



UNIVERSIDADE D
COIMBRA

Manuel Luís Gonçalves Caldas

**PROPAGAÇÃO DE FENDAS DE FADIGA EM
PROVETES ENTALHADOS**

**Dissertação no âmbito do Mestrado em Engenharia Mecânica na Especialidade de
Produção e Projeto orientada pelo Professor Doutor Ricardo Nuno Madeira
Soares Branco e pelo Mestre Micael Frias Borges e apresentada ao Departamento
de Engenharia Mecânica da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade
de Coimbra.**

Outubro de 2020

1 2



9 0

FACULDADE DE
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE
COIMBRA

Propagação de fendas de fadiga em provetes entalhados

Dissertação apresentada para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica na Especialidade de Produção e Projeto

Fatigue crack growth in notched specimens

Autor

Manuel Luís Gonçalves Caldas

Orientadores

Professor Doutor Ricardo Nuno Madeira Soares Branco

Mestre Micael Frias Borges

Júri

Presidente	Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa Professor Associado da Universidade de Coimbra
Orientador	Mestre Micael Frias Borges Bolseiro da Universidade de Coimbra
Vogais	Professor Doutor Diogo Mariano Simões Neto Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra

Coimbra, outubro, 2020

É fazendo que se aprende a fazer aquilo que se deve aprender a fazer.

Aristóteles

À minha família.

Agradecimentos

A elaboração da presente dissertação só foi possível devido a contribuição e apoio de várias pessoas, às quais estou profundamente grato pela sua contribuição. Como tal gostava de agradecer particularmente:

Ao meu orientador, Professor Doutor Ricardo Nuno Madeira Soares Branco pela sua disponibilidade, partilha de conhecimento e ajuda ao longo desta jornada.

Ao coorientador e amigo, mestre em engenharia mecânica Micael Frias Borges pela ajuda, companheirismo e partilhada não só nesta dissertação, mas ao longo de todo o percurso académico.

Ao Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes pela sua prontidão, opinião e pela disponibilização dos modelos numéricos estudados nesta dissertação.

Ao Professor Doutor Diogo Mariano Simões Neto pela adaptação das malhas usadas nos modelos numéricos.

À Professora Doutora Marta Oliveira pela disponibilização do *template*.

Ao Grupo de Tecnologia do Departamento de Engenharia Mecânica pela disponibilização do programa de elementos finitos *DD3IMP*.

Por fim, mas não menos importante, à minha família que permitiu que tudo isto fosse possível, dando-me o apoio necessário e providenciando toda a ajuda possível para conseguir alcançar os meus objetivos e superar todos os momentos menos felizes que surgiram pelo caminho.

A todas estas pessoas o meu muito obrigado!

Este trabalho foi financiado pelo projeto “CrackFree –Para materiais metálicos autorreparáveis” com a referência PTDC/CTM-CTM/29101/2017 – POCI-01-0145-FEDER-029101 financiado pelo Fundo Europeu de Desenvolvimento Regional (FEDER), através do COMPETE2020 - Programa Operacional Competitividade e Internacionalização (POCI) e com o apoio financeiro da FCT/MCTES através de fundos nacionais (PIDDAC).



Resumo

No dia-a-dia, muitos dos componentes mecânicos são sujeitos a cargas cíclicas que promovem a sua falha por fadiga, sendo necessário efetuar estudos que ajudem a prever com alguma precisão o seu comportamento ao longo do tempo. Geralmente é efetuado o estudo da propagação de fenda por fadiga (PFF) através de curvas $da/dN-\Delta K$.

No entanto, a PFF é um fenómeno não linear e irreversível onde ocorre deformação plástica na extremidade da fenda, enquanto ΔK é um parâmetro linear elástico o que leva a algumas limitações. Outros parâmetros não lineares procuram corrigir essas limitações e quantificar a deformação plástica, que é suposta controlar a PFF, como é o caso do CTOD, Deslocamento de Abertura de Extremidade de Fenda.

Nesta dissertação efetuou-se um estudo numérico da PFF, em provetes fissurados, com comprimento inicial de fenda constante, tendo por base a gama de CTOD plástica, δ_p , com recurso ao programa de elementos finitos DD3IMP. A identificação dos principais mecanismos foi feita considerando provetes com entalhe e sem entalhe, e com e sem contacto nas faces da fenda, para avaliar a importância do fenómeno de fecho de fenda na PFF. Diferentes parâmetros foram estudados, tal como, o raio do entalhe (1, 2, 4 e 8 mm), comprimento da fenda, estado de tensão e material (ligas de alumínio 6082-T6 e 7050-T6). Para a liga de alumínio 7050-T6 foi também estudado o comportamento do material, através de modelos com comportamento isotrópico e cinemático puros. Foi observado para provetes com fenda sem entalhe um aumento linear de δ_p com a propagação de fenda. A introdução do contacto na face das fendas produz um efeito mais significativo em δ_p para o estado plano de tensão. Os entalhes aumentaram o nível de deformação plástica na extremidade da fenda, sendo o efeito do entalhe maior para valores menores do raio do entalhe. A introdução de contacto em provetes com entalhe atenua o efeito dos raios do entalhe e a zona afetada por estes.

Por fim, foi efetuado também um estudo relativamente à validade do regime de Deformação em Pequena Escala (SSY – *Small Scale Yielding*), nos casos estudados anteriormente. Constatou-se que a hipótese SSY, muitas vezes assumida à partida em estudos sobre a PFF, nem sempre é válida. O aumento do comprimento da fenda e a diminuição da tensão de cedência do material promove o regime LSYS, enquanto a introdução

do entalhe, principalmente para valores de r maiores, promove a aplicabilidade do regime SSY, e como tal, a validade de ΔK .

Palavras-chave: CTOD, Entalhe, Propagação de fenda por fadiga, Raio de entalhe, Fecho de fenda; SSY

Abstract

On daily basis many of the mechanical components are submitted cyclic loads that promote their fatigue failure, being necessary to promote studies that help to predict their behavior with some precision over time. Usually the study of fatigue crack growth (FCG) is done through da/dN - ΔK curves.

However, FCG is a non-linear and irreversible phenomenon, where occurs plastic deformation at the crack tip, while ΔK is a linear elastic parameter leading to some limitations. Other nonlinear parameters try to correct those limitations and quantify the plastic deformation, such as the CTOD, Crack Tip Opening Displacement. This parameter allows to quantify the plastic deformation, δ_p , as the elastic deformation, δ_e , at the end of crack tip.

In this thesis, an FCG numerical study, in cracked specimens, with constant initial crack size, was carried out based on the plastic CTOD range, δ_p , using the finite element code DD3IMP. The main mechanisms identification was made considering notched and unnotched specimens, and specimens with and without contact at the crack flanks, to evaluate the importance of crack closure phenomenon on FCG. Different parameters were studied, such as, the notch radius (1, 2, 4 and 8 mm), crack length, state of stress and material (aluminum alloys 6082-T6 and 7050-T6). For the AA7050-T6, was also studied the material behavior, through models with pure kinematic and isotropic behaviors. It was found for unnotched-cracked specimens a linear increase of δ_p with crack propagation. The insertion of contact produced a more pronounced effect on δ_p under plane stress conditions. The notches increased the plastic deformation level at the crack tip, being the notch effect greater for minor notch radius. The introduction of contact in notched specimens attenuates the effect of notch radius and reduces the notch affected zone.

Finally, a study was also carried out, for the previously studied cases, regarding the validity of the Small Scale Yielding (SSY) regime. It was found that the SSY assumption, which is assumed in most of FCG studies, it is not always valid. The increasing of crack length and the reduction of the yield stress of the material promotes the non-applicability of the SSY regime. However, the insertion of a notch, mainly for higher values of r promotes de SSY regime, validating ΔK .

Keywords CTOD, notch, fatigue crack growth, notch radius, crack-closure; SSY

Índice

Índice de Figuras	ix
Índice de Tabelas	xi
Simbologia e Siglas	xiii
Simbologia.....	xiii
Siglas	xiv
1. INTRODUÇÃO.....	1
1.1. Enquadramento	1
1.2. Objetivos.....	2
1.3. Estrutura da dissertação	3
2. Revisão Biográfica	5
2.1. Fadiga.....	5
2.2. Mecânica de fratura linear elástica (MFLE).....	5
2.3. Limitações da teoria MFLE	7
2.4. Alternativas à abordagem baseada na MFLE	8
2.5. Deslocamento de Abertura da Extremidade de Fenda (CTOD)	9
3. Modelo Numérico.....	13
3.1. Situação física	13
3.2. Modelo físico	14
3.3. Modelo de elementos finitos.....	14
3.3.1. Malha de elementos finitos.....	14
3.3.2. Carregamento.....	16
3.3.3. Propagação de fenda.....	16
3.4. Modelo elasto-plástico	17
3.5. Programa de elementos finitos.....	19
3.6. Processamento dos dados.....	20
4. Resultados Numéricos	21
4.1. Curva típica CTOD-Força.....	21
4.2. Simulações sem contacto em provetes sem entalhe e fissurados.....	22
4.3. Simulações com contacto em provetes sem entalhe	23
4.4. Inserção de entalhes com diferentes raios em simulações sem contacto	26
4.5. Inserção de contacto nas faces da fenda para os modelos com entalhe	30
4.6. Comparação de modelos com e sem entalhe em simulações com contacto	31
5. Deformação em Pequena Escala.....	35
5.1. Introdução	35
5.2. Resultados.....	36
6. Conclusões.....	43
6.1. Estudo de propagação em provetes com entalhe	43
6.2. Estudo das fronteiras de SSY.....	44

6.3. Propostas de trabalhos futuros	45
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	47

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1. Curva típica $da/dN - \Delta K$, em escalas logarítmicas.	7
Figura 2.2. Definição do CTOD.	10
Figura 3.1. Geometria do provete e os diferentes raios da fenda.	13
Figura 3.2. Visão geral da geometria, malha de elementos finitos e condições de fronteira de provetes entalhados: (a) Carregamento, condições de fronteira e dimensões principais em mm. (b) Malha refinada. (c) $r=8$ mm. (d) $r=4$ mm. (e) $r=2$ mm. (f) $r=1$ mm. (g) Tensão plana. (h) Deformação plana.	15
Figura 3.3. Carga aplicada em função do pseudo tempo das simulações.	16
Figura 4.1. Gráficos típicos de CTOD vs. Força, F. (a) CTOD vs. F; CTOD plástico vs. F (contacto).....	22
Figura 4.2. Representação da evolução de δp versus Δa (a); m versus δp , com δp avaliado a $\Delta a=800$ μm (sem contacto)	23
Figura 4.3. Efeito do contacto nas faces da fenda para os dados de δp versus Δa (modelos com fenda sem entalhe). (a) 6082-T6 em estado plano de deformação; (b) 6082-T6 em estado plano de tensão; (c) 7050-T6 com comportamento cinemático puro em estado plano de deformação; (d) 7050-T6 com comportamento cinemático puro em estado plano de tensão; (e) 7050-T6 com comportamento isotrópico puro em estado plano de deformação; (f) 7050-T6 com comportamento isotrópico puro em estado plano de tensão.	25
Figura 4.4. (a) Evolução de U^* com Δa , para a liga 6082-T6 e 7050-T6. Com comportamento isotrópico puro e cinemático (fenda sem entalhe; contacto); (b) Efeito de U^* na curva CTOD vs F (7050-T6 isotrópico; fenda sem entalhe; estado plano de tensão).....	26
Figura 4.5. Influência do entalhe na curva δp versus Δa (sem contacto). (a) 6082-T6 em estado plano de deformação; (b) 6082-T6 em estado plano de tensão; (c) 7050-T6 com comportamento cinemático puro em estado plano de deformação; (d) 7050-T6 com comportamento cinemático puro em estado plano de tensão; (e) 7050-T6 com comportamento isotrópico puro em estado plano de deformação; (f) 7050-T6 com comportamento isotrópico puro em estado plano de tensão.....	28
Figura 4.6. Geometria da fenda: (a) fenda sem entalhe com $a_0=8,096$ mm; (b) fenda com entalhe; e (c) fenda sem entalhe com $a_0=0,096$ mm.....	29
Figura 4.7. Evolução de δp versus r , para diferentes comprimentos de fenda (7050 isotrópico, modelo com fenda e entalhe; estado plano de tensão)	29
Figura 4.8. Influência da presença do entalhe e do contacto nas faces da fenda na curva δp versus Δa (modelo fenda com entalhe). (a) 6082-T6 estado em plano de deformação; (b) 6082-T6 estado em plano de tensão; (c) 7050-T6 com	

	comportamento cinemático puro em estado plano de deformação; (d) 7050-T6 com comportamento cinemático puro em estado plano de tensão; (e) 7050-T6 com comportamento isotrópico puro em estado plano de deformação; (f) 7050-T6 com comportamento isotrópico puro em estado plano de tensão.	31
Figura 4.9.	Comparação das geometrias com e sem entalhe a respeito da evolução da curva δp versus Δa (modelo fenda com entalhe). (a) 6082-T6 estado plano de deformação; (b) 6082-T6 estado plano de tensão; (c) 7050-T6 com comportamento cinemático puro, estado plano de deformação; (d) 7050-T6 com comportamento cinemático puro, estado plano de tensão; (e) 7050-T6 com comportamento isotrópico puro, estado plano de deformação; (f) 7050-T6 com comportamento isotrópico puro, estado plano de tensão.	33
Figura 4.10.	Evolução de U^* com Δa para diferentes raios do entalhe; (a) 6082-T6; (b) 7050-T6 com encruamento cinemático; (c) 7050-T6 com encruamento isotrópico (modelo com fenda e entalhe, contacto, estado plano de tensão)	34
Figura 4.11.	Zona plástica em função do raio do entalhe, considerando $\varepsilon_p=0\%$ como critério para o fim da zona plástica (6082-T6; contacto). (a) Estado plano de deformação; (b) Estado plano de tensão.	34
Figura 5.1.	Efeito de Δa no regime SSY/LSY (modelo sem entalhe; sem contacto nas faces da fenda). (a) estado plano de deformação; (b) estado plano de tensão.....	37
Figura 5.2.	Efeito de Δa no regime SSY/LSY (modelo sem entalhe); (a) 6082-T6 estado plano de deformação; (b) 6082-T6 estado plano de tensão; (c) 7050-T6 com comportamento cinemático puro, estado plano de deformação; (d) 7050-T6 com comportamento cinemático puro, estado plano de tensão; (e) 7050-T6 com comportamento isotrópico puro, estado plano de deformação; (f) 7050-T6 com comportamento isotrópico puro, estado plano de tensão.	38
Figura 5.3.	Efeito de Δa no regime SSY/LSY (modelo com entalhe; sem contacto nas faces da fenda); (a) 6082-T6 estado plano de deformação; (b) 6082-T6 estado plano de tensão; (c) 7050-T6 com comportamento cinemático puro, estado plano de deformação; (d) 7050-T6 com comportamento cinemático puro, estado plano de tensão; (e) 7050-T6 com comportamento isotrópico puro, estado plano de deformação; (f) 7050-T6 com comportamento isotrópico puro, estado plano de tensão.	40
Figura 5.4.	Efeito de Δa no regime SSY/LSY (modelo com entalhe; $R=0,01$; com contacto nas faces da fenda); (a) 6082-T6 estado plano de deformação; (b) 6082-T6 estado plano de tensão; (c) 7050-T6 com comportamento cinemático puro, estado plano de deformação; (d) 7050-T6 com comportamento cinemático puro, estado plano de tensão; (e) 7050-T6 com comportamento isotrópico puro, estado plano de deformação; (f) 7050-T6 com comportamento isotrópico puro, estado plano de tensão.	41

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 3.1. Propriedades elasto-plásticas	18
Tabela 3.2. Diferentes casos numéricos	19

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

a – Comprimento de fenda

a_0 – Comprimento inicial de fenda

b, p – Constantes do polinómio que relaciona da/dN com $\Delta CTOD_p$

c, m – Constantes da lei de Paris-Erdogan

d – Distância da extremidade da fenda

C_y – Constante de material de encruamento isotrópico

da/dN – Velocidade de propagação da fenda

E – Módulo de elasticidade

F_{\max} – Carga máxima aplicada

F_{\min} – Carga mínima aplicada

K – Fator de intensidade de tensões

K_c – Valor crítico de K

K_{\max} - Fator de intensidade de tensões máximo

K_{\min} - Fator de intensidade de tensões mínimo

K_{aberto} – Valor de K quando deixa de existir contacto nas faces da fenda

m – Declive da resposta linear elástica do material

R – Razão de tensões

r – Raio do entalhe

r_p – Raio da zona plástica

t – Espessura do provete

U – Parâmetro que quantifica o fecho de fenda

U^* - Parâmetro proposto para quantificar o fecho de fenda

W – Largura do provete

X_{sat} – Constante de material de encruamento cinemático

Y – Parâmetro geométrico

Y_{sat} – Constante de material de encruamento isotrópico

Y_0 – Tensão de cedência inicial
 δ_e – CTOD elástico
 δ_p – CTOD plástico
 Δa – Incremento da fenda
 ΔK – Variação do fator de intensidade de tensões
 ΔK_{eff} - Variação do fator de intensidade de tensões efetivo
 ΔK_{lf} – Limiar de fadiga
 $\bar{\epsilon}^p$ – Deformação plástica equivalente
 $\dot{\bar{\epsilon}}^p$ – Taxa de deformação plástica equivalente
 σ – Tensão nominal aplicada
 σ_c – Tensão de cedência
 λ – Constante
 ν – Coeficiente de Poisson

Siglas

ASTM – American Society for Testing and Materials

C(T) – Provete com fenda lateral

CTOD – *Crack Tip Opening Displacement* (Deslocamento de abertura de extremidade de fenda)

CTOD_e - *Crack Tip Opening Displacement, elastic* (Componente elástica do deslocamento de abertura de extremidade de fenda)

CTOD_p - *Crack Tip Opening Displacement, plastic* (Componente plástica do deslocamento de abertura de extremidade de fenda)

DD3IMP – *three-Dimensional Elasto-plastic Finite Element Program*

DIC – *Digital Image Correlation*

LSY – *Large Scale Yielding* (deformação em grande escala)

M(T) – Provete com fenda central

MFLE – Mecânica da Fratura Linear Elástica

PPF – Propagação de fenda por fadiga

PICC – *Platicity-induced Crack Closure*

SENT – *Single Edge Notch Tension*

SSY – *Small Scale Yielding* (deformação em pequena escala)

1. INTRODUÇÃO

1.1. Enquadramento

Um dos grandes objetivos da engenharia é a análise e o estudo do comportamento dos materiais de forma a otimizar a sua utilização, prever o seu comportamento e a sua durabilidade, sendo este último objeto de um vasto estudo devido à dificuldade em prever com exatidão a ocorrência de falhas. Estas falhas desenvolvem-se a partir de zonas críticas, caracterizadas por elevados níveis de tensões e deformações, como é o caso de entalhes e imperfeições na superfície dos componentes, que atuam como concentradores de tensões, quando submetidos a cargas cíclicas. Estas zonas críticas são promotoras de iniciação e consequente propagação de fendas por fadiga (PFF).

Cerca de 80 a 90% das falhas em componentes ocorrem devido ao fenómeno de fadiga [1]. Trata-se de um fenómeno complexo, caracterizado pelo enfraquecimento progressivo do material quando sujeito a cargas dinâmicas ou repetidas. Este enfraquecimento progressivo traduz-se em falhas, que ocorrem para níveis de tensão mais baixos do que os valores de resistência à tração dos materiais [2]. É também um fenómeno que depende de vários fatores, tais como, o tipo e orientação de carregamentos, a geometria, microestrutura do material e condições ambientais (temperatura, humidade, ambiente corrosivo) a que os componentes possam estar sujeitos. No entanto, apesar de já muito estudos terem sido realizados na área, ainda não existem modelos consensuais que façam a previsão da vida útil de componentes, tornando o dimensionamento à fadiga um desafio de engenharia atual.

O modelo mais usual de previsão da PFF assenta na análise de curvas da/dN - ΔK , em que da/dN corresponde à velocidade de propagação de fenda e ΔK à gama do fator de intensidade de tensão. Existem, no entanto, vários problemas com este tipo de análise, nomeadamente, devido à natureza do parâmetro ΔK . De facto, ΔK é um parâmetro elástico e o fenómeno de fadiga deve-se à existência de mecanismos não lineares e irreversíveis na extremidade da fenda, nomeadamente, deformação plástica. Neste sentido, este estudo

utiliza a abordagem proposta por Antunes *et al* [3], baseada no parâmetro não linear CTOD plástico, δ_p , em substituição de ΔK , tendo como pressupostos: que a PFF se deve à deformação plástica na extremidade da fenda, e que δ_p é capaz de quantificar o nível desta deformação plástica. Esta abordagem não foi ainda aplicada ao estudo de provetes fissurados com entalhe.

Como tal, esta dissertação assenta num estudo paramétrico, em que se pretende fazer uma análise da PFF na presença de entalhes com diferentes severidades, mantendo constante o comprimento de fenda. São consideradas duas ligas de alumínio neste estudo, mais concretamente, as ligas 6082-T6 e 7050-T6.

Neste estudo, δ_p é obtido por via numérica. As abordagens numéricas são ideais para realizar estudos paramétricos, e isolar o efeito de mecanismos associados ao processo de fadiga.

1.2. Objetivos

O objetivo principal desta tese é estudar a propagação de fendas de fadiga em provetes com entalhe, em dois materiais diferentes e com base no CTOD. De forma mais objetiva podem realçar-se os seguintes objetivos:

- Estudar os efeitos de entalhe através de comparação de previsões em fendas com e sem entalhe;
- Estudar o efeito do fecho de fenda através de modelos com e sem contacto das faces da fenda;
- Estudar o efeito do raio do entalhe, considerando modelos com diferentes severidades de entalhe;
- Quantificar a importância relativa dos diferentes mecanismos subjacentes à propagação (fecho de fenda; efeito de entalhe; efeito do comprimento de fenda);
- Verificar a validade do regime de Deformação em Pequena Escala, S_{SY} (*Small Scale Yielding*), nos casos estudados anteriormente.

1.3. Estrutura da dissertação

A presente dissertação encontra-se dividida por capítulos da seguinte forma:

- **1º Capítulo, Introdução:** apresentação do tema em estudo e sua motivação;
- **2º Capítulo, Revisão biográfica:** introdução de conceitos e definições considerados importantes para a compreensão desta dissertação;
- **3º Capítulo, Modelo Numérico:** Apresentação do modelo numérico que foi utilizado: situação física, modelo físico, cargas aplicadas, modelo de elementos finitos e o programa de elementos finitos utilizado;
- **4º Capítulo, Resultados Numéricos:** Neste capítulo apresenta-se os resultados obtidos no estudo efetuado para os diferentes provetes, através da análise efetuada ao seu valor de CTOD plástico;
- **5º Capítulo, Deformação em Pequena Escala:** Neste capítulo será verifica a aplicabilidade do regime SSY no presente estudo;
- **6º Capítulo, Conclusões:** Apresentação das principais conclusões retiradas do estudo efetuado, juntamente com algumas propostas de futuros trabalhos a desenvolver.

2. REVISÃO BIOGRÁFICA

2.1. Fadiga

A fadiga é um dos modos de falha mais comum nos materiais. Segundo a ASTM [2] podemos definir fadiga como um processo de deformação plástica progressivo e localizado que ocorre num material sujeito a ciclos de tensões e deformações, podendo levar a fratura total ou ao aparecimento de fissuras, após um determinado número de variações de carga.

Trata-se, portanto, de um modo de falha que ocorre ao longo do tempo, podendo ser classificado em três diferentes fases conforme se encontre o processo de falha.

1. **Iniciação da fenda:** Esta fase é caracterizada pela formação de uma ou mais microfendas nas zonas onde a deformação plástica cíclica é mais elevada, ocorrendo geralmente em locais com maior concentração de tensões geralmente, acidentes geométricos, como entalhes, ou junto da superfície devido a descontinuidades entre a granulometria à superfície e subsuperfície. Nesta fase, ocorre propagação cristalográfica.
2. **Propagação da fenda:** nesta fase, a fenda aumenta o seu tamanho, passando de microfenda para macrofenda, sendo esta propagação perpendicular à força aplicada, em modo I de carregamento. A velocidade de propagação vai aumentando progressivamente.
3. **Rotura:** dá-se quando a propagação da fenda se torna instável e a velocidade de propagação muito elevada. A fenda atinge uma dimensão crítica, a partir da qual o material não consegue sustentar as cargas aplicadas, ocorrendo rotura rápida e súbita.

2.2. Mecânica de fratura linear elástica (MFLE)

A Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) surgiu dada a necessidade de garantir uma maior fiabilidade em componentes estruturais. O dimensionamento de estruturas tendo em conta as tensões desenvolvidas eram muitas vezes incapazes de prever a ruína dessas estruturas, devido ao pressuposto de não existirem defeitos nos componentes ou caso existissem não contribuírem para a sua ruína. De facto, é inevitável a existência de

pequenos defeitos ou fendas nos materiais por mais rigoroso que seja o seu processo de fabrico. Irwin[4], em 1958, propôs a teoria da mecânica da fratura linear elástica (MFLE) inicialmente com o objetivo de descrever o comportamento da fratura frágil, introduzindo o fator de intensidade de tensão, K , que permitiu quantificar a intensidade da tensão na frente de fenda. O parâmetro K é dado por:

$$K = Y\sigma\sqrt{\pi a}, \quad (2.1)$$

onde Y é um fator geométrico, σ é a tensão nominal aplicada e a o comprimento da fenda.

Mais tarde, a MFLE foi adaptada para problemas de propagação de fendas, assumindo que o material tem predominantemente um comportamento linear elástico durante o processo.

Num processo de rotura por fadiga o material está sujeito a cargas cíclicas, pelo que K irá variar ao longo do tempo, sendo por isso estudado o seu valor dentro de uma determinada gama, designada gama do fator de intensidade de tensão, ΔK , sendo dada por:

$$\Delta K = K_{max} - K_{min}, \quad (2.2)$$

em que K_{max} corresponde ao fator de intensidade de tensão máxima e K_{min} ao fator de intensidade de tensão mínima.

Fazendo uso da teoria da MFLE, a velocidade de propagação de fendas por fadiga é estudada recorrendo as curvas $da/dN - \Delta K$, sendo possível identificar três diferentes regiões nestas curvas como se pode observar na Figura 2.1.

- **Regime I:** A diminuição progressiva de ΔK conduz a uma diminuição rápida da propagação de fenda. Quando ΔK atinge um determinado valor designado por limiar de fadiga, ΔK_{lf} , deixa de existir propagação da fenda.
- **Regime II:** nesta região a curva tem um comportamento linear, em escalas logarítmicas, sendo descrito pela equação de Paris-Erdogan[5]:

$$\frac{da}{dN} = C\Delta K^m, \quad (2.3)$$

onde C e m são constantes que dependem do material.

- **Regime III:** quando K_{max} se aproxima de um valor crítico designado por K_c , a velocidade de propagação aumenta de forma instável e dá-se a rotura do componente.

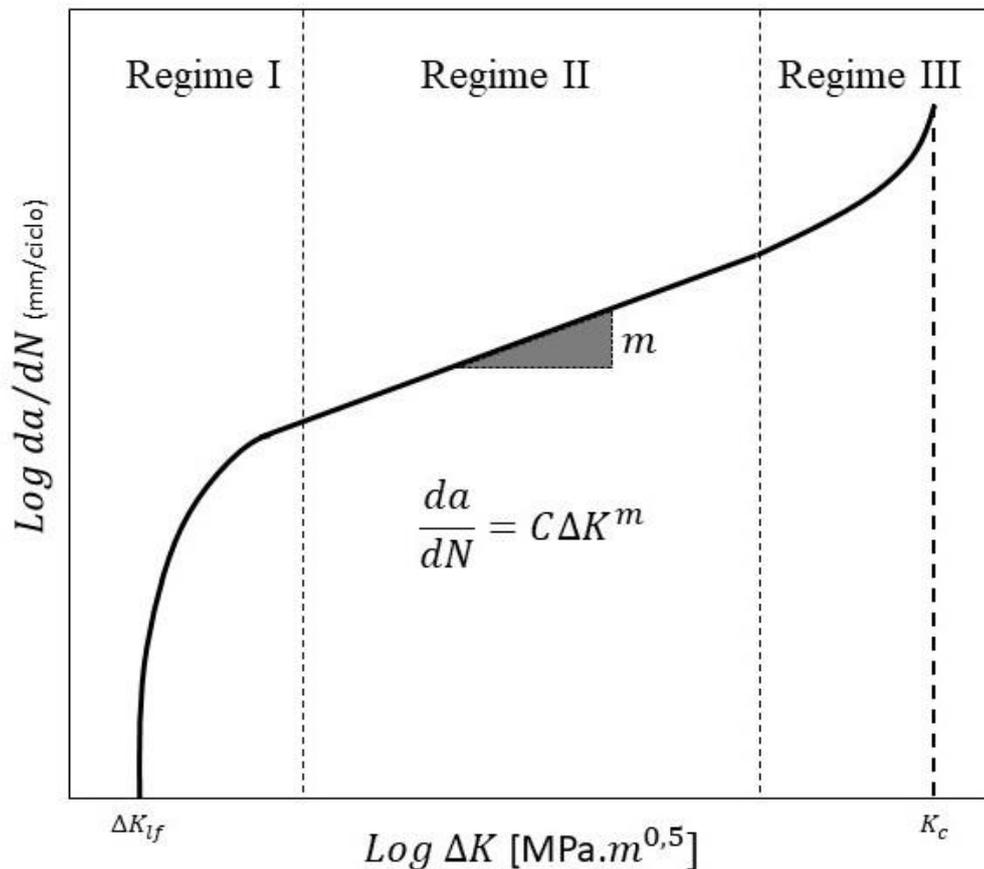


Figura 2.1. Curva típica $da/dN - \Delta K$, em escalas logarítmicas.

2.3. Limitações da teoria MFLE

Na maioria dos casos, os materiais acabam por ter um comportamento elasto-plástico durante a propagação de fenda por fadiga levando a alguns problemas do uso de ΔK , por ser um parâmetro elástico. A teoria MFLE é aceitável quando a zona plástica gerada é muito pequena comparando com as dimensões da fenda e do componente. Contudo, esse pressuposto nem sempre acontece, passando a fenda a ser controlada por mecanismos não lineares e irreversíveis, colocando em causa a validade da MFLE e, conseqüentemente, do parâmetro ΔK .

De facto, é possível identificar alguns problemas na aplicação da MFLE, ao estudo da propagação de fendas por fadiga, nomeadamente:

- Incapacidade de prever a influência do histórico de carregamento;

- Problemas dimensionais das curvas $da/dN-\Delta K$;
- Incapacidade de prever a influência da razão de tensões, R:

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}, \quad (2.4)$$

onde σ_{min} e σ_{max} são as tensões mínima e máxima, respetivamente;

- Comportamento estranho observado para fendas curtas.

2.4. Alternativas à abordagem baseada na MFLE

De forma a contornar as falhas apresentadas pela abordagem baseada na MFLE no estudo da propagação de fendas por fadiga foram desenvolvidas várias teorias que permitem um estudo com maior exatidão.

Uma das teorias mais relevantes é a do Fenómeno de fecho de fenda detetado por Elber [6]. Segundo esta teoria existe contacto entre as faces da fenda, antes de se atingir a carga mínima. Este contacto prematuro das faces da fenda deve-se à deformação plástica residual atrás da extremidade da fenda. Com a propagação da fenda, ΔK aumenta, tal como a zona plástica, criando-se um rasto de material deformado plasticamente. Com a descarga do componente, o material deformado elasticamente retorna à sua posição inicial, acumulando-se o rasto plástico nas faces da fenda, criando tensões de compressão e forçando o contacto das faces de fenda, mesmo para carregamentos de tração. O fenómeno de fecho de fenda tem um efeito protetor na extremidade da fenda, só existindo acumulação de dano e consequente propagação da fenda quando esta abre. Desta forma, a lei de Paris-Erdogan (2.3) foi reformulada, tendo em conta este fenómeno, sendo dada por:

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K_{eff}^m, \quad (2.5)$$

em que ΔK_{eff} é dado por:

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{aberto}. \quad (2.6)$$

Assim, a propagação de fenda por fadiga só acontece no intervalo entre K_{max} e K_{aberto} , que corresponde à situação em que deixa de existir contacto entre as faces da fenda. O fecho de fenda é um fenómeno extrínseco, i.e., acontece atrás da extremidade da fenda.

Além do fecho de fenda induzido plasticamente, outros mecanismos extrínsecos, como a oxidação e rugosidade foram observados, em materiais metálicos, por Suresh e Ritchie [7]–[9], contribuindo para este fenómeno.

Há no entanto autores como Donald e Paris[10] que consideram existir acumulação de dano para valores de K inferiores a K_{aberto} , devido, segundo estes autores, ao contacto das faces não acontecer imediatamente atrás da extremidade da fenda. Este fenómeno é designado por fecho parcial. Kujawski [11] considera que PFF não é apenas controlada por ΔK , mas também pelo parâmetro de intensidade de tensão máxima, K_{max} . Deste modo, propõe que o modelo de fecho de fenda é desnecessário. A tensão T-stress [12] é também um conceito utilizado no estudo da PFF, que é utilizado para explicar o efeito da geometria dos provetes. O modelo CJP proposto por Christopher, James e Patterson [13], descreve o campo de tensões à volta da extremidade de uma fenda de fadiga, considerando o contacto das faces da fenda e a compatibilidade de tensões na fronteira entre as regiões elásticas e plásticas.

Notar que todos estes modelos são baseados em ΔK , no entanto, devido às suas limitações outros autores optaram pelo uso de parâmetros não lineares. Como é o caso de Noroozi *et al.*[14] que relaciona da/dN com as tensões e deformações na extremidade da fenda. Antunes *et al* [15] propôs a substituição de ΔK pela variação de CTOD plástico, $\Delta CTOD_p$, conseguindo assim incluir o fenómeno de fecho de fenda e excluir o regime elástico. Existem também outros parâmetros não lineares utilizados no estudo de PFF como, a gama de deformação plástica, $\Delta \epsilon_{p,yy}$, o raio da zona plástica, r_p , a deformação plástica dissipada.

A presente dissertação é baseada no parâmetro CTOD, pelo que será o parâmetro que vai ser desenvolvido nos capítulos seguintes.

2.5. Deslocamento de Abertura da Extremidade de Fenda (CTOD)

Em 1961, Wells [16] propôs que o comportamento à fratura na vizinhança da extremidade da fenda podia ser caracterizado pelo deslocamento de abertura entre as faces da fenda. Wells, verificou a existência de uma relação entre o efeito de arredondamento na extremidade da fenda e a tenacidade do material, sendo maior o efeito de arredondamento

para materiais mais dúcteis. Sendo designado este fenómeno por CTOD (*Crack Tip Opening Displacement*).

Existem dois conceitos diferentes para determinar o CTOD, como é ilustrado na Figura 2.2. No primeiro caso, o CTOD é dado pelo deslocamento em relação à abertura inicial da fenda. Na outra situação, o CTOD é obtido através da interceção de duas linhas que fazem um ângulo de 90° com o vértice da extremidade da fenda. Caso a extremidade da fenda tenha uma forma semicircular ambos os conceitos são equivalentes.

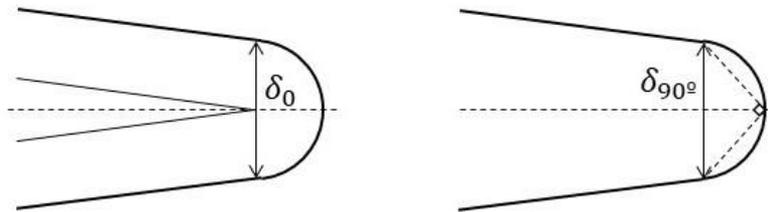


Figura 2.2. Definição do CTOD.

Através de micrografia, Pelloux [17] comprovou que usando o CTOD é possível prever o espaçamento das estrias de fadiga e a taxa de crescimento da fenda. Bates e Santhanam [18] relacionaram o CTOD com a deformação do entalhe através de:

$$CTOD = 0,103 \varepsilon_{p,yy}, \quad (2.7)$$

em que $\varepsilon_{p,yy}$ corresponde à deformação plástica total na direção vertical (perpendicular à direção de carregamento).

Nicholls [19] propôs também que:

$$CTOD = 2R = \frac{\lambda K^2}{E\sigma_c} \quad (2.8)$$

onde K é o fator de intensidade de tensões, E é o modulo de elasticidade, σ_c a tensão de cedência do material e λ uma constante.

Relacionou também a taxa de crescimento da fenda com o CTOD através de:

$$\frac{da}{dN} = b(CTOD)^{\frac{1}{p}} \quad (2.9)$$

onde b e p são constantes.

Foi também encontrada uma relação linear entre da/dN e $\Delta CTOD$ para materiais com elevada ductilidade por Tvergaard [20] e Pippan e Grosinger [21]

$$\frac{da}{dN} = c CTOD \quad (2.10)$$

Recentemente como já foi referido anteriormente Antunes *et al* [15] propôs a substituição de ΔK por $CTOD_p$ nas curvas da/dN para superar as limitações da teoria da MFLE. Este conceito considera que a propagação da fenda por fadiga esta ligada a deformação plástica na extremidade da fenda e que $\Delta CTOD_p$ é capaz de quantificar a deformação plástica.

O CTOD pode ser obtido experimentalmente através de duas técnicas: *Digital Image Correlation* (DIC) e a *Compliance*. Também pode ser obtido através de um software de elementos finitos, tendo a vantagem de o CTOD ser medido mais próximo da extremidade da fenda.

3. MODELO NUMÉRICO

3.1. Situação física

A propagação de fendas por fadiga foi analisada com recurso a provetes SENT (*Single-Edge-Notch-Tension*) com dimensões $200 \times 50 \text{ mm}^2$ contendo um entalhe circular com profundidade igual a 8 mm. Diferentes raios de entalhe, r , foram aplicados aos provetes ($r=8, 4, 2 \text{ e } 1 \text{ mm}$), para estudar o efeito dos fatores de concentração de tensões na propagação de fenda como ilustrado na Figura 3.1. De forma a comparar o efeito dos entalhes na propagação de fendas, em algumas simulações foi removido o entalhe. O comprimento inicial da fenda, a_0 , foi mantido constante e igual a 8,096 mm, encontrando-se a extremidade da fenda 0.096 mm à frente do entalhe.

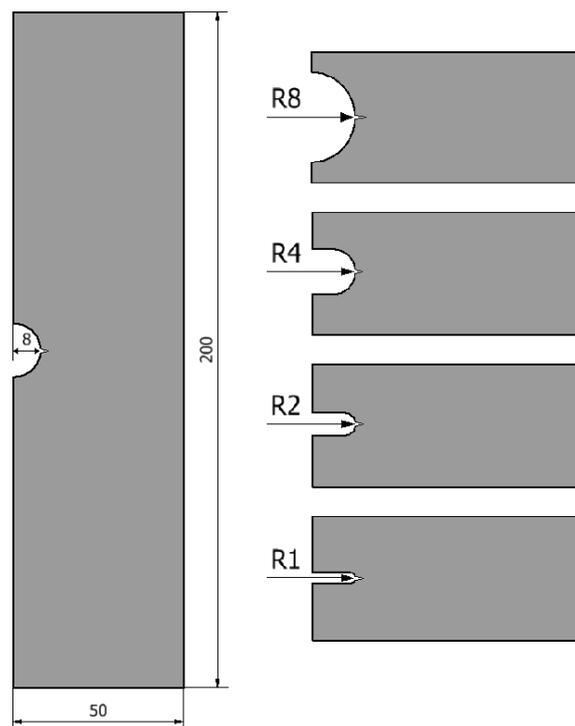


Figura 3.1. Geometria do provete e os diferentes raios da fenda.

3.2. Modelo físico

Tendo em conta a simetria do provete apenas foi considerado $\frac{1}{4}$ deste, aplicando condições de fronteira adequadas, como ilustrado na Figura 3.2 (a). Esta simplificação permite reduzir o esforço numérico das simulações sem comprometer os resultados. Considerou-se apenas 0,2 mm de espessura para simular o estado plano de tensões, Figura 3.2 (g), e reduzir o custo computacional. O estado plano de deformação também foi estudado, para tal aplicou-se uma condição de fronteira adicional para eliminar deformações fora do plano (segundo a direção z), como representado na Figura 3.2 (h). A carga é aplicada a 100 mm da fenda como se pode observar na Figura 3.2(a).

3.3. Modelo de elementos finitos

3.3.1. Malha de elementos finitos

A discretização dos provetes foi realizada com recurso a uma malha de elementos finitos caracterizada por 3175 3D elementos lineares isoparamétricos e 7359 nós. A representação da malha de elementos finitos é feita na Figura 3.2(a). A extremidade de fenda é caracterizada por elementos quadrados de dimensão $8 \times 8 \mu\text{m}^2$, como apresentado na Figura 3.2(b). Este refinamento de malha permite uma maior precisão na medição de gradientes de tensão e deformação, na extremidade de fenda. As Figura 3.2(c), (d), (e) e (f) mostram o refinamento da malha para os diferentes valores de r estudados. No restante volume foi utilizado uma malha mais grosseira com o intuito de reduzir o esforço numérico. Também com o mesmo objetivo, apenas uma camada de elementos foi utilizada em espessura.

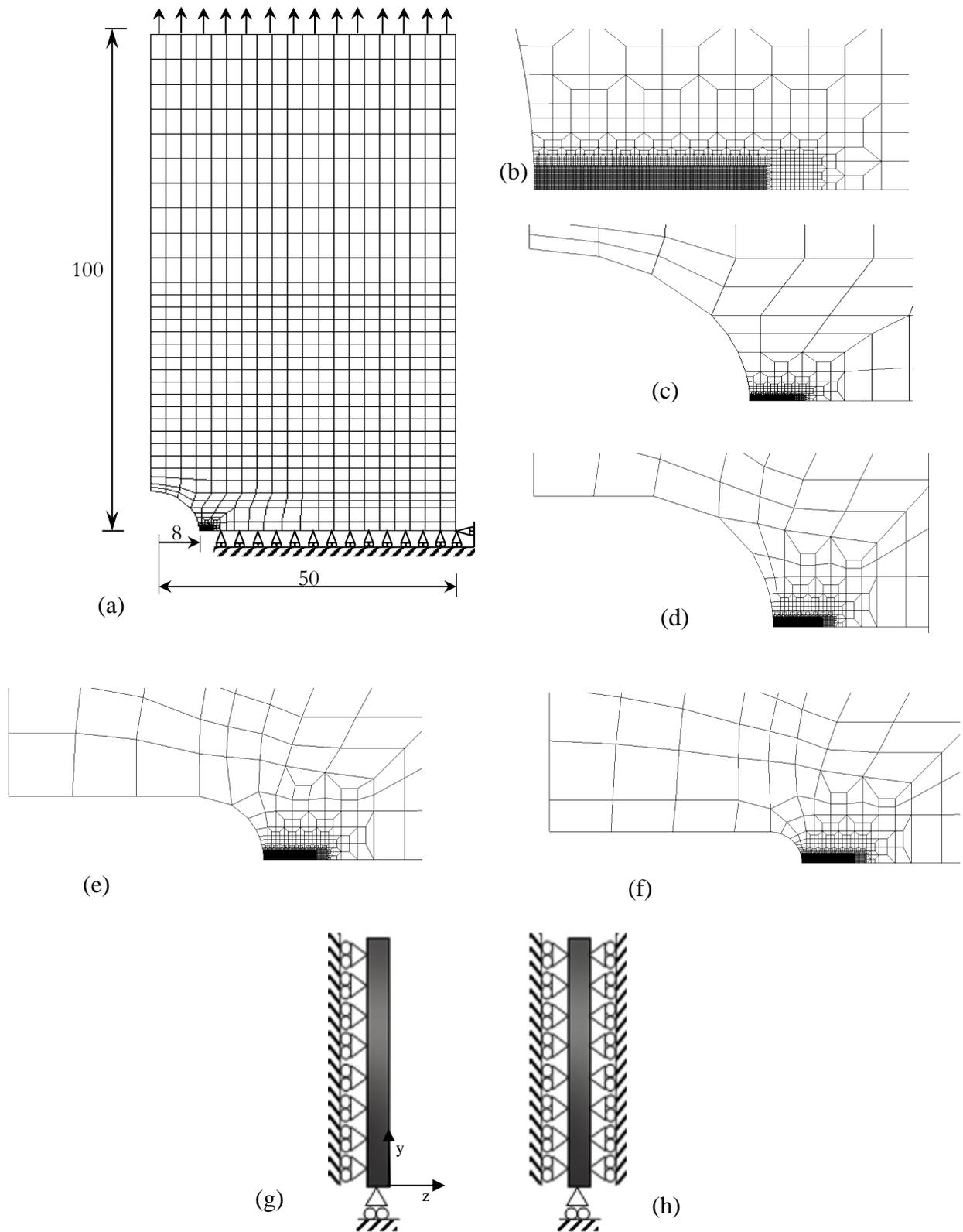


Figura 3.2. Visão geral da geometria, malha de elementos finitos e condições de fronteira de provetes entalhados: (a) Carregamento, condições de fronteira e dimensões principais em mm. (b) Malha refinada. (c) $r = 8$ mm. (d) $r = 4$ mm. (e) $r = 2$ mm. (f) $r = 1$ mm. (g) Tensão plana. (h) Deformação plana.

3.3.2. Carregamento

Os provetes foram submetidos a uma carga cíclica e de amplitude constante, caracterizada por carga mínima, F_{min} , igual a 4N e carga máxima, F_{max} , igual a 400N, resultando numa razão de tensão, R , igual a 0.01. Uma representação da carga aplicada em função do pseudo tempo das simulações é feita na Figura 3.3.

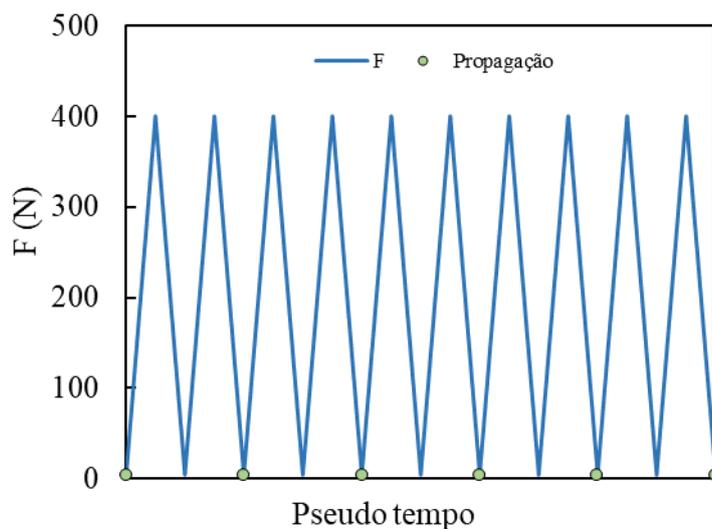


Figura 3.3. Carga aplicada em função do pseudo tempo das simulações.

3.3.3. Propagação de fenda

A propagação de fenda é simulada pela libertação de uma linha de nós na zona refinada da malha, correspondendo a um incremento de fenda entre propagações igual a 8 μm . A propagação ocorre à carga mínima, a cada dois ciclos de carga, como pode ser visto na Figura 3.3. As simulações numéricas são compostas por um total de 320 ciclos de carga que proporcionam uma propagação de fenda, $\Delta a = (160-1) \times 8 = 1272 \mu\text{m}$, visto não existir propagação nos primeiros dois ciclos de carga. Este número elevado de propagações permite obter valores estáveis de fecho de fenda, e de campos de deformação e tensão na extremidade da fenda.

Em algumas simulações, o potencial contacto entre as faces da fenda é eliminado, permitindo o estudo da propagação de fenda sem a interferência do fenómeno de fecho de fenda.

3.4. Modelo elasto-plástico

A precisão dos resultados numéricos, nomeadamente os de CTOD plástico, depende da correta modelação do comportamento elasto-plástico dos materiais. Neste estudo foram consideradas duas ligas de alumínio, 6082-T6 e 7050-T6. A escolha destes materiais deve-se à elevada resistência específica exibida pelas ligas de alumínio e ao comportamento elasto-plástico já caracterizado. As ligas de alumínio, geralmente, sofrem determinados tratamentos e/ou incorporação de elementos de liga que melhoram as suas propriedades. De facto, a liga 7050 é reforçada pela adição de Zn, Mg e Cu, e a liga 6082 pela adição de Mg, Mn e Si. Neste estudo, ambas as ligas sofreram um tratamento térmico T6, promovendo a homogeneização e envelhecimento artificial, resultando num aumento do encruamento por precipitação.

Um modelo elasto-plástico foi obtido para estes materiais em trabalhos anteriores [22], [23] em que se considerou que o comportamento elástico isotrópico é dado pela lei de Hooke generalizada. O comportamento plástico é descrito pelo critério de cedência de Huber- Mises [24], pela lei de encruamento isotrópica de Voce (3.1) [25] e pela lei de encruamento cinemática de Lemaître-Chaboche (3.2) [26].

$$Y = Y_0 + (Y_{sat} - Y_0)[1 - \exp(-C_Y \bar{\epsilon}^p)] \quad (3.1)$$

onde Y_0 é a tensão de cedência, Y_{sat} e C_Y são propriedades dos materiais da lei de Voce e $\bar{\epsilon}^p$ é a deformação plástica equivalente.

$$\dot{\mathbf{X}} = C_X \left[X_{sat} \frac{\boldsymbol{\sigma}' - \mathbf{X}}{\bar{\sigma}} - \mathbf{X} \right] \dot{\bar{\epsilon}}^p, \quad (3.2)$$

em que X_{sat} e C_X são propriedades dos materiais da lei de Lemaître-Chaboche, e $\dot{\bar{\epsilon}}^p$ é a taxa de deformação plástica equivalente.

Os valores das propriedades elasto-plásticas encontram-se na Tabela 3.1. Estes valores são obtidos por ajustamento de curvas tensão-deformação numéricas às obtidas experimentalmente, em ensaios de fadiga oligocíclica, em provetes lisos. A calibração dos parâmetros é feita por minimização de função de mínimos quadrados $F(\mathbf{A})$, dada por:

$$F(\mathbf{A}) = \sum_{i=1}^N \left[\frac{\sigma^{Fit}(\mathbf{A}) - \sigma^{Exp}}{\sigma^{Exp}} \right]_i^2, \quad (3.3)$$

onde $\sigma^{Fit}(\mathbf{A})$ e σ^{Exp} são os valores de tensão obtidos por ajustamento e experimentalmente, respetivamente. \mathbf{A} é o conjunto de parâmetros da lei de Voce e Lemaître-Chaboche que minimizam $F(\mathbf{A})$, e N é o número total de pontos experimentais.

O ajustamento dos parâmetros elasto-plásticos é realizado com a ferramenta SOLVER do Microsoft Excel.

A liga 7050-T6 foi identificada como tendo um comportamento cinemático puro. Foi também considerado um modelo isotrópico puro, de forma a estudar o efeito do modelo de encruamento.

Tabela 3.1. Propriedades elasto-plásticas

Material	E (GPa)	ν (-)	Y_0 (MPa)	Y_{Sat} (MPa)	C_Y (-)	X_{Sat} (MPa)	C_X (-)
6082-T6	70	0.29	238.15	487.52	0.01	83.18	244.44
7050-T6 cinemático	71.7	0.33	420.50	420.50	0	198.35	228.91
7050-T6 isotrópico	71.7	0.33	420.50	420.50	0	0	0

Na Tabela 3.2 encontram-se as simulações numéricas realizadas. A variação na geometria (com ou sem entalhe) e severidade de entalhe dão origem a dez casos por estado tensão e material, resultando num total de sessenta simulações.

Tabela 3.2. Diferentes casos numéricos

Geometria	Com entalhe		Sem entalhe	
	Com contacto	Sem contacto	Com contacto	Sem contacto
Faces da fenda				
r (mm) $a_0 = 8.096$ mm	1, 2, 4 e 8	1, 2, 4 e 8	/	/
Estado de tensão	Deformação Plana e Tensão plana			
Material	6082-T6, 7050-T6 cinemático e 7050-T6 isotrópico			

3.5. Programa de elementos finitos

Para efetuar o estudo dos diferentes parâmetros pretendidos recorreu-se à simulação numérica, através do programa de elementos finitos DD3IMP (*Deep-Drawing 3-dimensional IMPLICIT programme*). Este programa foi desenvolvido pelo Grupo de Tecnologia do Departamento de Engenharia Mecânica de Coimbra, possuindo um código numérico complexo baseado num esquema de integração temporal implícito, inicialmente desenvolvido para o estudo de simulações numéricas de processos de conformação de metais [27]–[29].

Para a execução do programa é necessário fornecer vários parâmetros físicos e numéricos através de um conjunto de ficheiros designados dados de entrada.

- **Mesh.dat:** dados sobre a malha de elementos finitos.
- **Mater1.dat:** propriedades do material (propriedades elasto-plásticas, lei de encruamento e critério de cedência).
- **Phase.dat:** contem as condições de carregamento (carga máxima e mínima, direção, etc).
- **GaussPoints.dat:** indica quais os elementos e os respetivos pontos de Gauss onde se pretende obter as curvas de tensão-deformação.
- **Bcont.dat:** condições de fronteiras.

- **Input.dat:** local onde se define os parâmetros numéricos (critério de convergência, número de iterações, tolerâncias, etc).
- **Tool.dat:** define os parâmetros de superfície.

Após a introdução de todos os dados de entrada e execução do programa obtemos os seguintes ficheiros de saída:

- **Nosfenda2.dat:** contém as coordenadas dos nós ao longo do plano de simetria.
- **#enti1.res:** força aplicada para cada incremento de fenda.
- **GPoint.dat:** contém os valores obtidos nos pontos de Gaus de cada um dos elementos definidos no ficheiro GaussPoints.dat.
- **Fcont.dat:** Força de contacto para a carga mínima.
- **Bloco160.ufo:** informação global sobre o bloco 160.

3.6. Processamento dos dados

Após obter-se os ficheiros de saída recorre-se a um programa desenvolvido em visual basic chamado PICC_v24a.exe. Através dos ficheiros #enti1.res e Nosfenda2.dat o programa gera vários ficheiros com o valor de CTOD e de carga com o nome CTODvsLoad.dat para diferentes blocos de propagação. Estes ficheiros são introduzidos numa aplicação desenvolvida em Excel chamada *Análise de Resultados CTODV3_* [30] que permite obter o valor de CTOD plástico e elástico, a percentagem de abertura da fenda, quando existe, entre outros parâmetros.

4. RESULTADOS NUMÉRICOS

4.1. Curva típica CTOD-Força

O presente estudo de PFF é baseado nos parâmetros CTOD. A Figura 4.1 (a) apresenta uma curva clássica de CTOD em função da força aplicada, F , medida no primeiro nó atrás da fenda. O ciclo de carga inicia-se à carga mínima (A) e aumenta progressivamente até ao ponto B onde o CTOD mantém-se constante e igual a zero, isto é, a fenda está fechada. A fenda abre no ponto B e deforma-se elasticamente até ao ponto C, o que é evidente pelo comportamento linear B-C. No ponto C inicia-se a deformação plástica que aumenta até atingir a força máxima aplicada (D). Após o ponto D efetua-se a descarga do provete. Analogamente, primeiro o material sofre deformação elástica entre o ponto D e G. A transição elastoplástica ocorre no ponto G, e a deformação plástica diminui até atingir o ponto H, onde a fenda fecha. A Figura 4.1 (b) mostra a curva CTOD plástico, $CTOD_p$, em função de F . O $CTOD_p$ é obtido subtraindo ao CTOD o CTOD elástico, $CTOD_e$. Como dito anteriormente, entre B-C e D-G o material sofre deformação elástica e como consequência o $CTOD_p$ mantém-se constante. No regime elastoplástico, C-D e G-H, existe aumento e diminuição rápida, respetivamente, da deformação plástica, como é ilustrado na Figura 4.1 (b). As Figura 4.1 (a) e (b) mostram a gama de CTOD plástico (δ_p). Foi encontrada uma relação linear elástica entre $CTOD_p$ e da/dN [23], [31], portanto as tendências observadas para δ_p são as esperadas para da/dN .

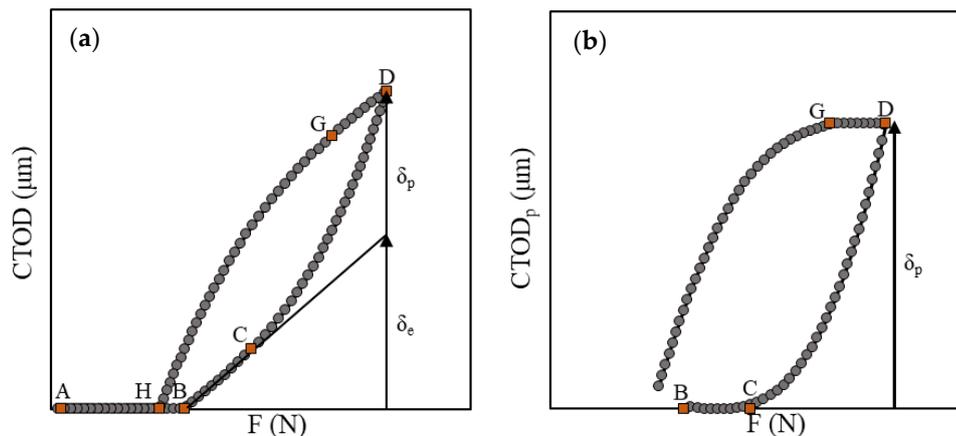


Figura 4.1. Gráficos típicos de CTOD vs. Força, F. (a) CTOD vs. F; CTOD plástico vs. F (contacto)

4.2. Simulações sem contacto em provetes sem entalhe e fissurados

Primeiro, um modelo numérico contendo apenas a fenda é implementado, de forma a poder ser comparado com resultados numéricos provenientes de diferentes provetes entalhados e fissurados. No primeiro modelo, o contacto entre as faces da fenda foi removido, isto é, o fenómeno de fecho de fenda foi impedido.

A Figura 4.2 (a) mostra δ_p em função da propagação da fenda, Δa , para os três modelos de materiais em estudo, em estado plano de tensão e de deformação. É evidente uma grande influência do material. δ_p atinge valores mais elevados para a liga 6082-T6, o que pode ser atribuído à baixa tensão de cedência desta liga (Tabela 3.1). Relativamente à liga 7050-T6, o modelo de encruamento cinemático puro fornece uma maior resistência à deformação plástica em relação ao modelo isotrópico, uma vez que o nível da curva tensão-deformação (em tensão uniaxial) é maior para o modelo isotrópico [32]. O efeito do estado de tensão também varia significativamente com o material, sendo mais pronunciado nos modelos 6082-T6, onde o caso de estado plano de tensão oferece menor resistência à deformação plástica. Para os modelos de 7050-T6, existe alguma influência para pequenos incrementos da fenda, que desaparece com a propagação da fenda. Os valores mais baixos de δ_p são observados para o estado plano de deformação, como seria esperado considerando que o estado triaxial de tensões promove níveis mais baixos de deformação plástica. Em

relação ao efeito do incremento da fenda, existe um pico inicial de deformação devido a não existir encruamento no material quando é aplicado o primeiro ciclo de carga. A aplicação das cargas seguintes provoca encruamento, o que explica a progressiva redução de δ_p . O valor mínimo obtido indica o fim do regime transitório inicial. Por outro lado, o aumento do comprimento da fenda aumenta o nível de tensão na extremidade da fenda, o que explica o progressivo aumento de δ_p com Δa . A variação é linear com declive dependente do material, sendo maior para a liga 6082-T6. A Figura 4.2 (b) mostra o declive do incremento linear, m , em função de δ_p (medida para um incremento de fenda de 800 μm). O aumento de δ_p promove uma maior influência do comprimento da fenda e existe uma relação linear entre m e δ_p .

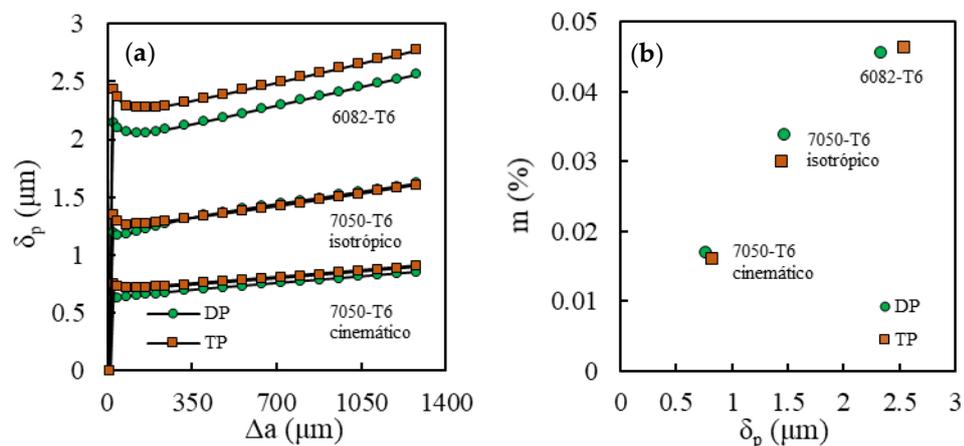


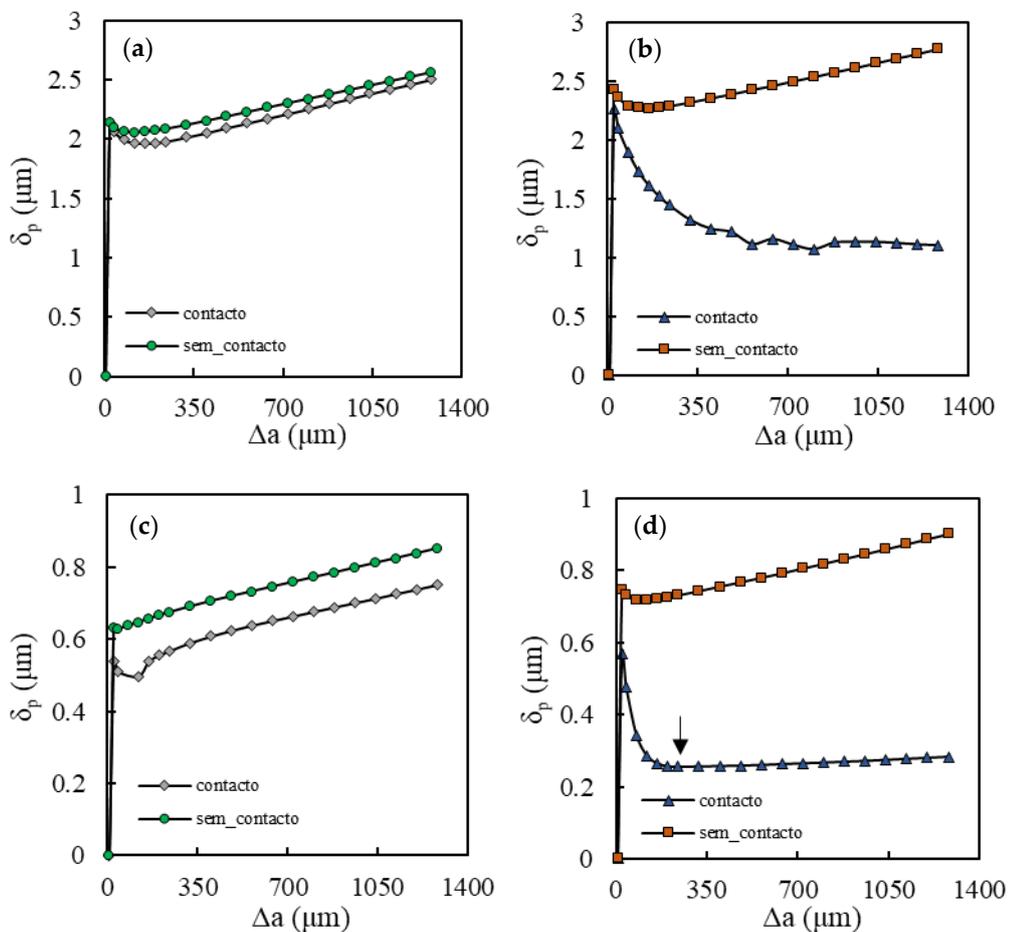
Figura 4.2. Representa o da evolu o de δ_p versus Δa (a); m versus δ_p , com δ_p avaliado a $\Delta a = 800 \mu\text{m}$ (sem contacto)

4.3. Simula es com contacto em provetes sem entalhe

As sobreposi es das faces da fenda foram removidas numericamente, o que possibilita a simula o do fen meno de fecho de fenda. Este fen meno reduz a gama de for a efetiva, levando a uma redu o da deformaa o el stica e pl stica. Como dito anteriormente,   expect vel que este fen meno tenha um efeito importante, principalmente em estado plano de tens o.

As Figura 4.3 (a)-(f) comparam a evolu o do δ_p em rela o a Δa com e sem contacto nas faces da fenda para os tr s materiais em estudo, em estado plano de tens o e deforma o. Como pode ser observado, em estado plano de deforma o (Figura 4.3 (a), (c))

e (e)), as simulações com contacto tem uma ligeira redução de δ_p , mas mantêm a tendência observada nas simulações sem contacto. Para os casos de estado plano de tensões (Figura 4.3 (b), (d) e (f)), a introdução de contacto nas faces da fenda causa redução acentuada de δ_p com a propagação da fenda. A redução de δ_p é mais pronunciada para a liga 7050-T6 com comportamento isotrópico puro e a taxa de diminuição é maior para o comportamento cinemático puro. Por outro lado, a liga 6082-T6 apresenta uma redução relativamente lenta de δ_p ocorrendo uma estabilização para valores mais elevados de Δa . O aumento de δ_p com Δa observado para as simulações sem contacto é praticamente eliminado com o contacto das faces da fenda. No entanto, existe um pequeno incremento do Δa com δ_p , o que é evidente na Figura 4.3 (d). O valor mínimo, indicado por pequenas setas na Figura 4.3 (d) e (f), indica o fim do regime transitório associado com a formação da onda plástica residual. Este regime transiente é muito mais extenso do que o comportamento transiente associado à estabilização da deformação plástica cíclica, observado na Figura 4.2 (a)



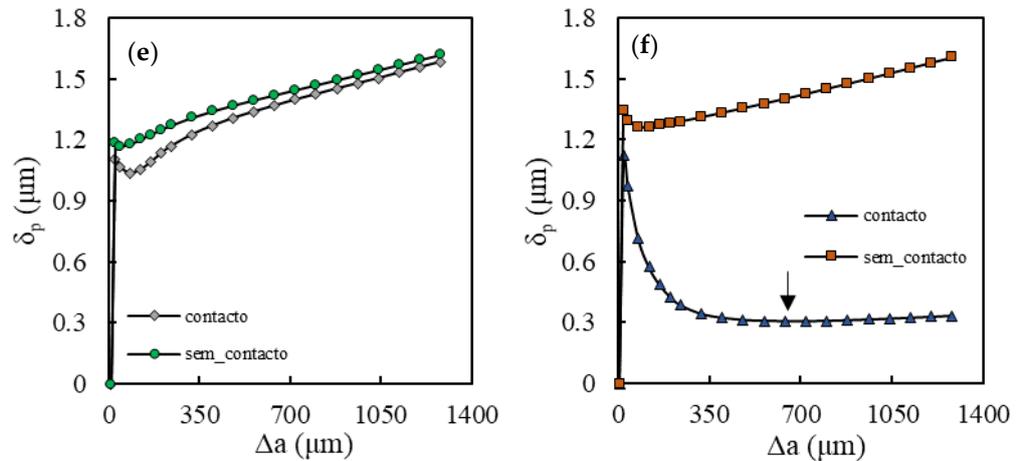


Figura 4.3. Efeito do contacto nas faces da fenda para os dados de δ_p versus Δa (modelos com fenda sem entalhe). (a) 6082-T6 em estado plano de deformação; (b) 6082-T6 em estado plano de tensão; (c) 7050-T6 com comportamento cinemático puro em estado plano de deformação; (d) 7050-T6 com comportamento cinemático puro em estado plano de tensão; (e) 7050-T6 com comportamento isotrópico puro em estado plano de deformação; (f) 7050-T6 com comportamento isotrópico puro em estado plano de tensão.

A variação do nível de fecho de fenda, quantificado por U^* , é representado na Figura 4.4. U^* é dado por:

$$U^* = \frac{F_{ab} - F_{min}}{F_{max} - F_{min}} \times 100, \quad (4.1)$$

onde F_{ab} é a carga de abertura da fenda e representa a percentagem de ciclo de carga no qual a fenda está fechada. A variação de δ_p observada na Figura 4.3 (a), (d) e (f) para as simulações com contacto, são perfeitamente simétricas às observadas na Figura 4.4. Isto significa que os decréscimos observados na Figura 4.3 têm exatamente as mesmas tendências ascendentes observadas na Figura 4.4. U^* aumenta com Δa e estabiliza para valores mais elevados de Δa , o que explica a redução de δ_p com Δa e a consequente estabilização. A taxa de crescimento de U^* com Δa é maior para a liga 7050-T6 com comportamento cinemático puro, o que está de acordo com a Figura 4.3 (d) e (f). Existe um progressivo incremento de U^* que está associado à formação da onda plástica residual, com a propagação da fenda. O nível de fecho de fenda depende do alongamento plástico das cunhas de trás da extremidade da fenda e do arredondamento da extremidade da fenda [33]. A propagação da fenda necessária para a estabilização de U^* depende muito do material, sendo significativamente maior para a liga 6082-T6. De qualquer das formas, esta distância de estabilização é significativamente maior do que a necessária para estabilizar os ciclos de deformação plástica. Os valores de estabilização de U^* são entre 38-50%, valores típicos

para estado plano de tensões. Após a estabilização existe um pequeno, mas progressivo aumento de U^* , o que explica a pequena variação de δ_p observada na Figura 4.3 (d) e (f), comparado com as simulações sem contacto. Em estado plano de deformação, o nível de fecho de fenda é significativamente mais baixo, menos de 10%, o que explica a pequena variação observada nas Figura 4.3 (a), (c) e (e).

A Figura 4.4 (b) representa a curva CTOD *versus* F. A redução de CTOD, e como tal de δ_p , é evidente quando o contacto nas faces da fenda é introduzido. A carga efetiva tem um efeito preponderante sobre o CTOD plástico.

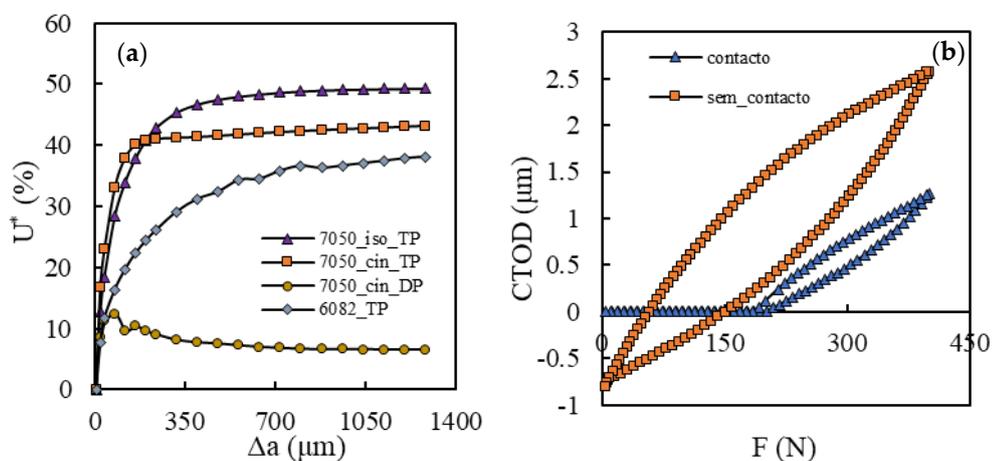


Figura 4.4. (a) Evolução de U^* com Δa , para a liga 6082-T6 e 7050-T6. Com comportamento isotrópico puro e cinemático (fenda sem entalhe; contacto); (b) Efeito de U^* na curva CTOD vs F (7050-T6 isotrópico; fenda sem entalhe; estado plano de tensão).

4.4. Inserção de entalhes com diferentes raios em simulações sem contacto

Um entalhe foi colocado na lateral do provete, como é ilustrado na Figura 3.2 (a), com diferentes raios (ver Figura 3.2 (c)- (f)). A presença de um entalhe, tal como no caso da fenda, é uma descontinuidade geométrica que atua como um concentrador de tensões. O objetivo desta secção é estudar o efeito conjugado do entalhe e da fenda na PFF, em simulações sem contacto.

As Figura 4.5 (a)-(f) comparam a evolução de δ_p com Δa sem contacto, nas faces da fenda, para entalhes com diferentes raios, $r=1, 2, 4$ e 8 mm, para os três materiais em estudo assumindo estado plano de tensão e deformação. A introdução do entalhe reduz a gama de CTOD plástico, sendo este efeito crescente com o raio do entalhe. Isto significa que

o entalhe tem efeito protetor em δ_p e como tal em da/dN , que resulta de um efeito suavizante das tensões junto da extremidade da fenda. Existe apenas uma exceção para a liga 7050-T6 com comportamento cinemático puro no estado plano de deformações, Figura 4.5 (c). O incremento do raio diminui δ_p , promovendo uma maior vida à fadiga, como expectável visto que os fatores de concentração de tensões diminuem com o aumento de r . O efeito protetor do entalhe pode parecer estranho, no entanto, o comprimento da fenda em fendas sem entalhe é 8,096mm, como é ilustrado na Figura 4.6 (a). O efeito protetor do entalhe é observado comparando os resultados das geometrias das Figura 4.6 (a) e (b). Por outro lado, a comparação entre as geometrias das Figura 4.6 (b) e (c) indica que o entalhe aumenta da/dN , sendo esta a comparação típica feita na literatura. As linhas tracejadas adicionadas nas Figura 4.5, indicam o comportamento esperado para a geometria da Figura 4.6 (c), isto é, assumindo que o comprimento da fenda é medido a partir do entalhe.

Com a propagação da fenda, existe uma tendência global para o crescimento de δ_p com Δa , sendo a taxa de crescimento maior para valores mais baixos de Δa . O efeito de Δa é mais pronunciado para modelos com entalhe do que para modelos sem entalhe. Estas diferenças na propagação da extremidade da fenda são devidas ao campo de tensões geradas pelo entalhe. Para incrementos da fenda relativamente grandes, as curvas tendem a aproximar-se. Isto significa que o entalhe começa a perder o seu efeito e que a diferença entre as duas curvas se deve ao entalhe. Para o comprimento da fenda máximo estudado ($\Delta a=1,272\text{mm}$) o efeito não desapareceu por completo porque as curvas ainda continuam a ter alguma separação. Isto significa que o efeito do entalhe é superior aos 1,272 mm estudados, particularmente para os casos com r mais elevado. Por outro lado, para o caso de menor r estudado ($r=1\text{mm}$), as curvas tendem para o caso do modelo sem entalhe, o que significa que o limite da influência do entalhe foi atingido. Sem contacto das faces da fenda, as tendências observadas para δ_p não são afetadas pelo estado de tensões ou pelo material.

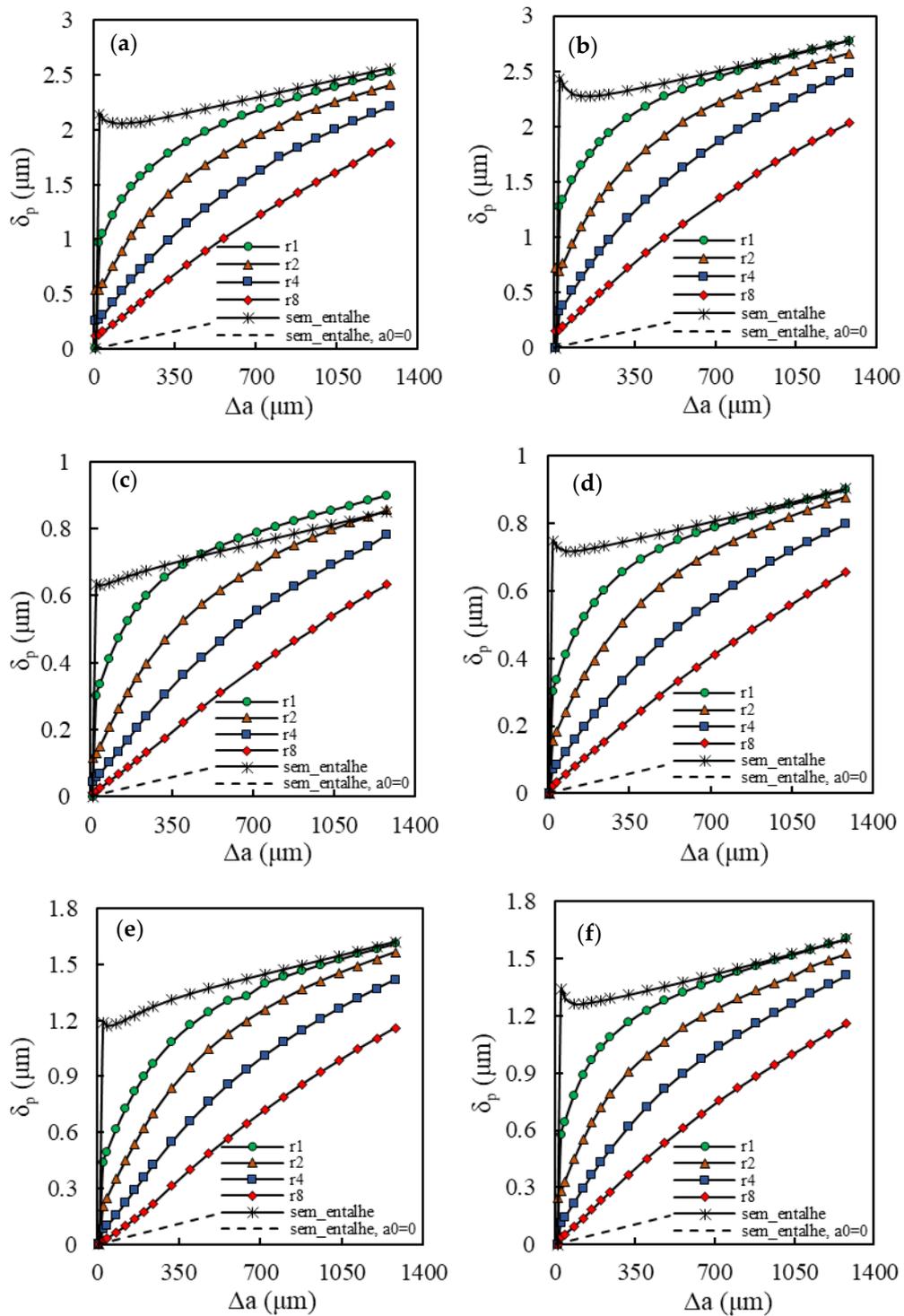


Figura 4.5. Influencia do entalhe na curva δ_p versus Δa (sem contacto). (a) 6082-T6 em estado plano de deformação; (b) 6082-T6 em estado plano de tensão; (c) 7050-T6 com comportamento cinemático puro em estado plano de deformação; (d) 7050-T6 com comportamento cinemático puro em estado plano de tensão; (e) 7050-T6 com comportamento isotrópico puro em estado plano de deformação; (f) 7050-T6 com comportamento isotrópico puro em estado plano de tensão.

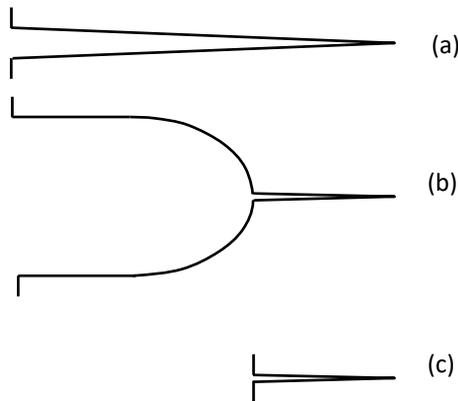


Figura 4.6. Geometria da fenda: (a) fenda sem entalhe com $a_0=8,096\text{mm}$; (b) fenda com entalhe; e (c) fenda sem entalhe com $a_0=0,096\text{mm}$

Na Figura 4.7 está representado δ_p em função de r para três valores de Δa , para o estado plano de tensões na liga 7050 com comportamento isotrópico. O aumento de r reduz o δ_p , como se observa na Figura 4.5 (f). A tendência observada na Figura 4.7 sugere um aumento da linearidade entre δ_p e r , com a propagação da fenda. A mesma relação foi encontrada para o estado plano de deformação nas ligas 6082 e 7050 com comportamento cinemático. Um coeficiente de correlação ao quadrado, R^2 , de 0,99 é obtido quando uma tendência linear é ajustada para $\Delta a=1272\mu\text{m}$ para todos os casos estudados, comprovando a relação linear referida acima.

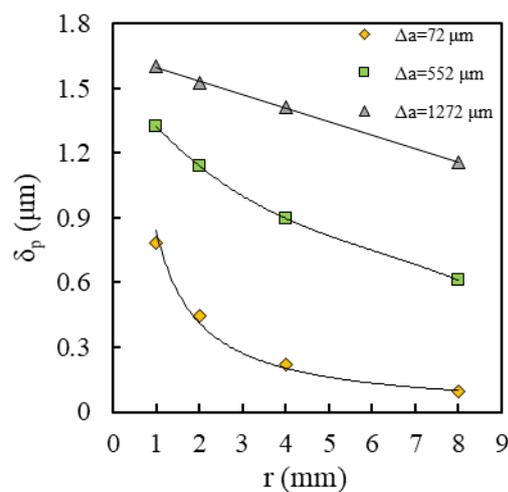
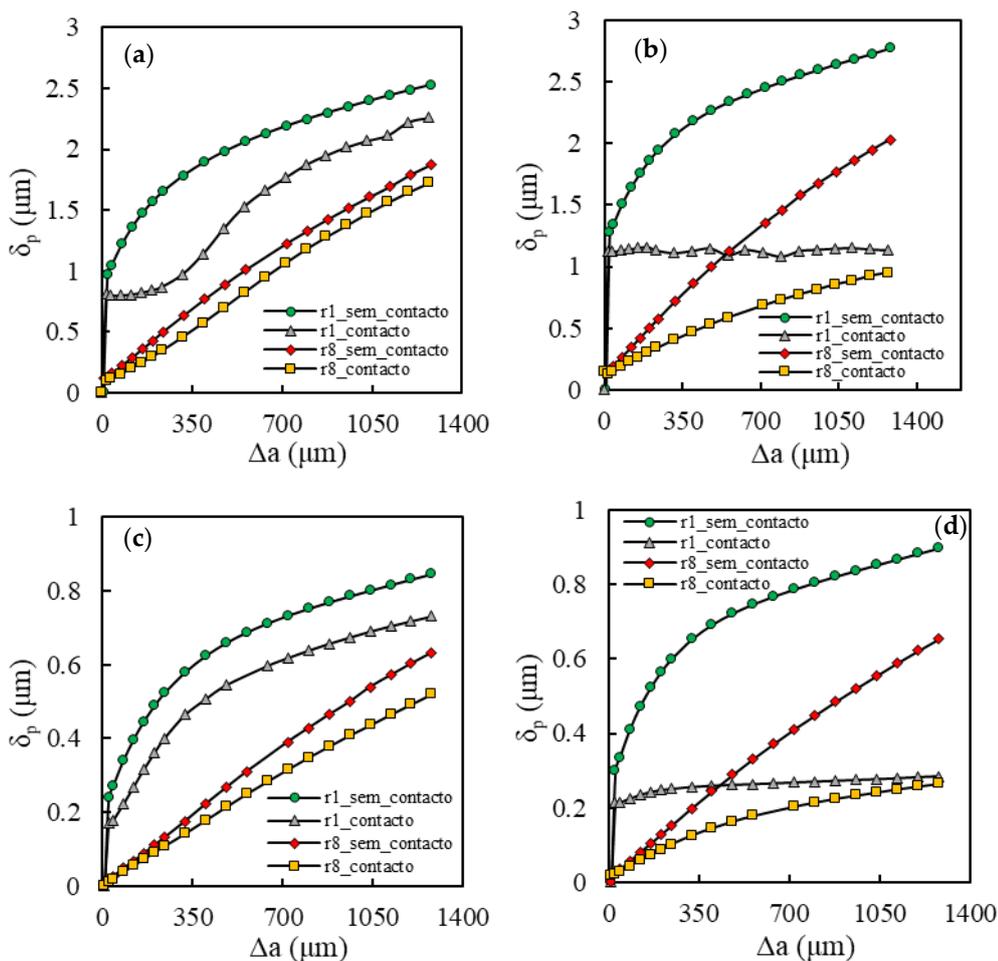


Figura 4.7. Evolução de δ_p versus r , para diferentes comprimentos de fenda (7050 isotrópico, modelo com fenda e entalhe; estado plano de tensão)

4.5. Inserção de contacto nas faces da fenda para os modelos com entalhe

As Figura 4.8 (a)-(f) mostra δ_p em função de Δa para $r = 1\text{mm}$ e $r = 8\text{mm}$ em simulações com e sem contacto. Como observado para os modelos sem entalhe, existe uma grande influência do fecho de fenda para o estado plano de tensão e um baixo efeito para o estado plano de deformação. O contacto nas faces da fenda reduz o δ_p , como esperado, devido à redução da carga efetiva. A redução do raio do entalhe produz um aumento significativo do fenómeno de fecho de fenda tanto no estado plano de tensão como de deformação, sendo o efeito mais pronunciado no estado plano de tensões. Esta dependência do fecho de fenda relativamente ao raio do entalhe reduz, aparentemente, a zona afetada pelo entalhe, promovendo uma convergência mais rápida das curvas para diferentes raios.



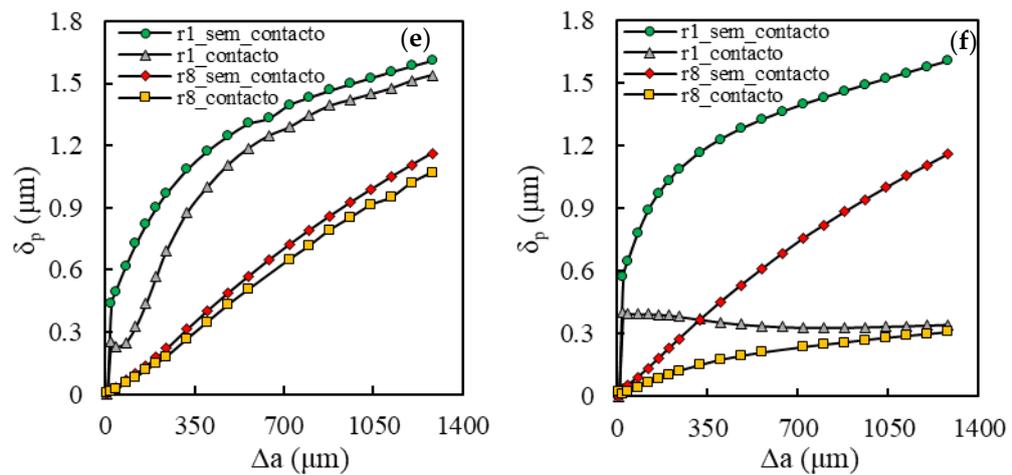


Figura 4.8. Influência da presença do entalhe e do contacto nas faces da fenda na curva δ_p versus Δa (modelo fenda com entalhe). (a) 6082-T6 estado em plano de deformação; (b) 6082-T6 estado em plano de tensão; (c) 7050-T6 com comportamento cinemático puro em estado plano de deformação; (d) 7050-T6 com comportamento cinemático puro em estado plano de tensão; (e) 7050-T6 com comportamento isotrópico puro em estado plano de deformação; (f) 7050-T6 com comportamento isotrópico puro em estado plano de tensão.

4.6. Comparação de modelos com e sem entalhe em simulações com contacto

As Figura 4.9 (a)-(f) mostra a evolução de δ_p em função do Δa para simulações com e sem entalhe nos três materiais em estudo tanto em estado plano de tensão como de deformação. As tendências observadas para a situação sem contacto (Figura 4.5) também existem na situação com contacto. O entalhe reduz δ_p , isto é, tem um efeito protetor em da/dN. Mais uma vez, o comprimento da fenda sem entalhe usado para comparação inclui o tamanho do entalhe. O efeito protetor aumenta com o raio do entalhe, mas tende a desaparecer com a propagação da fenda. Existe uma convergência da curva correspondente aos modelos sem entalhe, que ocorre quando o efeito do entalhe desaparece. No entanto, com contacto, há uma influência acentuada no estado plano de tensões. Para o estado plano de deformações, existe um forte aumento de δ_p com Δa . É necessário uma propagação relativamente grande para convergir as curvas com e sem entalhe, particularmente para valores mais elevados do raio do entalhe (Figura 4.9 (a), (c) e (e)). Em estado plano de tensão, o aumento do raio do entalhe reduz substancialmente δ_p , o que significa que existe um efeito protetor. A convergência das curvas é agora mais rápida do que para o estado plano de deformação, isto é, a zona afetada pelo entalhe parece ter reduzido substancialmente. O tipo de material parece não afetar esta tendência. O comportamento em forma de V,

tipicamente observado para pequenos incrementos de fenda após o entalhe, não é observado aqui, com a exceção da liga 7050-T6 com comportamento isotrópico puro no estado plano de tensão com $r = 1\text{mm}$. O aumento da carga provavelmente promoverá esse comportamento.

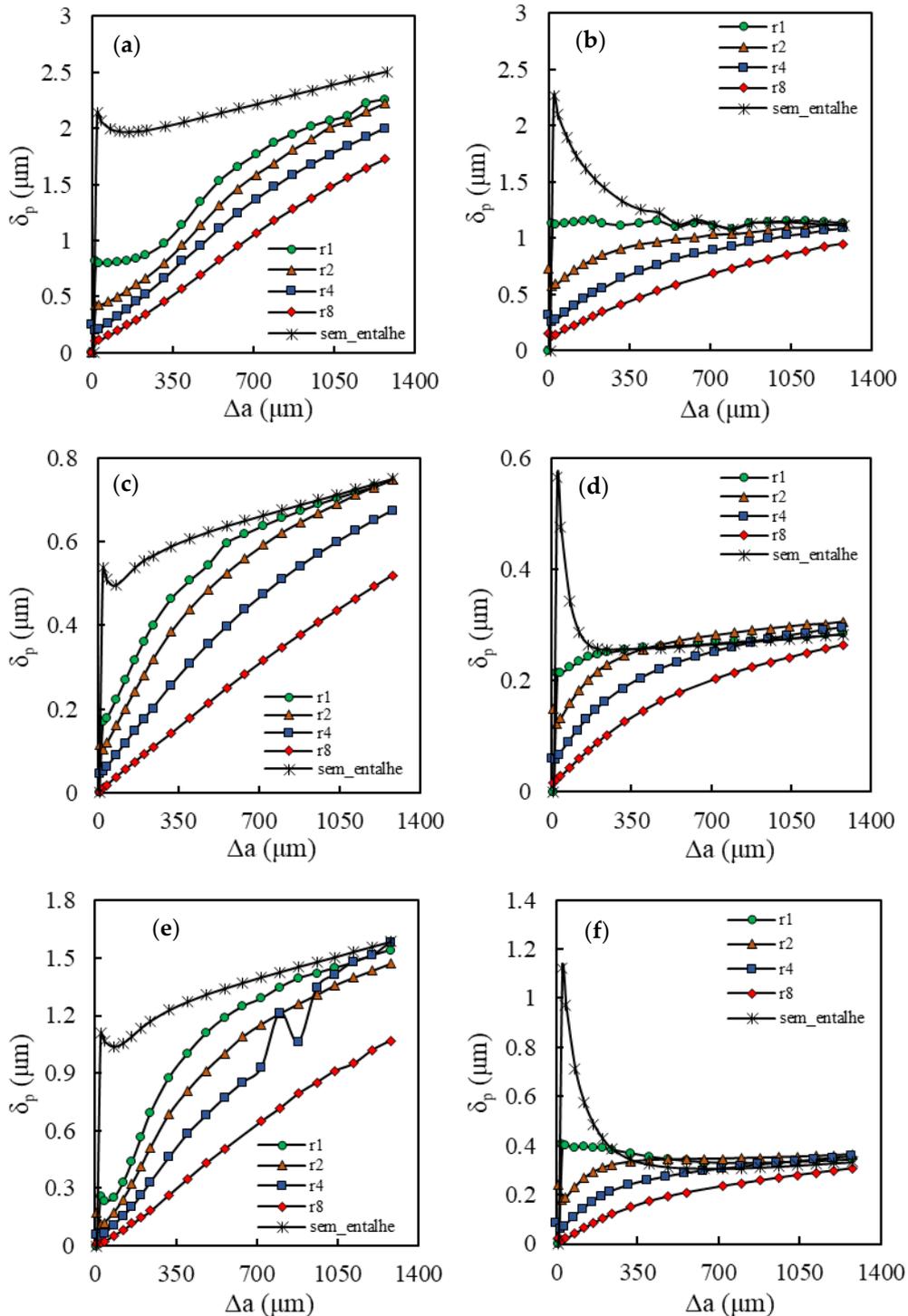
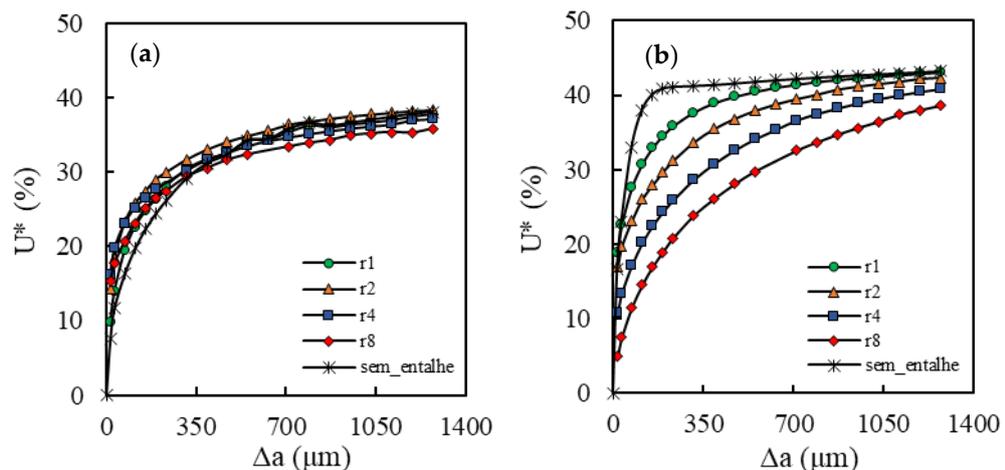


Figura 4.9. Comparação das geometrias com e sem entalhe a respeito da evolução da curva δ_p versus Δa (modelo fenda com entalhe). (a) 6082-T6 estado plano de deformação; (b) 6082-T6 estado plano de tensão; (c) 7050-T6 com comportamento cinemático puro, estado plano de deformação; (d) 7050-T6 com comportamento cinemático puro, estado plano de tensão; (e) 7050-T6 com comportamento isotrópico puro, estado plano de deformação; (f) 7050-T6 com comportamento isotrópico puro, estado plano de tensão.

U^* foi estudado para o estado plano de tensões nos três materiais e para os diferentes raios de entalhe. O desenvolvimento de U^* com Δa , ilustrado nas Figura 4.10 (a)-(c), é similar para todos os materiais. U^* aumenta com a propagação da fenda, sendo a taxa de aumento maior para valores mais pequenos de Δa . Com a diminuição da concentração de tensões, isto é, com o aumento do raio do entalhe, U^* atinge valores mais baixos. Os valores de U^* mais elevados são observados na Figura 4.10 (c) para a liga 7050-T6 com comportamento isotrópico puro, enquanto os valores mais baixos encontram-se na Figura 4.10 (a) para a liga 6082-T6. U^* atinge valores mais elevados nas situações sem entalhe, exceto para a liga 6082-T6. No entanto, as diferenças relativamente às fendas com entalhe tendem a ser atenuadas para valores mais elevados de Δa . Para o estado plano de deformações, U^* tem um pico para valores mais baixos de Δa e logo de seguida decresce rapidamente. É de notar que a percentagem de variação de δ_p é significativamente maior que a percentagem de variação de U^* , porque δ_p aumenta não linearmente com o efeito da carga efetiva.



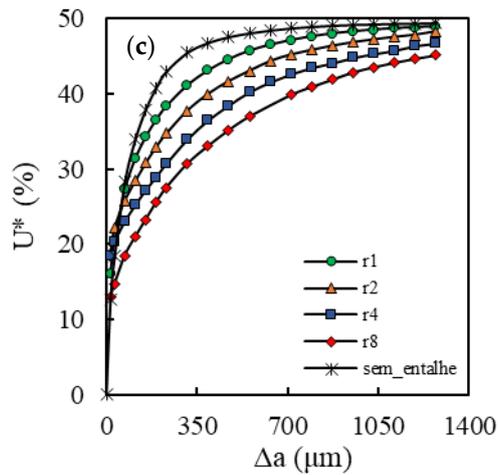


Figura 4.10. Evolução de U^* com Δa para diferentes raios do entalhe; (a) 6082-T6; (b) 7050-T6 com encruamento cinemático; (c) 7050-T6 com encruamento isotrópico (modelo com fenda e entalhe, contacto, estado plano de tensão)

A Figura 4.11 mostra o tamanho da zona plástica à frente do entalhe para modelos sem fenda. A zona plástica é maior para o estado plano de tensão do que para o estado plano de deformação, mas é sempre menor que 1mm. A zona de deformação plástica estendesse à frente do tamanho inicial da fenda, portanto, a fenda propaga-se em material deformado plasticamente. No entanto, o nível de deformação plástica é pequeno, tendo um valor máximo de 0,93% para a liga 6082-T6 e 11,9% para a liga 7050-T6. Naturalmente, o incremento da força aplicada aumenta o tamanho da zona plástica e o nível de deformação plástica.

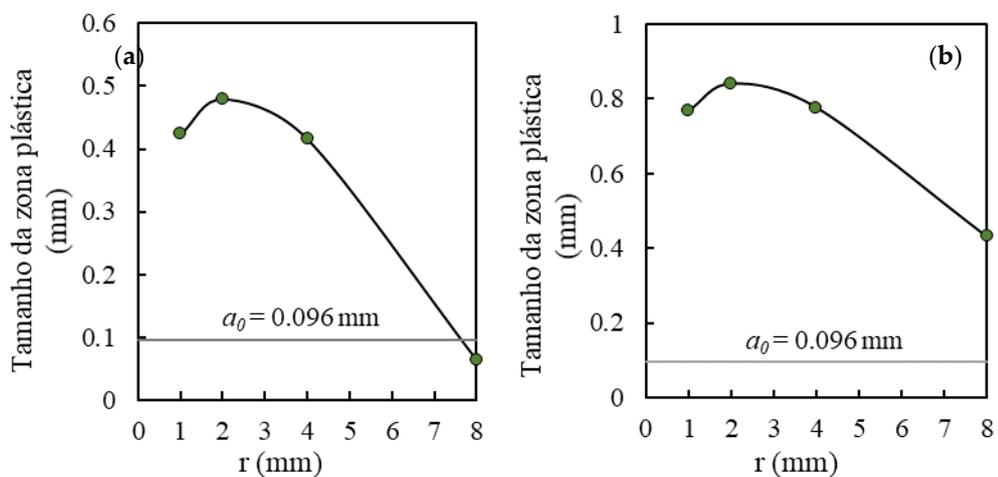


Figura 4.11. Zona plástica em função do raio do entalhe, considerando $\epsilon_p=0\%$ como critério para o fim da zona plástica (6082-T6; contacto). (a) Estado plano de deformação; (b) Estado plano de tensão.

5. DEFORMAÇÃO EM PEQUENA ESCALA

Neste capítulo é verificada a validade do regime de Deformação em pequena escala, SSY (*Small-Scale Yielding*), e como tal, a aplicabilidade do parâmetro ΔK .

5.1. Introdução

Como foi referido anteriormente no capítulo 2 existem algumas limitações na aplicação da MFLE no estudo da PFF devido a existir deformação plástica na extremidade da fenda. Deformação em pequena escala, SSY (*Small Scale Yielding*), e deformação em grande escala, LSY (*Large Scale Yielding*) são dois conceitos usados para descrever o grau de deformação plástica presente na extremidade da fenda. Considera-se SSY quando a região deformada plasticamente é pequena quando comparada com as dimensões da geometria, particularmente a dimensão da fenda. Quando a zona plasticamente deformada aumenta consideravelmente deixamos de poder considerar a situação de SSY e passamos então para a situação de LSY.

Em LSY, são necessários parâmetros alternativos da abertura da fenda, tal como ΔJ [34], CTOD [35], a energia dissipada [36] ou até mesmo a dimensão da zona plástica da extremidade da fenda [37]. LSY ocorre principalmente em ligas dúcteis, enquanto em materiais frágeis ou de alta resistência é esperado uma situação de SSY.

A definição dos limites de SSY não é evidente. Segundo a ASTM [2] as regiões de SSY e LSY não estão claramente definidas. Em vários artigos a validade de SSY não é verificada, sendo simplesmente assumida.

Ritchie em 1984 [38], propôs que a zona plástica deveria ser cerca de 15 vezes menor do que o comprimento da fenda, a . Empiricamente, foi proposto que K é válido se:

$$r_p < \frac{a}{50} \text{ até } \frac{a}{30} \quad (5.1)$$

onde r_p é o raio da zona plástica.

A norma ASTM E647-15 [2] indica que para os valores de K serem válidos, as dimensões dos provetes C(T) e M(T) devem seguir os seguintes critérios:

$$(w - a) > \frac{4}{\pi} \left(\frac{K_{max}}{Y_0} \right)^2 \quad (5.2)$$

$$(w - 2a) \geq 1,25 \left(\frac{F_{max}}{tY_0} \right)^2 \quad (5.3)$$

onde K_{max} é o fator de intensidade de tensões máximo, F_{max} a força máxima, w a largura do modelo, t a espessura do modelo, a o comprimento da fenda e Y_0 a tensão de cedência inicial do material.

Recentemente um estudo feito por Antunes *et al* [30] com o objetivo de quantificar de forma mais clara as fronteiras de SSY, relacionou o CTOD elástico, δ_e , com ΔK , usando as equações de Westergaard [39]:

$$\Delta K = \frac{\delta_e \times E(1 - \nu^2)}{8\sqrt{d/(2\pi)}} \quad (5.4)$$

$$\Delta K = \frac{\delta_e \times E}{8\sqrt{d/(2\pi)}} \quad (5.5)$$

onde E é o módulo de elasticidade, ν o coeficiente de Poisson e d a distância da extremidade da fenda medida ao longo da face da fenda. Baseado nestas equações obtemos três parâmetros, ΔK_{δ_e} , obtido diretamente, ΔK_{δ_t} obtido usando o CTOD total; δ_t , e $\% \Delta K_{\delta_e}$ através de:

$$\% \Delta K_{\delta_e} = \frac{\Delta K_{\delta_e}}{\Delta K_{\delta_t}} \times 100 \quad (5.6)$$

Substituindo a equação (5.5) na equação (5.6), é possível concluir que $\% \Delta K_{\delta_e}$ também pode ser relacionada através de δ_e e δ_t .

Concluiu-se neste estudo que o regime de SSY é caracterizado por valores de δ_e/δ_t superiores a 75% e o regime de LSY para valores de δ_e/δ_t inferiores a 60%.

5.2. Resultados

Nas Figura 5.1 (a) e (b) está representado δ_e/δ_t em função do Δa para as três ligas de alumínio: 6082-T6 e 7050-T6 com comportamento isotrópico puro e encruamento cinemático no estado plano de deformação e de tensão, respetivamente, sem contacto nas

faces da fenda. Com a propagação de fenda, δ_e/δ_t diminui, como é esperado, devido aos elevados níveis de deformação plástica na extremidade da fenda. Tanto a liga 6082-T6 como 7050-T6 isotrópica estão no regime de LSY enquanto a liga 7050-T6 cinemática encontra-se no regime transitório. O estado de tensão não tem influência em δ_e/δ_t quando não existe fecho de fenda.

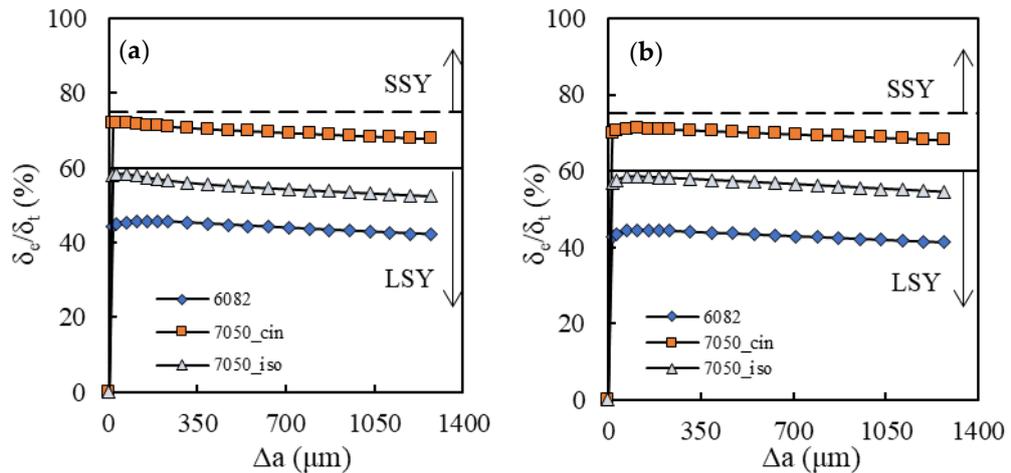


Figura 5.1. Efeito de Δa no regime SSY/LSY (modelo sem entalhe; sem contacto nas faces da fenda). (a) estado plano de deformação; (b) estado plano de tensão

As Figura 5.2 (a)-(f) representam δ_e/δ_t em função do Δa para as três ligas de alumínio: 6082-T6 e 7050-T6 com comportamento isotrópico puro e encruamento. Como pode ser observado nas Figura 5.2 (a), (c) e (e), a introdução do contacto nas faces da fenda no estado plano de deformação, é pouco sensível em δ_e/δ_t . No entanto, o mesmo não acontece para o estado plano de tensão, Figura 5.2 (b), (d) e (f). Para o estado plano de tensão, a introdução do contacto nas faces da fenda reduz δ_p e conseqüentemente aumenta δ_e/δ_t . Este aumento da resistência a deformação plástica resulta do fenómeno de fecho de fenda, que é mais pronunciado em estado plano de tensão. Este fenómeno reduz o efeito da carga efetiva, reduzindo a deformação plástica.

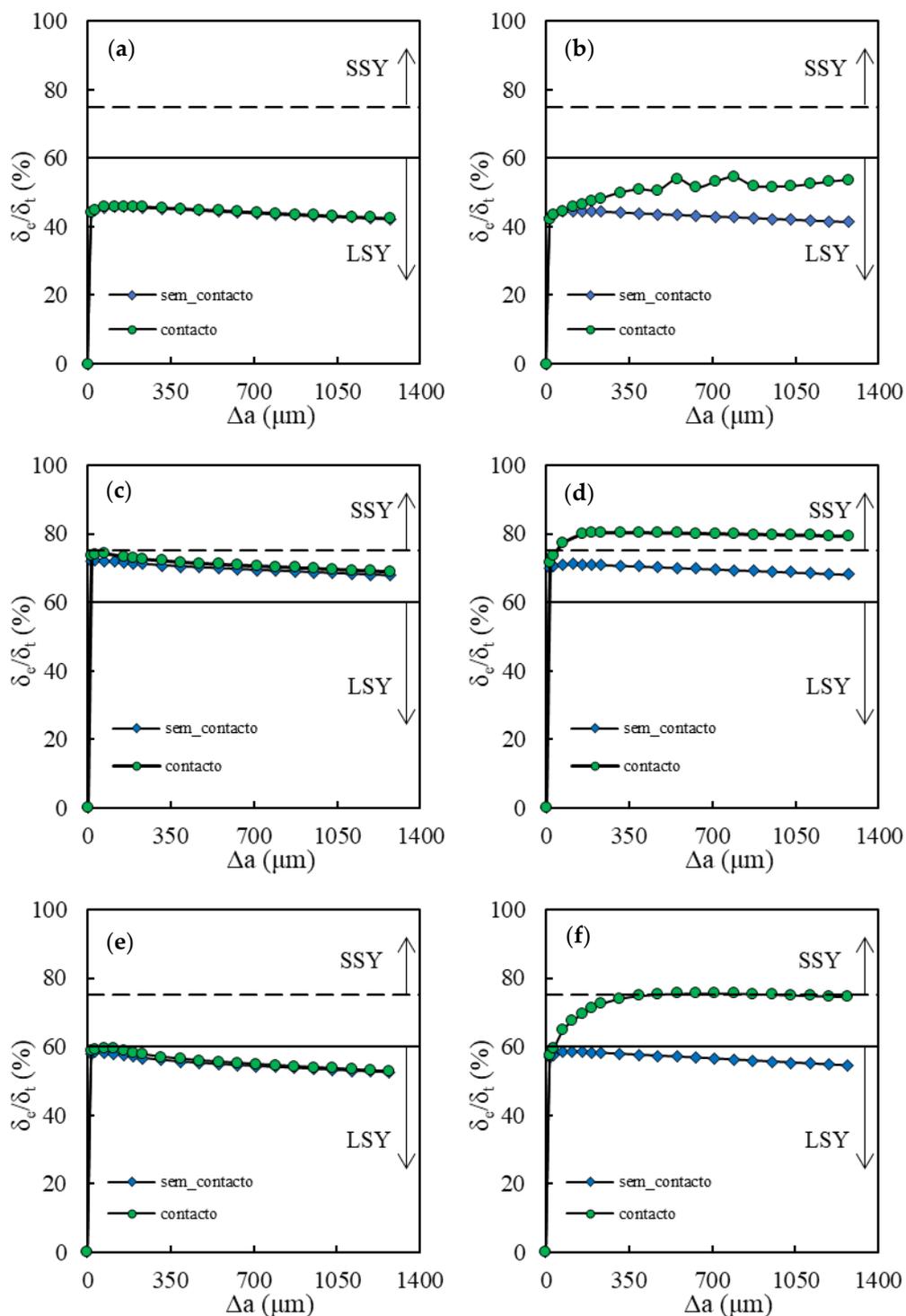
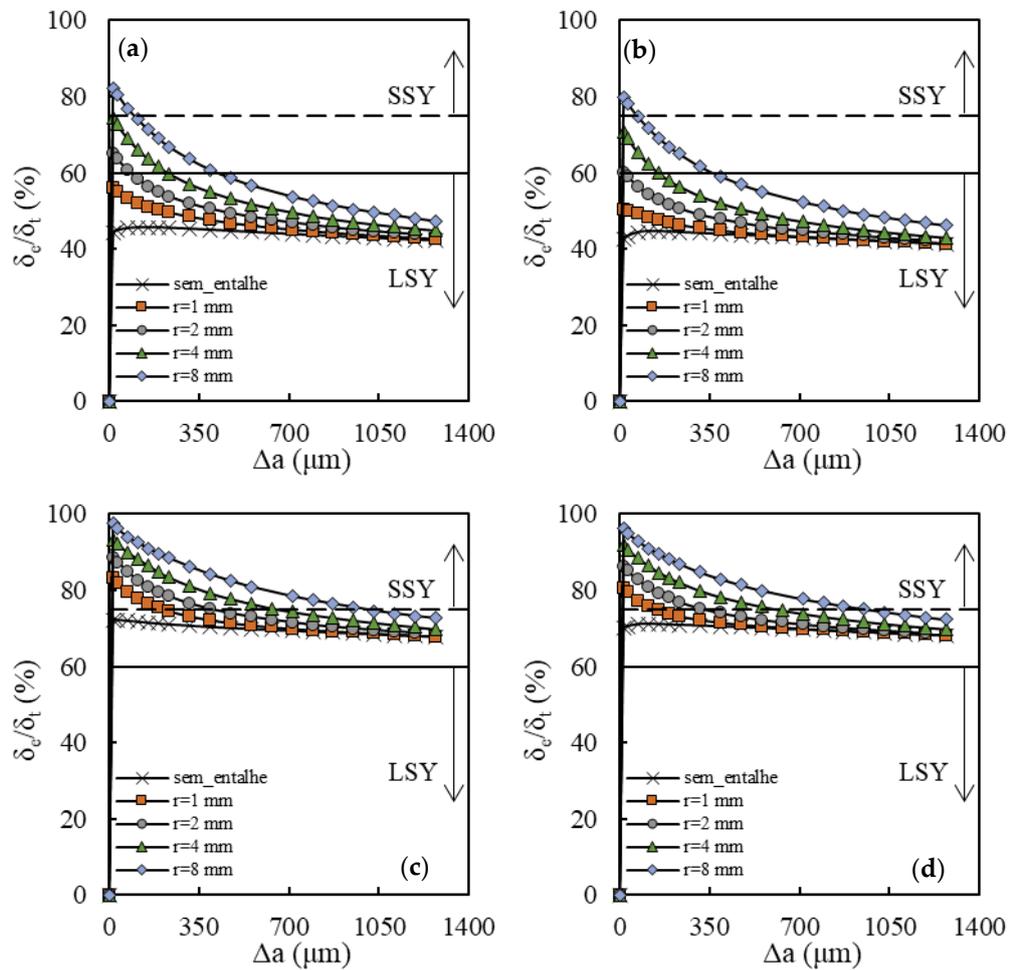


Figura 5.2. Efeito de Δa no regime SSY/LSY (modelo sem entalhe); (a) 6082-T6 estado plano de deformação; (b) 6082-T6 estado plano de tensão; (c) 7050-T6 com comportamento cinemático puro, estado plano de deformação; (d) 7050-T6 com comportamento cinemático puro, estado plano de tensão; (e) 7050-T6 com comportamento isotrópico puro, estado plano de deformação; (f) 7050-T6 com comportamento isotrópico puro, estado plano de tensão.

Nas Figura 5.3 (a)-(f) é feita uma comparação entre os modelos com e sem entalhe, em simulações sem contacto. A utilização do entalhe reduz δ_p e conseqüentemente aumenta δ_e/δ_t . Esta variação é mais acentuada para valores mais elevados de r devido à relação inversa observada entre r e o fator de concentração de tensões, reduzindo a deformação plástica. À medida que Δa aumenta, o valor de δ_e/δ_t obtido nos modelos com entalhe tende para os valores observados nos modelos sem entalhe, isto é, a medida que a fenda se torna maior, o efeito do entalhe é reduzido.



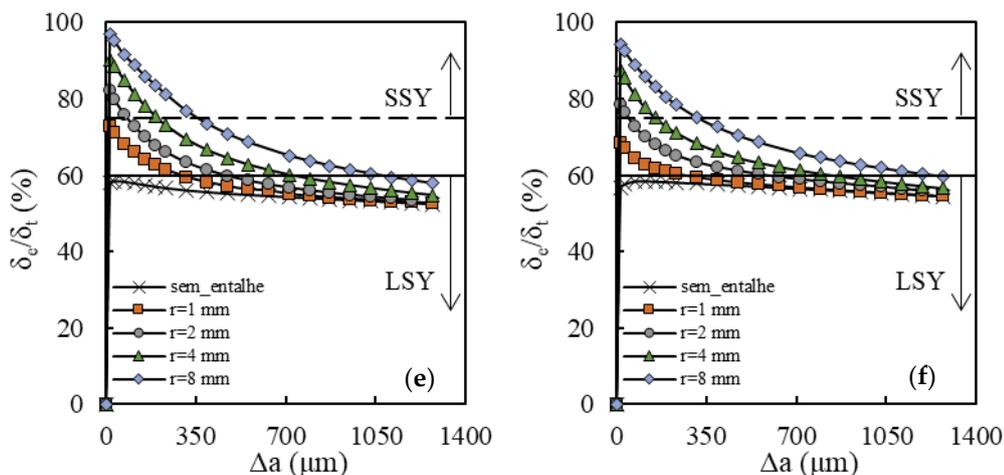
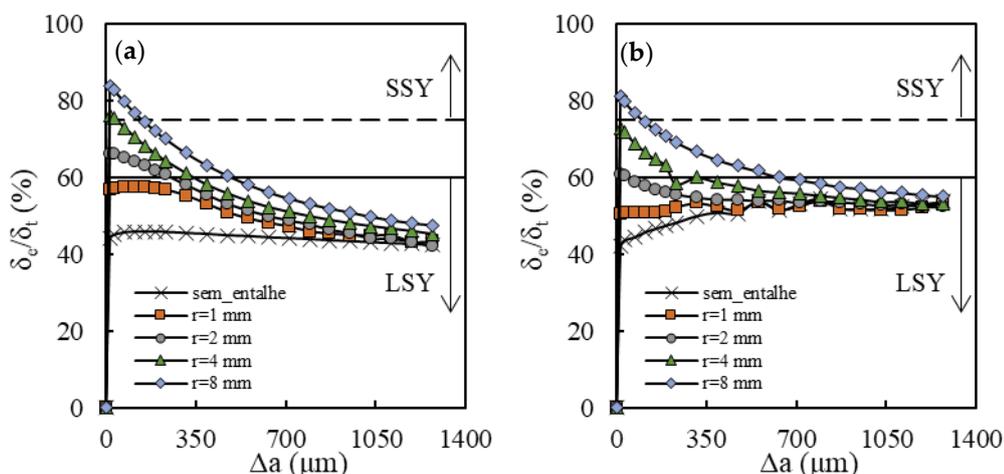


Figura 5.3. Efeito de Δa no regime SSY/LSY (modelo com entalhe; sem contacto nas faces da fenda); (a) 6082-T6 estado plano de deformação; (b) 6082-T6 estado plano de tensão; (c) 7050-T6 com comportamento cinemático puro, estado plano de deformação; (d) 7050-T6 com comportamento cinemático puro, estado plano de tensão; (e) 7050-T6 com comportamento isotrópico puro, estado plano de deformação; (f) 7050-T6 com comportamento isotrópico puro, estado plano de tensão.

As Figura 5.4 (a)-(f) efetuam as mesmas comparações que as Figura 5.3 (a)-(f), mas com contacto nas faces da fenda. As tendências observadas nas Figura 5.3 são observadas também para a situação com contacto nas Figura 5.4, em estado plano de tensão. Nas Figura 5.4 (b), (d) e (f), são obtidos valores elevados de δ_e/δ_t comparados com os valores obtidos nas Figura 5.3 (b), (d) e (f). Como referido anteriormente, o fecho de fenda afeta profundamente δ_p no estado plano de tensão. Para a liga 7050-T6 tanto com comportamento cinemático e isotrópico pode ser aplicado SSY, de acordo com o critério definido por Antunes *et al* [23]. No entanto, o mesmo não acontece para a liga 6082-T6.



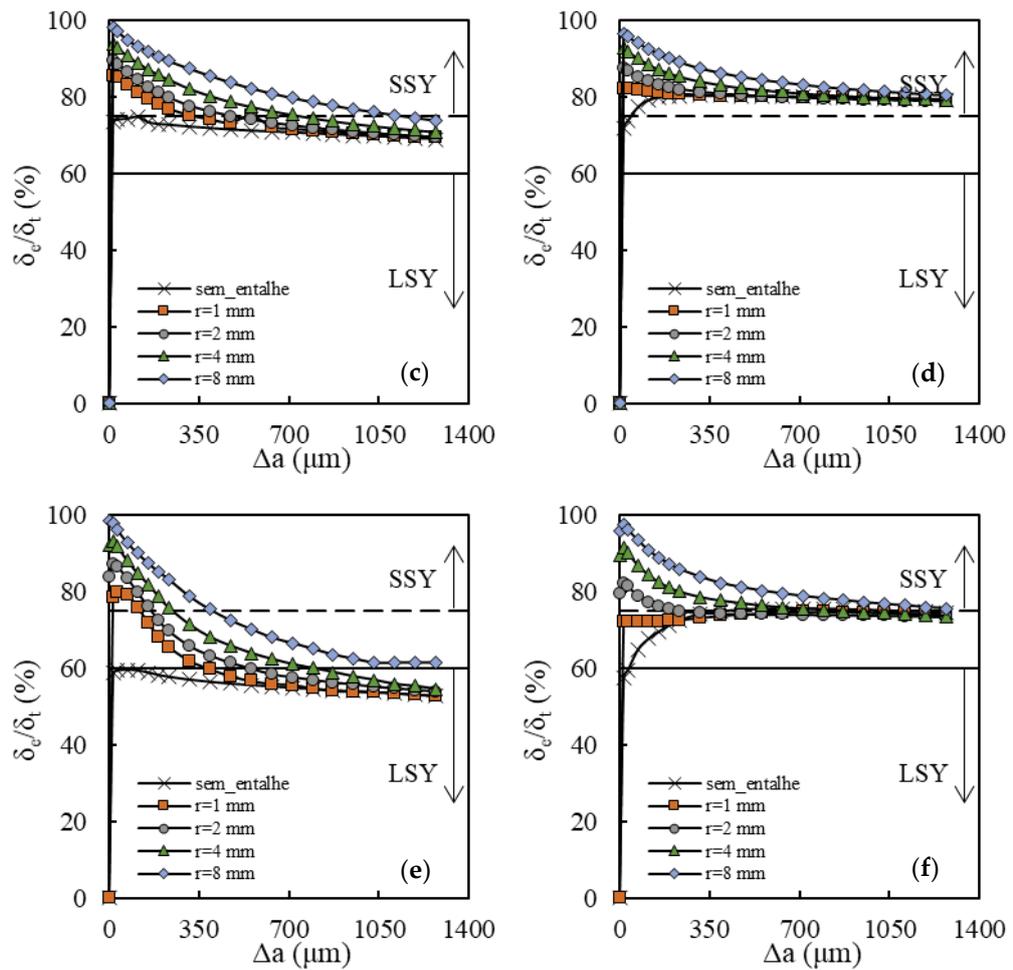


Figura 5.4. Efeito de Δa no regime SSY/LSY (modelo com entalhe; $R=0,01$; com contacto nas faces da fenda); (a) 6082-T6 estado plano de deformação; (b) 6082-T6 estado plano de tensão; (c) 7050-T6 com comportamento cinemático puro, estado plano de deformação; (d) 7050-T6 com comportamento cinemático puro, estado plano de tensão; (e) 7050-T6 com comportamento isotrópico puro, estado plano de deformação; (f) 7050-T6 com comportamento isotrópico puro, estado plano de tensão.

Os resultados apresentados na Figura 5.1, Figura 5.2, Figura 5.3 e Figura 5.4 mostram a necessidade de verificar a validade do regime SSY. De facto, ΔK é utilizado como parâmetro controlador da PFF em muitos estudos sem ser devidamente verificada a sua aplicabilidade. No entanto, os resultados obtidos neste estudo mostram que a propagação da fenda e uma menor tensão de cedência do material promovem o regime LSY. Por outro lado, a introdução do entalhe, particularmente para valores de r maiores, promove o regime SSY.

6. CONCLUSÕES

6.1. Estudo de propagação em provetes com entalhe

Relativamente ao estudo feito da PFF em provetes entalhados pode concluir-se que:

- Em modelos com fenda sem entalhe existe um regime transitório inicial associado à estabilização da deformação plástica cíclica que abranda a taxa de PFF ao mínimo. Depois deste mínimo, que define o fim do regime inicial, o crescimento da fenda aumenta as tensões na extremidade da fenda produzindo um aumento linear do δ_p . O declive aumenta com a redução da tensão de cedência e é observada uma tendência linear entre o declive e o nível de δ_p . É esperado ocorrer o crescimento linear de da/dN com Δa em modelos com entalhe após a zona afetada pelo entalhe;
- A utilização do contacto na face das fendas produz um efeito mais significativo em δ_p no modelo com fenda sem entalhe para o estado plano de tensão. Existe uma diminuição progressiva de δ_p até um valor mínimo associado à formação da onda plástica residual. O valor mínimo de δ_p define o fim do regime transitório, o qual é muito mais extenso do que o regime transitório associado com a estabilização da deformação plástica cíclica. O efeito do fecho de fenda é muito limitado no estado plano de deformação;
- Os entalhes aumentam o nível de deformação plástica na extremidade da fenda. A redução do raio dos entalhes aumenta o efeito do entalhe e reduz significativamente a zona afetada pelo entalhe. O limite desta zona foi atingido apenas para $r=1\text{mm}$ neste estudo, sendo cerca de $0,8\text{mm}$ para o nível de carga estudado. O estado de tensão e o material não afetam as tendências. Com a propagação da fenda, à frente do entalhe, é observada uma relação linear entre δ_p e o raio do entalhe;

- O uso de contacto em modelos com entalhe atenua o efeito dos raios do entalhe e reduz a zona afetada pelo entalhe;
- Sobre o estado de tensão, valores mais baixos de δ_p são obtidos para o estado plano de deformação comparado com o estado plano de tensão. Sendo expectável devido ao estado triaxial de tensões tender a reduzir a deformação plástica. Além disso, o efeito do estado de tensão está muito relacionado com as variações do fecho de fenda;
- Relativamente ao material, as tendências globais demonstram que a influência do entalhe encontradas são independentes dos parâmetros dos materiais. No entanto, existe uma influência significativa no fenómeno de fecho de fenda. Adicionalmente, existe uma tendência global em que δ_p aumenta para a redução do valor da tensão de cedência.

6.2. Estudo das fronteiras de SSY

Da análise da validade do regime SSY, pode concluir-se:

- A validade do regime SSY deve ser verificada, pois nem sempre estão cumpridos os requisitos para a utilização de ΔK .
- O aumento do comprimento de fenda e a diminuição da tensão de cedência do material promove o regime LSY.
- A introdução do entalhe promove o regime SSY. Este efeito é mais pronunciado para valores mais elevados do raio do entalhe.

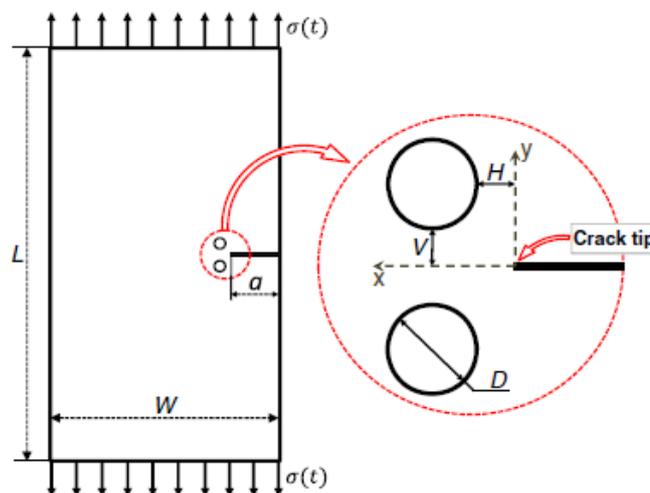
Do trabalho desenvolvido nesta dissertação, resultaram a publicação de um artigo em revista:

- M Borges, M Caldas, F Antunes, R Branco, P Prates (2020) Fatigue crack growth from notches: A numerical Analysis, Applied Sciences.

6.3. Propostas de trabalhos futuros

É proposto para trabalhos futuros:

- Efetuar um estudo experimental em provetes entalhados, de modo a determinar as vidas de iniciação e propagação à fadiga nas ligas de alumínio 7050-T6 e 6082-T6. As vidas de iniciação serão comparadas com previsões numéricas feitas pelo Prof. Ricardo Branco, enquanto os resultados de propagação serão comparados com previsões numéricas baseadas nos parâmetros não lineares. Pretende-se ainda analisar os limites de aplicabilidade da previsão de PFF baseada em parâmetros não lineares, uma vez que para fendas muito curtas a abordagem baseada em mecânica dos meios contínuos é questionável.
- Estudar o mecanismo de crescimento e coalescência de microvazios em provetes entalhados. Este mecanismo é alternativo à deformação plástica cíclica na explicação da PFF.
- Estudar o efeito de carregamentos de amplitude variável em provetes entalhados.
- Estudar o efeito de outros detalhes geométricos, nomeadamente de furos laterais à fenda, conforme ilustra a figura seguinte.



REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] C. M. F. J. D. da C. and A. S. R. Branco, “Projecto de órgãos de máquinas,” 2005.
- [2] “ASTM E647 - 15e1 Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates.” <https://www.astm.org/Standards/E647.htm> (accessed Oct. 12, 2020).
- [3] F. Antunes, S. Rodrigues, ... R. B.-T. and A., and 2016, “A numerical analysis of CTOD in constant amplitude fatigue crack growth,” *Elsevier*, Accessed: Oct. 12, 2020. [Online]. Available: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0167844216300945>.
- [4] G. R. Irwin, “Fracture I - Elasticity and Plasticity,” in *Encyclopedia of Physics*, S. Flügge, Ed. Springer Berlin Heidelberg, 1958, pp. 551–590.
- [5] P. Paris and F. Erdogan, “A critical analysis of crack propagation laws,” 1963, Accessed: Sep. 01, 2020. [Online]. Available: <https://asmedigitalcollection.asme.org/fluidsengineering/article-abstract/85/4/528/395834>.
- [6] E. W.-E. fracture Mechanics and 1970, “Fatigue crack closure under cyclic tension,” *Elsevier*, Accessed: Sep. 01, 2020. [Online]. Available: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0013794470900287>.
- [7] S. Suresh, R. R.-M. transactions A, and 1982, “A geometric model for fatigue crack closure induced by fracture surface roughness,” *Springer*, Accessed: Oct. 13, 2020. [Online]. Available: <https://link.springer.com/content/pdf/10.1007/BF02644803.pdf>.
- [8] S. Suresh and R. O. Ritchie, “Lawrence Berkeley National Laboratory Recent Work Title ON THE INFLUENCE OF FATIGUE UNDERLOADS ON CYCLIC CRACK GROWTH AT LOW STRESS INTENSITIES Permalink <https://escholarship.org/uc/item/3gx0j3zf> Publication Date.” Accessed: Oct. 13, 2020. [Online]. Available: <https://escholarship.org/uc/item/3gx0j3zf>.
- [9] S. Suresh and C. M. Moss, “Near-Threshold Fatigue Crack Growth in 2 1 /iCr-1Mo Pressure Vessel Steel in Air and Hydrogen,” 1980. Accessed: Oct. 13, 2020. [Online]. Available: <http://asme.org/terms>.
- [10] K. Donald and P. C. Paris, “An evaluation of ΔK_{eff} estimation procedures on 6061-

- T6 and 2024-T3 aluminum alloys,” *International Journal of Fatigue*, vol. 21, no. SUPPL. 1. Elsevier, pp. S47–S57, Sep. 01, 1999, doi: 10.1016/S0142-1123(99)00055-9.
- [11] D. Kujawski, “Enhanced model of partial crack closure for correlation of R-ratio effects in aluminum alloys,” *Int. J. Fatigue*, vol. 23, no. 2, pp. 95–102, Jan. 2001, doi: 10.1016/S0142-1123(00)00085-2.
- [12] M. Lugo and S. R. Daniewicz, “The influence of T-stress on plasticity induced crack closure under plane strain conditions,” *Int. J. Fatigue*, vol. 33, no. 2, pp. 176–185, Feb. 2011, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2010.08.002.
- [13] C. J. Christopher, M. N. James, E. A. Patterson, and K. F. Tee, “Towards a new model of crack tip stress fields,” *Int. J. Fract.*, vol. 148, no. 4, pp. 361–371, Dec. 2007, doi: 10.1007/s10704-008-9209-3.
- [14] A. H. Noroozi, G. Glinka, and S. Lambert, “A two parameter driving force for fatigue crack growth analysis,” in *International Journal of Fatigue*, Oct. 2005, vol. 27, no. 10–12, pp. 1277–1296, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2005.07.002.
- [15] B. Marques, L. P. Borrego, J. M. Ferreira, F. V. Antunes, and R. Branco, “A numerical analysis of fatigue crack closure using CTOD,” in *Procedia Structural Integrity*, Jan. 2019, vol. 18, pp. 645–650, doi: 10.1016/j.prostr.2019.08.211.
- [16] A. W.-P. of the crack propagation Symposium and 1961, “Unstable crack propagation in metals: cleavage and fast fracture.”
- [17] R. P.-E. F. Mechanics and 1970, “Crack extension by alternating shear,” *Elsevier*, Accessed: Sep. 08, 2020. [Online]. Available: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0013794470900081>.
- [18] R. Bates, A. S.-M. S. and Engineering, and 1980, “Relationship between notch tip strain and crack-opening displacement,” *Elsevier*, Accessed: Sep. 08, 2020. [Online]. Available: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/002554168090172X>.
- [19] D. J. Nicholls, “THE RELATION BETWEEN CRACK BLUNTING AND FATIGUE CRACK GROWTH RATES,” *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, vol. 17, no. 4, pp. 459–467, 1994, doi: 10.1111/j.1460-2695.1994.tb00245.x.
- [20] V. T.-J. of the M. and P. of Solids and 2004, “On fatigue crack growth in ductile materials by crack–tip blunting,” *Elsevier*, Accessed: Sep. 08, 2020. [Online].

- Available: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0022509604000328>.
- [21] R. Pippan, W. G.-I. J. of Fatigue, and 2013, “Fatigue crack closure: From LCF to small scale yielding,” *Elsevier*, Accessed: Sep. 08, 2020. [Online]. Available: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112312000771>.
- [22] A. Pereira, J. Ferreira, ... F. A.-I. J. of, and 2009, “Study on the fatigue strength of AA 6082-T6 adhesive lap joints,” *Elsevier*, Accessed: Oct. 14, 2020. [Online]. Available: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0143749609000268>.
- [23] F. V. Antunes, R. Branco, P. A. Prates, and L. Borrego, “Fatigue crack growth modelling based on CTOD for the 7050-T6 alloy,” *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, vol. 40, no. 8, pp. 1309–1320, Aug. 2017, doi: 10.1111/ffe.12582.
- [24] R. M.-N. von der G. der Wissenschaften and 1913, “Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen Zustand,” *eudml.org*, Accessed: Oct. 14, 2020. [Online]. Available: <https://eudml.org/doc/58894>.
- [25] E. Voce, “The relationship between stress and strain for homogeneous deformations,” 1948.
- [26] J. L. Chaboche, “A review of some plasticity and viscoplasticity constitutive theories,” *Elsevier*, 2008, doi: 10.1016/j.ijplas.2008.03.009.
- [27] D. Neto, M. Oliveira, L. Menezes, J. A.-C. M. In, and 2014, “Applying Nagata patches to smooth discretized surfaces used in 3D frictional contact problems,” *Elsevier*, Accessed: Sep. 30, 2020. [Online]. Available: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0045782513003484>.
- [28] M. Oliveira, J. Alves, L. M.-A. of C. Methods, and 2008, “Algorithms and strategies for treatment of large deformation frictional contact in the numerical simulation of deep drawing process,” *Springer*, Accessed: Sep. 30, 2020. [Online]. Available: <https://link.springer.com/content/pdf/10.1007/s11831-008-9018-x.pdf>.
- [29] L. F. Menezes and C. Teodosiu, “Three-dimensional numerical simulation of the deep-drawing process using solid @nite elements.” Accessed: Oct. 02, 2020. [Online]. Available: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013699003453>.
- [30] B. Marques, “Análise da propagação de fendas por fadiga utilizando o CTOD,” 2019.
- [31] P. https, J. Vasco-Olmo, F. Díaz, F. Antunes, and M. James, “Characterisation of

- fatigue crack growth using digital image correlation measurements of plastic CTOD
Characterisation of fatigue crack growth using digital image correlation
measurements of CTOD,” *Elsevier*, doi: 10.1016/j.tafmec.2019.03.009.
- [32] M. F. Borges, F. V. Antunes, P. A. Prates, and R. Branco, “metals A Numerical Study of the Effect of Isotropic Hardening Parameters on Mode I Fatigue Crack Growth,” *mdpi.com*, doi: 10.3390/met10020177.
- [33] F. Antunes, F. Castanheira, R. B.-I. J. of Fatigue, and 2016, “A numerical analysis of the mechanisms behind plasticity induced crack closure: Application to variable amplitude loadings,” *Elsevier*, Accessed: Aug. 21, 2020. [Online]. Available: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112315004429>.
- [34] A. Cadario, B. A.-E. fracture Mechanics, and 2007, “Fatigue growth of short cracks in Ti-17: experiments and simulations,” *Elsevier*, Accessed: Sep. 15, 2020. [Online]. Available: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0013794406004504>.
- [35] V. T.-J. of the M. and P. of Solids and 2004, “On fatigue crack growth in ductile materials by crack–tip blunting,” *Elsevier*, Accessed: Sep. 15, 2020. [Online]. Available: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0022509604000328>.
- [36] S. Bodner, D. Davidson, J. L.-E. F. Mechanics, and 1983, “A description of fatigue crack growth in terms of plastic work,” *Elsevier*, Accessed: Sep. 15, 2020. [Online]. Available: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0013794483901698>.
- [37] B. Chikh, A. Imad, M. B.-C. M. Science, and 2008, “Influence of the cyclic plastic zone size on the propagation of the fatigue crack in case of 12NC6 steel,” *Elsevier*, Accessed: Sep. 15, 2020. [Online]. Available: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0927025608001201>.
- [38] S. Suresh and R. O. Ritchie, “Propagation of short fatigue cracks,” *Int. Met. Rev.*, vol. 29, no. 1, pp. 445–473, Jan. 1984, doi: 10.1179/imtr.1984.29.1.445.
- [39] H. W.-T. AIME, J. A. Mech., and 1939, “Bearing pressures and cracks,” *ci.nii.ac.jp*, Accessed: Oct. 14, 2020. [Online]. Available: <https://ci.nii.ac.jp/naid/10010594492/>.

