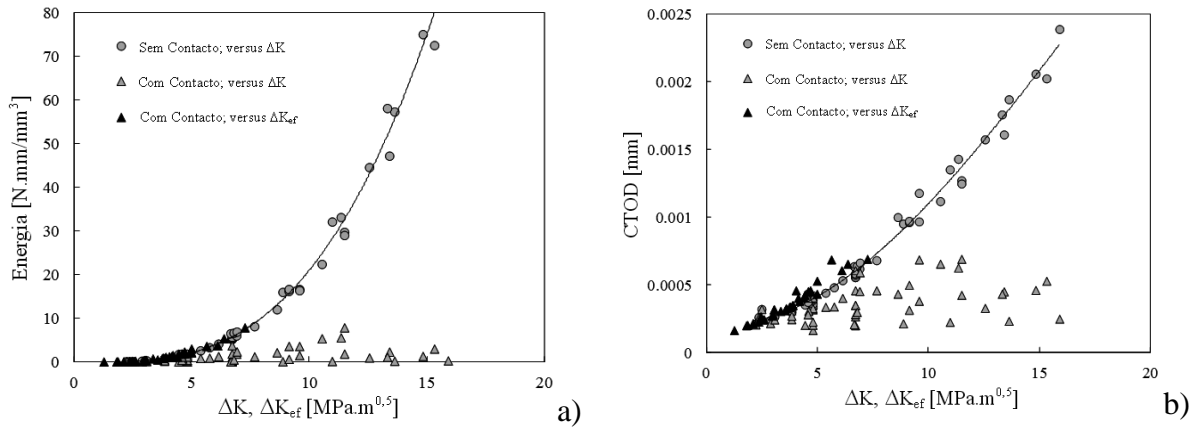


Figura 6.6 - Efeito da gama do factor de intensidade de tensão efectivo  $\Delta K_{ef}$  em: a) Energia- $\Delta K$ ; b) CTOD versus  $\Delta K$ .

### 6.3.4 Parâmetro Numérico de Fecho Mais Efectivo

Neste estudo é proposta uma solução interessante para a identificação do melhor parâmetro numérico de fecho. Assim, os parâmetros não lineares obtidos com contacto são representados em função de  $\Delta K_{ef}$  e são comparados com as curvas mestras obtidas sem contacto. As Figura 6.7a e b apresentam os resultados obtidos para a densidade máxima de energia dissipada à frente da fenda e para a gama de deformação plástica, respectivamente. Todos os parâmetros de fecho dão curvas bem definidas, com pequena dispersão, e todas seguem a mesma tendência (aumento cúbico da energia com  $\Delta K_{ef}$ ). Porém, o parâmetro que permite um melhor ajustamento é a compliance remota. A técnica utilizada para identificar o ponto de inflexão da curva carga-deslocamento foi a maximização do coeficiente de correlação (Allison, 1988b). O contacto do nó 1 e as forças de contacto fornecem previsões acima da curva mestra. Foram obtidas tendências semelhantes para o COD e para a dimensão da zona plástica cíclica. Borrego *et al.* (2001) estudaram o efeito da razão de tensões, de sobrecargas e blocos de carga e foi capaz de explicar as tendências observadas utilizando o conceito de fecho de fenda. Nestes estudos o nível de fecho de fenda foi quantificado utilizando também a compliance remota e a maximização do coeficiente de correlação, o que corrobora os resultados aqui

apresentados. Vasco-Olmo *et al.* (2013) determinaram valores efectivos de  $\Delta K$  em provetes CT da liga de alumínio 2024-T3, utilizando a correlação digital de imagem e o modelo CJP (James, 2003). Foi observada uma boa concordância destes valores de  $\Delta K_{ef}$  com valores obtidos com a técnica de compliance remota. Deve salientar-se que uma boa parte dos resultados experimentais são obtidos utilizando a variação de compliance remota.

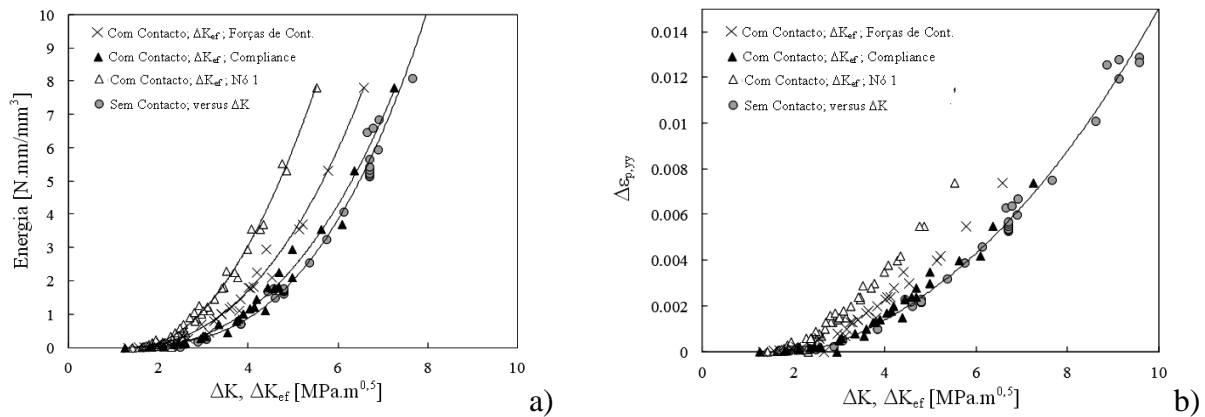


Figura 6.7 - Gama do factor de intensidade de tensão efectivo de diferentes parâmetros numéricos usados para quantificar o nível de abertura e fenda.

### 6.3.5 Efeito da Malha e do Contacto Entre Faces

A malha de elementos finitos é um dos parâmetros fundamentais dos modelos numéricos que estudam o fenómeno de fecho de fenda. Assim, fez-se um estudo do efeito do refinamento da malha nos parâmetros não lineares de extremidade de fenda. A Figura 6.8a mostra o efeito de utilizar elementos com  $16\mu\text{m}^2$  na extremidade da fenda (malha M16), em vez de elementos com  $8\mu\text{m}^2$  (malha M8). Há um decréscimo significativo da energia dissipada, o que é explicado pela posição do Ponto de Gauss relativamente à extremidade de fenda. De facto, o decréscimo da dimensão dos elementos aproxima o Ponto de Gauss da extremidade, conforme se ilustra na Figura 6.8a. De qualquer modo, continua a ser observada uma tendência bem definida para a malha M16, que uma vez mais confirma a validade da MFLE. A Figura 6.8b mostra o efeito da malha no CTOD. Há um aumento deste parâmetro com o aumento da dimensão dos elementos, o que é explicado pela posição do primeiro nó atrás da extremidade da fenda, onde se mede o CTOD. O alargamento da malha afasta esse nó da extremidade da fenda, o que aumenta o CTOD. Os outros parâmetros não lineares estudados (a gama de

deformação plástica e a dimensão da zona plástica cíclica) apresentaram um decréscimo significativo com o aumento do tamanho da malha.

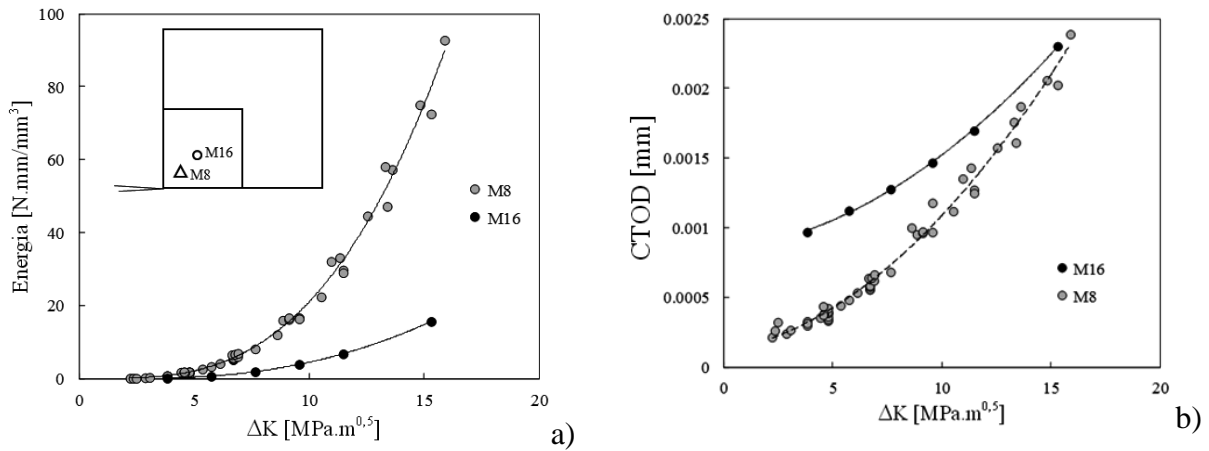


Figura 6.8 - Efeito da malha na: a) Energia específica; b) CTOD (modelos sem contacto).

Por outro lado, obtiveram-se relações robustas entre os diferentes parâmetros não lineares, com pouca influência da malha de elementos finitos. A Figura 6.9a mostra a relação entre a energia específica máxima e a gama de deformação plástica. Como se pode ver, nem o contacto das faces da fenda nem a malha afectam a relação entre os dois parâmetros. A energia e  $\Delta\varepsilon_p$  têm variações cúbica e quadráticas com  $\Delta K$ , respectivamente, pelo que se pode esperar uma relação:  $Energia \propto \Delta\varepsilon_p^{1.5}$ . A linha a cheio na Figura 6.9a corresponde à relação:

$$Energia = 9836,42 \Delta\varepsilon_{p,yy}^{1.5} \quad (6.9)$$

em que as unidades de energia são N.mm/mm<sup>3</sup>. A Figura 6.9b mostra a relação do ângulo de abertura de fenda (CODA) com a gama de deformação plástica. Este ângulo é o arco-tangente, do CTOD dividido pelo tamanho dos elementos finitos. Observa-se uma variação linear, o que era esperado pois o CTOD e  $\Delta\varepsilon_{p,yy}$  têm ambos variações quadráticas com  $\Delta K$ . Para uma deformação plástica nula há um valor positivo de CTOD, o que é explicado pela deformação elástica. Pippan *et al.* (2010) também propuseram uma relação linear entre CTOD e  $\Delta\varepsilon_p$  ( $CTOD \approx 4\Delta\varepsilon_{pl} \times a$ , sendo  $a$  o comprimento de fenda). Porém, esta expressão dá valores significativamente mais elevados do que os obtidos aqui.

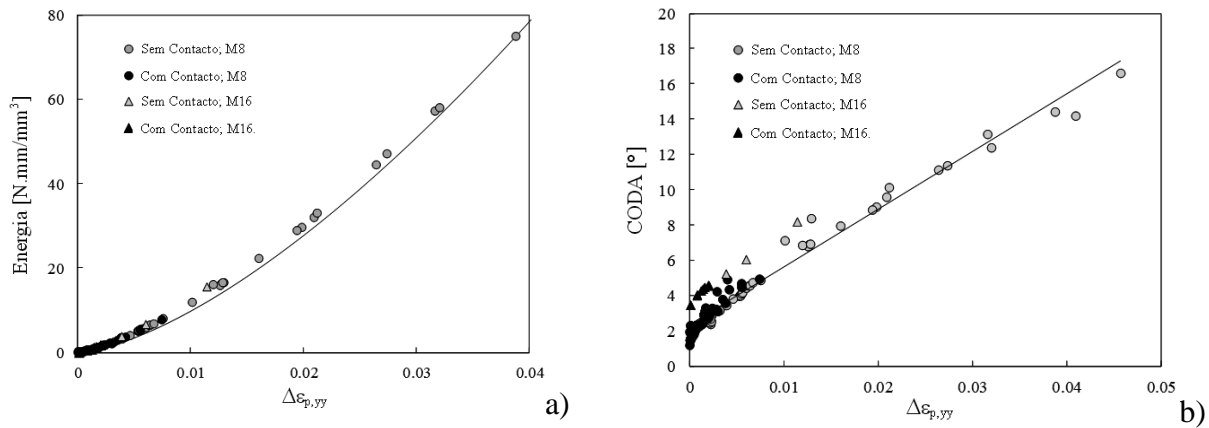


Figura 6.9 - a) Energia *versus* Gama de deformação plástica,  $\Delta\epsilon_{p,yy}$ . b) Ângulo de abertura de fenda CODA *versus* Gama de deformação plástica  $\Delta\epsilon_{p,yy}$ .

## 6.4 Sinopse

Foi desenvolvido um estudo numérico para compreender o efeito do contacto dos flancos da fenda nos parâmetros de extremidade de fenda e assim em  $da/dN$ . Uma das conclusões mais relevantes é que o conceito de fecho de fenda é válido, pelo menos em condições de tensão plana. Outras conclusões que resultam deste estudo foram:

O fator de intensidade de tensões controla os parâmetros não lineares de extremidade da fenda (CTOD,  $\Delta\epsilon_p$ ,  $r_{pc}$ , energia). Assim, a MFLE é válida para o problema em estudo.

O contacto dos flancos da fenda, isto é, o fecho de fenda, tem uma grande influência nos parâmetros de extremidade de fenda que é suposto controlarem a velocidade de propagação de fenda. O contacto decresce os valores dos diferentes parâmetros não lineares.

O conceito de  $\Delta K_{ef}$  é capaz de explicar as variações dos parâmetros produzidas pelo contacto das faces da fenda. As curvas dos parâmetros em função de  $\Delta K$  obtidas sem contacto podem ser vistas como curvas mestras. Adicionalmente, sem contacto das faces da fenda não há efeito da razão de tensões, sendo  $\Delta K$  o parâmetro controlador.

A presente análise permitiu uma solução interessante para a identificação do melhor parâmetro numérico para quantificação do nível de fecho. Os parâmetros não lineares obtidos com contacto foram representados em função de  $\Delta K_{ef}$  e comparados com as curvas mestras obtidas sem contacto. Verificou-se que o melhor parâmetro era o obtido com a análise da compliance remota.

A alteração da dimensão da malha modifica as relações entre os parâmetros não lineares e  $\Delta K$ , porém a validade da MFLE e do conceito de  $\Delta K_{ef}$  não sofre alteração. As relações entre os diferentes parâmetros não lineares são independentes da malha.

Os parâmetros não lineares de extremidade de fenda provaram ser uma ferramenta fundamental para compreender o fenómeno de fecho. De facto, eles permitem uma ligação entre o fecho de fenda e a velocidade de propagação de fendas por fadiga.





## **7 CONCLUSÕES E TRABALHO FUTURO**

### **7.1 Sinopse**

De acordo com os objectivos inicialmente estabelecidos, este trabalho conduziu a várias conclusões:

1- A boa correlação entre o alongamento vertical das cunhas plásticas  $\Delta y_p$ , obtidas numericamente pela integração da deformação plástica na direcção perpendicular ao flanco da fenda, e o nível de fecho de fenda, indicou que este parâmetro pode ser utilizado para compreender e quantificar, o efeito dos parâmetros físicos no fenómeno de fecho de fenda induzido por deformação plástica (PICC).

2- O modelo empírico proposto (que relaciona o nível de fecho de fenda das cunhas individuais, com a distância à extremidade da fenda e com o nível de deformação plástica  $\Delta y_p$ ), mostrou ter uma boa concordância com as previsões numéricas, comprovando que o alongamento plástico vertical é, de facto, um parâmetro chave do fenómeno de fecho de fenda.

3- O fecho de fenda ocorre predominantemente numa pequena região atrás da extremidade da fenda. Mais de 50% do fecho é devido à onda plástica até uma distância de 0,1 mm. Assim, as técnicas experimentais utilizadas para a observação directa do contacto devem olhar para a região imediatamente atrás da extremidade da fenda.

4- A primeira camada horizontal de elementos, junto do flanco da fenda, tem um efeito significativo no nível global de fecho (até cerca de 50%), diminuindo no entanto com a carga máxima.

5- A onda plástica residual pode ser vista como um conjunto de cunhas plásticas verticais. O princípio da sobreposição linear, aplica-se ao efeito destas cunhas individuais no nível de fecho de fenda, pois o material deformado tem um comportamento elástico atrás da extremidade da fenda.

6- O efeito das cunhas plásticas individuais, no nível de fecho, decresce exponencialmente com a distância à extremidade da fenda  $d$ , dissipando-se para distâncias superiores a 1mm.

7- As previsões numéricas de fecho de fenda apresentam um comportamento transiente no início da propagação de fenda. Em ensaios de amplitude constante, em tensão plana, a carga de abertura de fenda normalmente aumenta progressivamente com a propagação de fenda, até se atingir um valor estável. Por outro lado, em estado plano de deformação, pode ocorrer um pico de fecho que atrasa significativamente a estabilização. Esse pico está ligado à deformação plástica relativamente grande observada no primeiro ciclo de carga, o que está relacionado com mecanismos de encruamento.

8- Na análise desenvolvida, para quantificar e compreender, a propagação de fenda necessária para obter valores estáveis de fecho, foram identificadas duas forças motoras da estabilização, que são: a formação da onda plástica residual; e a estabilização da deformação plástica. A formação do campo residual é fundamental para ter fecho, porém a estabilização de fecho, parece estar relacionada com a estabilização de deformação plástica.

9- O aumento progressivo da carga máxima no início do estudo numérico, pode ser considerado para eliminar o pico de fecho, e reduzir significativamente o comportamento transiente, em deformação plana e modelos 3D.

10- Em estado plano de tensão, o uso de modelos de extrapolação reduz significativamente a propagação necessária para obter valores estáveis, e assim o tempo de computação. Uma equação do tipo Voce, usualmente utilizada na modelação do encruamento plástico, apresentou excelentes resultados.

11- O fenómeno de fecho de fenda induzido por deformação plástica, está intimamente ligado com a deformação monótona (promovida por  $K_{max}$ ), e a deformação inversa (promovida por  $\Delta K$ ), que acontecem na extremidade da fenda durante o carregamento e descarregamento, respectivamente. A modelização correta dessa deformação depende grandemente da malha de elementos finitos.

12- Foi obtido um tamanho máximo de 1,3 mm para a zona plástica monótona, que pode ser considerado um limite superior para a dimensão da zona mais refinada junto ao flanco da fenda. A extensão da zona plástica para além da zona mais refinada da malha, tem um efeito muito limitado nos valores de fecho, uma vez que a deformação plástica decresce substancialmente com a distância ao flanco da fenda.

13- Foi proposta uma expressão analítica para  $x_r$ , (tamanho da zona refinada na direcção da propagação de fenda) dependente de  $\Delta K$  e  $K_{max}$ . Para os casos de carga estudados, o valor máximo obtido para  $x_r$  foi de 1,8 mm, o que pode ser considerado um limite superior para este parâmetro.

14- Parece existir um valor óptimo para a dimensão dos elementos finitos na extremidade da fenda  $L_I$ . Elementos demasiado largos não simulam adequadamente os campos singulares, devendo por isso ser evitados. Por outro lado, a redução sistemática de  $L_I$ , procurando a estabilização, não é uma solução devido à singularidade observada para as deformações plásticas na extremidade da fenda. Além disso, a redução dos elementos abaixo do tamanho de grão não é fisicamente realista. Propõe-se que o modelo numérico seja calibrado, em termos de tamanho dos elementos e número de ciclos entre propagações, utilizando resultados experimentais da deformação plástica máxima no flanco da fenda.

15- Finalmente, é proposta uma nova topologia de malha na direcção perpendicular ao flanco. Assim, em posições remotas relativamente ao flanco da fenda podem utilizar-se elementos quadrados com  $32 \times 32 \mu\text{m}^2$ . A malha é depois refinada sucessivamente a meia altura, conforme é ilustrado na Figura 4.21b, com um número de refinamentos que depende do tamanho considerado para os elementos de extremidade de fenda.

16- A análise das forças de contacto é uma excelente ferramenta para compreender e quantificar a distribuição do fecho nos flancos da fenda. As contribuições para o factor de intensidade de tensão de abertura de fenda, dos diferentes pontos ao longo do flanco da fenda diminui fortemente com a distância à extremidade da fenda  $d$ . Dois factores cumulativos explicam essa variação: a redução de forças de contacto e a diminuição da contribuição de uma força de contacto com a distância  $d$ .

17- O parâmetro PICC com base nas forças de contacto, emerge aqui como uma alternativa eficaz aos parâmetros clássicos, como o estado do contacto do nó 1 atrás da extremidade da fenda, a análise da compliance ou a inversão da tensão na extremidade da fenda.

18- A transição abrupta do estado plano de tensão para o estado plano de deformação reduz significativamente o nível do PICC.

19- A influência dos parâmetros do material é bastante variável no nível do PICC. A tensão de cedência é o parâmetro mais influente.

20- O expoente de encruamento e os parâmetros cinemáticos, mostraram ter uma influência limitada no nível do PICC, devido ao nível relativamente baixo de deformação plástica.

21- O modelo de encruamento mostrou ter uma influência significativa no nível do PICC.

22- Há uma grande sensibilidade relativamente aos parâmetros numéricos, nomeadamente o tamanho dos elementos finitos próximos da extremidade da fenda, e o parâmetro utilizado para quantificar o PICC.

23- O modelo empírico proposto para quantificar o efeito dos parâmetros de carga no fecho de fenda induzido por deformação plástica, foi definido em função de  $K_{max}$  e  $\Delta K$ , com quatro constantes empíricas, e a tensão de cedência para incluir o efeito do material. Para razões de tensão negativas, este modelo não produz variações bruscas do nível de fecho de fenda. Ele é muito interessante para estudos paramétricos dentro da sua gama de validade ( $0 < K_{max}/\sigma_{ys} < 0,08$ ;  $0 < \Delta K/\sigma_{ys} < 0,1$ ).

24- A comparação, entre o modelo empírico, com os parâmetros Kujawski ( $K_K$  e  $K_{K\gamma}$ ) e com o parâmetro elasto-plástico de Glinka ( $K_{Gep}$ ), mostra que o aumento de  $\Delta K_{ef}$  é acompanhado pelo aumento de  $K_K$  e  $K_{K\alpha}$ , porém estes apresentam valores mais altos, e  $K_{Gep}$  é menor que  $\Delta K_{ef}$ , pelo que o conceito de fecho de fenda cai entre os parâmetros de Glinka e Kujawski.

25- O modelo proposto foi aplicado a curvas da/dN- $\Delta K$  da literatura, tendo sido capaz de colapsar as curvas apresentadas obtidas para diferentes valores de R. Porém, o parâmetro de

Kujawski,  $K_W=(\Delta K+K_{\max})^{0.5}$ , também colapsou as curvas. Assim, a capacidade de colapsar as curvas experimentais obtidas a diferentes R numa banda estreita não prova necessariamente que o conceito é efectivo.

26- Foram identificados os dois principais mecanismos que explicam a variação do fecho de fenda após uma sobrecarga, o arredondamento da extremidade da fenda, que elimina total ou parcialmente o efeito da cunha plástica residual anterior, e a variação da deformação plástica à frente da extremidade da fenda, onde a sobrecarga foi aplicada.

27- Verificou-se um aumento linear do pico de fecho de fenda com  $\Delta K_{OL2}=K_{OL}-K_{\max BL}$ . Para valores relativamente elevados de  $\Delta K_{OL2}=K_{OL}-K_{\max BL}$  os valores de abertura de fenda atingem um valor igual a 1, o que significa que a fenda pára.

28- O aumento do nível de abertura de fenda associada com a sobrecarga é mais pronunciado para o estado plano de deformação do que para o estado plano de tensão. Por outro lado, a propagação requerida para a estabilização parece ser semelhante.

29- As sobrecargas podem ser utilizadas para prolongar a vida de fadiga. Para maximizar a vida é importante aumentar:  $R_{ef,min}$ ;  $R_{ef,max}$ ;  $\Delta a_{pico}$  e  $\Delta a_{stb}$ . O pico de abertura de fenda aumenta com  $\Delta K_{OL2}=K_{OL}-K_{\max BL}$ , enquanto que  $\Delta a_{pico}$  e  $\Delta a_{stb}$  aumentam com  $\Delta K_{OL}=K_{OL}-K_{\min}$ .

30- O factor de intensidade de tensões controla os parâmetros não lineares de extremidade da fenda ( $CTOD$ ,  $\Delta \epsilon_p$ ,  $r_{pc}$ , *energia*). Assim, a MFLE é válida para o problema em estudo.

31- O contacto dos flancos da fenda, isto é, o fecho de fenda, tem uma grande influência nos parâmetros não lineares, de extremidade de fenda que é suposto controlarem a velocidade de propagação de fenda. O contacto decresce os valores dos diferentes parâmetros não lineares.

32- O conceito de  $\Delta K_{ef}$  é capaz de explicar as variações dos parâmetros produzidos pelo contacto das faces da fenda. As curvas dos parâmetros em função de  $\Delta K$  obtidas sem contacto podem ser vistas como curvas mestras. Adicionalmente, sem contacto das faces da fenda não há efeito da razão de tensões, sendo  $\Delta K$  o parâmetro controlador.

33- Os parâmetros não lineares obtidos com contacto foram representados em função de  $\Delta K_{ef}$  e comparados com as curvas mestras obtidas sem contacto. Verificou-se que o melhor parâmetro numérico para quantificação do nível de fecho, foi o obtido com a análise da compliance remota.

34- A alteração da dimensão da malha modifica as relações entre os parâmetros não lineares e  $\Delta K$ , porém a validade da MFLE e do conceito de  $\Delta K_{ef}$  não sofre alteração. As relações entre os diferentes parâmetros não lineares são independentes da malha.

35- Os parâmetros não lineares de extremidade de fenda provaram ser uma ferramenta fundamental para compreender o fenómeno de fecho. De facto, eles permitem uma ligação entre o fecho de fenda e a velocidade de propagação de fendas por fadiga.

36- De acordo com o conceito de fecho de fenda, a lei de Paris deve ser modificada, substituindo a gama do factor de intensidade de tensão  $\Delta K$ , pelo seu valor efectivo  $\Delta K_{ef}$ .

37- A análise dos parâmetros não lineares permitiu confirmar que o Fecho de fenda aumenta a vida de propagação à Fadiga.

## **7.2 Sugestões para Trabalhos Futuros**

Tendo em conta os excelentes resultados obtidos para os parâmetros não lineares de extremidade de fenda, propõe-se uma nova abordagem para estudo da propagação de fendas por fadiga. O parâmetro não linear mais interessante é talvez o *CTOD*, por ser um parâmetro clássico da mecânica da fractura, por ter um sentido físico imediato e por poder ser medido experimentalmente. É importante isolar a componente plástica de *CTOD*, removendo-lhe a componente elástica. Assim, propõe-se substituir a curva  $da/dN-\Delta K$  por uma curva  $da/dN-\Delta CTOD_p$ . Esta abordagem baseia-se em duas hipóteses: (1) que a propagação de fendas por fadiga é provocada por deformação plástica na extremidade da fenda; (2) que o *CTOD* plástico permite quantificar o nível dessa deformação. A Figura 7.1 ilustra a estratégia proposta para obter as curvas  $da/dN-\Delta CTOD_p$ . A velocidade de propagação é obtida

experimentalmente utilizando provetes normalizados (CT ou M(T)). A seguir desenvolve-se um estudo numérico que replica a análise experimental, e que permite obter o  $CTOD$  plástico. O modelo numérico deve ser o mais realista possível, em termos de geometria do provete e fenda, carregamento e comportamento do material. A correta modelação do encruamento do material é fundamental para a qualidade das previsões numéricas. O comportamento do material é obtido experimentalmente em ensaios com provetes lisos, ensaiados com carregamentos cíclicos de amplitude de deformação constante. Devem ser aplicados vários ciclos e convém que a amplitude de deformação seja relativamente alta, porque é isso que se espera na extremidade da fenda. Os ciclos tensão-deformação são utilizados para ajustar os modelos de encruamento cinemático e isotrópico. É feita uma minimização da diferença entre os modelos analíticos e os resultados experimentais, de modo a ajustar as constantes dos modelos de encruamento. É suposto as curvas  $da/dN-\Delta CTOD_p$  serem uma lei de comportamento do material, podendo assim ser utilizadas para prever  $da/dN$  para outros carregamentos ou geometrias.

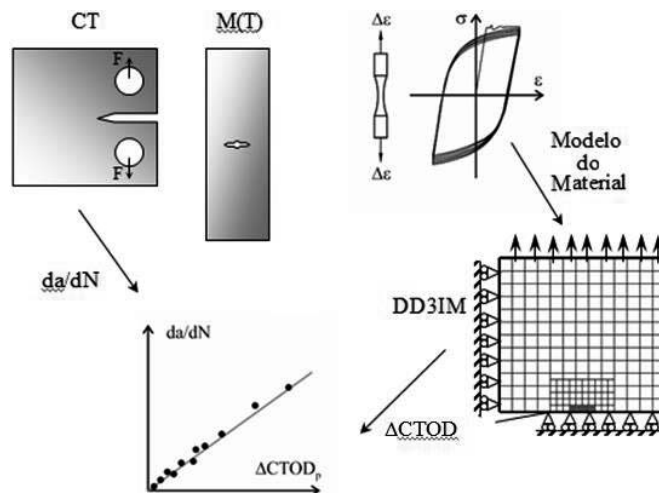


Figura 7.1 - Procedimento para determinar as curvas  $da/dN-\Delta CTOD_p$ .





## BIBLIOGRAFIA

Alizadeh H., Hills D.A., Matos P.F.P., Nowell D., Pavier M.J., Paynter R.J., Smith D.J., Simandjuntak S. “A comparison of two and three-dimensional analyses of fatigue crack closure”, *International Journal of Fatigue* (2006).

Allison J.E. “The measurement of crack closure during fatigue crack growth”, Read DT and Reeds RP, Editors, *Fracture Mechanics: Eighteenth symposium*, ASTM STP 945, American Society for Testing and Materials (1988a) 913–933.

Allison J.E., Ku R.C., Pompetzki M.A. “A comparison of measurement methods and numerical procedures for the experimental characterization of fatigue crack closure”, In: Newman Jr JC, Elber W, editors. *Mechanics of fatigue crack closure*, ASTM STP 982. Philadelphia: American Society for Testing and Materials (1988b) 171–185.

Alves J.L., Menezes L.F. “Application of Tri-Linear and Tri-Quadratic 3-D Solid Finite Elements in Sheet Metal Forming Process Simulations” *Numiform 2001*, 7<sup>th</sup> International Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes, Toyohashi-Japan, 18-20 Junho 2001, in *Simulation of Materials Processing, Theory, Methods and Applications*, Ed. Ken-Ichiro Mori, Balkema Publishers, Tokyo, 2001, pp. 639-644.

Alves J.L., Oliveira M.C., Menezes L.F. “Influence of the yield criteria in the numerical simulation of the deep drawing of a cylindrical cup” In: E. Oñate, D.R.J. Owen, editors, *COMPLAS 2003*, Barcelona (2003) 158.

Antunes F.V., Borrego L.F.P., Costa J.D., Ferreira J.M. “A numerical study of fatigue crack closure induced by plasticity”, *Fatigue Fract. Engng Mater. Struct.* 27(9) (2004) 825-836.

Antunes F.V., Rodrigues D. and Ferreira J.A.M. “Simulação numérica do fecho de fenda: Alguns aspectos associados à discretização por elementos finitos”, Métodos Computacionais em Engenharia, Lisboa, 31 de Maio – 2 de Junho, 2004.

Antunes F.V., Rodrigues D.M. “Numerical simulation of plasticity induced crack closure: Identification and discussion of parameters”, Engineering Fracture Mechanics 75 (2008a) 3101–3120. (<http://dx.doi.org/10.1016/j.engfracmech.2007.12.009>)

Antunes F.V., Rodrigues D.M. “Progressive loading in the numerical modelling of plasticity induced crack closure”, Proc. 12th International Spring Meeting (Fatigue and Plasticity: from Mechanisms to Design), Ed.s A. Galtier e G. Baudry, Paris, 20-22 de Maio de 2008b, pp.205-212.

Antunes F.V., Chegini A.G., Correia L.M., Ramalho A.L. “Effect of crack propagation on crack tip fields”, Frattura ed Integrità Strutturale 25 (2013) 54-60.

Antunes F.V., Chegini A.G., Correia L., Branco R. “Numerical study of contact forces for crack closure analysis”, International Journal of Solids and Structures 51(6) (2014) 1330–1339.

Antunes F.V., Chegini A.G., Correia L., Camas D. “Imperical Model for Plasticity induced crack closure”, XIV Portuguese Conference on Fracture PCF2014, Régua - Portugal, 6-7 February (2014a)

Antunes F.V., Marques G.A.S., Chegini A.G., and Correia L. “Transient behaviour in the numerical analysis of plasticity induced”, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures 37 (2014b) 526–538.

Antunes F.V., Branco R., Correia L., Ramalho A.L. “A numerical study of non-linear crack tip parameters”, Frattura ed Integrità Strutturale 33 (2015) 199-208.

Antunes F.V., Camas D., Correia L., Branco R. “Finite element meshes for optimal modelling of plasticity induced crack closure”, *Engineering Fracture Mechanics* 142 (2015) 184–200.

Antunes F.V., Chegini A.G., Camas D., Correia L. “Empirical model for plasticity-induced crack closure based on  $K_{max}$  and  $\Delta K$ ”, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 38 (2015) 983–996.

Antunes F.V., Correia L., Camas D., Branco R. “Effect of compressive loads on plasticity induced crack closure”, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 80 (2015) 193–204.

Antunes F.V., Correia L., Ramalho A.L. “A parameter for quantitative analysis of plasticity induced crack closure”, *International Journal of Fatigue* 71 (2015) 87–97.

Antunes F.V., Sousa T., Branco R., Correia L. “Effect of crack closure on non-linear crack tip parameters”, *International Journal of Fatigue* 71 (2015) 53–63.

Araújo T.D., Roehl D., Martha L.F. “An Adaptive Strategy for Elastic-Plastic Analysis of Structures with Cracks”, *J. of the Braz. Soc. of Mech. Sci. & Eng.* 30(4) (2008) 341-350.

Ashbaugh N.E., Dattaguru B., Khobaib M., Nicholas T., Prakash R.V., Ramamurthy T.S., Seshadri B.R., Sunder R. “Experimental and analytical estimates of fatigue crack closure in an aluminium-copper alloy Part II: a finite element analysis”, *Fatigue Fract. Engng Mater. Struct.* 220(7) (1997) 963-974.

ASTM E 647, “Standard test method for measurements of fatigue crack growth rates”, *Annual Book of ASTM Standards: Volume 03.01*. American Society for Testing and Materials, (1995) 578-614.

Bachmann V., Munz D. “Crack closure in fatigue of titanium alloy”, *International Journal of Fracture*, 11 (1975) 713-716.

Baptista B., Antunes F.V., Correia L., Branco R. “A numerical study of the effect of single overloads on plasticity induced crack closure”, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 88 (2017) 51–63.

Bao H. and McEvily A.J. “On Plane Stress-Plane Strain Interactions in Fatigue Crack Growth”, *Int. Journal of Fatigue*, 20, 6, (1998) 441-448.

Barsoum R.S. “On the use of isoparametric finite elements in linear fracture mechanics” *int journal for numerical methods in engineering* 10 (1976) 25-37.

Barsoum R.S., “Triangular quarter-point elements as elastic and perfectly-plastic crack tip elements”, *Int journal for numerical methods in engineering* 11 (1977) 85-98.

Bathias C., Vancon M. “Mechanisms of overload effect on fatigue crack propagation in aluminium alloys”, *Eng Fract Mech* 19 (1978) 424.

Bernard P.J., Lindley T.C., Richards C.E. “The effect of single overloads on fatigue crack propagation in steels”, *Metal Sci.* 11 (1977) 390–398.

Bertel J.D., Clerivet A., Bathias C. “On the relation between the threshold and the effective stress intensity range during complex loading”, in: *ASTM STP 791* (1983) 366–379.

Bichler C.H., R. Pippan, “Effect of single overloads in ductile metals: A reconsideration”, *Engineering Fracture Mechanics* 74 (2007) 1344–1359.

Blom, A.F. and Holm, D.K. “ An experimental and numerical study of crack closure”, *Eng. Fracture Mechanics*, 22 (1984) 997-1011.

Bodner S.R., Davidson D.L., Lankford J. "A description of fatigue crack growth in terms of plastic work", *Engineering Fracture Mechanics* 17(2) (1983) 189–91.

Borrego L.P. "Fatigue crack growth under variable amplitude loading in AlMgSi aluminium alloys", PhD thesis 2001, University of Coimbra, Portugal.

Borrego L.P., Ferreira J.M. and Costa J.M. "Fatigue crack growth and crack closure in an AlMgSi alloy", *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.* 24 (2001) 255-265.

Borrego L.P., Ferreira J.M., Pinho da Cruz J.M., Costa J.M. "Evaluation of overload effects on fatigue crack growth and closure", *Engineering Fracture Mechanics* 70 (2003) 1379–1397.

Borrego L.F.P., Costa J.D., Sara S., Ferreira J.M. "Microstructure Dependent Fatigue Crack Growth in Aged Hardened Aluminium Alloys" *Int J Fatigue* 26 (2004) 1321-1331.

Borrego L.P., Costa J.M., Ferreira J.M. "Fatigue Crack Growth in Thin Aluminium Alloy Sheets Under Loading Sequences with Periodic Overloads", *Thin Walled Structures* 43(5) (2005) 772-788.

Borrego L.P., Ferreira J.M., Costa J.D. "Partial crack closure under block loading", *International Journal of Fatigue* 30 (2008) 1787-1796.

Branco R., Antunes F.V. "Finite element modelling and analysis of crack shape evolution in mode-I fatigue middle cracked tension specimens", *Engng fracture mechanics* 75 (2008) 3020-3037.

Breat J.L., Mudry F., Pineau A. "Propagation and non propagation of short cracks at a sharp notch", *Fatigue Engng Materials and Structures* 6 (1983) 315-327.

Brog T.K., Jones J.W., Was G.S. “Fatigue crack growth retardation inconel 600”, *Engineering Fracture mechanics*, Vol. 20, No. 2, (1984) 313-320.

Bueckner, H.F., 1970. “A novel principle for the computation of stress intensity factors”, *Z Angew Math Mech* 50, (1970) 529–45.

Cadario A., Alfredsson B. “Fatigue growth of short cracks in Ti-17: Experiments and simulations”, *Engineering Fracture Mechanics* 74 (2007) 2293–2310.

Camas D. “Numerical study of the Three-Dimensional Behaviour of Plasticity Induced Crack Closure Phenomenon in Bi-Dimensional Specimens”, PhD Thesis, University of Málaga, (2013).

Carlson R.L, Kardomateas G.A., Bates P.R. “The effects of overloads in fatigue crack growth”, *Int. J. Fatigue* 13 (6) (1991) 453–460.

Carlyle A.G., Dodds Jr. R.H. “Three-dimensional effects on fatigue crack closure under fully-reversed loading”, *Engng Fracture Mechanics*, 74 (2007) 457-466.

Carman C.D., Turner C.C., Hilberry BM. "A method for determining crack opening load from load–displacement data. Mech Fatigue Crack Closure” *ASTM STP 982* (1988) 214–221.

Chaparro, B.M., Thuillier, S., Menezes, L.F., Manach, P.Y., Fernandes, J.V., Material parameters identification: Gradient-based, genetic and hybrid optimization algorithms. *Comput. Mater. Sci.* 44 (2) (2008) 339–346.

Chapetti M.D., Miyatab H., Tagawab T., Miyatab T., Fujiokac M. “Fatigue crack propagation behaviour in ultra-fine grained low carbon steel”, *Int. J. Fatigue* 27 (2005) 235–243.

Chen D., Nisitani H. “Analytical and experimental study of crack closure behaviour based on an S-shaped unloading curve”, *ASTM STP 982* (1988) 475–488.

Chen H., Chen W., Li T. and Ure J. “Effect of circular holes on the ratchet limit and crack tip plastic strain range in a centre cracked plate”, *Eng. Fract. Mech.* 78 (2011) 2310–2324.

Christensen R.H. “Fatigue crack, fatigue damage and their detection”, *Metal fatigue*. New York: MacGraw-Hill; (1959).

Christensen R.H. “Fatigue crack growth affected by metal fragments wedged between opening-closing crack surfaces”, *Appl. Mater. Res.* 2(4) (1963) 207-210.

Christmas T., Suresh S. ”Crack initiation under far-field cyclic compression and the study of short fatigue cracks” *Engng Fracture Mechanics* 23(1986) 953-964.

Clavel M., Pineau A. “Fatigue behavior of two nickel-base superalloys I: experimental results on low cycle fatigue fatigue crack propagation and substructures”, *Materials Science and Engineering* 55(2) (1982) 157-171.

Cochran K.B., Dodds R.H., Hjelmstad K.D. “The role of strain ratcheting and mesh refinement in finite element analysis of plasticity induced crack closure”, *Int. Journal of Fatigue* 33 (2011) 1205-1220.

Codrington J. , Kotousov A. “A crack closure model of fatigue crack growth in plates of finite thickness under small-scale yielding conditions”, *Mechanics of Materials* 41 (2009) 165–173.

Correia L.; Antunes F. V.; Ramalho A. L. (2012) “Plasticity induced crack closure: a sensitivity analysis”, *Portuguese Conference on Fracture*, 13, Coimbra, 2-3 de fevereiro. [S.l :s.n.]. p. 209-215.

Costa J.D.M. and Ferreira J.A.M. "Effect of Stress Ratio and Specimen Thickness on Fatigue Crack Growth of CK45 Steel", *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 30 (1998) 65-73.

Daily J.S., Klingbeil N.W. "Plastic dissipation in fatigue crack growth under mixed-mode loading", *International Journal of Fatigue* 26 (2004) 727-738.

Dias A., J.L. Lebrun J.L., Bignonnet, A. "X-ray Diffraction Studies on Fatigue Crack Plastic Zones Developed Under Plane Strain State Conditions", *Fatigue and Fracture of Engng Mat. Structures* 22 (1999) 133-144.

Dill, H.D., Saff, C.R. "Spectrum crack growth prediction method based on crack surface displacement and contact analysis. Fatigue crack growth under spectrum loads" *ASTM STP* 595 (1976) 306-319.

Dinda S., Kujawski D. "Correlation and prediction of fatigue crack growth for different R-ratios using  $K_{max}$  and  $DK^+$  parameters." *Engng Fract Mech* 71 (2004) 1779-1790.

Dougherty J.D., Padovan J., Srivatsan T.S. "Fatigue crack propagation and closure behaviour of modified 1071 steel: finite element study", *Eng. Fracture Mechanics* 66 (2) (1997) 189-212.

Dugdale D.S. "Yielding of Steel Sheets Containing Slits", *J. Mech. Phys. Solids* 8 (1960) 100-108.

Elber W. "Fatigue crack closure under cyclic tension", *Eng. Fracture Mechanics* 2 (1970) 37-45.



Elber W. “The significance of fatigue crack closure”. In: *Damage tolerance in aircraft structures*, ASTM STP 486. Philadelphia: American Society for Testing and Materials; (1971) 230–42.

Ellyin F., Wu J. “A numerical investigation of the effect of an overload on fatigue crack opening and closure behaviour”, *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 22 (1999) 835-847.

Fischlschweiger M., Ecker W., Pippan R. “Verification of a continuum mechanical explanation of plasticity-induced crack closure under plain strain conditions by means of finite element analysis”, *Engng Fract Mech* 96 (2012) 762–765.

Fleck N.A. “Finite element analysis of plasticity-induced crack closure under plane strain conditions”, *Eng Fracture Mechanics* 25(4) (1986) 441–449.

Garett G. G. and Knott J. F. “On the influence of cyclic hardening and crack opening displacement (COD) on crack advance during fatigue”, *Metall. Trans.* 7A (1976) 884-887.

González-Herrera A, Zapatero J. “Influence of minimum element size to determine crack closure stress by the finite element method” *Engng Fracture Mechanics* 72 (2005) 337-355.

González-Herrera A., Zapatero J. ” Numerical study of the effect of plastic wake on plasticity-induced fatigue crack closure” *Fatigue Fract. Engng Mater. Struct.* 32(3) (2009) 249-260.

Harter J.A. “AFGROW users guide and technical manual”, AFRL-VA-Wright-Patterson-TR- (1999) 1999-3016.

Henshell R.D., Shaw K.G. “Crack tip finite elements are unnecessary”, *Int journal for numerical methods in engineering* 9 (1975) 495-507.

Heper R, Vardar O. “Elastic–plastic material response of fatigue crack surface profiles due to overload interactions”, *International Journal of Fatigue* 25 (2003) 801–810.

Heung B.P., Kyung M.K., Byong W.L. “Plastic zone size in fatigue cracking”, *Int. J. Pres. Ves. Piping* 68 (1996) 279–285.

Holm D.K., Blom A.F., Suresh S. “Growth of cracks under far-field cyclic compressive loads: numerical and experimental results”, *Engng Fracture Mechanics* 23(6) (1986) 1097-1106.

Hou, C.-Y., Charng, J.-J. “Estimation of plasticity-induced induced crack closure in a pre-existing plastic zone”, *Int. J. Fatigue* 18(7) (1996) 463-474.

Hou, C.-Y. “Simultaneous simulation of closure behavior and shape development of fatigue surface cracks”, *Int. Journal of Fatigue* 30 (2008) 1036–1046.

Huang X., Moan T., “Improved modeling of the effect of R-ratio on crack growth rate”, *International Journal of Fatigue* 29 (2007) 591–602.

Ishihara S., McEvily A.J., Goshima T., Nishino S., Sato M. “The effect of the R value on the number of delay cycles following an overload”, *International Journal of Fatigue* 30 (2008) 1737–1742.

Ismonov S., Daniewicz S.R. “Simulation and comparison of several crack closure assessment methodologies using three-dimensional finite element analysis”, *Int. J. Fatigue* 32 (2010) 1322-1329.

Iyyer N.S., Dowling N.E. “Opening and Closing of cracks at high cyclic strains.” 2<sup>nd</sup> Eng Foundation Int Conference and Workshop on Small Fatigue Cracks, 213-223, Metall. Soc. AIME, Warrendale PA., (1986).

James M.N., Wenfong L. “Fatigue crack growth in austempered ductile and grey cast irons—stress ratio effects in air and mine water”, *Materials Science and Engineering A265* (1999) 129–139.

James M.N., Pacey M.N., Wei L.-W., Patterson E.A. “Characterisation of plasticity-induced closure—crack flank contact force versus plastic enclave”, *Engineering Fracture Mechanics* 70 (2003) 2473–2487.

Jiang Y., Feng M. and Ding F. “A re-examination of plasticity-induced crack closure in fatigue crack propagation”, *International Journal of Plasticity* 21 (2005) 1720-1740.

Jones R.E. “Fatigue crack growth retardation after single-cycle peak overload in Ti–6Al–4V titanium alloy” *Engng Fract Mech* 5 (1973) 585–604.

Kikukawa M., Jono M., Tanaka K. “Fatigue crack closure behaviour at low stress intensity factor level” In: *Proceedings of the Second International Conference Mechanical Behaviour of Materials (ICM-2)*, Special Vol. (1976) 254–77.

Kim J-S., Kang J.Y., Song J-H. “Elucidation of fatigue crack closure behaviour in surface crack by 3-D finite element analysis” *Int. Journal of Fatigue* 29 (2007) 168-180.

Klingbeil N.W. “A total dissipated energy theory of fatigue crack growth in ductile solids”, *International Journal of Fatigue* 25 (2003) 117–28.

Koning A.U. “A simple crack closure model for prediction of fatigue crack growth rates under variable-amplitude loading.” ASTM STP 743 (1981) 63-85.

Kujawski D. “Enhanced model of partial crack closure for correlation of R-ratio effects in aluminum alloys.” Int J Fatigue 23 (2001a) 95–102.

Kujawski D. “A new  $(\Delta K + K_{max})^{0.5}$  driving force parameter for crack growth in aluminum alloys.” Int J Fatigue 23 (2001b) 733–740.

Kujawski D. “A fatigue crack driving force parameter with load ratio effects.” Int J Fatigue 23 (2001c) 239–46.

Kwofie S., Rahbar N. “An equivalent driving force model for crack growth prediction under different stress ratios”, Int Journal of Fatigue 33 (2011) 1199–1204.

Lang M. “A model for fatigue crack growth, part I: phenomenology”, Fatigue Fract Engng Mater Struct 23 (2000) 587–601.

Lang M. “A model for fatigue crack growth, part II: modelling”, Fatigue Fract Engng Mater Struct 23 (2000b) 603–617.

Lee H.J., Song J.H. “Finite element analysis of fatigue crack closure under plane strain conditions: stabilization behaviour and mesh size effect.” Fatigue Fract. Engng Mater. Struct. 28 (2005) 333–342.

Lee S.Y., Liaw P.K., Choo H., Rogge R.B. “A study on fatigue crack growth behavior subjected to a single tensile overload Part I. An overload-induced transient crack growth micromechanism”, Acta Materialia 59 (2011) 485–494.

Liaw P.K, Kwun S.I, Fine M.E. “Plastic work of fatigue propagation in steels and aluminum alloys”, *Metallurgical Transactions* 12A (1981) 49–55.

Lin H-C, Kujawski D. “A general equation for  $K_{op}$  and  $K_{PR}$  description”, *Engng Fracture Mechanics* 75 (2008) 3244–3248.

Lopez-Crespo P., Withers P.J., Yusof F., Dai H., Steuwer A., JKelleher J. F. and Buslaps T. “Overload effects on fatigue crack-tip fields under plane stress conditions: surface and bulk analysis”, *Fatigue Fract Engng Mater Struct* 36 (2012) 75–84.

Louat N., Sadananda K., Duesbery M., Vasudevan A.K. “A theoretical evaluation of crack closure”, *Metallurgical Transactions* 24A (1993) 2225-2232.

Lu Y, Li K. “A new model for fatigue crack growth after a single overload”, *Engng Fract Mech* 46 (1993) 849–856.

Lugo M., Daniewicz S.R. “The influence of T-stress on plasticity induced crack closure under plane strain conditions”, *Int Journal of Fatigue* 33 (2011) 176–185.

Matos P.F.P., Nowell D. “On the accurate assessment of crack opening and closing stresses in plasticity-induced fatigue crack closure problems”, *Engng Fracture Mechanics* 74 (2007) 1579-1601.

Matos P.F.P., Nowell D. “Numerical simulation of plasticity-induced fatigue crack closure with emphasis on the crack growth scheme: 2D and 3D analysis”, *Engng Fracture Mechanics* 75 (2008) 2087-2114.

Matsuoka S., Tanaka K. ”The influence of sheet thickness on delayed retardation phenomena in fatigue crack growth in HT80 steel and A5083 aluminium alloy.”, *Eng Fract Mech* 13 (1980) 293–306.

McClung R.C., Sehitoglu H. “On the finite element analysis of fatigue crack closure-1: Basic modelling issues”, *Engng Fracture Mechanics* 33(2) (1989) 237-252.

McClung R.C., Thacker B.H., Roy S. “Finite element visualization of fatigue crack closure in plane stress and plane strain”, *Int Journal of Fracture* 50 (1991) 27–49.

McEvily A.J. “On the growth of small/short fatigue cracks”, *JSME Int Journal* 32 (1989) 181-191.

Meggiolaro M.A., Tupiassu, J., de Castro, P. “On the dominant role of crack closure on fatigue crack growth modelling”, *Int. J. Fatigue* 25 (2003) 843–854.

Mehrzadi M., Taheri F. “The influence of negative and positive stress ratios on crack growth rate in AM60B magnesium alloy”, *Materials Science and Engineering A* 545 (2012) 68–77.

Mehrzadi M., Taheri F. “Influence of an overload applied within compressive base-line loading on crack propagation retardation in AM60B magnesium alloy”, *Materials Science Engineering A* 595 (2014) 213–223.

Menezes, L.F., Fernandes, J.V., Rodrigues, D.M. “Numerical simulation of tensile tests of prestrained sheets”, *Materials Science & Engineering A* 264 (1999) 130-138.

Menezes L.F., Teodosiu C. “Three-Dimensional Numerical Simulation of the Deep-Drawing Process using Solid Finite Elements.”, *Journal of Materials Processing Technology* 97 (2000) 100-106.

.

Miserez A., Rossoll A., Mortensen A. “Investigation of crack-tip plasticity in high volume fraction particulate metal matrix composites.”, *Engng Fract. Mech.* 71 (2004) 2385–2406.

Newman, Jr., J.C. "A finite element analysis of fatigue crack closure", Mechanisms of crack growth, ASTM STP 590 (1976) 281-301.

Newman Jr. J.C. "Finite element analysis of crack growth under monotonic and cyclic loading", ASTM STP 637 56-80 (1977).

Newman Jr. J.C. "A crack closure model for predicting fatigue crack growth under aircraft spectrum loading", ASTM STP 748 (1981) 53-84.

Newman Jr. J.C. "An elastic-plastic finite element analysis of crack initiation, stable crack growth, and instability", Fracture Mechanics: Fifteenth Symposium, ASTM STP 833, Philadelphia, PA, (1984) 93-117.

Newman Jr J.C. "A crack-opening stress equation for fatigue crack growth", Int Journal of Fracture 24 (1984b) R131-R135.

Newman Jr J.C. "FASTRAN II: A fatigue crack growth structural analysis program", NASA TM104159, (1992).

Nicholls D.J. "The relation between crack blunting and fatigue crack growth rates", Fatigue Fract Eng Mater Struct 17(4) (1994) 459-467.

Noroozi A.H., Glinka G, Lambert S. "A two parameter driving force for fatigue crack growth analysis", Int J Fatigue 27 (2005) 1277-96.

Noroozi A.H., Glinka G., Lambert S. “A study of the stress ratio effects on fatigue crack growth using the unified two-parameter fatigue crack growth driving force”, *International Journal of Fatigue* 29 (2007) 1616–1633.

Oliveira M.C., Alves J.L., Menezes L.F. “Improvement of a frictional contact algorithm for strongly curved contact problems”, *International Journal for Numerical Methods in Eng.* 58(14) (2003) 2083-2101.

Oliveira M.C., Menezes L.F. “Automatic correction of the time step in implicit simulations of the stamping process”, *Finite Elements in Analysis and Design* 40 (2004)1995–2010.

Oliveira M.C., Alves JL, Chaparro B.M., Menezes L.F. “Study on the influence of work-hardening modeling in springback prediction”, *International Journal of Plasticity* 23 (2007) 516–543.

Ould Chikh B., Imad A., Benguediab M. “Influence of the cyclic plastic zone size on the propagation of the fatigue crack in case of 12NC6 steel”, *Computational Materials Science* 43 (2008) 1010–1017.

Ould Chikh B., Imad A., Meddah H.M., Bouchouicha B., Benguediab M. “An experimental study of loading parameters effect on fatigue crack closure in 12NC6 steel”, *Mechanics of Materials* 46 (2012) 83–93.

Paris P.C., Erdogan J. “Critical analysis of crack growth propagation laws”, *J Basic Eng* 85D (1963) 528–34.

Paris P.C., Tada H., Donald J.K, “Service load fatigue damage — a historical perspective”, *International Journal of Fatigue* 21 (1999) S35–S46.



Parks S-J, Earmme Y-Y., Song J-H. “Determination of the most appropriate mesh size for a 2-D finite element analysis of fatigue crack closure behaviour”, *Fatigue Fract. Engng Mater. Struct.* 20(4) (1997) 533-545.

Parry M.R., Syngellakis S., Sinclair I. “Numerical modeling of combined roughness and plasticity induced crack closure effects in fatigue”, *Materials Science and Engineering A291* (2000) 224-234.

Paul S.K., Tarafder S. “Cyclic plastic deformation response at fatigue crack tips”, *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 101 (2013) 81-90.

Pelloux R.M. “Crack Extension by alternating shear”, *Eng Fracture Mechanics* 1 (1970) 170-174.

Peña D.C. “Numerical study of the Three-Dimensional Behaviour of Plasticity Induced Crack Closure Phenomenon in Bi-dimensional specimens”, PhD Thesis, University of Málaga (2013).

Philips E.P. “Results of the round robin on opening-load measurement”, NASA Tech. Memo. 101601, (1989) (Langley Research Center, Hampton, VA).

Pineau A.G., Pelloux R.M. “Influence of strain induced martensitic transformations on fatigue crack growth rates in stainless steels”, *Metallurgical Transactions* 5 (1974) 1103-1112.

Pippan R., Zelger C., Gach E., Bichler C., Weinhandl H. “On the mechanism of fatigue crack propagation in ductile metallic materials”, *Fatigue Fract Engng Mater Struct* 34 (2010) 1–16.

Pippan R., Grosinger W. “Fatigue crack closure: From LCF to small scale yielding.”, *International Journal of Fatigue* 46 (2013) 41–48.

Pokluda, “Dislocation-based model of plasticity and roughness-induced crack closure”, *Int Journal of Fatigue* 46 (2013) 35-40.

Pommier S., Prioul C., Bompard P. “Influence of a negative R ratio on the creep fatigue behavior of the N18 nickel base superalloy” *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* 20 (1) (1997) 93–107.

Pommier S., Bompard Ph. “Bauschinger effect of alloys and plasticity-induced crack closure: a finite element analysis”, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* Vol. 23 (2000) 129-139.

Pommier, S. “A study of the relationship between variable level fatigue crack growth and the cyclic constitutive behaviour of steel”, *Int. J. Fatigue* 23 (2001) S111–S118.

Pommier S. “Plain strain crack closure and cyclic hardening” *Engng Fracture Mechanics* 69 (2002) 25-44.

Pommier S., Risbet M. “Time derivative equations for mode I fatigue crack growth in metals”, *Int J Fatigue* 27 (2005) 1297–306.

Ranganathan N., Jendoubi N., Benguediab M., Petit J. “Effect of R-ratio and DK level on the hysteretic energy dissipated during fatigue crack propagation”, *Scripta Metallurgica* 21 (1987) 1045–1049.

Rao K.T.V., Yu W., Ritchie R.O. “On the behaviour of small fatigue cracks in comercial aluminum lithium alloys”, *Eng Fract Mech* 31(4) (1988) 623-635.

Ray S.K., Perez R. and Grandt Jr. A.F. “Fatigue crack closure of corner cracks located at holes loaded in tension or bending”, *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.* 10(3) (1987) 239-250.

Rice JR. “Mechanics of crack tip deformation and extension by fatigue. Fatigue crack propagation”, *ASTM STP 415* (1967) 247–311.

Ritchie R.O., Suresh S., Moss C.M. “Near-threshold fatigue crack growth in 2(1/4)Cr-1 Mo pressure vessel steel in air and hydrogen”, *Journal of Engineering Materials and Technology*, 102 (1980) 293-299.

Rodrigues D.M., Antunes F.V. “Finite element simulation of plasticity induced crack closure with different material constitutive models”, *Eng Fracture Mechanics* 76 (2009) 1215–1230.

Romeiro F., de Freitas M. and Fonte M. “Fatigue crack growth with overloads/underloads: interaction effects and surface roughness”, *International Journal of Fatigue* 31 (2009) 1889-1894.

Roychowdhury S., Dodds Jr R.H. “A numerical investigation of 3-D small-scale yielding fatigue crack growth”, *Engineering Fracture Mechanics* 70 (2003) 2363-2383.

Roychowdhury S., Dodds Jr. R.H. “Three-dimensional effects on fatigue crack closure in the small-scale yielding regime – a finite element study”, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 26 (2003b) 663-673.

Roychowdhury S, Dodds Jr. R.H. “Effect of T-stress on fatigue crack closure in 3-D small-scale yielding”, *International Journal of Solids and Structures* 41 (2004) 2581-2606.

Roychowdhury S, Dodds Jr RH. “Three dimensional model for overload effects on fatigue crack closure in the small-scale yielding regime”, *Fatigue Fract Engng Mater Struct* 28 (2005) 891–907.

Sadananda K., Vasudevan A.K., Holtz R.L., Lee E.U. “Analysis of overloads effects and related phenomena”, *International Journal of Fatigue* 21 (1999) S233-S246.

Schijve J. “Some formulas for the crack opening stress level”, *Engng Fract Mech* 14 (1981) 461–465.

Sehitoglu H, Sun W. “Modelling of plane strain fatigue crack closure”, *J Engng Mater Technology* 113 (1991) 31- 40.

Shercliff H.R., Fleck N.A. “Effect of specimen geometry on fatigue crack growth in plane strain – II overload response”, *FFEMS* 33(3) (1990) 297-310.

Shijve J, Broek D. “The result of a test program based on a gust spectrum with variable amplitude loading”, *Aircraft Engng* 34 (1962) 314–316.

Shin C.S., Fleck N.A. “Overload retardation in a structural steel” , *FFEMS* 9 (1987) 379-393.

Shin C.S., Hsu S.H. “On the mechanisms and behaviour of overload retardation in AISI 304 stainless steel”, *International Journal of Fatigue* 15 (3) (1993) 181-192.

.

Singh K.D., Khor K.H. “Sinclair I., Finite element and analytical modelling of crack closure due to repeated overloads”, *Acta Materialia* 56 (2008) 835-851.

Singh K.D., Parry M.R., Sinclair I. “Some issues on finite element modelling of plasticity

induced crack closure due to constant amplitude loading”, *Int Journal of Fatigue* 30 (2008b) 1898–1920.

Skelton R.P., Vilhelmsne T., Webster G.A. “Energy criteria and cumulative damage during fatigue crack growth”, *International Journal of Fatigue* 20(9) (1998) 641–9.

Skorupa M., Skorupa A. “Experimental results and predictions on fatigue crack growth in structural steel”, *International Journal of Fatigue* 27 (2005) 1016–1028.

Smith K.V. “Application of the dissipated energy criterion to predict fatigue crack growth of Type 304 stainless steel following a tensile overload”, *Engineering Fracture Mechanics* 78 (2011) 3183–3195.

Solanki K., Daniewicz S.R., Newman Jr. J.C. “Finite element modelling of plasticity-induced crack closure with emphasis on geometry and mesh refinement effects”, *Eng. Fracture Mechanics* 70 (2003) 1475-1489.

Solanki K., Daniewicz S.R., Newman Jr. J.C. “Finite element analysis of plasticity-induced crack closure: an overview”, *Eng. Fracture Mechanics* 71 (2004a) 149-171.

Solanki K., Daniewicz S.R., Newman Jr. J.C. “A new methodology for computing crack opening values from finite element analysis”, *Eng. Fracture Mechanics* 71 (2004b) 1165-1175.

Song J.H., Kang J.Y. “Quantitative evaluation of  $K_{op}$  determination and  $\Delta K_{eff}$  estimation methods” In: Blom AF, editor. *Fatigue: Proceedings of the Eighth International Fatigue Congress*, Stockholm; (2002) 2345–2352.

Srivastava Y.P., Garg S.B.L. “Influence of R on effective stress range ratio and crack growth”, *Engng Fracture Mechanics* 22 (1985) 915-926.

Stoychev S., D Kujawski D. “Analysis of crack propagation using  $\Delta K$  and  $K_{max}$ ”, *International Journal of Fatigue* 27 (2005) 1425–1431.

Sunder R., Porter J., Ashbaugh N.E. “The effect of stress ratio on fatigue crack growth rate in the absence of closure”, *International Journal of Fatigue* 19 (1997) S211-S221.

Sunder R., “Fatigue as a process of cyclic brittle microfracture”, *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* 28 (2005) 289–300.

Sunder R., “Unraveling the science of variable amplitude fatigue”, *J. ASTM Int.* 9 (1) (2012) 1–32.

Suresh S., Ritchie R.O. “On the influence of fatigue underloads on cyclic crack growth at low stress intensities”, *Materials Science and Engineering* 51 (1981) 61-69.

Suresh S., Ritchie R.O. “A geometric model for fatigue crack closure induced by fracture surface morphology”, *Metallurgical Transactions* 13A (1982) 1627-1631.

Suresh S. “Micromechanisms of fatigue crack growth retardation following overloads”, *Engng Fract Mech* 18 (1983) 577–93.

Suresh S., Ritchie R.O. “Propagation of short fatigue cracks”, *Int Metal Rev* 29 (1984) 445-476.

Swift H.W. “Plastic instability under plane stress”, *J Mech Phys Solids* 1 (1952) 1-18.

Tada H., Paris P.C., Irwin G.R. “The stress analysis of crack handbook”, ASME Press. (2000).

Taheri F., Trask D., Pegg N. “Experimental and analytical investigation of fatigue characteristics of 350WT steel under constant and variable amplitude loading”, Mar. Struct. 16 (2003) 69–91.

Takehio O., Koboyshi H. “Near-threshold fatigue crack growth and crack closure in a nodular cast iron”, Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures 10 (1987) 273-280.

Toribio J., Kharin V. “Finite-deformation analysis of the crack-tip fields under cyclic loading”, International Journal of Solids and Structures 46 (2009) 1937–1952.

Tortorelli D. and Michaleris P. “Design sensitivity analysis: overview and review”, Inverse problems in Engineering 1 (1994) 71-105.

Toyosada M., Niwa T. “The significance of RPG load for fatigue crack propagation and the development of a compliance measuring system”, Int J Fract 67 (1994) 217–230.

Toyosada M., Gotoh K. “The Significance of Plastic Zone Growth under Cyclic Loading and Crack Opening/Closing Model in Fatigue Crack Propagation”, Materials Science Forum 482 (2005) 95-102.

Tvergaard V. “On fatigue crack growth in ductile materials by crack–tip blunting”, Journal of the Mechanics and Physics of Solids 52 (2004) 2149 – 2166.

Tzou J.L., Suresh S., Ritchie R.O. “Fatigue crack propagation in oil environments, I-crack growth in silicone and paraffin oils”, Acta Metallurgica 33 (1985) 105-116.

Vasco-Olmo J. M., Díaz F. A., García-Collado A. and Dorado-Vicente R. “Experimental evaluation of crack shielding during fatigue crack growth using digital image correlation”, *Fatigue Fract Engng Mater Struct* 00 (2013) 1–15.

Vasudevan A.K., Sadananda K., Louat N. “Two critical stress intensities for threshold crack propagation”, *Scripta Metallurgica et Materialia* 28 (1993) 65–70.

Vasudevan A.K. , Sadananda K., Louat N. “ A review of crack closure, fatigue crack threshold and related phenomena”, *Materials Science and Eng. A* 188 (1994) 1-22.

Vasudevan A. K., Sadananda K. and Glinka, G. “Critical parameters for fatigue damage” *Int. J. Fatigue*, 23 (2001) S39–S53.

Voce E. “The relationship between stress and strain for homogeneous deformation”, *J. Institute of Metals* 74 (1984) 537-562.

Vor K., Sarrazin-Baudoux C., Gardin C., Petit J. “Effect of short crack on closure behaviour in a 304L stainless steel”, In: *Proc. of International conference of fracture, Ottawa, vol.12* (2009).

Vor K., Gardin C., Sarrazin-Baudoux C., Petit J. “Wake Length and loading history effects on crack closure of through-thickness long and short cracks in 304L: PartII 3D numerical simulation”, *Engng Fracture Mechanics* 99 (2013) 306-323.

Vor K., Gardin C., Sarrazin-Baudoux C., Petit J. “Wake length and loading history effects on crack closure of through-thickness long and short cracks in 304L: Part I – Experiments, *Engineering Fracture Mechanics*” 99 (2013b) 266–277.

Wahab M.A., Rohrsheim G.R., Park J.H. “Experimental study on the influence of overload induced residual stress field on fatigue crack growth in aluminium alloy”, *Journal of Materials Processing Technology* (2004) 945–951.



Walker K. “The effect of stress ratio during crack propagation and fatigue for 2024-T3 and 7075-T6 aluminum. In: Effects of environment and complex load history on fatigue life”, ASTM STP 462, Philadelphia, (1970) 1–14. ISBN 8031-0050-7.

Wang W., Hsu C-TT. “Fatigue crack growth rate of metal by plastic energy damage accumulation theory”, *Journal of Engineering Mechanics* 120(4) (1994) 776–95.

Ward-Close C.M., Blom A.F., Ritchie R.O. “Mechanisms associated with transient fatigue crack growth under variable amplitude loading: an experimental and numerical study”, *Eng. Fract. Mech.* 32 (1989) 613–638.

Wásen J., Karlson B. “The relation between fracture surface geometry and crack closure in fatigue”, *Proc. Fourth Int. Conference on Fatigue and Fatigue Thresholds (Fatigue 90)*, Eds H Kitagawa and T Tanaka.

Wei L-W, James MN “A study of fatigue crack closure in polycarbonate CT specimens”, *Engng Fracture Mechanics* 66 (2000) 223-242.

Wu J., Ellyin F. “A study of fatigue crack closure by elastic-plastic finite element analysis for constant-amplitude loading”, *Int. Journal of Fracture* 82 (1996) 43-65.

Yisheng W., Schijve J. “Fatigue crack closure measurements on 2024-T3 sheet specimens”, *Fatigue Fract Eng Mater Struct* 18 (1995) 17–921.

Zapatero J., Moreno B., González-Herrera A. “Fatigue crack closure determination by means of finite element analysis”, *Engng Fracture Mechanics* 75 (2008) 41-57.

Zhang J.Z., Halliday M.D., Bowen P., Poole P. “Three dimensional elastic-plastic finite element modelling of small fatigue crack growth under a single tensile overload”, *Engng Fracture Mechanics* 63 (1999) 229-251.

Zhang J.Z., Du S.Y. “Elastic–plastic finite element analysis and experimental study of short and long fatigue crack growth”, *Engng Fract Mech* 69 (2001) 1591–605.

Zhang J., He X.D., Du S.Y. “Analyses of the fatigue crack propagation process and stress ratio effects using the two parameter method”, *International Journal of Fatigue* 27 (2005) 1314–1318.

Zhang J., He X.D., Sha Y., Dua S.Y. “The compressive stress effect on fatigue crack growth under tension–compression loading”, *International Journal of Fatigue* 32 (2010) 361–367.

Zhao L.G., Tong J., Byrne J. “The evolution of the stress-strain fields near a fatigue crack tip and plasticity-induced crack closure revisited”, *Fatigue and Fracture of Engng Materials and Structures* 27 (2004) 19-29.

Zheng S., Yu Q., Gao Z., Jiang Y. “Loading history effect on fatigue crack growth of extruded AZ31B magnesium alloy”, *Engineering Fracture Mechanics* 114 (2013) 42–54.

## ANEXO I

Tabela 1A. Carregamentos com  $F_{\max}$  fixa e  $F_{\min}$  variável

Nome	$F_{\min}$ [N]	$F_{\max}$ [N]	
0_50	0	50	
N50_50	-50		
N100_50	-100		
N150_50	-150		
N200_50	-200		
90_100	90	100	
95_100	95		
75_100	75		
50_100	50		
0_100	0		
N50_100	-50		
N100_100	-100		
N150_100	-150		
120_140	120		140
100_140	100		
80_140	80		
60_140	60		
40_140	40		
20_140	20		
0_140	0		
N20_140	-20		
N40_140	-40		
N60_140	-60		
N80_140	-80		
N100_140	-100		
N120_140	-120		
N140_140	-140		
N160_140	-160		
N180_140	-180		
175_200	175	200	
150_200	150		
100_200	100		
50_200	50		
0_200	0		
N50_200	-50		

Tabela 1B. Carregamentos com  $F_{\min}$  fixa e  $F_{\max}$  variável

Nome	$F_{\min}$ [N]	$F_{\max}$ [N]
0_40	0	40
0_60		60
0_80		80
0_100		100
0_140		140
0_180		180
0_200		200
0_220		220
0_240		240
0_260		260

Tabela 1C. Carregamentos com  $F_{\min}$  e  $F_{\max}$  variáveis.

Nome	$F_{\min}$ [N]	$F_{\max}$ [N]
16_80	16	80
20_100	20	100
24_120	24	120
28_140	28	140
32_160	32	160
36_180	36	180

Tabela 1D. Carregamentos com R constante e  $\Delta K$  variáveis.

$F_{\min}$	$F_{\max}$	R	$\Delta K$
0,00	222,66	0,00	10,00
	278,33		12,50
	333,99		15,00
	389,66		17,50
	445,32		20,00
-111,33	111,33	-1,00	10,00
-139,16	139,16		12,50
-167,00	167,00		15,00
-194,83	194,83		17,50
-222,66	222,66		20,00
-148,44	74,22	-2,00	10,00
-185,55	92,78		12,50
-222,66	111,33		15,00
-259,77	129,89		17,50
-296,88	148,44		20,00
-167,00	55,67	-3,00	10,00
-208,74	69,58		12,50
-250,49	83,50		15,00
-292,24	97,41		17,50
-333,99	111,33		20,00

Tabela 1E. Carregamentos com  $\Delta K$  constante e R variável.

$F_{\min}$	$F_{\max}$	R	$\Delta K$
-66,66	33,33	-2,00	4,6
-50	50	-1,00	
-33,33	66,66	-0,50	
0	100	0,00	
33,33	133,33	0,25	
100	200	0,50	
-93,33	46,66	-2,00	6,4
-70	70	-1,00	
-46,66	93,33	-0,50	
0	140	0,00	
46,67	186,67	0,25	
140	280	0,50	
0,00	222,66	0,00	10,00
-111,33	111,33	-1,00	
-148,44	74,22	-2,00	
-167,00	55,67	-3,00	
0,00	278,33	0,00	12,50
-139,16	139,16	-1,00	
-185,55	92,78	-2,00	
-208,74	69,58	-3,00	
0,00	333,99	0,00	15,00
-167,00	167,00	-1,00	
-222,66	111,33	-2,00	
-250,49	83,50	-3,00	
0,00	389,66	0,00	17,50
-194,83	194,83	-1,00	
-259,77	129,89	-2,00	
-292,24	97,41	-3,00	
0,00	445,32	0,00	20,00
-222,66	222,66	-1,00	
-296,88	148,44	-2,00	
-333,99	111,33	-3,00	

Tabela 2A. Parâmetros de carga para a liga de alumínio 6016-T4 ( $[\Delta K, K_{\max}, K_{\min}] = \text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ).

Conjunto 1 ( $K_{\min}=0$ )		Conjunto 2 ( $K_{\max}=6,4$ )		Conjunto 3 ( $\Delta K=4,6$ )		Conjunto 4 ( $\Delta K=6,4$ )	
$\Delta K$	R	$\Delta K$	R	$\Delta K$	R	$\Delta K$	R
2,7	0	3,6	0,43	4,6	-2	6,4	-2
3,6	0	5,5	0,14	4,6	-1	6,4	-1
4,6	0	7,3	-0,14	4,6	-0,5	6,4	-0,5
6,4	0	9,1	-0,43	4,6	0	6,4	0
8,2	0	10,9	-0,71	4,6	0,25	6,4	0,25
9,1	0	12,8	-1,00	4,6	0,5	6,4	0,5
10,0	0	14,6	-1,29				
Conjunto 5 ( $R=0,2$ )		Conjunto 6 ( $K_{\max}=2,2$ )		Conjunto 7 ( $K_{\max}=4,6$ )		Conjunto 8 ( $K_{\max}=9,1$ )	
$\Delta K$	R	$\Delta K$	R	$\Delta K$	R	$\Delta K$	R
2,9	0,2	2,2	0	1,2	0,75	1,4	0,88
3,6	0,2	4,4	-1	2,3	0,5	2,5	0,75
4,4	0,2	6,6	-2	4,6	0	4,6	0,5
5,1	0,2	8,9	-3	6,8	-0,5	6,9	0,25
5,8	0,2	11,0	-4	9,1	-1	9,1	0
6,6	0,2			11,2	-1,5	11,3	-0,25

Table 2B. Parâmetros de carga para o aço DP600 ( $[\Delta K, K_{\max}, K_{\min}] = \text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ).

Conjunto 9 ( $R=0$ )		Conjunto 10 ( $R=-1$ )		Conjunto 11 ( $R=-2$ )		Conjunto 12 ( $R=-3$ )	
$\Delta K$	R	$\Delta K$	R	$\Delta K$	R	$\Delta K$	R
10	0	10	-1	10	-2	10	-3
12,5	0	12,5	-1	12,5	-2	12,5	-3
15	0	15	-1	15	-2	15	-3
17,5	0	17,5	-1	17,5	-2	17,5	-3
20	0	20	-1	20	-2	20	-3

Tabela 3A. Carregamento com Sobrecargas.

Nome	$F_{\min BL}$ [N]	$F_{\max BL}$ [N]	$F_{OL}$ [N]
N50_25_140	-50	25	140
N50_50_140		50	
N50_75_140		75	
N50_100_140		100	
0_60_160	0	60	160
0_80_160		80	
0_100_160		100	
0_140_160		140	
0_60_200	0	60	200
0_80_200		80	
0_100_200		100	
0_140_200		140	
0_180_200	0	180	
0_100_140			
N50_100_140	-50	100	140
N100_100_140	-100		
N150_100_140	-150		
60_140_160	60	140	160
20_140_160	20		
N20_140_160	-20		
N60_140_160	-60		
N100_140_160	-100		
60_140_180	60	140	180
20_140_180	20		
N20_140_180	-20		
N60_140_180	-60		
N100_140_180	-100		
N50_50_75	-50	50	75
N50_50_100			100
N50_50_125			125
N50_50_150			150
0_50_62.5	0	50	62,5
0_50_75			75
0_50_87.5			87,5
0_50_100			100
0_100_150	0	100	150
0_100_175			175
0_100_200			200
0_100_225			225
20_140_170	20	140	170
20_140_200			200
20_140_230			230
20_140_260			260
60_140_160	60	140	160
60_140_180			180
60_140_200			200
60_140_220			220
16_80_160	16	80	160
20_100_160	20	100	
24_120_160	24	120	
27_140_160	28	140	



