



FCTUC FACULDADE DE CIÊNCIAS
E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE COIMBRA

DEPARTAMENTO DE
ENGENHARIA MECÂNICA

Análise da Propagação de Fendas por Fadiga com Base no CTOD: Efeito dos Parâmetros Numéricos

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

Autor

Rafael Ferreira Simões

Orientadores

Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes

Professor Doutor Luís Filipe Pires Borrego

Júri

Presidente	Professor Doutor Ricardo Madeira Soares Branco Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra
Vogais	Professor Doutor Pedro André Dias Prates Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra
Orientador	Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra

Coimbra, fevereiro, 2017

Há momentos em que a maior sabedoria é parecer não saber nada

Sun Tzu

Aos meus pais, avós e amigos

Agradecimentos

A realização desta dissertação contou com importantes apoios e incentivos sem os quais não se teria tornado uma realidade e aos quais estarei eternamente grato.

Ao Professor Doutor Fernando Antunes, pela orientação, total apoio, disponibilidade, pelo saber que transmitiu, pelas opiniões e críticas, total colaboração no solucionar de dúvidas e problemas que foram surgindo ao longo desta tese e por todas as palavras de incentivo, sem ele, seria impossível.

Ao Grupo de Tecnologia do Departamento de Engenharia Mecânica pela disponibilização do *software* DD3IMP.

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

Ao Professor Doutor Luís Borrego por disponibilizar o material necessário para concluir a verificações dos resultados desta dissertação.

A todos os meus amigos que, sempre se mostraram interessados e me apoiaram, com palavras de conforto e motivação ao longo deste percurso. Foram, sem dúvida, uma peça fundamental.

À minha prima, pelo apoio incondicional, preocupação e frontalidade mantendo-me sempre motivado e com pensamentos positivos.

À Fundação para a Ciência e Tecnologia e ao Programa Operacional Temático Fatores de Competitividade (COMPETE), participado pelo fundo comunitário Europeu FEDER (Projeto PTDC/EMS-PRO/1356/2014; COMPETE: T449508144-00019113).

Por último, tendo consciência que sozinho nada disto teria sido possível, dirijo um agradecimento especial aos meus pais e avós, por serem modelos de coragem, pelo seu apoio, incentivo, amizade e paciência demonstrados e total ajuda na superação de obstáculos que ao longo desta caminhada foram surgindo. A eles dedico este trabalho!



Resumo

A falha por fadiga é o modo de ruína mais frequente em componentes estruturais submetidos a cargas cíclicas. Os espectros de carregamento podem incluir tanto amplitude constante como amplitude variável, eventualmente com sobrecargas, subcargas e blocos de carregamento. A relação $da/dN-\Delta K$ tem sido utilizada na compreensão da análise de propagação de fendas por fadiga, porém apresenta algumas limitações, nomeadamente a incapacidade de incluir o efeito da razão de tensões e da história de carga. O parâmetro de abertura de extremidade de fenda, CTOD, possui um elevado potencial para substituir ΔK , na análise de problemas de fadiga pois permite quantificar a deformação plástica na extremidade da fenda.

Esta dissertação tem como objetivo estudar o efeito dos parâmetros do modelo numérico no valor previsto para o CTOD plástico. Os parâmetros estudados são a malha de elementos finitos, o ponto de medição de CTOD, o incremento de fenda e o número de ciclos entre propagações. Por conseguinte, recorreu-se a um programa de simulação numérica de elementos finitos (DD3IMP), onde se fez variar os parâmetros de carregamento de amplitude constante para as ligas de alumínio 6016-T4, 6082-T6 e 7050-T6. Além disso, simulou-se, como caso isolado, um carregamento de amplitude constante com aplicação pontual de sobrecargas e de blocos de carga do tipo *Low-High* para a liga de alumínio 7050-T6. Para complementar este estudo, pretende-se obter uma relação entre $CTOD_p$ e valores de da/dN já existentes.

Foi encontrado um comportamento numérico transitório no início da propagação de fenda que está associado à formação de uma onda plástica residual. Portanto, é necessário um número mínimo de incrementos para obter previsões estáveis. Por outro lado, o $\Delta CTOD_p$ previsto diminui com o aumento da distância à extremidade da fenda. Perto da extremidade da fenda, a sensibilidade aos valores medidos é muito maior que a existente em posições remotas. Além disso, a malha de elementos finitos tem uma influência relativamente baixa. Finalmente, o efeito do número de ciclos de carga entre incrementos de fenda depende muito das propriedades do material, observando-se um aumento de $\Delta CTOD_p$ previsto com o número de ciclos.

Palavras-chave: Propagação de fendas por fadiga, CTOD, $CTOD_p$, Método dos elementos finitos, Parâmetros numéricos.

Abstract

Fatigue failure is the most frequent mode of ruin in structural components subjected to cyclic loads. The charging spectra may include both constant amplitude and variable amplitude, eventually with overloads, underloads and load blocks. The relationship $da/dN-\Delta K$ has been used to understand the fatigue crack analysis, but it has some limitations, namely the inability to include the effect of the stress ratio and load history. The crack tip opening displacement parameter, CTOD, has a high potential to replace ΔK , in the analysis of fatigue problems since it allows to quantify the plastic deformation at the crack tip.

This dissertation aims to study the effect of numerical model parameters on the predicted value for plastic CTOD. The parameters studied are the finite element mesh, the CTOD measurement point, the crack increment and the number of cycles between propagations. Therefore, a finite element numerical simulation program (DD3IMP) was used, where the constant amplitude loading parameters for 6016-T4, 6082-T6 and 7050-T6 aluminum alloys were varied. In addition, a constant amplitude load with point and overload application of low-high load blocks for 7050-T6 aluminum alloy was simulated as an isolated case. To complement this study, we intend to obtain a relationship between CTOD_p already existing and values of da / dN .

A transient numerical behavior was found at the beginning of crack propagation that is associated with the formation of a residual plastic wave. Therefore, a minimum number of increments is required to obtain stable predictions. On the other hand, the predicted $\Delta CTOD_p$ decreases with increasing distance to the crack tip. The sensitivity to measured values is much higher near the edge of the tip than but it also exists in remote locations. In addition, the mesh has a relatively low influence. Finally, the effect of the number of load cycles between crack increments depends greatly on the properties of the material, with an expected increase in $\Delta CTOD_p$ with the number of cycles.

Keywords Fatigue crack growth, CTOD, plastic CTOD, Finite element method, Numerical parameters.

Índice

Índice de Figuras	xi
Índice de Tabelas	xiii
Simbologia, Siglas e subscritos	xv
Simbologia.....	xv
Siglas	xvi
Subscritos	xvii
1. INTRODUÇÃO.....	1
1.1. Enquadramento	1
1.2. Objetivos.....	2
1.3. Estrutura da Dissertação	3
2. Revisão Bibliográfica	5
2.1. Modos de Falha.....	5
2.2. Fadiga.....	5
2.3. Parâmetros Não Lineares da Extremidade de Fenda	9
2.3.1. Deslocamento de Abertura da Extremidade de Fenda (CTOD).....	10
3. Procedimento Numérico	13
3.1. Geometria.....	13
3.2. Material.....	14
3.3. Carregamento.....	16
3.4. Discretização por Elementos Finitos	17
3.5. Propagação de Fenda	18
3.6. Programa de Elementos Finitos DD3IMP	18
3.7. Obtenção de CTOD Plástico.....	20
4. Apresentação e Análise de resultados	23
4.1. Efeito do Ponto de Medição.....	23
4.2. Efeito da Propagação, Δa	27
4.3. Efeito da Malha de Elementos Finitos	32
4.4. Efeito Do Número de Ciclos de Carga entre Propagações	34
4.5. Efeito do Ponto de Medição nas Previsões de da/dN	41
4.6. Validação com Resultados Experimentais.....	43
5. Conclusões.....	47
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	49

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1. Evolução do processo de fadiga.....	6
Figura 2.2. Diagrama esquemático $da/dN - \Delta K$	7
Figura 2.3. Diagrama esquemático das zonas de extremidade de fenda, parâmetros e evolução da tensão-deformação (Adaptado de Rodrigues, 2016).....	9
Figura 2.4. Ilustração de CTOD	11
Figura 3.1. Geometria do provete e detalhe da fenda.....	13
Figura 3.2. Condições de fronteira e de carregamento. (a) Vista frontal; (b) Modelo de tensão plana (TP); (c) Modelo de deformação plana (DP).....	14
Figura 3.3. Ilustração da malha de elementos finitos	18
Figura 3.4. Medição dos valores de CTOD.....	20
Figura 3.5. CTOD em função do carregamento (6082-T6 AA; malha M8; com contacto; tensão plana;.....	21
Figura 4.1. CTOD _p em função do carregamento para diferentes nós (MT, 6082-T6 AA; malha M8; com contacto; tensão plana).....	24
Figura 4.2. CTOD _p em função da distância atrás da abertura de fenda (MT, AA6082-T6; malha M8; com contacto; tensão plana; $F_{\min} = 0$ N, $F_{\max} = 360$ N).....	24
Figura 4.3. Δ CTOD _p em função da distância atrás da abertura de fenda para diferentes cargas (MT, AA6082-T6; malha M8; com contacto; tensão plana).....	25
Figura 4.4. Δ CTOD _p em função da distância atrás da abertura de fenda para os materiais demonstrados (MT; malha M8; com contacto; tensão plana).....	26
Figura 4.5. Δ CTOD _p em função da distância atrás da abertura de fenda para os estados de tensão demonstrados (MT; AA7050-T6; malha M8; com contacto).....	27
Figura 4.6. CTOD em função do carregamento para diferentes blocos no nó 1 (MT; 6082-T6 AA; malha M8; com contacto; tensão plana; $F_{\min}=0$ N, $F_{\max}=400$ N).....	28
Figura 4.7. Δ CTOD _p em função da propagação Δa para diferentes cargas (MT; AA6082-T6; malha M8; com contacto; tensão plana).....	29
Figura 4.8. Δ CTOD _p em função da propagação Δa para os materiais demonstrados (MT; malha M8; com contacto; tensão plana).....	30
Figura 4.9. CTOD em função do carregamento para os estados de tensão demonstrados nó 1 (MT; AA7050-T6; malha M8; com contacto).....	31
Figura 4.10. Δ CTOD _p em função da propagação Δa para os estados de tensão demonstrados (MT; AA7050-T6; malha M8; com contacto).....	32
Figura 4.11. CTOD em função do carregamento para diferentes malhas no nó 1 (MT, 6082-T6 AA; com contacto; tensão plana, $F_{\min} = 0$ N, $F_{\max} = 360$ N).....	33
Figura 4.12. Δ CTOD _p em função da distância atrás da abertura de fenda para diferentes malhas (MT; AA6082-T6; carga 0_360; com contacto; tensão plana).....	34

Figura 4.13. CTOD em função do carregamento para diferente número de ciclos no nó 1 (AA6082-T6; malha M8; carga 0_360; tensão plana)	35
Figura 4.14. Δ CTOD _p em função da distância atrás da abertura de fenda para diferente número de ciclos (AA6082-T6; malha M8; carga 0_360; com contacto; tensão plana).....	36
Figura 4.15. Δ CTOD _p em função da propagação Δa para diferente número de ciclos no nó 1 (AA6082-T6; malha M8; carga 0_360; bloco70; com contacto; tensão plana). 36	
Figura 4.16. CTOD em função do carregamento para diferente número de ciclos no nó 1 (AA7050-T6; malha M8; carga 165_552; com contacto; tensão plana).....	37
Figura 4.17. CTOD em função do carregamento para diferente número de ciclos no nó 10 (AA7050-T6; malha M8; carga 165_552; com contacto; tensão plana).....	38
Figura 4.18. Δ CTOD _p em função da distância atrás da abertura de fenda para diferentes números de ciclos do bloco 160 (AA7050-T6; malha M8; carga 165_552; com contacto; tensão plana).....	38
Figura 4.19. Δ CTOD _p em função da propagação Δa para diferente número de ciclos (AA7050-T6; malha M8; carga 165_552; com contacto; tensão plana).....	39
Figura 4.20. Δ CTOD _p em função da propagação Δa para diferente número de ciclos (AA6016-T4; malha M8; carga 0_140; com contacto; tensão plana).....	40
Figura 4.21. CTOD em função do carregamento para diferente número de ciclos (AA6016-T4; malha M8; carga 0_140; com contacto; tensão plana)	40
Figura 4.22. Efeito do nó nas curvas da/dN- Δ CTOD _p	42
Figura 4.23. Previsão do efeito de uma sobrecarga (AA7050-T6; tensão plana; 2º ciclo; F _{min} =209N, F _{máx} =419N; F _{OL} =627N).....	42
Figura 4.24. Previsão do efeito de blocos de carga (AA7050-T6; tensão plana; 2º ciclo; F _{min} =209N, F _{máx} =419N; F _{OL} =627N).....	43
Figura 4.25. Validação da previsão do efeito de uma sobrecarga (F _{min} =6N, F _{máx} =132N, F _{OL} =226N, tensão plana, 2º ciclo) comparativamente aos resultados obtidos por Borrego [2001], ambas para AA6082-T6	44
Figura 4.26. Validação da previsão do efeito de uma sobrecarga (F _{min} =6N, F _{máx} =132N, F _{OL} =257N, tensão plana, 2º ciclo) comparativamente aos resultados obtidos por Borrego [2001], ambas para AA6082-T6	45

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 3.1. Casos simulados na abordagem a carregamentos de amplitude constante (CA), para o material 6016-T4.	16
Tabela 3.2. Casos simulados na abordagem a carregamentos de amplitude constante (CA), para o material 6082-T6.	16
Tabela 3.3. Casos simulados na abordagem a carregamentos de amplitude constante (CA), para o material 7050-T6.	17
Tabela 3.4. Ficheiros de entrada e de saída do programa DD3IMP	19

SIMBOLOGIA, SIGLAS E SUBSCRITOS

Simbologia

a	Comprimento de fenda num dado instante
a_0	Comprimento inicial de fenda
C, m	Constantes da lei de Paris
d	Distância atrás da extremidade de fenda
da/dN	Velocidade de propagação de fenda
E	Módulo de Young
$F_{máx}$	Força máxima num ciclo de carregamento
$F_{mín}$	Força mínima num ciclo de carregamento
F_{OL}	Força inerente à sobrecarga
K	Fator de intensidade de tensão
K_c	Tenacidade à fratura
$K_{máx}$	Fator de intensidade de tensão máximo
$K_{máx,CA}$	Fator de intensidade de tensão máximo inerente ao ciclo de amplitude constante
$K_{mín}$	Fator de intensidade de tensões mínimo
$K_{mín,CA}$	Fator de intensidade de tensão mínimo inerente ao ciclo de amplitude constante
K_{OL}	Fator de intensidade de tensões inerente à sobrecarga
N	Número de ciclos de carga
R	Razão de tensões num ciclo de carregamento
r_{pc}	Raio da zona plástica inversa
U	Parâmetro normalizado da razão de carga
Y	Parâmetro geométrico
δ	Perfil de fenda
Δa	Incremento de fenda
$\Delta CTOD$	Varição da gama do Deslocamento de abertura da extremidade de fenda
ΔK	Gama do fator de intensidade de tensões

ΔK_{CA}	Gama do fator de intensidade de tensões inerente ao ciclo de amplitude constante
ΔK_{th}	Limiar de propagação de fendas por fadiga
$\Delta \varepsilon_{p,yy}$	Gama de deformação plástica cíclica
$\varepsilon_{p,yy}$	Deformação plástica segundo a direção vertical
σ	Tensão aplicada
$\sigma_{máx}$	Tensão máxima
$\sigma_{máx,CA}$	Tensão máxima inerente ao ciclo de amplitude constante
$\sigma_{mín}$	Tensão mínima
$\sigma_{mín,CA}$	Tensão mínima inerente ao ciclo de amplitude constante
σ_{ys}	Tensão de cedência

Siglas

AA	<i>Aluminium Association</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
CA	<i>Constant Amplitude</i>
CMOD	<i>Crack Mouth Opening Displacement</i> (Deslocamento de abertura da boca de fenda)
COD	<i>Crack Opening Displacement</i> (Deslocamento de abertura de fenda)
CTOD	<i>Crack Tip Opening Displacement</i> (Deslocamento de abertura da extremidade de fenda)
DD3IMP	<i>Three-Dimensional Elasto-plastic Finite Element Program</i>
DEMUC	Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra
DIC	<i>Digital Image Correlation</i>
DP	Deformação Plana
FCTUC	Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
M(T)	Provete com fenda central
OL	<i>Overload</i> (Sobrecarga)
PICC	<i>Plasticity-induced Crack Closure</i>
TP	Tensão Plana

Subscritos

e	Elástico
p	Plástico
máx	Máximo
mín	Mínimo

1. INTRODUÇÃO

1.1. Enquadramento

Muitos componentes estruturais encontram-se sob o efeito de tensões que variam com o tempo, isto é, são submetidos a esforços cíclicos. Devido à variação da tensão com o tempo, habitualmente, a rotura dos componentes ocorre para valores de tensão muito abaixo dos valores do limite de resistência (carregamento estático) suportados. Para este tipo de ocorrência dá-se o nome de falha por fadiga (Shigley, 1989; Souza, 1982). De acordo com Branco *et al.* (2012) a falha por fadiga ocorre em cerca de 80% a 90% das peças em serviço sujeitas a cargas cíclicas. Devido à falha por fadiga, todos os projetos estruturais ou elementos de máquinas que sofrem a ação de cargas cíclicas devem ser dimensionados considerando a vida útil do material (H. F. Hardrath, 1970).

O fenómeno de fadiga pode ser definido como um processo de degradação das propriedades mecânicas de um material (onde se dá a nucleação e o crescimento microscópico – iniciação) que se caracteriza pelo crescimento lento de uma ou mais fendas sob a ação de carregamento dinâmico (onde ocorre o crescimento macroscópico – propagação), conduzindo eventualmente à fratura. A ocorrência de fadiga é favorecida pela existência de concentração de tensões no material, razão pela qual nos projetos de componentes sujeitos a esforços dinâmicos os mesmos devem ser evitados.

Tem-se revelado que o fator de intensidade de tensões é um parâmetro bastante interessante para a caracterização da propagação de fendas por fadiga (Paris, 1965; Swanson *et al.*, 1968; Johnson e Paris, 1968). Nomeadamente, é visível uma boa relação empírica no regime II que relaciona ΔK com a propagação de fenda (Figura 2.2). O estudo feito a partir destas curvas $da/dN - \Delta K$, apresenta alguns problemas, visto que estas apenas são válidas para pequena deformação plástica na extremidade da fenda; outra razão é que as unidades de da/dN e ΔK são diferentes. Além disso, as relações $da/dN - \Delta K$ dependem da razão de tensões R e da história da carga, e a determinação do limiar de fadiga é um processo muito laborioso.

De facto, o problema é que ΔK é um parâmetro elástico e a fadiga é um fenómeno não linear e irreversível. Assim, devem considerar-se parâmetros não lineares da

extremidade de fenda. A presente dissertação vai usar o parâmetro não linear de extremidade de fenda denominado CTOD (Crack Tip Opening Displacement), que é um parâmetro clássico no âmbito da mecânica da fratura. Assumindo que a propagação de fendas por fadiga está intimamente relacionada com a deformação plástica na extremidade da fenda, procura-se relacionar a componente plástica de CTOD, com da/dN . Normalmente a determinação de $\Delta CTOD_p$ é feita numericamente, embora se possa também utilizar métodos experimentais, nomeadamente o DIC (Digital Image Correlation). Essa determinação numérica envolve vários parâmetros numéricos, cujo efeito em $\Delta CTOD_p$ importa perceber e quantificar.

1.2. Objetivos

Este trabalho tem como objetivo principal o estudo do efeito dos parâmetros numéricos no valor do CTOD. Pretende-se perceber o impacto que estes parâmetros têm nos valores pretendidos para o valor da gama de CTOD plástico, $\Delta CTOD_p$.

Como objetivos específicos podem nomear-se:

- Estudo do efeito do ponto de medição do CTOD, relacionando a gama de variação do $CTOD_p$ com a distância atrás da extremidade de fenda, d .
- Análise da propagação de fenda, Δa , necessária para haver estabilização do CTOD.
- Compreender o efeito da malha de elementos finitos nos valores de $\Delta CTOD_p$.
- Estudar o efeito do número de ciclos de carregamento entre propagações.
- Compreender o impacto que os erros numéricos do CTOD têm nas curvas $da/dN - \Delta K$.
- Validar a aplicação de curvas $da/dN - \Delta CTOD_p$ com os resultados experimentais.

A elaboração dos estudos referidos, passou por uma abordagem numérica utilizando o programa de elementos finitos desenvolvido pelo Grupo de Tecnologias do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra, o *Three-Dimensional Elasto-plastic Finite Element Program* (DD3IMP).

1.3. Estrutura da Dissertação

A presente dissertação encontra-se subdividida em 5 capítulos, incluído o presente introdutório, sendo a sua estrutura a seguinte:

- Capítulo 2: Neste capítulo, denominado por revisão bibliográfica, são introduzidos os conceitos e definições considerados relevantes por parte do autor para a compreensão dos capítulos seguintes.
- Capítulo 3: Este capítulo contém a descrição relativamente ao procedimento numérico utilizado, nomeadamente a informação relativa à geometria e material do provete, à malhagem, e ao programa de elementos finitos utilizado, entre outros aspetos.
- Capítulo 4: Aqui é feita a apresentação, análise e discussão de resultados.
- Capítulo 5: Neste último capítulo, apresentam-se as conclusões finais desta dissertação e propostas para trabalhos futuros.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Modos de Falha

A falha de componentes mecânicos pode ocorrer devido a várias causas sendo as mais comuns, um projeto precário, uma escolha incorreta do material (propriedades erradas ou defeituoso), sobrecarregamento, uma inadequada manutenção/reparação ou até mesmo as condições ambientais em que se irá inserir. Os componentes mecânicos podem entrar em ruína devido a processos físicos caracterizados por uma sequência de acontecimentos.

As solicitações dinâmicas aplicadas numa peça podem provocar um tipo de ruína, conhecido por fadiga, que se sabe ser a causa de 80% a 90% de todas as ruínas de peças e estruturas submetidas a esforços mecânicos e que trabalham a temperaturas na zona da temperatura ambiente (Branco *et al.*, 2012).

2.2. Fadiga

A fadiga é um fenómeno de enfraquecimento progressivo, permanente e localizado que ocorre devido a esforços dinâmicos, que podem dar origem a fissuras ou uma fratura completa após um determinado número de ciclos de carregamento, para tensões inferiores às tensões de rotura e de limite de elasticidade do material.

Habitualmente, o processo de fadiga contempla três fases, ilustradas na Figura 2.1:

- Iniciação de fenda: período que envolve a nucleação e o crescimento microscópico da fenda. Geralmente, esta fase ocorre à superfície, em zonas onde há menos constrangimento, o que favorece a ocorrência de deformação plástica, ou em zonas de maior concentração de tensões (entalhes, microestruturas, etc.).
- Propagação da fenda: começam a criar-se planos de deslizamento junto à extremidade de fenda, passando o movimento a ocorrer segundo uma direção perpendicular à da aplicação da carga. Nesta fase, mantendo-se a solicitação, dá-se um aumento progressivo da velocidade de propagação de fenda.

- Fratura final: quando é atingido um tamanho crítico da fenda ocorre uma propagação de velocidade elevada e instável, originando a rotura do componente.

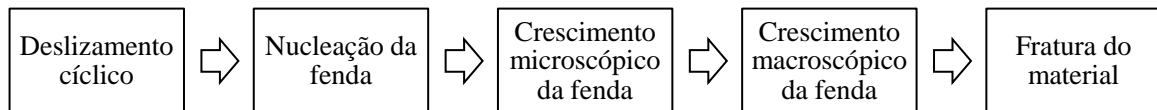


Figura 2.1. Evolução do processo de fadiga

A abordagem da Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE), iniciado por Irwin (1958), tem-se revelado essencial para o estudo da propagação de fendas por fadiga. A sua aplicação parte do argumento de tolerância ao defeito, isto é, da consideração que todos os componentes de engenharia possuem falhas (Ribeiro, 2011). Na sua utilização considera-se o fator de intensidade de tensões, K , como a condição da magnitude de tensão na extremidade da fenda. Este fator é função do carregamento, da dimensão da fenda, do modo de deformação da fenda e da geometria do sólido. A quantificação da intensidade de tensão devido à existência de uma fenda é dada pela seguinte expressão:

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

onde Y é um parâmetro geométrico que avalia o efeito da geometria do sólido, σ representa a tensão remota aplicada ao material e a é o valor do comprimento de fenda. Quando K atinge o valor crítico (K_C) ocorre rotura instável do material. Considerando estes conceitos, é estabelecida uma relação entre a propagação de fendas por fadiga e a gama do fator de intensidade de tensões, ΔK , sendo:

$$\Delta K = K_{m\acute{a}x} - K_{m\acute{i}n} \quad (2.2)$$

onde $K_{m\acute{a}x}$ e $K_{m\acute{i}n}$ são, respetivamente, o valor máximo e valor mínimo de K durante um ciclo de carregamento.

Tem-se revelado que o fator de intensidade de tensões é um parâmetro bastante interessante para a caracterização da propagação de fendas por fadiga (Paris, 1965; Swanson *et al.*, 1968; Johnson e Paris, 1968). Portanto, diversas relações empíricas para relacionar K

com a propagação de fenda têm sido sugeridas (Broek e Schijve, 1963; Forman *et al.*, 1967; Paris *et al.*, 1961).

Tanto a taxa de crescimento de uma fenda por fadiga, da/dN como a gama o fator de intensidade de tensões, ΔK , dependem do comprimento de fenda, a . Na Figura 2.2 pode-se ver a representação de uma curva típica $da/dN - \Delta K$.

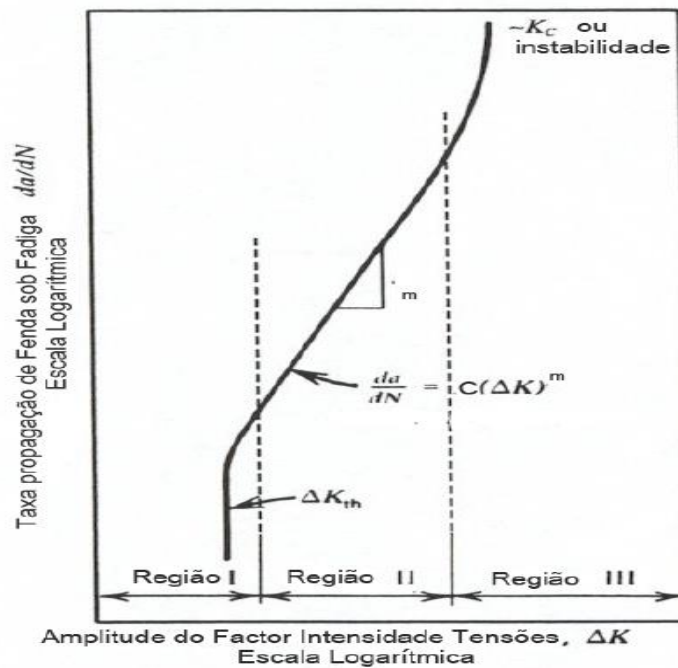


Figura 2.2. Diagrama esquemático $da/dN - \Delta K$

Observando a figura é possível distinguir três regiões de propagação na curva:

- Região I - apresenta como valor inferior o limiar de propagação de fendas por fadiga, ΔK_{th} (abaixo do qual não há propagação).
- Região II - é visível uma relação de linearidade entre a velocidade de propagação e a gama do fator de intensidade de tensões, ambos em escala logarítmica (crescimento estável). Paris e Erdogan (1963) sugeriram uma representação eficiente de dados de propagação de fenda de acordo com a relação:

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

Nesta equação, conhecida como Lei de Paris, C e m são as constantes de ajuste de curva obtida experimentalmente e que dependem do material, condições ambientais e da razão de tensões.

- Região III - a propagação ocorre rapidamente até ocorrer rotura (crescimento instável). Este acontecimento deve-se à aproximação de $K_{máx}$ do valor crítico do material, denominado tenacidade à fratura (K_c). A espessura, a microestrutura e a tensão média apresentam uma grande influência sobre esta região. A tensão média cujo efeito sobre a propagação de fenda é bastante significativo é quantificada através da razão entre as tensões mínima e máxima do ciclo de carregamento.

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{máx}} = \frac{K_{min}}{K_{máx}} \quad (2.4)$$

A velocidade de propagação de fenda aumenta com R.

De facto, o fator de intensidade de tensões K, quantifica o nível de tensão e deformação na extremidade da fenda em condições lineares elásticas. Como já foi referido anteriormente, este é um parâmetro clássico em estudos de fratura e fadiga, assumindo que o dano na extremidade de fenda é controlado pelo campo elástico (Rice, 1967). As relações $da/dN - \Delta K$ obtidas experimentalmente têm sido amplamente utilizadas em componentes estruturais submetidos a cargas cíclicas. No entanto, há um erro crucial por trás do uso do intervalo do fator de intensidade de tensões ΔK , para estudos de fadiga. De facto, o problema é que ΔK é um parâmetro elástico e a fadiga é um fenómeno não-linear e irreversível. Na verdade, ΔK pode ser obtido numericamente, existindo já muitas soluções de estudos anteriores para diferentes geometrias. As curvas $da/dN - \Delta K$ para fissuras longas mantêm as vantagens da MFLE, ou seja, uma invariância relativamente à forma e tamanho dos sólidos fissurados (Paris e Erdogan, 1963).

Todavia, existem algumas limitações no uso de ΔK para estudos de fadiga, nomeadamente, a influência da razão de tensões nas curvas $da/dN - \Delta K$, o efeito do histórico de carga, a validade limitada a pequenas deformações plásticas na extremidade de fenda, os problemas dimensionais pois as unidades de da/dN e ΔK são diferentes. A determinação do limiar de fadiga, isto é, o limite de ΔK abaixo do qual não existe propagação de fenda, é também um processo laborioso.

Considerando as limitações evidenciadas na utilização de ΔK em estudos de fadiga, deve ponderar-se o uso de parâmetros não lineares que quantifiquem a deformação plástica na extremidade de fenda.

2.3. Parâmetros Não Lineares da Extremidade de Fenda

É importante salientar que o estudo dos parâmetros de extremidade de fenda para a compreensão das variações verificadas na propagação de fendas por fadiga é já reconhecida. A Figura 2.3 representa três zonas distintas, localizadas à frente da extremidade de uma fenda de fadiga (Paul e Tarafder, 2013) e que são definidas como:

- Zona plástica cíclica (Região I): onde ocorre um ciclo de histerese cuja forma depende da razão de tensões e do valor de ΔK . A gama de deformação plástica cíclica ($\Delta \varepsilon_{p,yy}$), o raio da zona plástica inversa (r_{pc}), a dissipação plástica total por ciclo e o deslocamento de abertura de fenda (CTOD), são os parâmetros não lineares de extremidade de fenda mais relevantes.
- Zona plástica monótona (Região II): nesta região surge uma deformação plástica durante o carregamento e uma carga-descarga em regime elástico após o mesmo.
- Zona elástica (Região III): é a zona mais afastada da extremidade de fenda e onde as deformações são essencialmente elásticas.

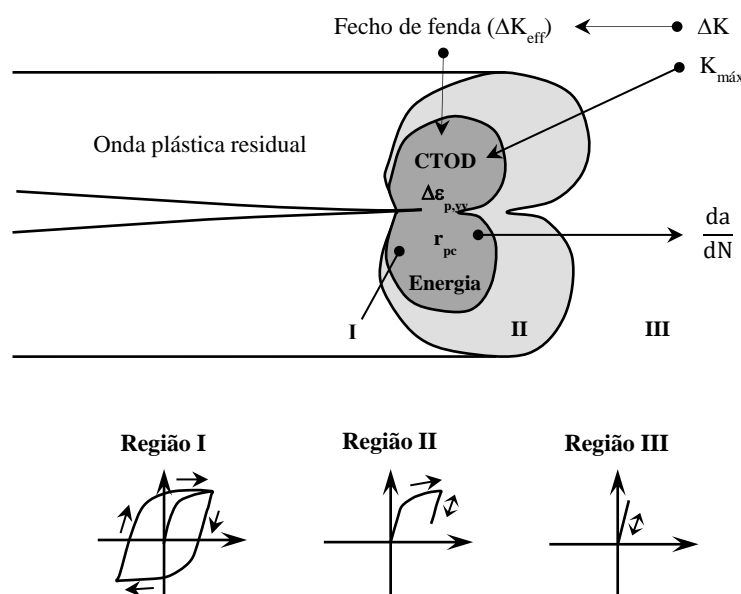


Figura 2.3. Diagrama esquemático das zonas de extremidade de fenda, parâmetros e evolução da tensão-deformação (Adaptado de Rodrigues, 2016)

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

A ocorrência de arredondamento da extremidade de fenda devido à deformação plástica gerada antes de ocorrer a fratura provoca um acréscimo proporcional na tenacidade à fratura do material (Wells, 1961). Esta verificação conduziu à sugestão do deslocamento de abertura da extremidade de fenda (CTOD) como um parâmetro interessante para caracterização do comportamento à fratura de materiais dúcteis. Inicialmente, era referido como COD (*Crack Opening Displacement*), todavia, foi alterado de forma a estabelecer uma distinção entre o deslocamento de abertura na extremidade (CTOD) e na boca (CMOD) de fenda. O CTOD consiste na distância física entre duas superfícies de fratura de uma fenda de fadiga. Este parâmetro tem um significado físico específico, podendo ser medido experimentalmente e permitindo estender a análise de fratura às condições elasto-plásticas. Não obstante, é necessário ter cuidado ao determiná-lo, já que a subavaliação do valor crítico de CTOD em serviço pode conduzir a uma propagação instável ou uma falha desastrosa. Por outro lado, uma sobreavaliação, embora permita a preservação, coloca uma restrição no tamanho de defeitos resultando em serviços de manutenção desnecessários. Pelloux (1970) usou a microfractografia para mostrar que o conceito de CTOD permitia a previsão do espaçamento das estrias de fadiga e, portanto, a taxa de crescimento da fenda. Alguns autores propuseram relações entre os parâmetros da extremidade da fenda. Bates e Santhanam (1980) relacionaram o deslocamento de abertura de fenda com a deformação na extremidade do entalhe:

$$CTOD = 0,103. \varepsilon_{p,yy}^2 \quad (2.5)$$

Onde $\varepsilon_{p,yy}$ corresponde à deformação plástica total por ciclo, segundo a direção vertical. Por outro lado, Nicholls (1993) sugeriu a seguinte expressão:

$$CTOD = \frac{\lambda K^2}{E\sigma_{ys}} \quad (2.6)$$

É obtida uma boa relação com o CTOD plástico se $\lambda=0.055$ e $\lambda=0.15$ para as ligas de alumínio 6016-T4 e 6082-T6, respetivamente.

Um ano mais tarde Nicholls assumiu uma relação polinomial entre a taxa de crescimento de fenda e o CTOD:

$$\frac{da}{dN} = b(CTOD)^{1/p} \quad (2.7)$$

Onde b e p são constantes. Tvergaard (2004) e Pippan e Grosinger (2013) indicaram uma relação linear entre da/dN e a variação de CTOD para materiais com elevada ductilidade:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta CTOD) \quad (2.8)$$

A medição experimental de CTOD não é fácil, e por essa razão, é efetuada em zonas relativamente afastadas da extremidade de fenda. A *Digital Image Correlation* (DIC) é uma técnica de medição da deformação total (plástica e elástica) na superfície de um provete efetuada na ausência de contacto. Esta técnica tem encontrado uma aplicação crescente no estudo dos campos de deformação (Sutton *et al.*, 2000) e tem sido possível extrair informação sobre parâmetros tais como a carga de fecho (Noweel e Matos, 2010; Yusof *et al.*, 2013), a extensão da zona plástica (Lopez-Crespo *et al.* 2009) e o deslocamento de abertura de fenda (COD). No entanto, o deslocamento de abertura da extremidade de fenda, CTOD, apenas pode ser medido numericamente ou analiticamente. Uma definição clássica de CTOD é a distância entre dois pontos definidos pela intersecção das faces de fenda com duas linhas ($+45^\circ$ e -45°) com origem na extremidade de fenda (Figura 2.4). Para estudos numéricos (modelos de elementos finitos), o deslocamento de abertura de fenda é, geralmente, definido como sendo o deslocamento do nó atrás da extremidade da fenda.

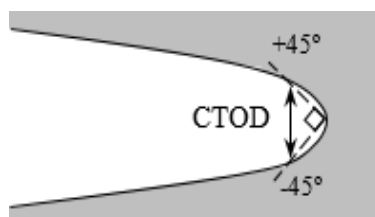


Figura 2.4. Ilustração de CTOD

Matos e Nowell (2007) estudaram a variação do deslocamento de abertura de extremidade de fenda (CTOD) para o primeiro e segundo nó atrás da extremidade de fenda utilizando métodos numéricos e analíticos. Analisaram um provete M(T) para uma liga de titânio Ti-6Al-4V, considerando elementos finitos de 5 e 10 μm na zona da extremidade da fenda. Com base neste estudo, verificaram que a tensão de abertura é dada pelo ponto a partir do qual o deslocamento é não nulo e a tensão de fecho volta novamente a ser zero. Em 2008, Matos e Nowell estudaram também o efeito do comprimento de fenda e o número de ciclos,

para o nó atrás da extremidade de fenda, nas curvas adimensionalizadas ($CTOD/a$) em função da carga aplicada e da carga máxima ($\sigma/\sigma_{máx}$).

Devido à dificuldade de medição do CTOD junto à extremidade de fenda, normalmente recorre-se à utilização de programas de simulação numérica. Na presente dissertação o estudo do CTOD realiza-se através do recurso do programa de análise numérica DD3IMP.

3. PROCEDIMENTO NUMÉRICO

3.1. Geometria

Analisou-se um provete com fenda central, do tipo M (T), com uma geometria 3D segundo a norma ASTM E647 (2001), uma espessura de 0.2 mm e um comprimento de fenda inicial de $a_0 = 5$ mm. Na Figura 3.1 pode-se verificar a geometria e dimensões do provete. Utilizou-se este provete visto que está normalizado e também porque já foi usado em estudos anteriores (Chermahini *et al.*, 1993; Dougherty *et al.*, 1997; Borrego, 2001; Jiang *et al.*, 2005; Alizadeh *et al.*, 2006)

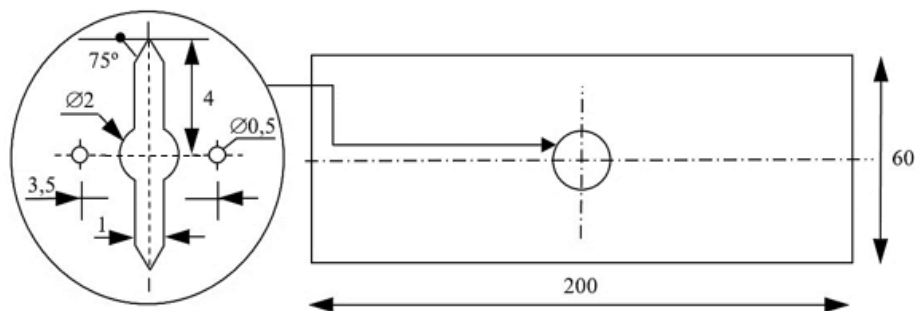


Figura 3.1. Geometria do provete e detalhe da fenda.

O provete é simétrico em termos de geometria, material e carregamento (Figura 3.1). Por este motivo considerou-se apenas 1/8 deste nas simulações, de forma a reduzir o peso numérico associado sem que as previsões obtidas sejam afetadas. Estudou-se um estado de tensão, com carregamento em modo I: tensão plana (TP). Para simular a face oposta da fenda colocou-se um plano rígido paralelo à fenda. As condições de fronteira estabelecidas e o carregamento imposto encontram-se ilustrados na Figura 3.2.

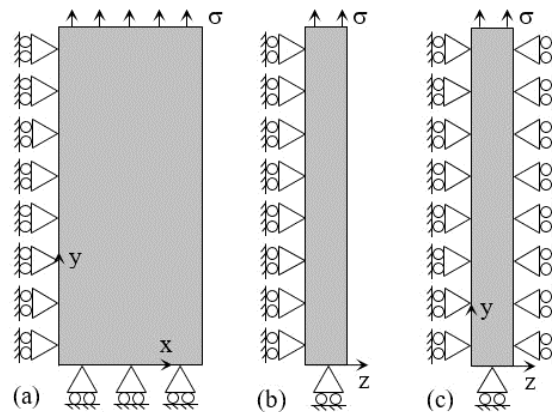


Figura 3.2. Condições de fronteira e de carregamento. (a) Vista frontal; (b) Modelo de tensão plana (TP); (c) Modelo de deformação plana (DP)

3.2. Material

Em relação ao material analisado, consideraram-se três ligas de alumínio: a liga 6016 endurecida através de tratamento térmico T4 (solubilização total e envelhecimento natural) e com uma tensão de cedência de 124 MPa, a liga 6082, endurecida por meio de tratamento térmico T6 (solubilização total e envelhecimento artificial) e com tensão de cedência igual a 238.15 MPa, e por último uma liga 7050 também endurecida com tratamento térmico T6 e com uma tensão de cedência igual a 490 MPa. As ligas de série 6xxx (magnésio e silício) apresentam elevada resistência à corrosão, sendo ligas de média resistência. Por outro lado, as ligas de série 7xxx (zinco) são de elevada resistência, sendo normalmente utilizadas quando o fator resistência/peso for a principal característica, como na aviação. Estas características tornam interessante averiguar como cada uma se comporta em situações semelhantes.

O fenómeno de propagação de fendas por fadiga está intimamente ligado à deformação plástica que ocorre na extremidade de fenda por ação do carregamento cíclico. Por este motivo, é crucial modelar corretamente o comportamento elasto-plástico do material. As ligas de alumínio em estudo apresentam características de comportamento elasto-plástico que resultam de uma combinação de encruamento isotrópico e cinemático. De modo a descrever o encruamento isotrópico do material durante a simulação, foi usado o modelo de Voce:

$$Y = Y_0 + R_{sat} (1 - e^{-n_v \varepsilon^p}) \quad (3.1)$$

Combinado com um modelo de encruamento cinemático não linear descrito por uma lei de saturação (Haddadi 2006):

$$\dot{X} = C_x \left[\frac{X_{sat}(\sigma' - X)}{\bar{\sigma}} \right] \varepsilon^{-p}, \text{ com } X(0) = 0 \quad (3.2)$$

Sendo $\varepsilon, p, Y_0, n_v, R_{sat}, C_x, X_{sat}$ características constantes do material.

A anisotropia do material é descrita através do critério de Hill:

$$F(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + G(\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + H(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + 2L\tau_{yz}^2 + 2L\tau_{zx}^2 + 2L\tau_{xy}^2 = K^2 \quad (3.3)$$

Em que F, G, H, L, M, N são coeficientes que definem o comportamento de anisotropia do material.

A caracterização do comportamento elasto-plástico efetuou-se através de ensaios de tração e corte em trajetórias simples e complexas (Chaparro, 2008). Para os materiais em estudo:

- Alumínio 6016-T4: $Y_0 = 124$ MPa; $R_{sat} = 291$ MPa; $n_v = 9,5$; $C_x = 146,5$; $X_{sat} = 34,90$ MPa; $F = 0,5998$; $G = 0,5862$; $H = 0,4138$; $L = M = N = 1,2654$.
- Alumínio 6082-T6: $Y_0 = 238,15$ MPa; $R_{sat} = 249,37$ MPa; $n_v = 0,01$; $C_x = 244,44$; $X_{sat} = 83,18$ MPa; $F = 0,5998$; $G = 0,5862$; $H = 0,4138$; $L = M = N = 1,2654$.
- Alumínio 7050-T6: $Y_0 = 420,50$ MPa; $R_{sat} = 291$ MPa; $n_v = 9,5$; $C_x = 228,91$; $X_{sat} = 198,35$; $F = 0,5998$; $G = 0,5862$; $H = 0,4138$; $L = M = N = 1,2654$.

3.3. Carregamento

O provete foi solicitado em tração, conforme se indica na Figura 3.2. No decorrer dos ensaios, com o propósito de perceber a influência da malha e do estado de tensão, consideram-se diversos casos com diferentes valores de cargas mínima e máxima, $F_{mín,CA}$ e $F_{máx,CA}$, respetivamente, como se encontra identificado nas tabelas que se seguem. O estudo do efeito da malha foi feito para o material AA 6082-T6, enquanto que o estado de tensão foi estudado para a liga AA 7050-T6.

Tabela 3.1. Casos simulados na abordagem a carregamentos de amplitude constante (CA), para o material 6016-T4.

Casos	$F_{mín,CA}$ [N]	$F_{máx,CA}$ [N]	Malha	Estado de tensão
CA_0_140	0	140	M8	TP
CA_0_220	0	220	M8	TP

Tabela 3.2. Casos simulados na abordagem a carregamentos de amplitude constante (CA), para o material 6082-T6.

Casos	$F_{mín,CA}$ [N]	$F_{máx,CA}$ [N]	Malha	Estado de tensão
CA_0_200	0	200	M8/M16/M32	TP
CA_0_360	0	360	M8/M16/M32	TP
CA_0_400	0	400	M8/M16/M32	TP
CA_N40_240	-40	240	M8	TP
CA_N50_240	-50	240	M8	TP
CA_N66_132	-66	132	M8	TP

Tabela 3.3. Casos simulados na abordagem a carregamentos de amplitude constante (CA), para o material 7050-T6.

Casos	$F_{mín,CA}$ [N]	$F_{máx,CA}$ [N]	Malha	Estado de tensão
CA_8_165	8	165	M8	TP/DP
CA_13_275	13	165	M8	DP
CA_19_385	19	385	M8	TP/DP
CA_24_495	24	495	M8	DP
CA_41_137	41	137	M8	TP/DP
CA_58_194	58	194	M8	TP/DP
CA_77_256	77	256	M8	DP
CA_94_313	94	313	M8	TP/DP
CA_104_219	104	219	M8	TP/DP
CA_112_376	112	376	M8	DP
CA_129_433	129	433	M8	DP
CA_131_263	131	263	M8	DP
CA_156_313	156	313	M8	TP/DP
CA_165_552	165	552	M8	TP/DP
CA_209_418	209	418	M8	TP/DP

Para além destes ensaios também se estudou o efeito de sobrecarga e de bloco de carga para o caso de uma $F_{mín,CA}$ de 209N e uma $F_{máx,CA}$ de 418N com uma sobrecarga e de blocos de carga de 627N.

3.4. Discretização por Elementos Finitos

Relativamente à malha de elementos finitos usada, com o intuito de garantir uma maior exatidão de resultados definiu-se um refinamento superior na zona da extremidade de fenda, já que se trata da zona com maior interesse neste estudo. Para reduzir o peso numérico das simulações sem alterar significativamente os resultados, definiu-se uma malha menos

refinada na zona mais afastada da fenda (Figura 3.3). A malha 3D foi obtida através da extrusão da malha 2D na direção da espessura (com apenas uma camada de elementos).

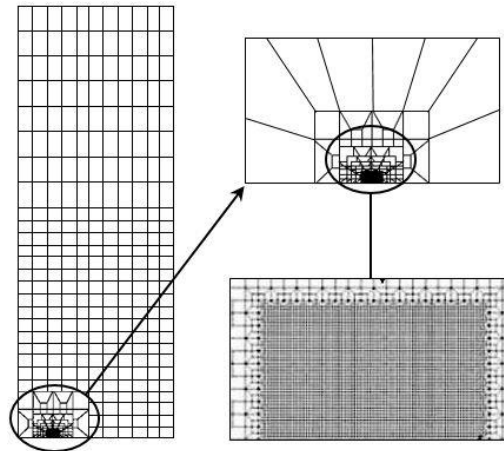


Figura 3.3. Ilustração da malha de elementos finitos

3.5. Propagação de Fenda

Nas simulações executadas, uma propagação de fenda com 8, 16 e 32 μm equivale a dois ciclos de carga e ocorre sempre à carga mínima, reduzindo problemas de convergência. Na totalidade são efetuadas 160 propagações para a malha M8, 90 propagações para a malha M16 e 60 propagações para a malha M32. No estado de tensão plana (TP) e deformação plana (DP), para carregamentos de amplitude constante, estudou-se a 160ª propagação de fenda e para carregamentos de amplitude variável a variação de carga foi feita no bloco 80. Executaram-se também simulações para cinco ciclos de carga entre propagações, com o objetivo de estudar o efeito deste parâmetro nos valores de CTOD plástico.

3.6. Programa de Elementos Finitos DD3IMP

O estudo do carregamento intrínseco a um equipamento pode ser realizado por três métodos: por meio de uma análise teórica (modelos matemáticos), numérica (integração numérica ao longo do tempo) ou experimental (equipamentos de medição). A presente dissertação tem como propósito de estudo o deslocamento de abertura de fenda (CTOD) utilizando a simulação numérica. Os principais métodos utilizados na simulação numérica são: diferenças finitas, elementos finitos e elementos de contorno. O segundo método subdivide o domínio em “elementos” de tratamento mais simples, isto é, com geometria e

características regulares, e neles aproxima a solução através do uso de polinómios de grau relativamente reduzido. A solução global é obtida pelo somatório das soluções elementares (R.P.L, 2004).

Ao longo do estudo usou-se um programa académico de elementos finitos desenvolvido pelo Grupo de Tecnologia do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra, o *Three-Dimensional Elasto-Plastic Finite Program* (DD3IMP). Este *solver* de elementos finitos, simula os processos de conformação de chapa metálica (Helena, 2012). Inicialmente, é necessário fornecer ao programa um conjunto mínimo de informação (parâmetros físicos e numéricos), denominado “ficheiros de entrada”. Posteriormente, procede-se à simulação do programa, em que, se realizam 160 propagações e 320 ciclos de carregamento. Por fim, obtém-se os ficheiros de saída, onde se procede à interpretação dos dados da simulação com a finalidade de obter valores numéricos da abertura de fenda, das forças de contacto, do perfil de fenda e da extremidade de fenda. A Tabela 3.4 apresenta a identificação e caracterização dos ficheiros de entrada e saída.

O deslocamento de abertura da extremidade da fenda e o perfil de fenda são obtidos através do ficheiro “NosFenda2.dat”.

Tabela 3.4. Ficheiros de entrada e de saída do programa DD3IMP

Ficheiros	Designação	Caracterização
Entrada	mesh.dat	Malha de elementos finitos
	mater1.dat	Propriedades do material
	phase.dat	Condições de solicitação
	GaussPoints.dat	Elementos e pontos de Gauss onde se pretende obter a curva de tensão-deformação
	bcon.dat	Condições de fronteira
	input.dat	Parâmetros de controlo do método numérico
	tool.dat	Ferramenta que garante a aplicação da solicitação e a simulação do contacto das faces de fenda
Saída	#1_enti1.res	Resultados das forças aplicadas para cada incremento de fenda
	bloco160.ufo	Informação global no bloco 160
	Fcont.dd3	Forças de contacto para a carga mínima
	Nosfenda2.dat	Coordenadas dos nós ao longo do plano de simetria para os diferentes níveis de solicitação
	Gpoint	Valores nos pontos de Gauss seleccionados no ficheiro de entrada em cada um dos elementos antes de executar o programa

3.7. Obtenção de CTOD Plástico

A pesquisa centrou-se, sobretudo no deslocamento de abertura da extremidade de fenda, CTOD. Em harmonia com o estudo de Ellyin e Wu (1999), admitiu-se o CTOD como deslocamento vertical do nó localizado anteriormente à extremidade de fenda. Ao longo do presente estudo fez-se um inventário dos valores obtidos durante uma propagação ou o valor máximo ($CTOD_{m\acute{a}x}$) de uma propagação e as respetivas componentes elástica ($CTOD_e$) e plástica ($CTOD_p$), conforme o pretendido. A distância vertical entre as retas tangentes à deformação elástica permite-nos determinar a componente plástica, para os pontos de transição entre o regime elástico e plástico, como ilustra a Figura 3.4.

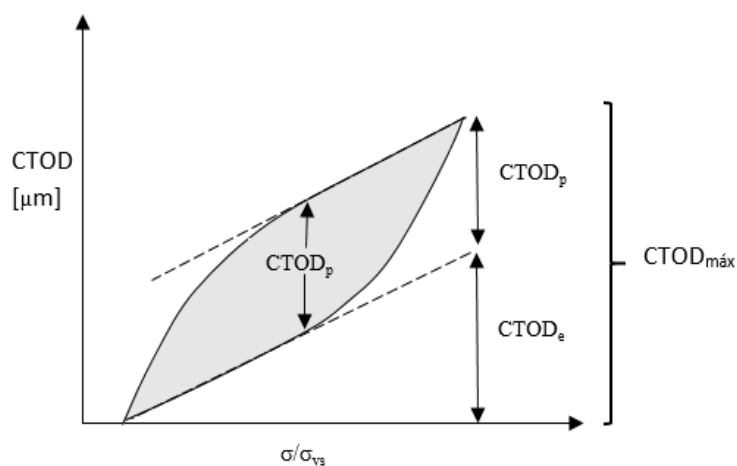


Figura 3.4. Medição dos valores de CTOD.

De seguida descreve-se a determinação da gama de CTOD plástico. Por esta razão, selecionou-se um caso da liga 6082-T6 identificado como CA_0_360, definido entre a amplitude mínima de 0 N e máxima de 360 N, e procedeu-se à sua análise detalhada. A exposição nos pontos que se seguem, diz respeito aos valores inerentes do nó 1, ou seja, o nó imediatamente antes da extremidade de fenda para o 2º ciclo de carregamento. O procedimento é semelhante para outros nós atrás da extremidade da fenda.

Na Figura 3.5 encontra-se representado o deslocamento de abertura de fenda (CTOD) em função da tensão (σ) para a 160ª propagação de fenda.

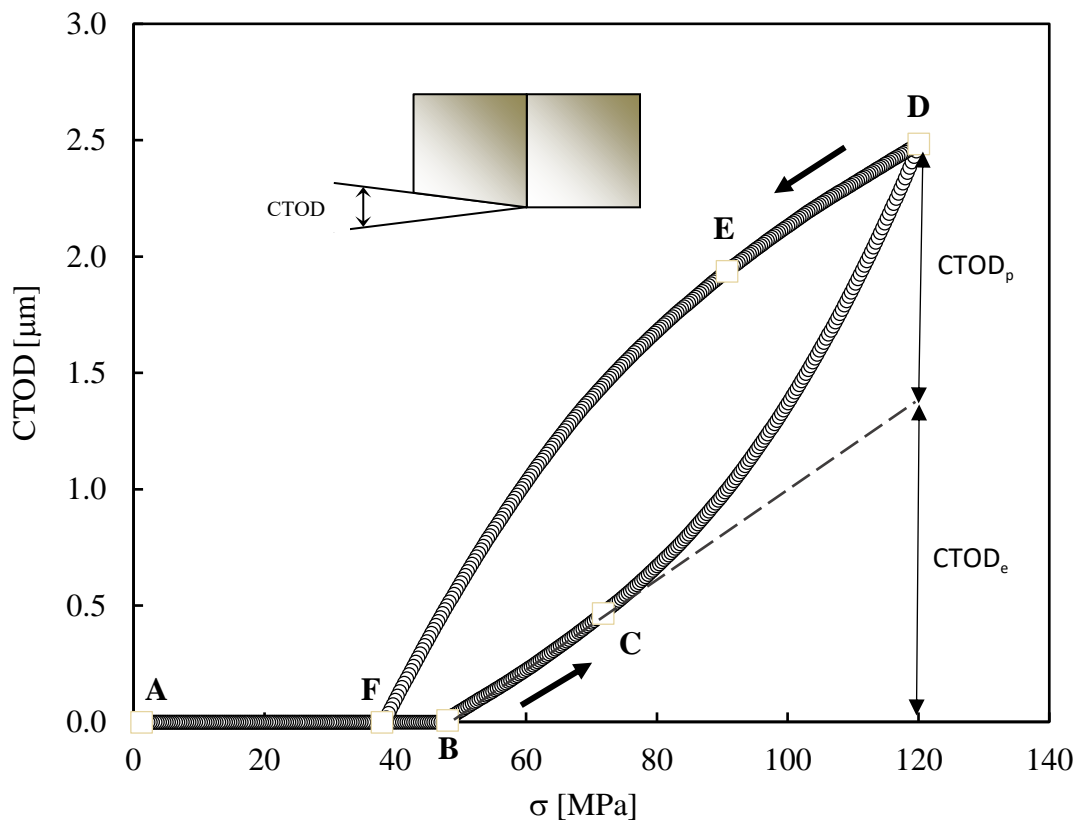


Figura 3.5. CTOD em função do carregamento (6082-T6 AA; malha M8; com contacto; tensão plana;

$F_{\min}=0 \text{ N}$, $F_{\max}=360 \text{ N}$)

Para cargas relativamente baixas a fenda encontra-se fechada (A→B). A abertura de fenda ocorre a partir do momento em que o valor de CTOD é diferente de zero (ponto B). No início deste ponto, o valor do CTOD sofre um acréscimo em simultâneo com o aumento da carga (B→C). A princípio, de forma linear (B→C) e em seguida não-linear (C→D). A linearidade do gráfico permite identificar o declive de uma reta, que é utilizado na determinação de $CTOD_e$, segundo a seguinte equação:

$$CTOD_e = m(\sigma_{xx} - \sigma_B) \tag{3.4}$$

Onde σ_B é a tensão no ponto B e σ_{xx} é a tensão no ponto onde se pretende determinar o valor de $CTOD_e$.

Através do recurso ao programa de elementos finitos DD3IMP obtemos os valores de CTOD para o intervalo de carregamento. O estudo incide no valor de $CTOD_p$, que pode ser calculado através da seguinte equação:

$$CTOD_p = CTOD_{\sigma_{xx}} - CTOD_e - CTOD_B \quad (3.5)$$

Sendo $CTOD_{\sigma_{xx}}$ o valor de CTOD no ponto em questão e $CTOD_B$ o valor de CTOD no ponto B.

Quando atingida a carga máxima, $F_{m\acute{a}x,CA}$, que corresponde ao valor de $CTOD_{p,m\acute{a}x}$, identifica-se um decréscimo dos valores de CTOD associado à redução gradual da carga aplicada (D→F). A seguir à carga máxima o decréscimo é linear e depois é não-linear. Quando o CTOD atinge o valor zero (ponto F) a fenda encontra-se fechada e mantém-se assim até a carga mínima, $F_{min,CA}$, ser alcançada (ponto A). Todavia, verifica-se uma ligeira discrepância entre o valor da carga para o qual se dá a abertura de fenda (ponto B), e o valor para o qual a fenda se encontra novamente fechada (ponto F).

Tanto o acréscimo (B→D) como o decréscimo (D→F) de CTOD possuem um comportamento análogo, com uma variação linear (B→C e D→E) seguida de uma variação não-linear (C→D e E→F), associados à deformação elástica e plástica, respetivamente. O comportamento elástico é equivalente no carregamento e no retorno.

4. APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DE RESULTADOS

Considera-se neste trabalho que a variação do CTOD plástico está intimamente ligada com a propagação de fenda, visto que, este fenómeno está ligado a mecanismos irreversíveis e não lineares. Para o estabelecimento de relações fiáveis de da/dN versus $\Delta CTOD_p$ é fundamental que as previsões numéricas deste parâmetro sejam corretas. Assim, neste ponto estuda-se o efeito dos parâmetros numéricos no valor previsto para o $\Delta CTOD_p$.

4.1. Efeito do Ponto de Medição

A Figura 4.1 apresenta a variação do $CTOD_p$ medido em diferentes nós atrás da extremidade de abertura de fenda, no 2º ciclo da 160ª propagação de fenda. A seleção desta propagação deve-se ao facto de ser o limite dos resultados fornecidos pelo programa utilizado e portanto, permite a melhor aproximação a um comportamento estável do material, adaptado ao carregamento que é sujeito. Conclui-se que para cada nó existe um aumento progressivo do CTOD plástico até ao valor máximo, correspondente à carga máxima. O $CTOD_p$ máximo decresce com o afastamento do ponto de medição relativamente à extremidade de fenda. A carga correspondente ao início da deformação plástica pode ser utilizada para calcular a tensão limite de fadiga. Na Figura 4.1 verifica-se que, a mesma tensão limite de fadiga é obtida em diferentes pontos de medição atrás da abertura de fenda. Note-se que o valor máximo de CTOD corresponde à gama de variação de CTOD ($CTOD_{m\acute{a}x} = \Delta CTOD$), porque o valor mínimo é zero. A Figura 4.2 apresenta a gama de variação do $CTOD_p$, $\Delta CTOD_p$ em função da distância atrás da extremidade de fenda, d . Próximo da extremidade de fenda existe um decréscimo rápido da deformação plástica, contudo para maiores distâncias ocorre uma progressiva estabilização. O decréscimo é mais suave, mas não pára. O ponto de medição tem pois um grande impacto nos valores de $\Delta CTOD_p$.

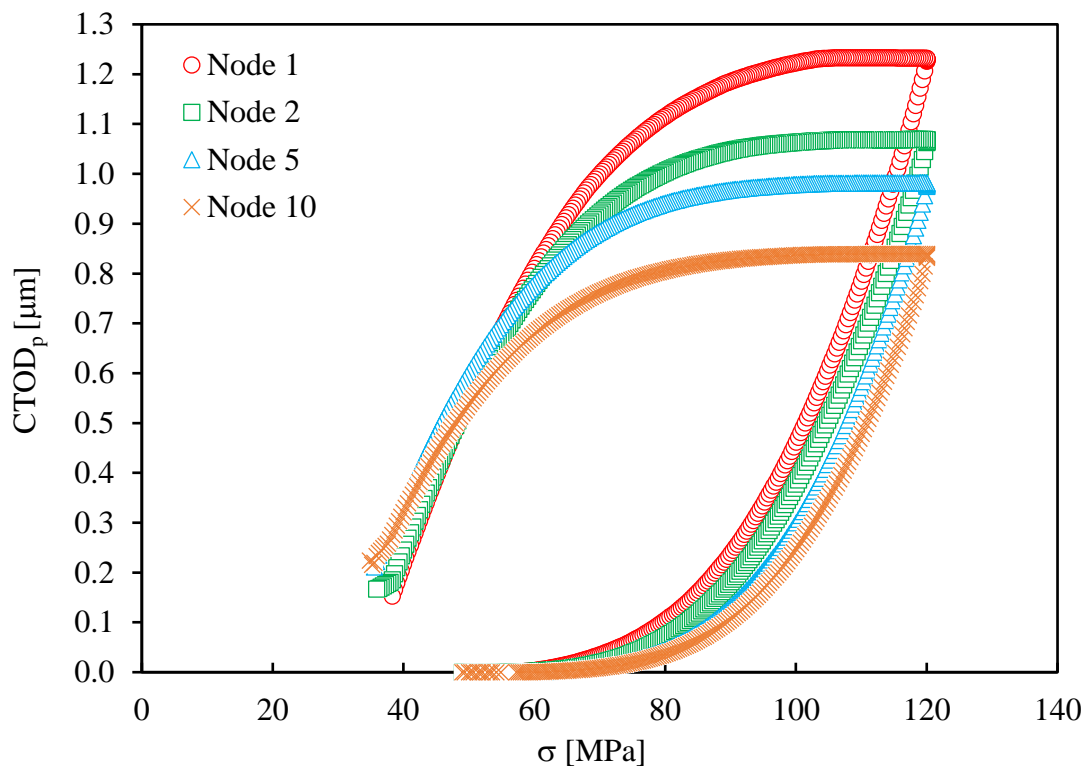


Figura 4.1. CTOD_p em função do carregamento para diferentes nós (MT, 6082-T6 AA; malha M8; com contacto; tensão plana)

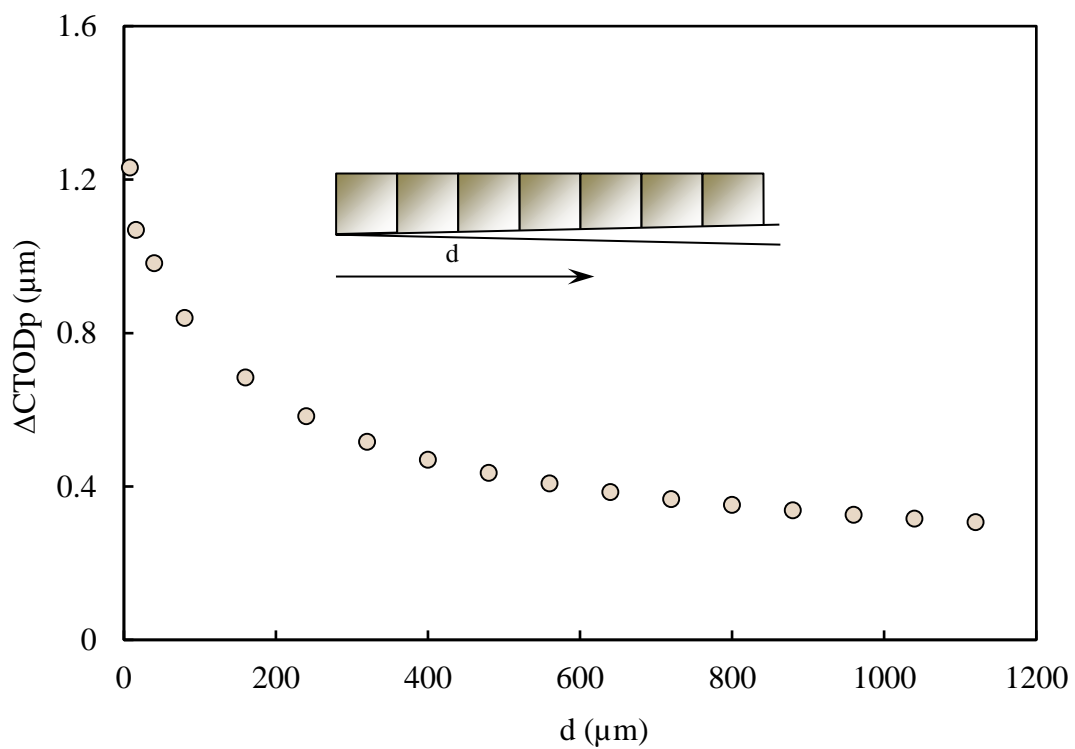


Figura 4.2. CTOD_p em função da distância atrás da abertura de fenda (MT, AA6082-T6; malha M8; com contacto; tensão plana; F_{min} = 0 N, F_{máx} = 360 N)

Repare-se ainda que os valores de $\Delta CTOD_p$ presentes são relativamente pequenos, inferiores a $1 \mu\text{m}$. Por esta razão torna-se um desafio a determinação experimental do $CTOD_p$.

A Figura 4.3 apresenta valores de $\Delta CTOD_p$ em função da distância à extremidade da fenda para várias cargas. Conclui-se que para diferentes cargas o comportamento é idêntico, ou seja, a variação é maior junto da extremidade da fenda e para grandes distâncias existe sempre uma estabilização progressiva. A maior variação ocorre até uma distância $d=100\mu\text{m}$. O aumento de carga parece aumentar a extensão de zona de variação rápida, que ocorre próximo da extremidade da fenda.

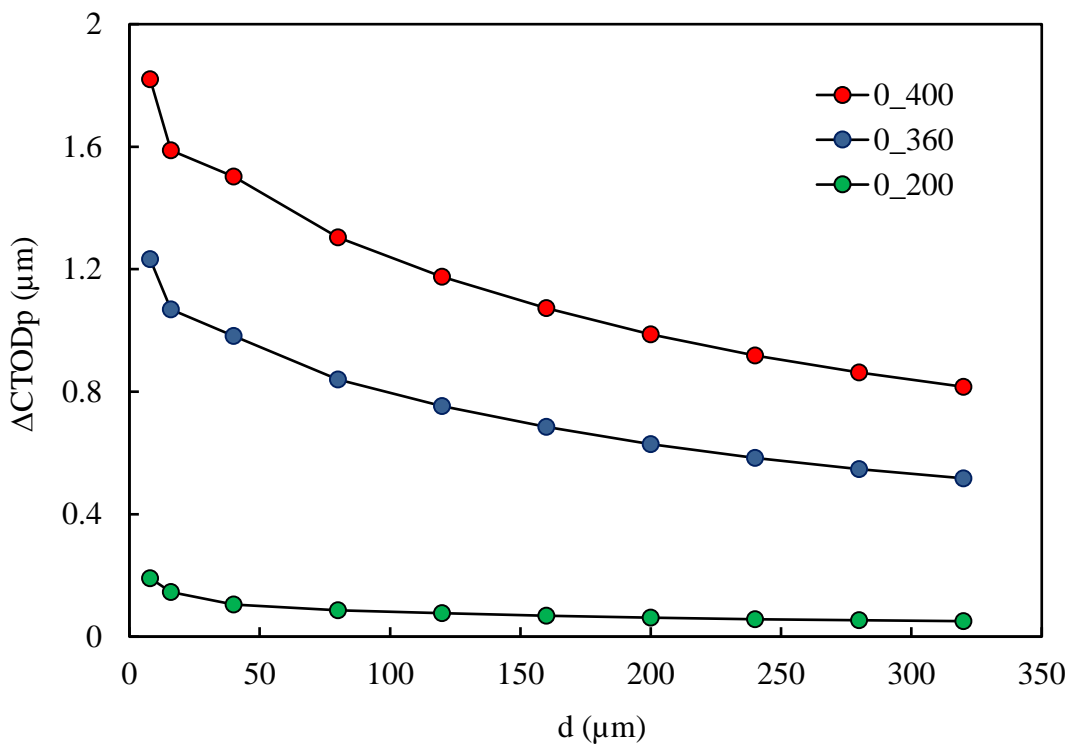


Figura 4.3. $\Delta CTOD_p$ em função da distância atrás da abertura de fenda para diferentes cargas (MT, AA6082-T6; malha M8; com contacto; tensão plana)

É igualmente interessante estudar o efeito do material na relação $\Delta CTOD_p$ versus distância à extremidade de fenda. Na Figura 4.4 representa-se esta comparação para três ligas de alumínio distintas, sujeitas a diferentes carregamentos para a 160ª propagação de fenda (B160). Segundo os dados obtidos pode-se rapidamente constatar que independentemente do tipo de material a variação do $\Delta CTOD_p$ tem um comportamento análogo para distâncias à extremidade da fenda relativamente grandes, ou seja, como referimos anteriormente ocorre

uma estabilização progressiva da deformação plástica. A zona próxima da extremidade da fenda onde ocorre grande variação de $\Delta CTOD_p$ tem uma extensão variável.

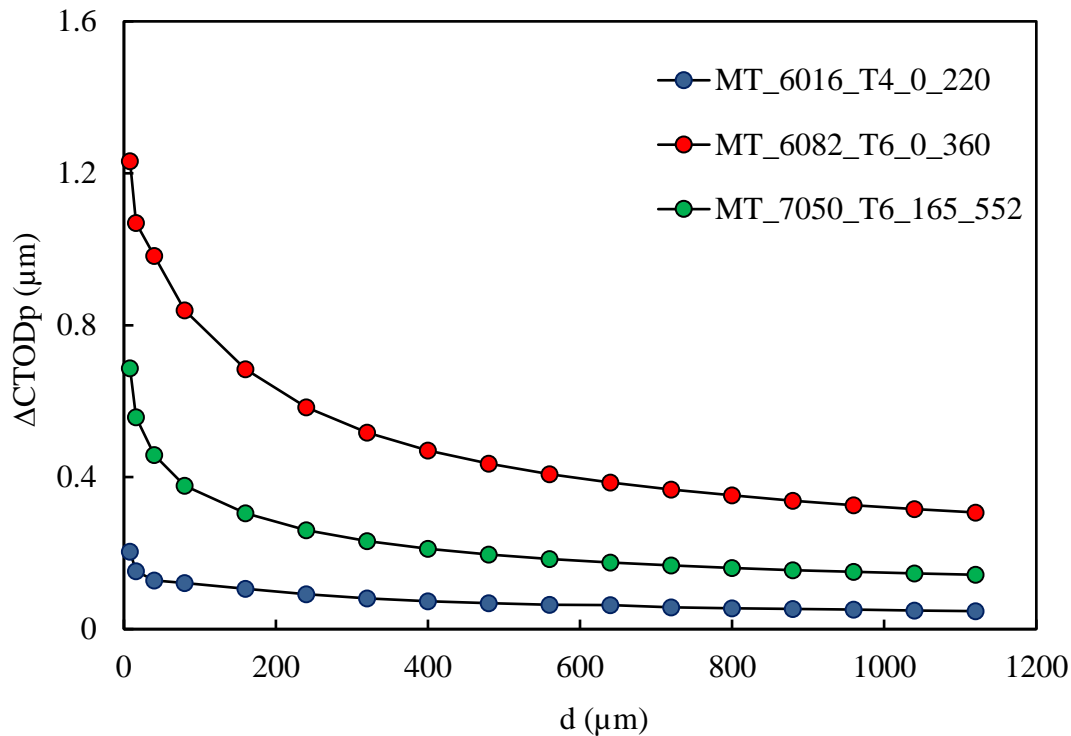


Figura 4.4. $\Delta CTOD_p$ em função da distância atrás da abertura de fenda para os materiais demonstrados (MT; malha M8; com contacto; tensão plana)

A Figura 4.5 demonstra o comportamento de $\Delta CTOD_p$ em função da distância à extremidade de fenda para diferentes estados de tensão de uma liga de alumínio 7050-T6 para a 160ª propagação de fenda (B160). A Figura 4.5 possibilita observar que inicialmente a deformação plana decresce mais rapidamente do que a tensão plana. Por outro lado, o comportamento é idêntico para grandes distâncias de abertura de fenda. De uma forma geral, o estado de tensão não afeta substancialmente o comportamento observado, ocorrendo uma estabilização progressiva da deformação plástica.

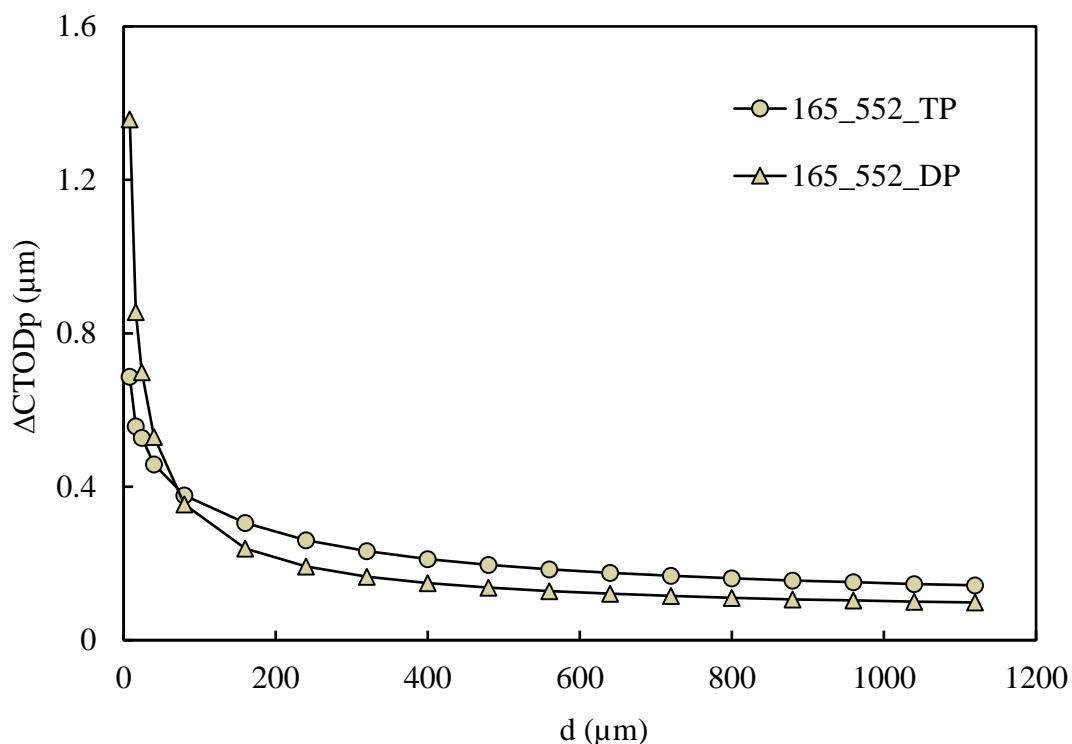


Figura 4.5. $\Delta CTOD_p$ em função da distância atrás da abertura de fenda para os estados de tensão demonstrados (MT; AA7050-T6; malha M8; com contacto)

Em resumo, a variação de $\Delta CTOD_p$ em função da distância atrás da abertura de fenda tem sempre o mesmo comportamento, independentemente da carga, material e estado de tensão. O decréscimo de $\Delta CTOD_p$ com o afastamento do ponto de medição indica uma perda de sensibilidade relativamente ao que se passa na extremidade da fenda, o que tem a sua lógica.

4.2. Efeito da Propagação, Δa

No presente subcapítulo estuda-se o efeito da propagação Δa para os diferentes casos de material, carga e estado de tensão indicados na Tabela 3.1. Efetuou-se o registo dos valores inerentes ao nó 1 (isto é, $d=8 \mu\text{m}$), no 2º ciclo de carga do 1º, 2º, 3º, 5º, 10º, 15º, 20º, 25º, 35º, 50º, 70º, 100º, 130º e 160º blocos da fenda de cada caso.

Na Figura 4.6 encontra-se representada a variação de CTOD para diferentes blocos com uma F_{\min} de 0N e uma F_{\max} de 400N do material 6082-T6 AA. Analisando a figura, rapidamente se verifica que o valor de CTOD decresce com o bloco de propagação

de fenda. O primeiro bloco é substancialmente diferente dos restantes, não apresentando qualquer fecho de fenda. Por esse motivo é de esperar valores mais altos de $\Delta CTOD_p$, pois não existe o efeito protetor do fecho de fenda. No bloco 5 já existe fecho de fenda, que aumenta até ao bloco 35, pelo que será de esperar uma progressiva redução de $\Delta CTOD_p$. Entre os blocos 35 e 160 a variação é menor, pelo que se espera uma estabilização dos valores de $\Delta CTOD_p$.

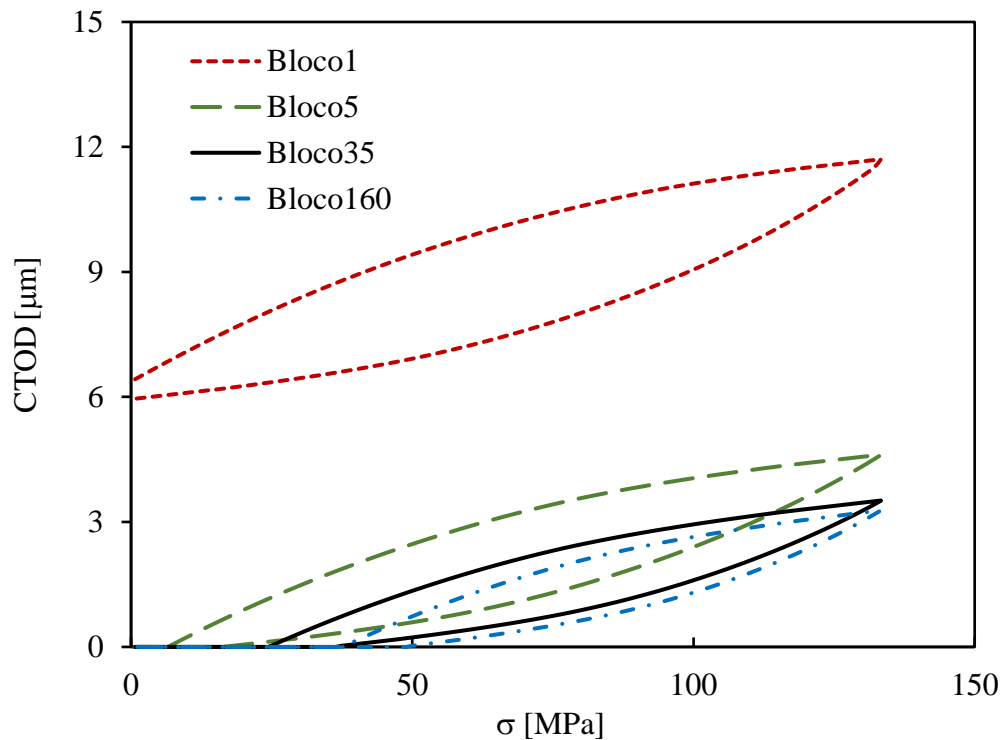


Figura 4.6. CTOD em função do carregamento para diferentes blocos no nó 1 (MT; 6082-T6 AA; malha M8; com contacto; tensão plana; $F_{\min}=0$ N, $F_{\max}=400$ N)

Na Figura 4.7 é representada a variação de $\Delta CTOD_p$ para diferentes cargas em função da propagação (AA6082-T6). É visível que o comportamento é idêntico para as três cargas. Para os primeiros incrementos de fenda o valor de $\Delta CTOD_p$ decresce rapidamente, enquanto para maiores incrementos aumenta ligeiramente. O decréscimo tem a ver com a estabilização da deformação plástica e com o aumento do fecho de fenda. Inicialmente a deformação ocorre mais facilmente, visto que, o material está virgem em termos de deformação plástica. Como podemos verificar na Figura 4.7, com o aumento da propagação a deformação é menor, isto porque o encruamento do material e o nível de fecho aumentam. A propagação necessária para a estabilização de $\Delta CTOD_p$ aumenta com o nível de carga, o que se conclui pela comparação dos casos 0_200 e 0_360.

O ligeiro aumento de $\Delta CTOD_p$ que se observa após a estabilização está interligado com o aumento do comprimento de fenda. De facto, maiores comprimentos de fenda têm associados maiores concentrações de tensão na extremidade da fenda.

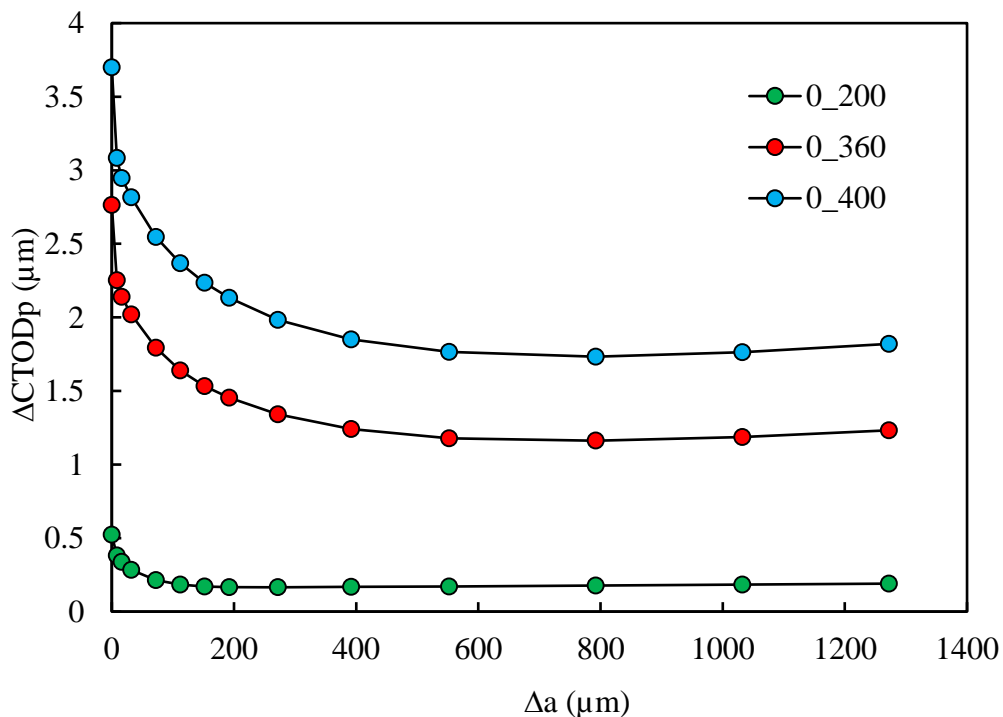


Figura 4.7. $\Delta CTOD_p$ em função da propagação Δa para diferentes cargas (MT; AA6082-T6; malha M8; com contacto; tensão plana)

A Figura 4.8 apresenta $\Delta CTOD_p$ em função da propagação Δa para três ligas de alumínio distintas, solicitadas também por diferentes carregamentos. O efeito de propagação é semelhante para os diferentes materiais, observando-se um decréscimo rápido de $\Delta CTOD_p$ até ocorrer estabilização, seguido de um aumento ligeiro. A propagação

necessária para a estabilização varia significativamente, porém isso pode estar relacionado com a carga ou material. O aumento de $\Delta CTOD_p$ com a propagação é mais significativo para a liga AA 7050-T6.

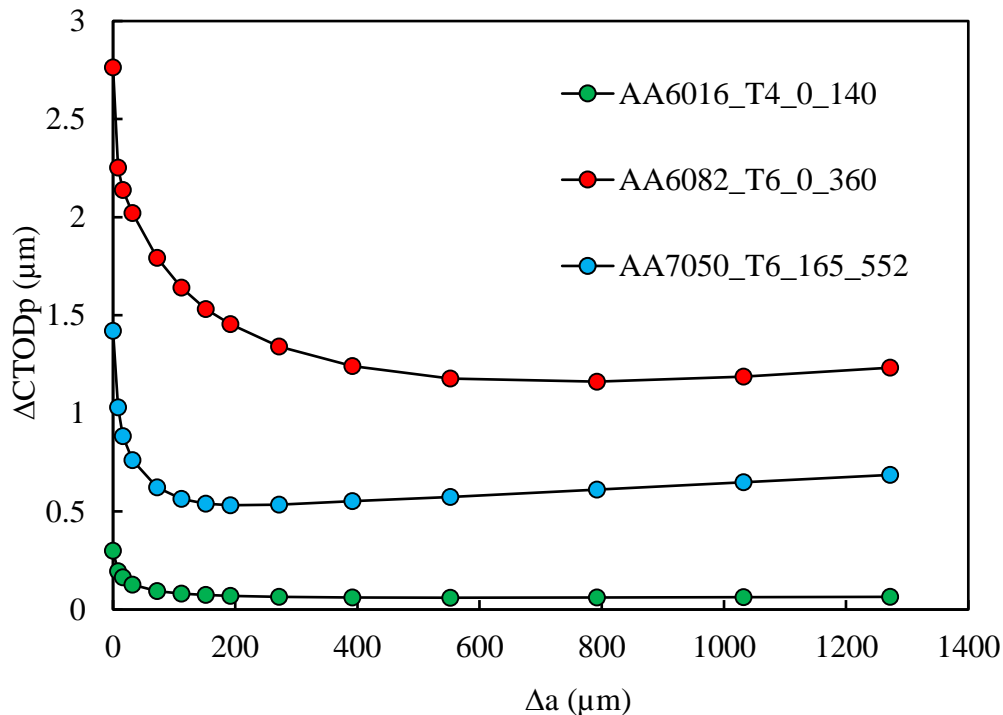


Figura 4.8. $\Delta CTOD_p$ em função da propagação Δa para os materiais demonstrados (MT; malha M8; com contacto; tensão plana)

A Figura 4.9 demonstra a variação de CTOD para diferentes estados de tensão com uma F_{\min} de 165N e uma F_{\max} de 552N do material 7050-T6 AA no 160º bloco de carga. Note-se que o valor de CTOD é menor para a tensão plana do que para a deformação plana. É também visível que para a deformação plana não existe fecho de fenda, logo é de esperar valores mais altos de $\Delta CTOD_p$, pois não existe o efeito protetor do fecho de fenda. Para o caso de tensão plana já existe fecho de fenda, pelo que será de esperar uma redução do $\Delta CTOD_p$.

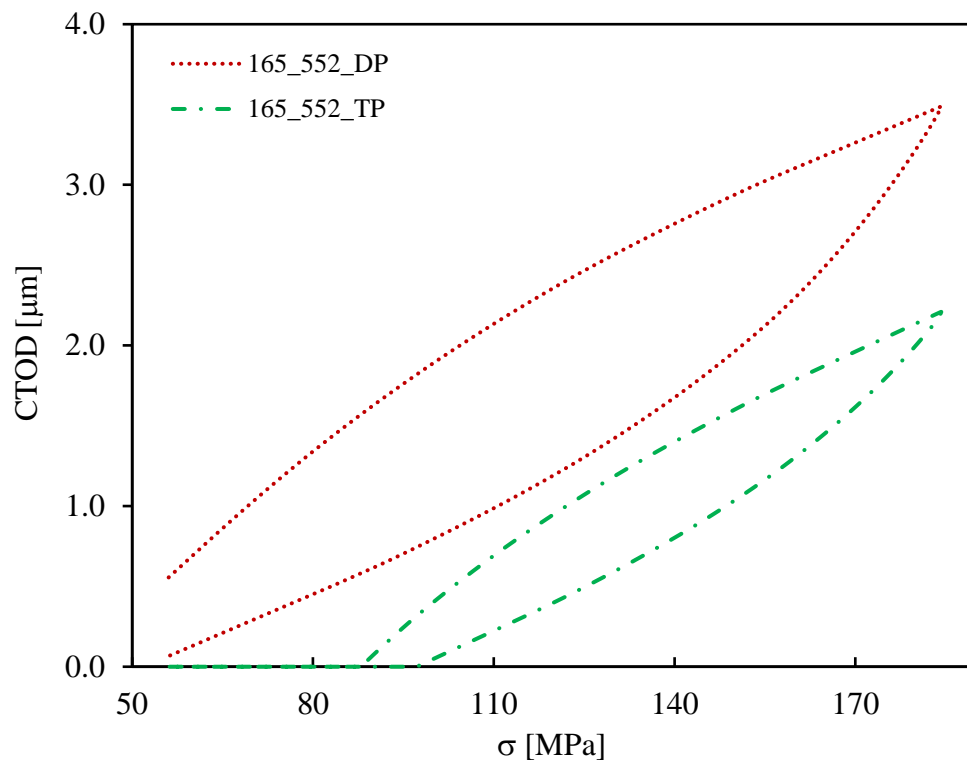


Figura 4.9. CTOD em função do carregamento para os estados de tensão demonstrados no 1 (MT; AA7050-T6; malha M8; com contacto)

Na Figura 4.10 é feita a representação de $\Delta CTOD_p$ em função da propagação Δa para diferentes estados de tensão de uma liga de alumínio 7050-T6. Numa primeira análise podemos verificar que a tensão plana e a deformação plana têm comportamentos gerais análogos. Repare-se que inicialmente para a deformação plana o valor de $\Delta CTOD_p$ decresce mais rapidamente. Este decréscimo abrupto ocorre devido ao material ainda se encontrar virgem o que se traduz numa maior deformação plástica. Por outro lado, quando o número de propagações é maior verifica-se um ligeiro aumento de $\Delta CTOD_p$, que ocorre de forma mais acentuada para a deformação plana. Verifica-se que estes resultados estão de acordo com a figura anterior.

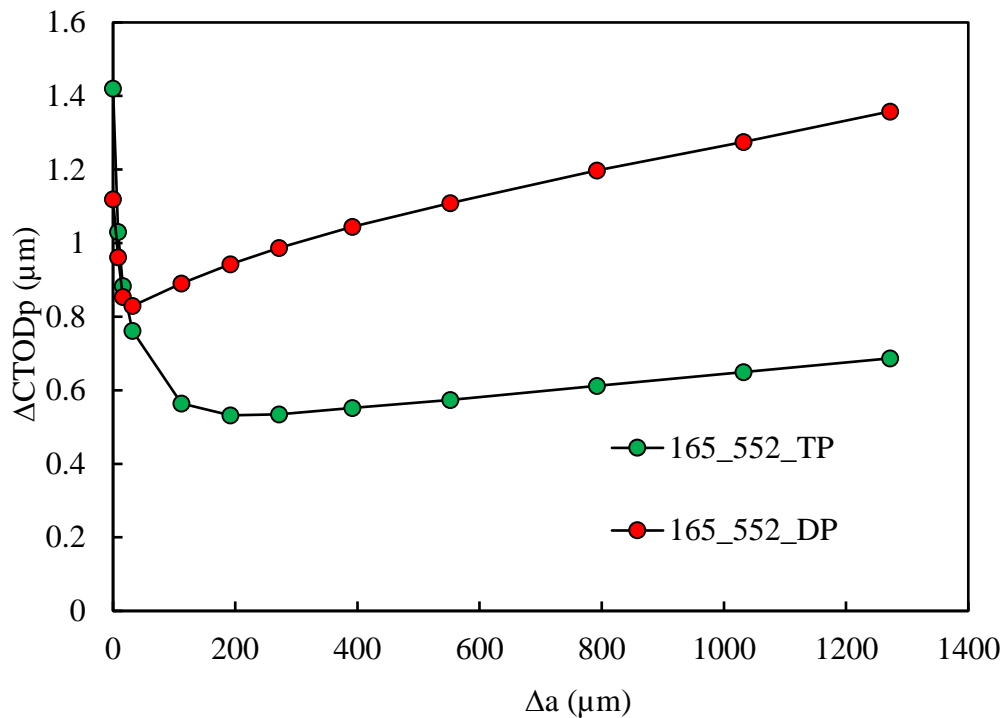


Figura 4.10. ΔCTOD_p em função da propagação Δa para os estados de tensão demonstrados (MT; AA7050-T6; malha M8; com contacto)

Em suma, podemos concluir que o comportamento de ΔCTOD_p em função da propagação Δa tem sempre a mesma tendência, independentemente da carga, material e estado de tensão.

4.3. Efeito da Malha de Elementos Finitos

A malha de elementos finitos, e em particular a dimensão dos elementos junto da extremidade da fenda é um parâmetro numérico de grande relevância. A Figura 4.11 apresenta a variação de CTOD em função da tensão. Repare-se que o valor $\text{CTOD}_{\text{máx}}$ aumenta com o tamanho dos elementos finitos e que para uma malha de M8 a fenda começa a abrir para tensões inferiores às das outras malhas. Notar que para a malha M32 o nó 1 está mais distante da extremidade da fenda do que para a malha M8, o que afeta os valores de CTOD e CTOD plástico.

Na Figura 4.12 representam-se os valores de ΔCTOD_p em função da distância ao ponto de medição, d , obtidos com malhas contendo elementos de 32, 16 e 8 μm . É interessante observar que a dimensão dos elementos tem um efeito relativamente baixo nos valores previstos para ΔCTOD_p . Isso indica uma certa robustez dos valores de ΔCTOD_p .

relativamente à malha, o que é positivo. Sendo o $\Delta CTOD_p$ medido no primeiro nó atrás da extremidade da fenda, há porém um efeito da distância à extremidade da fenda. Assim, o valor medido com a malha de 32 μm é inferior ao valor medido com a malha de 8 ou 16 μm .

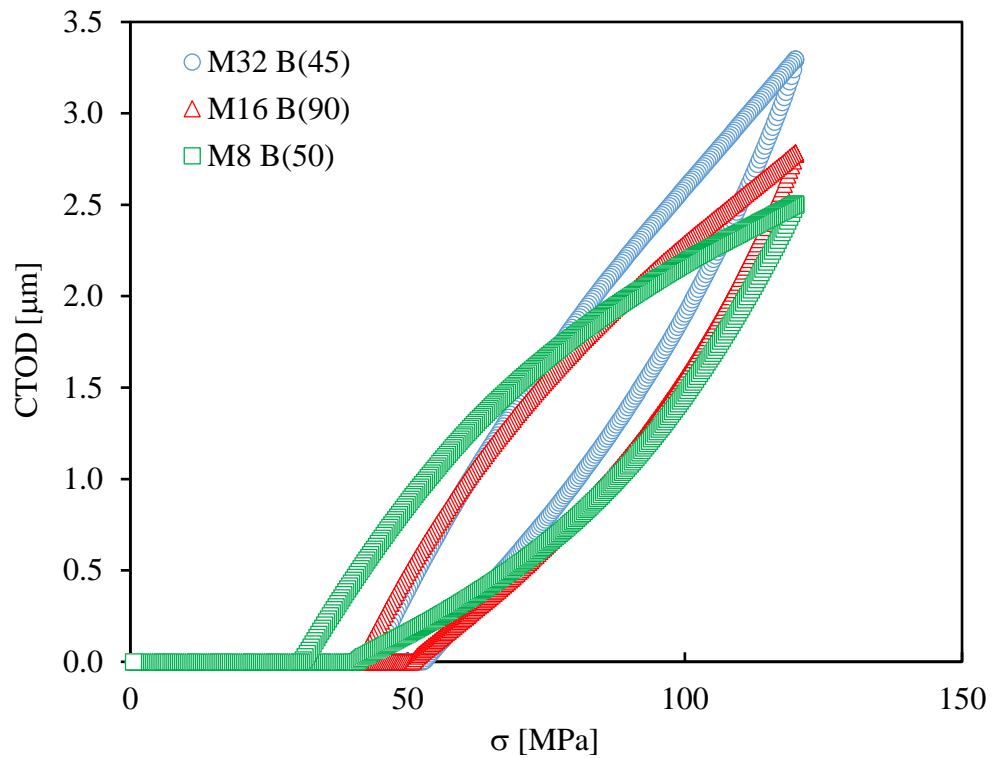


Figura 4.11. CTOD em função do carregamento para diferentes malhas no nó 1 (MT, 6082-T6 AA; com contacto; tensão plana, $F_{\min} = 0 \text{ N}$, $F_{\max} = 360 \text{ N}$)

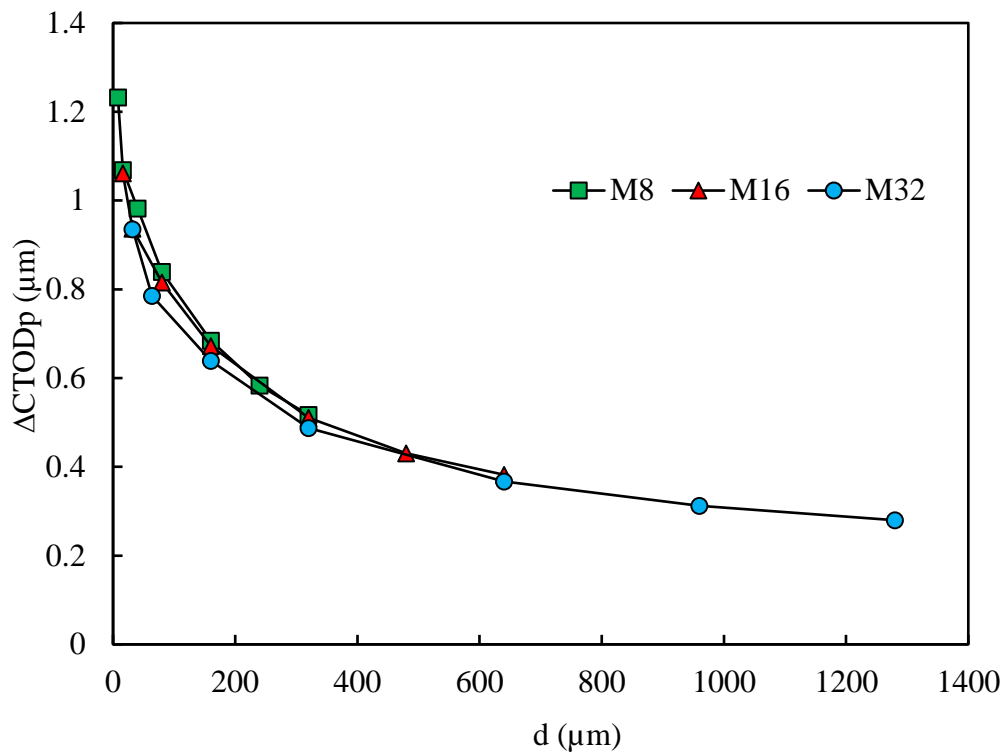


Figura 4.12. ΔCTOD_p em função da distância atrás da abertura de fenda para diferentes malhas (MT; AA6082-T6; carga 0_360; com contacto; tensão plana)

4.4. Efeito do Número de Ciclos de Carga entre Propagações

O número de ciclos de carga entre propagações é outro parâmetro numérico que vale a pena explorar. A aplicação de cinco ciclos entre propagação de fenda está mais próximo das taxas de crescimento de fenda por fadiga reais do que quando são usados 2 ciclos de carga. Na Figura 4.13 estabelece-se uma relação entre o CTOD e a tensão remota para a liga de alumínio 6082-T6 para 2 e 5 ciclos de carregamento, segundo as características referidas na respetiva legenda. Note-se que o valor de $\text{CTOD}_{\text{máx}}$ é superior para um número de ciclos igual a 5, no entanto, verifica-se que o valor de CTOD é diferente de zero para cargas inferiores no 5º ciclo, ou seja, o número de ciclos faz diminuir o fecho de fenda. Isso reflete-se numa extensão maior do CTOD_p no nó 1. A Figura 4.14 apresenta a gama de variação do CTOD_p , ΔCTOD_p , em função da distância atrás da extremidade de fenda, d , para diferentes números de ciclos de carga entre propagações (2 e 5), também para o material 6082-T6. No 1º nó os valores de ΔCTOD_p são maiores para 5 ciclos, o que está de acordo com a Figura 4.13. Próximo da extremidade de fenda existe um decréscimo acentuado da

deformação plástica. É também visível nesta fase inicial que, para um número de ciclos igual a 5, a deformação plástica decresce mais rapidamente do que para um número de ciclos igual a 2, podemos então concluir que o número de ciclos faz aumentar a extensão de zona de variação rápida, ou seja, junto da extremidade da fenda. No entanto, para maiores distâncias ocorre uma progressiva estabilização. Assim, o efeito do número de ciclos parece centrar-se junto da extremidade da fenda.

Na Figura 4.15 demonstra-se o comportamento de $\Delta CTOD_p$ em função da propagação Δa , comparando-se 2 e 5 ciclos de carga entre propagações. Nesta figura, verifica-se que os valores correspondentes a 5 ciclos de carga entre propagações são superiores aos obtidos com 2 ciclos. O efeito de Δa é semelhante, com um decréscimo acentuado rápido de $\Delta CTOD_p$ até ocorrer estabilização, seguido de um crescimento ligeiro.

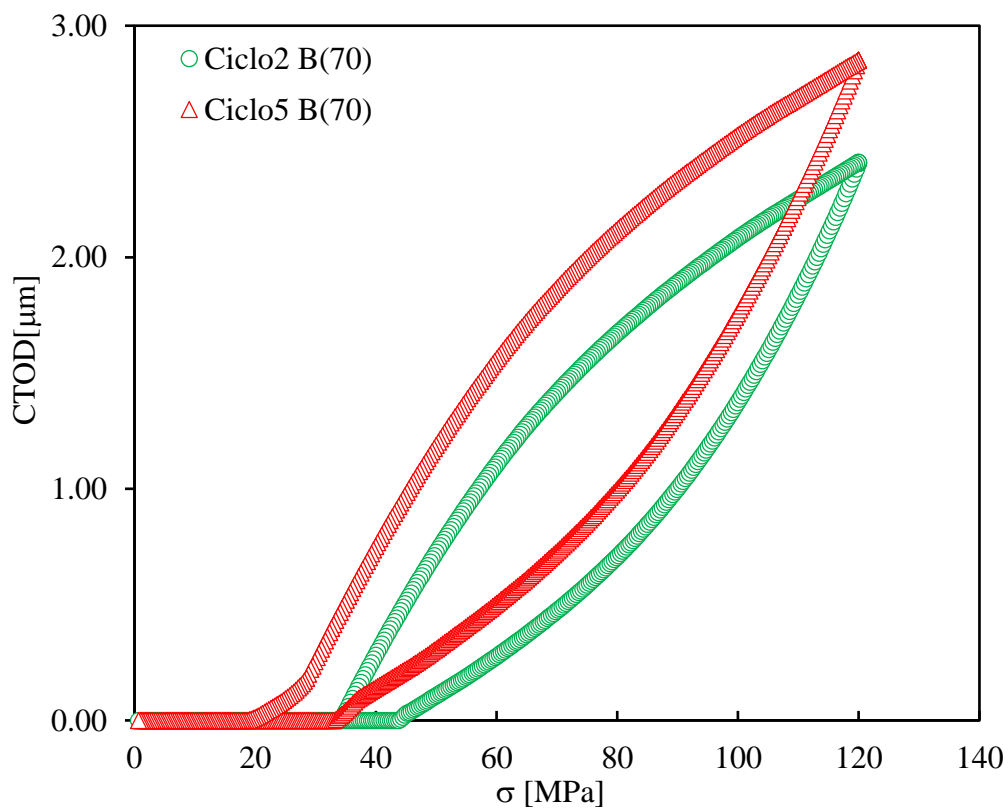


Figura 4.13. CTOD em função do carregamento para diferente número de ciclos no nó 1 (AA6082-T6; malha M8; carga 0_360; tensão plana)

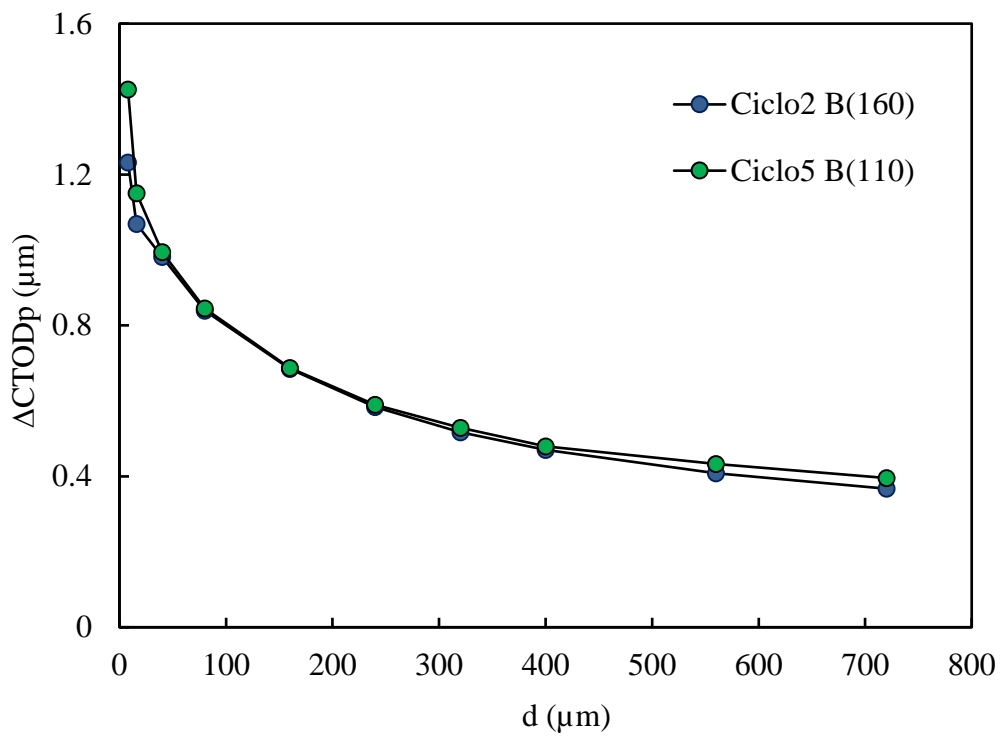


Figura 4.14. ΔCTOD_p em função da distância atrás da abertura de fenda para diferente número de ciclos (AA6082-T6; malha M8; carga 0_360; com contacto; tensão plana)

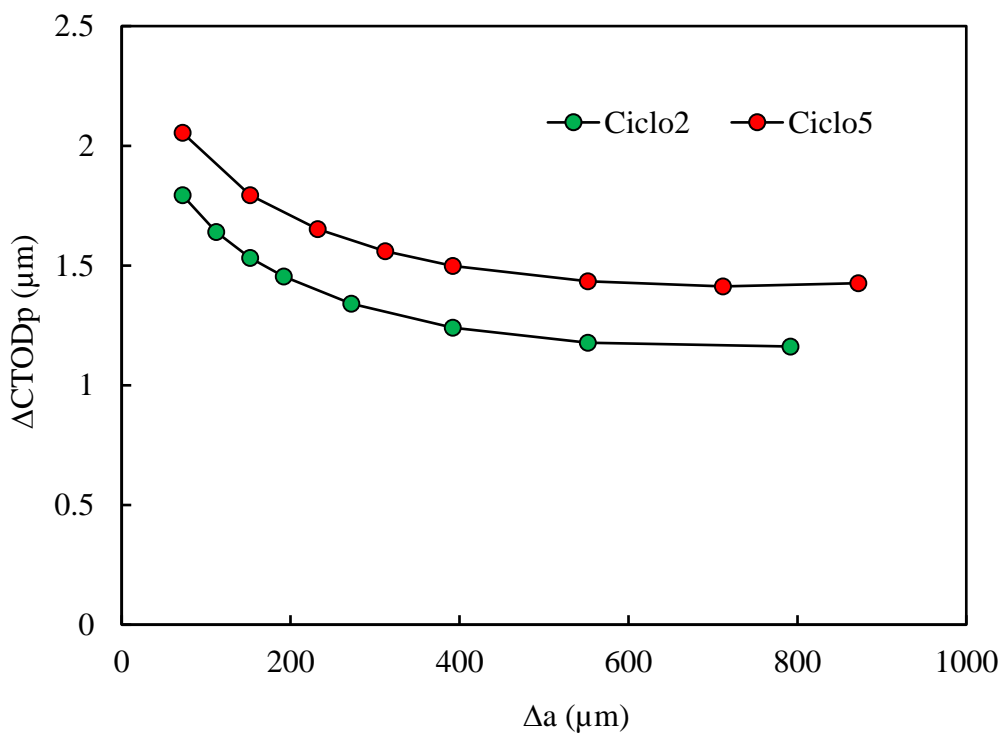


Figura 4.15. ΔCTOD_p em função da propagação Δa para diferente número de ciclos no nó 1 (AA6082-T6; malha M8; carga 0_360; bloco70; com contacto; tensão plana)

Da mesma forma é interessante estudar o comportamento da liga de alumínio 7050-T6 para diferentes números de ciclos de carga entre propagações. Pode-se verificar através da Figura 4.16, onde se demonstra a relação CTOD versus carregamento, que diferentemente do material 6082-T6, no nó 1 e 5 ciclos, não existe fecho de fenda originando uma extensão maior do ΔCTOD_p . Na Figura 4.17 estuda-se também o efeito do número de ciclos entre propagações, mas para o 10º nó atrás da extremidade da fenda. A tendência é semelhante à observada na Figura 4.16, notando-se que o aumento do número de ciclos elimina o fecho de fenda, e por isso será de esperar um aumento de ΔCTOD_p .

As Figura 4.18 e na Figura 4.19 apresenta a variação de ΔCTOD_p com a distância d e com Δa respetivamente. O resultado da Figura 4.16 está de acordo com a Figura 4.18, porém os resultados da Figura 4.17 são contraditórios. De facto, no 10º nó seria de esperar um aumento de deformação plástica com os ciclos, pois deixa de haver fecho, porém observa-se o contrário.

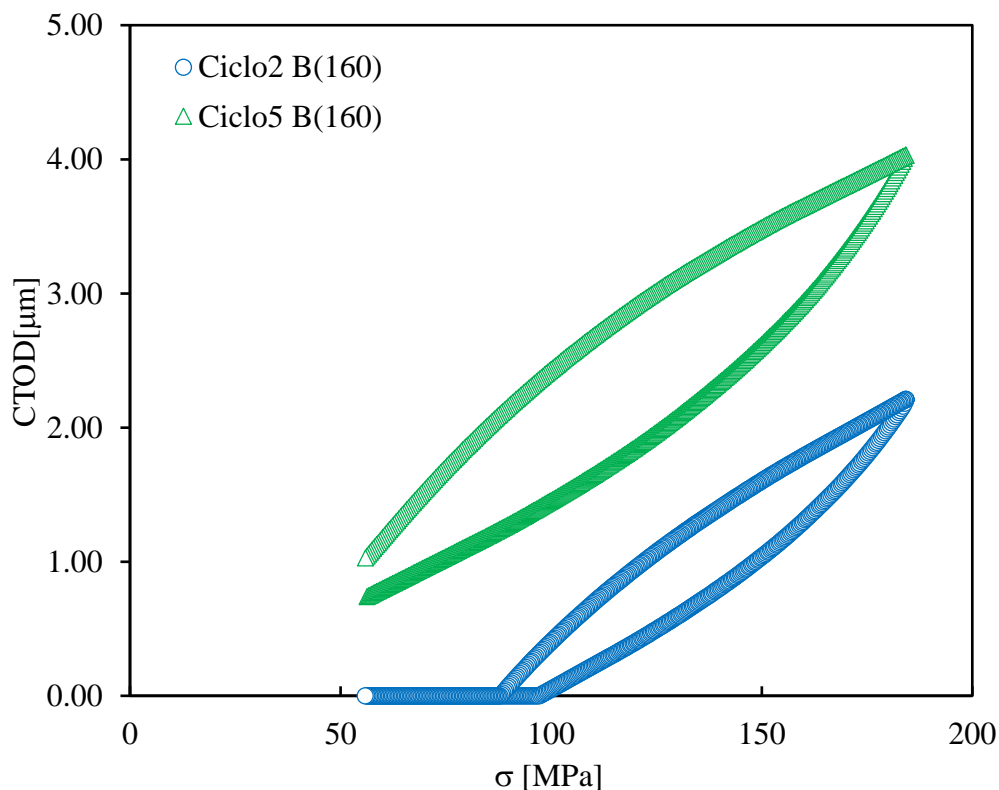


Figura 4.16. CTOD em função do carregamento para diferente número de ciclos no nó 1 (AA7050-T6; malha M8; carga 165_552; com contacto; tensão plana)

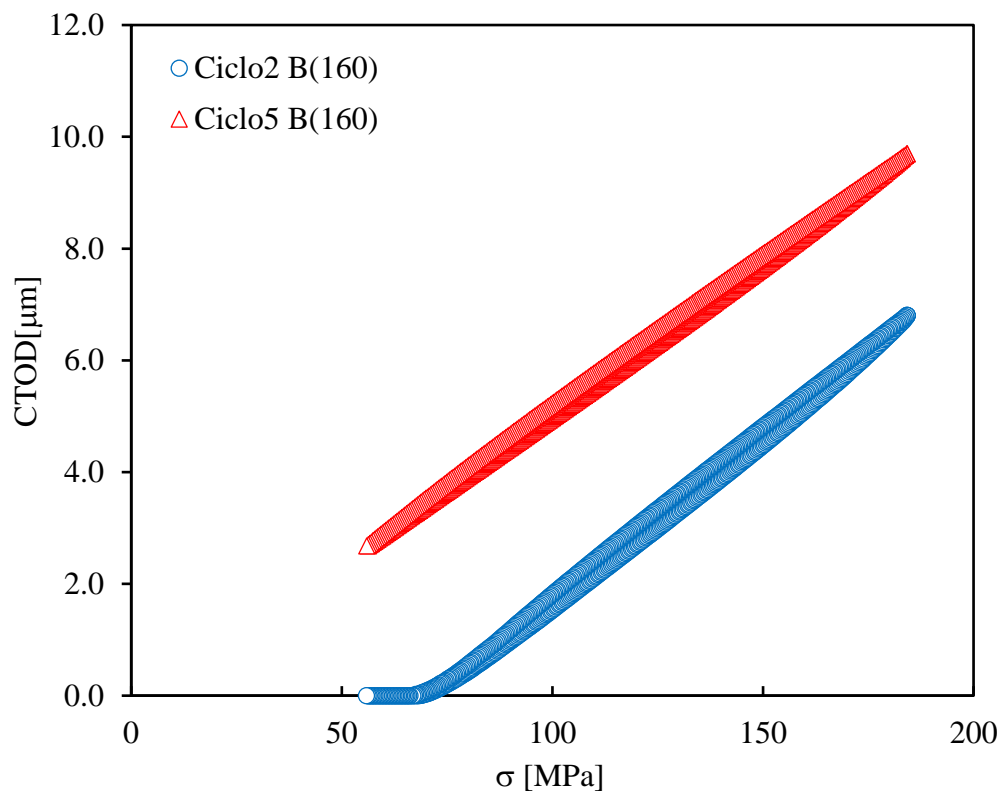


Figura 4.17. CTOD em função do carregamento para diferente número de ciclos no nó 10 (AA7050-T6; malha M8; carga 165_552; com contacto; tensão plana)

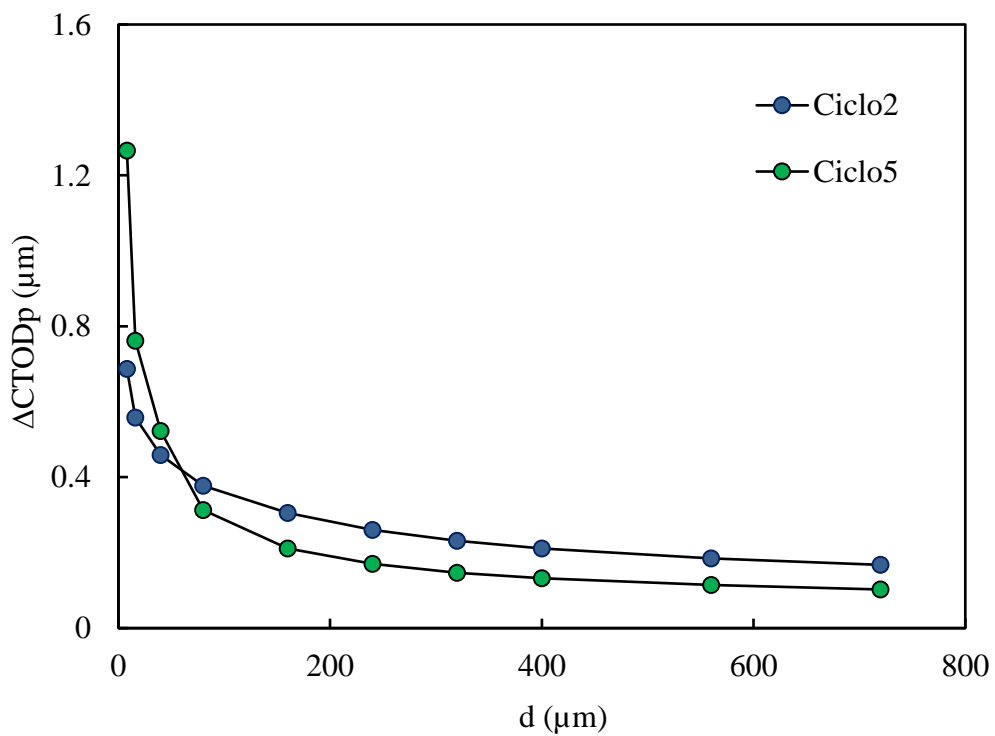


Figura 4.18. Δ CTOD_p em função da distância atrás da abertura de fenda para diferentes números de ciclos do bloco 160 (AA7050-T6; malha M8; carga 165_552; com contacto; tensão plana)

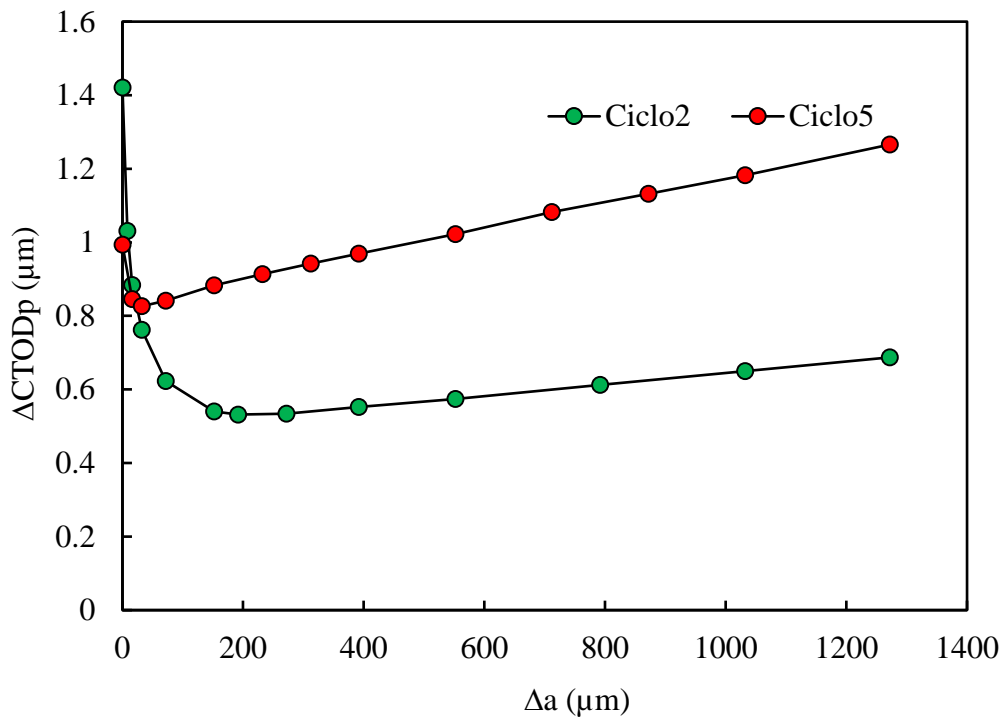


Figura 4.19. $\Delta CTOD_p$ em função da propagação Δa para diferente número de ciclos (AA7050-T6; malha M8; carga 165_552; com contacto; tensão plana)

Na Figura 4.20 estuda-se a liga de alumínio 6016-T4. O aumento do número de ciclos de carga reduz bastante $\Delta CTOD_p$, o que é contrário ao observado para as outras duas ligas. Assim, conclui-se que o efeito do número de ciclos depende grandemente do material. Na Figura 4.21 apresentam-se as curvas CTOD versus carga obtidas com 2 e 5 ciclos. O fecho de fenda é semelhante, não justificando as diferenças observadas na figura anterior. Assim, é de esperar outra influência do número de ciclos, que é certamente o comportamento cíclico do material.

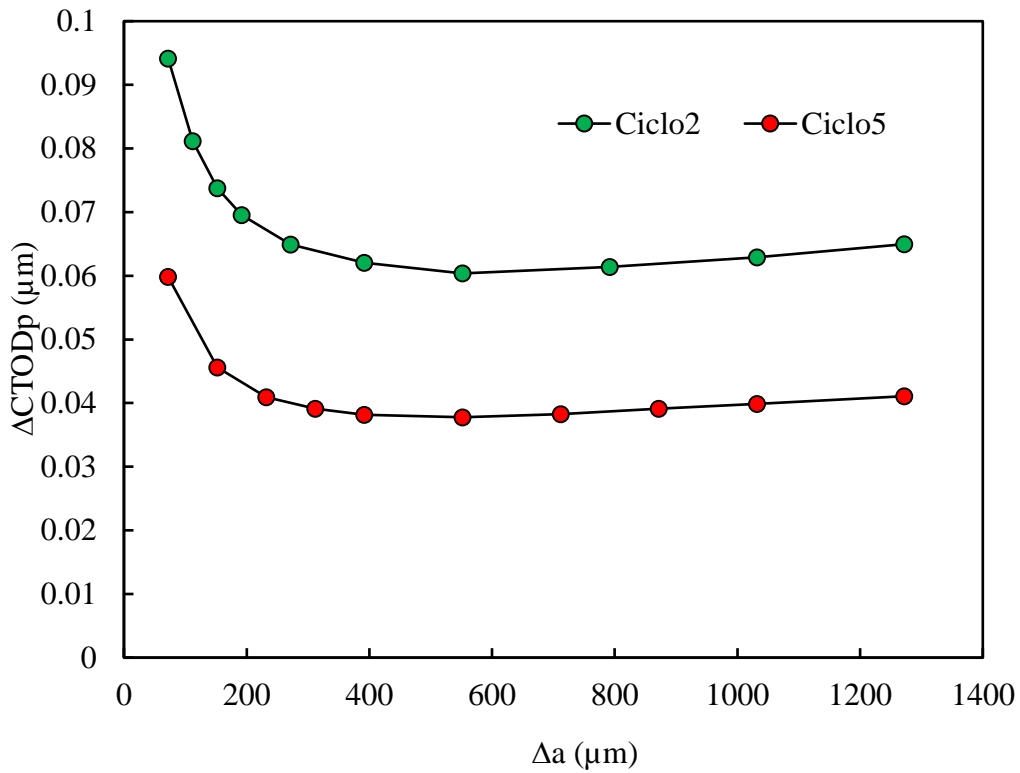


Figura 4.20. $\Delta CTOD_p$ em função da propagação Δa para diferente número de ciclos (AA6016-T4; malha M8; carga 0_140; com contacto; tensão plana)

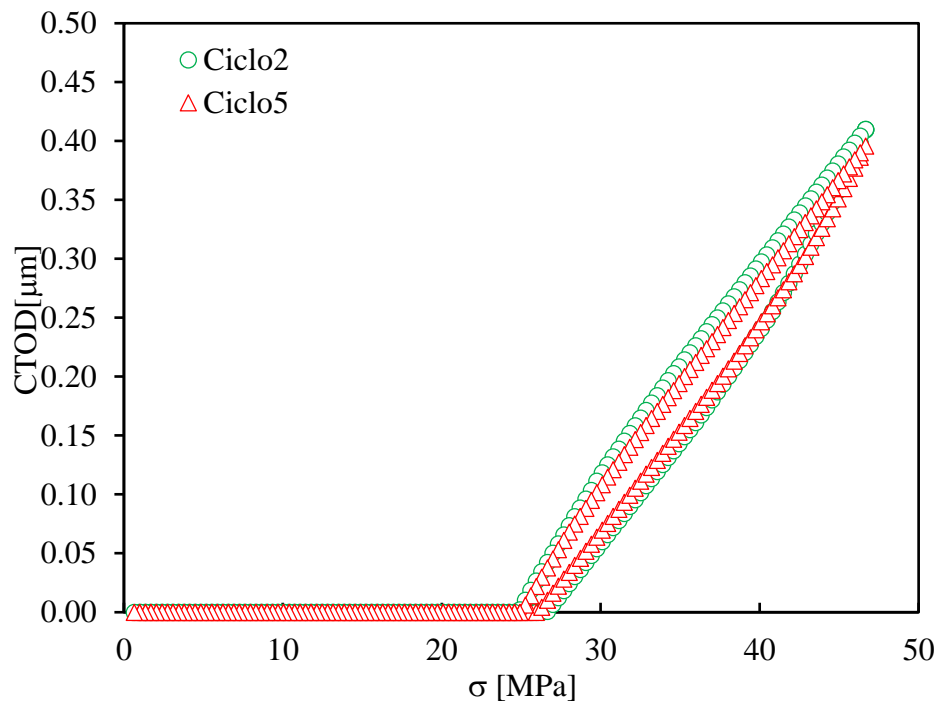


Figura 4.21. $CTOD$ em função do carregamento para diferente número de ciclos (AA6016-T4; malha M8; carga 0_140; com contacto; tensão plana)

4.5. Efeito do Ponto de Medição nas Previsões de da/dN

Interessa ainda estudar o impacto que os parâmetros numéricos têm nas curvas da/dN - $\Delta CTOD_p$ e nas previsões feitas com estas. Assim, na Figura 4.22 apresentam-se as curvas da/dN - $\Delta CTOD_p$ obtidas para a liga de alumínio 7050-T6. Os valores de da/dN foram obtidos experimentalmente em provetes M (T) (Antunes, 2017). Os valores de $\Delta CTOD_p$ foram determinados nos nós 1 e 12 atrás da extremidade da fenda, às distâncias de 8 e 96 μm , respetivamente. Como já foi observado, o aumento da distância d diminui os valores previstos para $\Delta CTOD_p$, pelo que a curva correspondente ao nó 12 se encontra à esquerda da obtida para o nó 1, como é visível na Figura 4.22 que mostra um gráfico linear de da/dN - $\Delta CTOD_p$. Estes modelos de propagação foram utilizados para prever a velocidade de propagação resultante de uma sobrecarga. Assim, faz-se a aplicação da sobrecarga, seguido de uma previsão numérica dos valores de $\Delta CTOD_p$, e calcula-se da/dN com base nos modelos da Figura 4.22. Na Figura 4.23 apresentam-se os resultados obtidos com base nos nós 1 e 12 atrás da extremidade da fenda, onde se procedeu a uma análise numérica para a carga de amplitude constante com uma F_{min} de 209N e $F_{máx}$ de 418N. Foi desenvolvida uma segunda análise, onde foi aplicada uma sobrecarga (F_{OL}) de 627N após o bloco 80 da fenda. A sobrecarga produz um aumento súbito de da/dN , seguido por uma diminuição abrupta para um valor mínimo devido à formação de uma onda plástica residual e consequentemente aparecimento de fecho de fenda. Repare-se também que há um aumento progressivo para as curvas de amplitude constante à medida que a extremidade da fenda se afasta da zona de transição de carga. Pode notar-se que há uma influência significativa do ponto de medição nas previsões de da/dN . Essa diferença é particularmente significativa nas previsões obtidas para os ensaios a amplitude constante. Este resultado indica uma falta de robustez deste modelo de previsão. Porém, se na definição da curva da/dN - $\Delta CTOD_p$ e na previsão de da/dN for utilizado o mesmo nó, é de esperar que se obtenham previsões fiáveis. É porém necessário fazer estudos de validação, comparando previsões numéricas com resultados experimentais de da/dN .

Na Figura 4.24 apresentam-se previsões obtidas para blocos de carga. A tendência é semelhante, isto é, há um grande impacto do ponto de medição nas previsões de da/dN , particularmente para ensaios a amplitude constante.

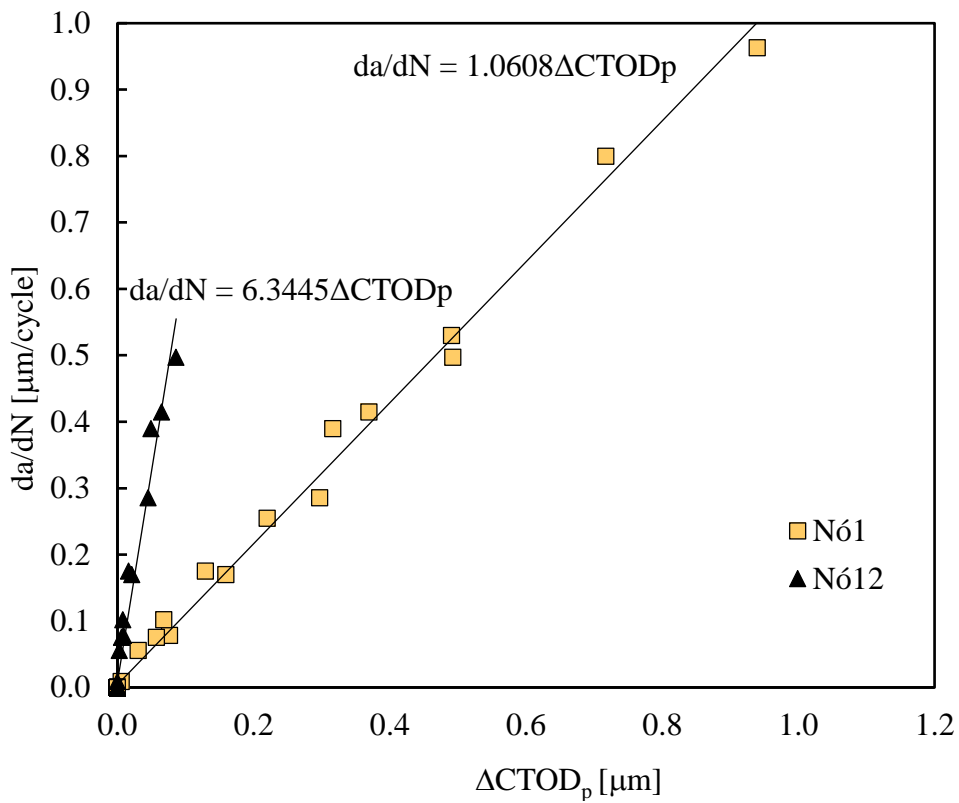


Figura 4.22. Efeito do nó nas curvas da/dN - $\Delta CTOD_p$

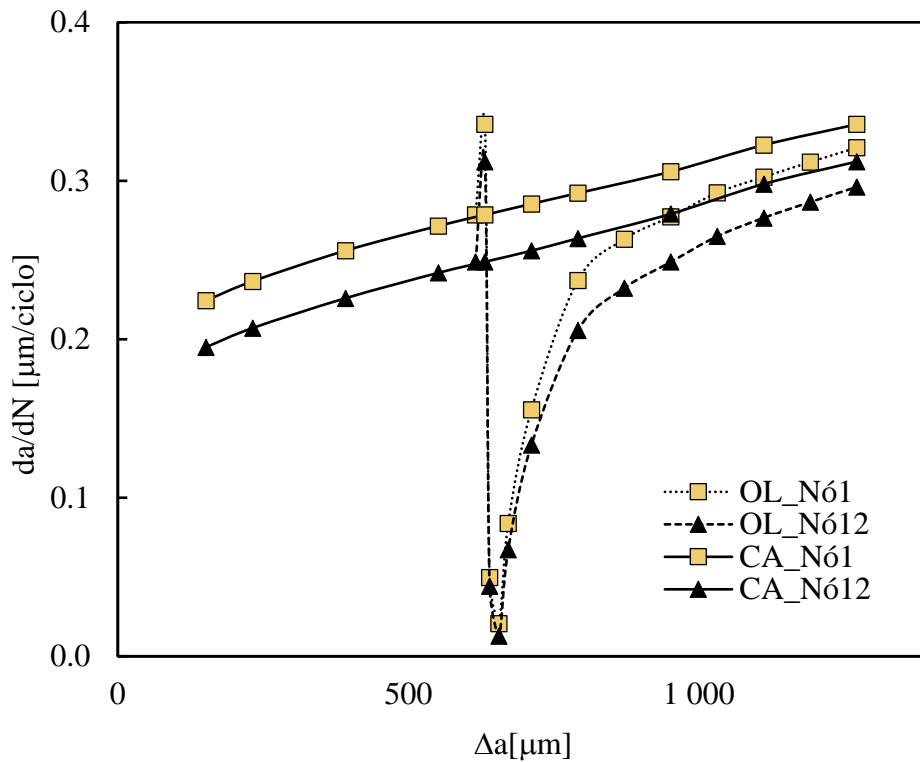


Figura 4.23. Previsão do efeito de uma sobrecarga (AA7050-T6; tensão plana; 2º ciclo; $F_{min}=209N$, $F_{m\acute{a}x}=419N$; $F_{OL}=627N$)

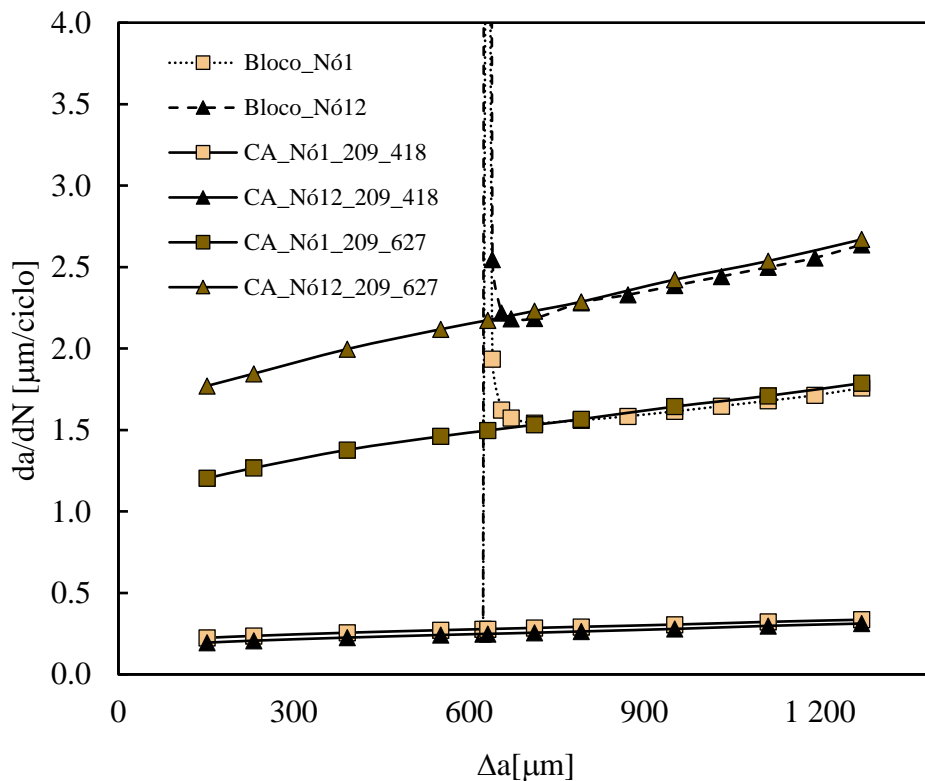


Figura 4.24. Previsão do efeito de blocos de carga (AA7050-T6; tensão plana; 2º ciclo; $F_{\min}=209\text{N}$, $F_{\max}=419\text{N}$; $F_{OL}=627\text{N}$)

4.6. Validação com Resultados Experimentais

Por último mas não menos importante, procedeu-se à validação do modelo numérico utilizando resultados experimentais de da/dN versus Δa . As figuras seguintes apresentam os resultados obtidos por Borrego (2001) comparativamente com resultados realizados nesta dissertação para a liga de alumínio 6082-T6 com sobrecargas, sendo os resultados obtidos por Borrego (2001) denominados OL_1.75 e OL_2. As figuras seguintes apresentam os resultados obtidos com base no nó 1 atrás da extremidade da fenda, onde se procedeu a uma análise numérica para a carga de amplitude constante com F_{\min} de 6N e F_{\max} de 132N. Para CA_6_132 foram aplicadas sobrecargas (F_{OL}) de 226 N e 257N, após o bloco 60 da fenda. A sobrecarga produz um aumento súbito de da/dN , seguido por uma diminuição abrupta para um valor mínimo devido à formação de uma onda plástica residual e consequentemente aparecimento de fecho de fenda. Assim como foi referido anteriormente existe um aumento progressivo para as curvas de amplitude constante à medida que a extremidade da fenda se afasta da zona de transição de carga.

Apesar de existir uma certa semelhança com os resultados de Borrego (2001), as curvas não coincidem, isto porque no caso desta dissertação, apenas se estudou para um $a_0=5\text{mm}$, enquanto os resultados de Borrego (2001) são efetuados para um comprimento de fenda variável. Note-se que a posição onde ocorre a sobrecarga também não replica os resultados de Borrego (2001) devido à aplicação distinta da posição do comprimento de fenda.

Estes resultados não permitem validar os resultados experimentais, já que a transição prevista numericamente é muito curta.

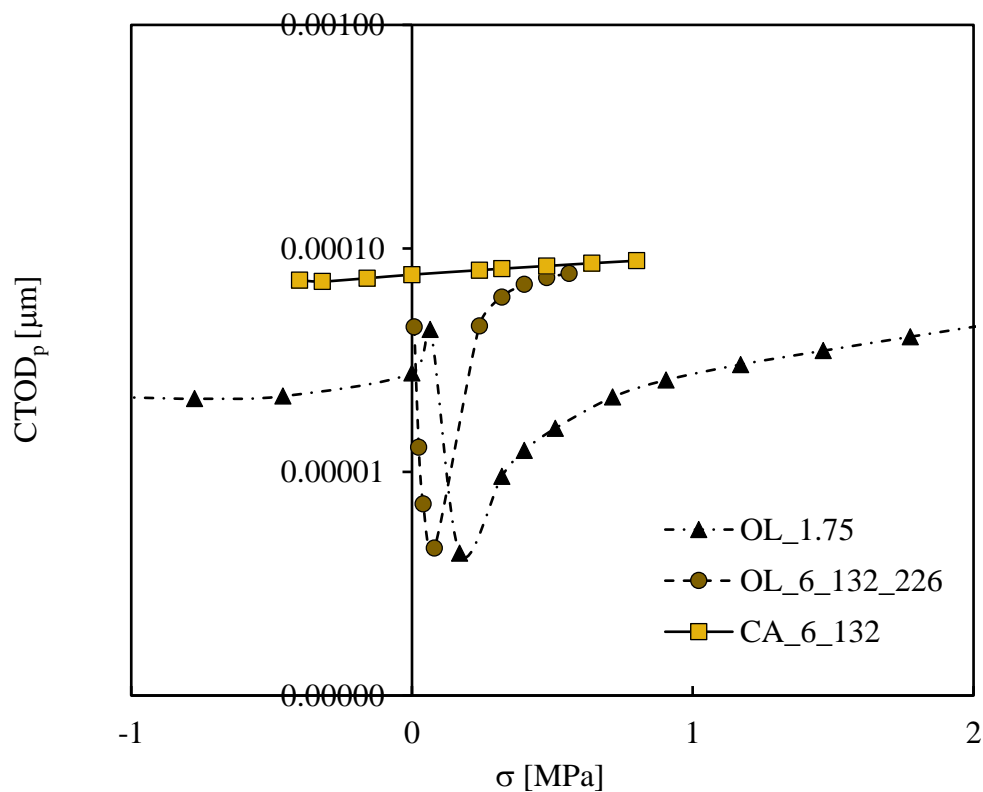


Figura 4.25. Validação da previsão do efeito de uma sobrecarga ($F_{\min}=6\text{N}$, $F_{\max}=132\text{N}$, $F_{OL}=226\text{N}$, tensão plana, 2º ciclo) comparativamente aos resultados obtidos por Borrego [2001], ambas para AA6082-T6

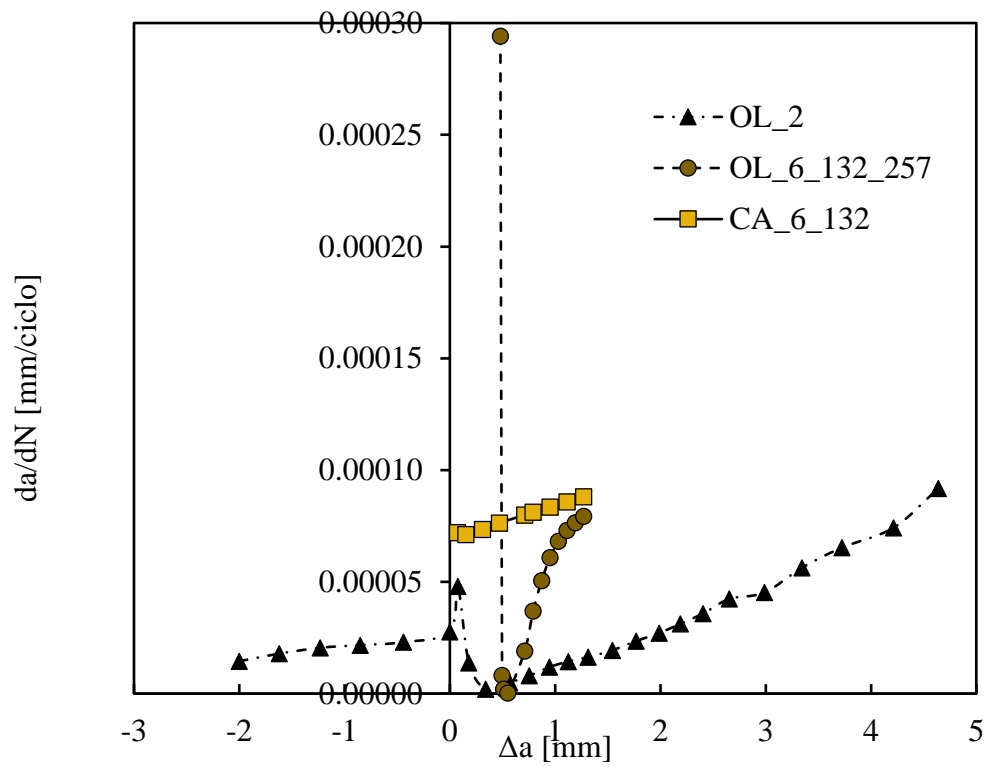


Figura 4.26. Validação da previsão do efeito de uma sobrecarga ($F_{\min}=6\text{N}$, $F_{\max}=132\text{N}$, $F_{OL}=257\text{N}$, tensão plana, 2º ciclo) comparativamente aos resultados obtidos por Borrego [2001], ambas para AA6082-T6

5. CONCLUSÕES

Ao chegar ao término desta dissertação, pode-se afirmar que todos os objetivos inicialmente propostos foram cumpridos. No decorrer dos estudos realizados retiraram-se as seguintes conclusões principais:

- As previsões numéricas de $\Delta CTOD_p$ são bastante sensíveis à posição do ponto de medição relativamente à extremidade de fenda. Foi possível observar que para distâncias relativamente curtas há uma diminuição rápida de $\Delta CTOD_p$, enquanto para distâncias comparativamente grandes, há uma diminuição ligeira mas persistente das previsões. No entanto, a medição em posições bastante remotas é ainda capaz de observar alguma deformação plástica, o que é surpreendente. A variação de $\Delta CTOD_p$ em função da distância atrás da abertura de fenda tem sempre o mesmo comportamento, independentemente da carga, material e estado de tensão.
- A propagação de fenda, Δa , provoca inicialmente um decréscimo rápido de $\Delta CTOD_p$, que está relacionado com o endurecimento do material e fecho de fenda, isto porque o material ainda está virgem em termos de deformação plástica que vai estabilizando progressivamente. O encruamento estabiliza com o aumento da propagação, e para maiores comprimentos de fenda observa-se um aumento ligeiro de $\Delta CTOD_p$ associado à concentração de tensões na extremidade da fenda.
- A malha apresenta uma influência comparativamente baixa, o que verifica que as previsões de $\Delta CTOD_p$ são robustas relativamente a este parâmetro. No entanto, o aumento do tamanho dos elementos da malha aumenta a distância do primeiro nó imediatamente atrás da extremidade da fenda conduzindo a uma redução das previsões baseadas neste nó.
- O número de ciclos de carga entre propagação afeta os valores de $\Delta CTOD_p$. No entanto, o nível de influência depende consideravelmente das propriedades do material. Para a liga de alumínio 6016-T6, observou-se um efeito bastante forte do número de ciclos, enquanto para o material AA6082-T6, a influência foi

limitada. Verificou-se que o aumento do número de ciclos faz diminuir o fecho de fenda o que se traduz numa extensão maior de $\Delta CTOD_p$ no nó 1. Por outro lado na liga de alumínio 7050-T6 o aumento do número de ciclos provoca a inexistência de fecho de fenda que se reflete numa extensão maior de $\Delta CTOD_p$. É porém necessária uma pesquisa adicional para entender os efeitos das propriedades do material sobre a deformação plástica da extremidade de fenda e do fecho de fenda.

- A sobrecarga produz um aumento súbito de da/dN , seguido por uma diminuição abrupta para um valor mínimo devido à formação de uma onda plástica residual e consequentemente aparecimento de fecho de fenda.
- Existe uma tendência de aumento progressivo das previsões do valor previsto de da/dN para as curvas de amplitude constante, à medida que a extremidade da fenda se afasta da zona de transição de blocos de carga.
- Quando aplicada uma sobrecarga, a posição onde é aplicada (comprimento de fenda), poderá influenciar o comportamento de da/dN .

Como sugestões para trabalho futuro:

- Validar as previsões numéricas de CTOD com resultados experimentais obtidos por DIC (Digital Image Correlation).
- Perceber qual a ligação entre os parâmetros de comportamento elasto-plástico do material e o efeito do número de ciclos de carga entre propagações. De facto, observou-se uma grande dependência relativamente ao material, que não foi esclarecida.
- Analisar mais profundamente a capacidade de previsão das curvas da/dN - $\Delta CTOD_p$ utilizando resultados experimentais de da/dN .

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Alizadeh H, Hills D. A., de Matos P. F. P., Nowell D., Pavier M. J., Paynter R. J., Smith D. J., & Simandjuntak S. (2006). A comparison of two and three-dimensional analyses of fatigue crack closure. *International Journal of Fatigue*. Article in press.
- Antunes F. V., Branco R., Prates P. A., Borrego L. (2017). Fatigue crack growth modelling based on CTOD for the 7050-T6 alloy, *Fatigue and Fracture in Materials Engineering and Structures*, em publicação
- Antunes F. V., Branco R., Correia L. M., Ramalho A.L., & Mesquita S. (2016). Numerical validation of crack closure concept using non-linear crack tip parameters. *15th Portuguese Conference on Fracture (PCF2016)*, 10-12nd February 2016, Paço de Arcos, Portugal.
- Antunes F.V., Branco R., Correia L., Ramalho A. L., & Mesquita S. (2016). Numerical validations of crack closure concept using non-linear crack tip parameters. *Structural Integrity Procedia 1* (2016) 000-000.
- Antunes F. V., Branco R., Prates P. A., & Borrego L. Fatigue crack modelling based on CTOD for the 7050-T6 alloy, em publicação.
- Antunes F. V., Marques G. A. S., Chegini A.G., & Correia L. Transient behaviour in the numerical analysis of plasticity induced crack closure, em publicação
- ASTM E 647 (2001). Standard test method for measurement of fatigue crack growth rates. American Society for Testing and Materials.
- Bates R. C., & Santhanam T. (1980). Relationship between notch tip strain and crack-opening displacement. *Materials Science and Engineering*, 46, 159-165.
- Batista J. (2014). Propagação de fendas por fadiga: Efeitos transientes associados a variações de carga. Dissertação de Mestrado, Universidade de Coimbra.
- Borrego L. F. P. (2001). Fatigue crack growth under variable amplitude loading in AlMgSi aluminium alloys. PhD thesis, *University of Coimbra*, Portugal.
- Branco C., Ferreira J., Costa J., & Ribeiro A. (2012). Projeto de Órgãos de Máquinas.
- Broek D., & Schijve J. (1963). The Influence of the Mean Stress on the Propagation of Fatigue Cracks in Aluminium Alloy Sheet. NLR-Tech. Rep. M 2111.
- Castanheira F. (2015). Propagação de fendas por fadiga: Efeitos de blocos de carga. Dissertação de Mestrado, Universidade de Coimbra, Portugal.
- Chaparro B. M., Thuillier S., Menezes L., Manach P. Y., & Fernandes J. V. (2008). Material parameters identification: Gradient-based, genetic and hybrid optimization algorithms. *Computational Materials Science*, 44 (2), 339-346.

- Chermahini R. G., Palmberg B., & Blom A. F. Fatigue crack growth and closure behaviour of semicircular and semielliptical surface flaws. *International Journal of Fatigue* 15, 259-236, 1993.
- De Matos P. F. P., & Nowell D. (2008). Numerical simulation of plasticity-induced fatigue crack closure with emphasis on the crack growth scheme: 2D and 3 D analyses. *Engineering Fracture Mechanics*, 75, 2087-2114.
- De Matos P. F. P., & Nowell D. (2007). On the accurate assessment of crack opening and closing stresses in plasticity-induced fatigue crack closure problems.
- Dougherty J. D., Padovan J. ., & Srivatsan T. S. (1997). Fatigue crack propagation and closure behaviour of modified 1071 steel: finite element study. *Engineering Fracture Mechanics*, 66 (2), 189-212.
- FATEMI, A. *Fundamentals of LEFM and Applications to Fatigue Crack Growth*. The University of Toledo.
- Disponível em https://www.efatigue.com/training/Chapter_6.pdf. Acesso em: Outubro de 2016.
- Forman R. G., Kearney V. E., & Engle R. M. (1967). Numerical Analysis of Crack Propagation in Cyclically Loaded Structures. *Journal of Basic Engineering*, J59, 3, September.
- Haddadi H., Bouvier S., Banu M., Maier C., & Teodosiu C. (2006). Towards an accurate description of the anisotropic behaviour of sheet metals under large plastic deformation deformations: Modelling, numerical analysis and identification. *International Journal of Plasticity*, 22, 2226-2271.
- Hardrath H. F. (1970). Fatigue and Fracture Mechanics. AIAA paper No. 70-512, April
- Heleno R. (2012). Desenvolvimento de uma plataforma iterativa para a utilização do DD3IMP. Dissertação de Mestrado, Universidade de Coimbra, Portugal.
- Irwin G. R. (1958). *Fracture in: Encyclopedia of Physics*, S. Flugge, Vol. VI, Springer Verlag, 551-590.
- Jiang Y., Feng M., & Ding F. (2005). A re-examination of the plasticity-induced crack closure in fatigue crack propagation. *International Journal of Plasticity*, 21, 1720-1740.
- Johnson H. H., & Paris P. C. (1968). *Journal of Engineering Fracture Mechanics*.
- Lopez-Crespo P., Burguete R. L., Patterson E. A., Shterenlikht A., Withers P. J., & Yates J. R. (2009). Study of a crack at a fastener hole by digital image correlation. *Experimental Mechanics*, 49:551-559.
- Nicholls, D. J. (1994). The relation between crack blunting and fatigue crack growth rates. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 17(4), 459-467.
- Nicholls D. J. (1993). Prediction of fatigue crack growth rates based on crack blunting. *Engineering Fracture Mechanics*, 48(1), 9-15.

- Nowell d., & De Matos P. F. P. (2010). Application of digital image correlation to the investigation of crack closure following overloads. Lukas P (ed), *Fatigue*, p. 1035-1043.
- Paris P. C. (1965). The Fracture Mechanics Approach to Fatigue1, 1 Proc. 10th *Sagamore Conf. Syracuse University Press*.
- Paris P. C., & Erdogan F. (1963). *Journal of Basic Engineering*, Trans. ASME, *American Society of Mechanical Engineers*.
- Paris P. C., Gomez M. P., & Anderson W. E. (1961). A Rational Analytic Theory of Fatigue. *The Trend in Engineering*, 13, 9.
- Paul S. K., & Tarafder S. (2013). Cyclic plastic deformation response at fatigue crack tips. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 101, 81-90.
- Pelloux, R. M. (1970). Crack Extension by alternating shear. *Engineering Fracture Mechanics* 1, 170-174.
- Pippan, R., & Grosinger, W. (2013). Fatigue crack closure: From LCF to small scale yielding. *International Journal of Fatigue*, 46, 41-48.
- Ribeiro A. S., Jesus A. P., Costa J. M., Borrego L. P., & Maeiro J. C (2011). Variable Amplitude Fatigue Crack Growth Modelling. *Revista da Associação Portuguesa de Análise Experimental de Tensões* ISSN 1646-7078.
- Rice J. R. (1967). Mechanisms of Crack Tip Deformation and Extension by Fatigue Crack Propagation. ASTM STP 415, *American Society for Testing and Materials*, 247-309.
- Shigley J. E., Mischke C. R. (1989). *Mechanical Engineering Designs*, 5th Ed., pp 347.
- Souza S. A. (1982). *Ensaio Mecânicos de Materiais Metálicos – Fundamentos Teóricos e Práticos*, 5th Ed., pp 286.
- Swanson S. R., Cicci F., & Hoppe W. (1998). ASTM 416, *American Society for Testing and Materials, Philadelphia*.
- Tvergaard V. (2004). On fatigue crack growth in ductile materials by crack-tip blunting. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. 52(9), 2149-2166.
- Wells A. A. (1961). Unstable crack propagation in metals: cleavage and fast fracture. *Proceedings of the Crack Propagation Symposium*, Vol. 1, Paper 84, Cranfield, UK.
- Yusof F., Lopez-Crespo P., & Whithers P. J. (2013). Effect of overload on crack closure in thick and thin specimens via digital image correlation. *Internation Journal of Fatigue*, 56, 17-24.