



UNIVERSIDADE DE
COIMBRA

Bruno Miguel da Silva Veloso Marques

**ANÁLISE DA PROPAGAÇÃO DE FENDAS POR
FADIGA UTILIZANDO O CTOD**

**Dissertação no âmbito do Mestrado em Engenharia Mecânica na Especialidade de
Produção e Projeto orientada pelo Professor Doutor Fernando Jorge Ventura
Antunes e apresentada ao Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade
de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra.**

Julho de 2019

1 2



9 0

FACULDADE DE
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE
COIMBRA

ANÁLISE DA PROPAGAÇÃO DE FENDAS POR FADIGA UTILIZANDO O CTOD

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

Fatigue crack propagation analyses using CTOD

Autor

Bruno Miguel da Silva Veloso Marques

Orientador

Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes

Júri

| | |
|-------------------|---|
| Presidente | Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa Professor Associado da Universidade de Coimbra |
| Orientador | Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra |
| Vogais | Professor Doutor Ricardo Nuno Madeira Soares Branco Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra Professor Doutor Francisco Diaz Garrido Profesor titular da Universidade de Jaén |

Coimbra, Julho, 2019

*“If you can't explain it simply,
you don't understand it well enough.”*

Albert Einstein

Aos meus pais.

Agradecimentos

A presente dissertação só foi possível com a contribuição de diversas pessoas, às quais estou profundamente agradecido e queria deixar, registado por escrito o meu apreço:

À minha família e, em particular, aos meus pais que me apoiaram em todo o percurso académico e me providenciaram todas as condições necessárias para o sucesso.

Aos amigos que estiveram ao meu lado e que me ajudaram neste percurso árduo.

Ao meu orientador, Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes, pela sua constante disponibilidade e apoio.

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

À Professora Doutora Marta Cristina Cardoso de Oliveira e seus colaboradores, pela disponibilização do *template* de escrita da dissertação, que me poupou imenso tempo.

Este trabalho foi financiado pelo projeto n°028789 financiado pelo Fundo Europeu de Desenvolvimento Regional (FEDER), através do programa Portugal-2020 (PT2020) do Programa Regional Operacional do Centro (CENTRO-01-0145-FEDER-028789), e pela Fundação para a Ciência e Tecnologia através de fundos nacionais (PIDDAC).



Resumo

O modo de falha mais comum de um componente sujeito a cargas dinâmicas é a falha por fadiga. O estudo deste tipo de falha é feito, classicamente, recorrendo a curvas $da/dN - \Delta K$, que permitem prever a vida útil do componente. No entanto, a utilização de um parâmetro linear elástico, ΔK , na caracterização de um fenómeno não linear e irreversível como é a deformação plástica, apesar dos bons resultados já obtidos, apresenta algumas limitações. Essas limitações levam à procura de parâmetros capazes de quantificar a deformação plástica na extremidade de fenda. O CTOD é o deslocamento de abertura de extremidade de fenda, sendo capaz de quantificar tanto a deformação elástica, δ_e , como a deformação plástica, δ_p , observada na extremidade de fenda.

Nesta dissertação procura-se estudar, de uma forma integrada, os resultados obtidos anteriormente pelo grupo de investigação recorrendo ao CTOD, procurando conclusões gerais para as diversas fases: fecho de fenda, regime elástico e regime elasto-plástico. Os resultados apresentados nesta dissertação foram obtidos recorrendo ao programa de simulação numérica de elementos finitos, DD3IMP. Em primeiro lugar é analisada a fase de fecho de fenda, onde é proposto um novo parâmetro para quantificar o fecho de fenda, U^* , estudado o efeito do estado de tensão, comparando os valores obtidos na fase de carga e na fase de descarga, e efetuado um estudo onde é explicado o desacordo entre ensaios numérico e experimentais entre os valores de força de abertura e de fecho de fenda. Por fim, é proposto um novo modelo de fecho de fenda. Em segundo lugar, é analisado o regime elástico, onde é estudada a gama elástica de ΔK , ΔK_{elast} , que conduz a uma nova definição de gama efetiva de carga, e o limiar de fadiga, ΔK_{th} , determinado para sete materiais e válido em vácuo. Os últimos resultados apresentados nesta dissertação, encontram-se relacionados com o regime elasto-plástico. É estudado a relação da gama de deformação plástica, δ_p , com a gama de deformação elástica, δ_e , com a gama efetiva de ΔK , ΔK_{eff} , e com a energia absorvida. São apresentadas algumas curvas de encruamento e uma curva onde é representada a taxa de deformação em função de CTOD. Por fim, é feito um estudo com o objetivo de delimitar o limite da fratura linear elástica.

Palavras-chave: Fadiga, CTOD, fecho de fenda, ΔK , SSY.

Abstract

The most common failure mode of a component subjected to dynamic loads is fatigue failure. The study of this type of failure is done, classically, using $da/dN - \Delta K$ curves, which allow to predict the useful life of the component. However, the use of a linear elastic parameter, ΔK , in the characterization of a non-linear and irreversible phenomenon such as plastic deformation, despite the good results already obtained, presents some limitations. Those limitations lead to the search for parameters capable of quantifying the plastic deformation at the crack tip. The CTOD is a crack tip displacement parameter capable of quantifying both the elastic deformation and the plastic deformation observed at the crack tip.

In this thesis, it's intended to study, in an integrated way, the results obtained previously by the research group using the CTOD, searching for general conclusions for the different phases: crack tip closure, elastic regime and elasto-plastic regime. The results presented in this thesis were obtained using the finite element numerical simulation program, DD3IMP. In the first place, it is analyzed the crack tip closure phenome, where a new parameter is proposed to quantify it, U^* , studied the effect of the stress ratio, comparing the values obtained in the loading phase and in the unloading phase, and a study was carried out where the disagreement between numerical and experimental tests between the opening and closing force values is explained. Finally, a new model of closure is proposed. Second, the elastic regime is studied, where the elastic range of ΔK , ΔK_{elast} is studied, which leads to a new definition of effective load range, and the fatigue threshold, ΔK_{th} , determined for seven materials and valid in a vacuum. The last results presented in this thesis are related to the elasto-plastic regime. The relationship of the plastic strain range, δ_p , with the elastic deformation range, δ_e , with the effective range of ΔK , ΔK_{eff} , and with the energy absorbed, is studied. Some strain hardening curves and a curve where the strain rate is plotted against CTOD are presented. Finally, a study is made with the objective of delimiting the limit of linear elastic fracture.

Keywords Fatigue, CTOD, crack closure, ΔK , SSY.

Índice

| | |
|--|------|
| Índice de Figuras | ix |
| Índice de Tabelas | xiii |
| Simbologia e Siglas | xv |
| Simbologia..... | xv |
| Siglas | 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. Limitações das curvas $da/dN - \Delta K$ | 7 |
| 2.4. Algumas soluções | 7 |
| 2.5. Deslocamento de Abertura da Extremidade de Fenda (CTOD) | 9 |
| 2.6. Estudo da propagação de fenda com base no CTOD..... | 10 |
| 3. Modelo numérico..... | 13 |
| 3.1. Situação física | 13 |
| 3.2. Modelo físico | 16 |
| 3.3. Modelo de elementos finitos..... | 18 |
| 3.4. Programa de elementos finitos..... | 19 |
| 4. Resultados..... | 21 |
| 4.1. Curva típica..... | 21 |
| 4.2. Fecho de fenda | 23 |
| 4.3. Regime elástico..... | 30 |
| 4.4. Regime elasto-plástico | 41 |
| 5. Conclusões..... | 55 |
| REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS | 59 |
| ANEXO A | 63 |

ÍNDICE DE FIGURAS

| | |
|--|----|
| Figura 2.1. Definições de CTOD: (a) CTOD é igual ao deslocamento normal ao plano de fenda em relação à posição original da extremidade; (b) CTOD é igual à distância entre a interseção de dois planos (de -45° e 45°) posicionados na extremidade de fenda com a face de fenda inferior e superior. | 9 |
| Figura 3.1. Representação à escala das várias geometrias de provete utilizadas no estudo geral. | 13 |
| Figura 3.2. Modelos de provetes (a) C(T), (b) M(T). Condições de geometria para (c) estado plano de deformação e (d) estado plano de tensão. | 17 |
| Figura 3.3. Malhas de elementos finitos. (a) Provette C(T). (b) Provette M(T). (c) (d) Ampliação da malha de elementos finitos. | 19 |
| Figura 4.1. (a) Curva CTOD típica com contacto e seus parâmetros; (b) curva CTOD típica com contacto acompanhada da curva CTODp. | 21 |
| Figura 4.2. Relação de U^* entre deformação plana e tensão plana. Materiais: AA2050-T8 (MT160: $a_0=5, 10, 15, 20, 25$ mm; $R=0.1$), 304L SS (CT50; $a_0=15, 16.25, 17.5, 20, 22.5, 25, 27.5, 30$ mm; $R=0.1, R=0.3, R=0.5, R=0.7$), AA7050-T6 (MT50; $a_0=5$ mm; $R=0.3, R=0.5$), AA6082-T6 (MT60; $a_0=5$ mm; $R=0.25, R=0.4$) e 18Ni300 SLM (CT36; $a_0=7, 10, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$). | 23 |
| Figura 4.3. Relação entre $(U^*)_1$ e $(U^*)_2$. Estes resultados são obtidos para as condições descritas no subcapítulo 3.1. | 24 |
| Figura 4.4. Relação entre F_{open} e F_{close} . Estes resultados são obtidos para as condições descritas no subcapítulo 3.1. | 25 |
| Figura 4.5. (a) Curva CTOD versus Força para o material AA2050-T8 obtida para os nós 1, 5, 10 e 20 nas seguintes condições: MT160, tensão plana, $a_0=25$ mm, $R=0.05$, NLC2. (b) Relação de F_{open}/F_{close} com a distância à extremidade de fenda. | 25 |
| Figura 4.6. (a) Relação entre U^* e d para o material AA2050-T8 obtida para os nós 1, 5, 10 e 20 nas seguintes condições: MT160, tensão plana, $a_0=25$ mm, $R=0.05$, NLC2.; (b) Comparação de uma curva CTOD versus Força com uma curva Tensão versus Força para o mesmo ensaio numérico. | 26 |
| Figura 4.7. (a) Efeito do material na relação de U com R_{eff} (Materiais: AA2050-T8 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), 304L SS (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), AA7050-T6 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), AA6082-T6 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16$ mm; $R=0.05$) e 18Ni300 SLM (CT36; $a_0=7, 10, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$)); (b) Efeito de R na relação de U com R_{eff} (MT50; $a_0=5$ mm; tensão plana; NLC2; $R=0.5, 0.3$ e 0.05). | 27 |
| Figura 4.8. Modelação de R_{eff} (a) através do modelo de Antunes (Antunes <i>et al.</i> , 2015), (b) e através do modelo de Newman (Newman, 1984). Estes resultados são obtidos para as condições descritas no subcapítulo 3.1. | 28 |

- Figura 4.9. Modelo de fecho de fenda (a) para o material AA7050-T351 (MT50, TP) e (b) para o material AA6016-T4 (MT60; TP)..... 29
- Figura 4.10. Modelo de fecho de fenda para o material AA6082-T6 (MT60; TP)..... 29
- Figura 4.11. (a) Efeito das propriedades do material na relação de ΔK_{elast} com ΔK (Materiais: AA2050-T8 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), 304L SS (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), AA7050-T6 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), AA6082-T6 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16$ mm; $R=0.05$) e 18Ni300 SLM (CT36; $a_0=7, 10, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$)); (b) Relação de ΔK_{elast} com Y_0 (Materiais: AA2050-T8 (CT36; $a_0=10$ mm; $R=0.05$), 304L SS (CT36; $a_0=10$ mm; $R=0.05$), AA7050-T6 (CT36; $a_0=10$ mm; $R=0.05$), AA6082-T6 (CT36; $a_0=10$ mm; $R=0.05$) e 18Ni300 SLM (CT36; $a_0=10$ mm; $R=0.05$))..... 31
- Figura 4.12. Relação de ΔK_{elast} no carregamento e descarregamento. Estes resultados são obtidos para as condições descritas no subcapítulo 3.1. 32
- Figura 4.13. Determinação de ΔK_{th} (a) para o material AA2050-T8 (MT160: $a_0=5, 10, 15, 20$ e 25 mm, TP e DP, $R=0.1$; CT36: $a_0=7, 10, 13, 19, 22$ e 24 mm, TP, $R=0.05$) (b) para o material AA2024-T351 (CT50; DP, $a_0=5, 9, 14, 16.5, 19, 21.5, 24, 26.5, 29$ mm; $R=0.7, 0.5, 0.3$ e 0.1).. 33
- Figura 4.14. Determinação de ΔK_{th} (a) para o material 304L SS (CT50; DP, $a_0=13.25, 15, 16.25, 17.5, 20, 22.5, 25, 27.5$ e 30 mm; $R=0.7, 0.5, 0.3$ e 0.1) e (b) para o material AA7050-T6 (MT50; DP e TP, $a_0=5$ mm; $R=0.5$ e 0.3). 33
- Figura 4.15. Determinação de ΔK_{th} (a) para o material AA6082-T6 (MT60; DP e TP, $a_0=5$ mm; $R=0.4$ e 0.25) e (b) para o material AA6016-T4 (MT60; $a_0=5$ mm; TP; $R=0.5, 0.2, 0$ e -1). 33
- Figura 4.16. Determinação de ΔK_{th} para o material 18Ni300 SLM (CT36; DP e TP, $a_0=5$ mm; $R=0.05$). 34
- Figura 4.17. Relação entre $\Delta K_{teórico}$ e $\Delta K_{calculado}$ para geometria (a) M(T) e (b) C(T). 38
- Figura 4.18. Desvio associado ao cálculo de ΔK para geometria (a) M(T) e (b) C(T). 39
- Figura 4.19. Estudo do desvio de $\Delta K_{calculado}$ em relação a $\Delta K_{teórico}$. (a) Representação de $\Delta K_{calculado}$ em função de $\Delta K_{teórico}$. (b) Representação de diff em função de $\Delta K_{teórico}$. (Geometria: CT ($W=36$); $a_0=7, 10, 13, 16, 19, 22$ e 24 mm; tensão plana; $R=0.05$). 40
- Figura 4.20. Influência do nó no cálculo de K. (a) Relação entre $\Delta K_{calculado}$ e $\Delta K_{teórico}$. (b) Relação entre diff e d (AA2050-T8, MT160; $a_0=15, 20$ e 25 mm; TP; $R=0.01$; nós 1, 5, 10, 15 e 20)..... 40
- Figura 4.21. Relação entre δe e m para (a) vários materiais (condições: AA2050-T8 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), 304L SS (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), AA7050-T6 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), AA6082-T6 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16$ mm; $R=0.05$) e 18Ni300 SLM (CT36; $a_0=7, 10, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$)), (b) várias razão de tensões (condições: CT50, deformação plana; $a_0= 13.25, 15, 16.25, 17.5, 20, 22.5, 25, 27.5, 30$ mm; $R=0.7, 0.5, 0.3$ e 0.1)..... 41
- Figura 4.22. Influência das propriedades do material na relação entre δe e δp . Condições: AA2050-T8 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), 304L SS (CT36; $a_0=7,$

- 10,13, 16, 19, 22, 24 mm; R=0.05), AA7050-T6 (CT36; $a_0=7, 10,13, 16, 19, 22, 24$ mm; R=0.05), AA6082-T6 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16$ mm; R=0.05) e 18Ni300 SLM (CT36; $a_0=7, 10, 19, 22, 24$ mm; R=0.05). 42
- Figura 4.23. (a) Efeito de R na relação entre δ_e e δ_p (Condições; CT50; TP; $a_0= 15, 16.25, 17.5, 20, 22.5, 25, 27.5$ e 30 mm; R=0.7, 0.5, 0.3 e 0.1). (b) Efeito do estado de tensão na relação entre δ_e e δ_p (Condições; CT50; TP; $a_0= 15, 16.25, 17.5, 20, 22.5, 25, 27.5$ e 30 mm; R=0.5)..... 42
- Figura 4.24. (a) Efeito das propriedades dos materiais na relação entre δ_p/δ_e e δ_t (Condições: AA2050-T8 (CT36; $a_0=7, 10,13, 19, 22, 24$ mm; R=0.05), 304L SS (CT36; $a_0=7, 10,13, 16, 19, 22, 24$ mm; R=0.05), AA7050-T6 (CT36; $a_0=7, 10,13, 16, 19, 22, 24$ mm; R=0.05), AA6082-T6 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16$ mm; R=0.05) e 18Ni300 SLM (CT36; $a_0=7, 10, 19, 22, 24$ mm; R=0.05)). (b) Efeito de R na relação entre δ_p/δ_e e δ_t (Condições; CT50; TP; $a_0= 15, 16.25, 17.5, 20, 22.5, 25, 27.5$ e 30 mm; R=0.7, 0.5, 0.3 e 0.1)..... 43
- Figura 4.25. Influência do estado de tensão na relação entre δ_p/δ_e e δ_t (Condições; CT50; TP; $a_0= 15, 16.25, 17.5, 20, 22.5, 25, 27.5$ e 30 mm; R=0.5). 44
- Figura 4.26. Influência da fase de carregamento (a) no parâmetro δ_p , e (b) no parâmetro (δ_p/δ_e). Estes resultados são obtidos para as condições descritas no subcapítulo 3.1. 44
- Figura 4.27. Relação entre ΔK_{eff} e δ_p para estudo do (a) efeito do material (Condições: AA2050-T8 (CT36; $a_0=7, 10,13, 19, 22, 24$ mm; R=0.05), 304L SS (CT36; $a_0=7, 10,13, 16, 19, 22, 24$ mm; R=0.05), AA7050-T6 (CT36; $a_0=7, 10,13, 16, 19, 22, 24$ mm; R=0.05), AA6082-T6 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16$ mm; R=0.05) e 18Ni300 SLM (CT36; $a_0=7, 10, 19, 22, 24$ mm; R=0.05)), e (b) efeito da razão de tensões (Condições; CT50; TP; $a_0= 15, 16.25, 17.5, 20, 22.5, 25, 27.5$ e 30 mm; R=0.7, 0.5, 0.3 e 0.1). 46
- Figura 4.28. Relação entre ΔK_{eff} e δ_p para estudo do efeito do estado de tensão (Condições; CT50; TP; $a_0= 15, 16.25, 17.5, 20, 22.5, 25, 27.5$ e 30 mm; R=0.5). 46
- Figura 4.29. (a) Efeito do material na relação entre Energia e δ_p (Condições: AA2050-T8 (CT36; $a_0=7, 10,13, 19, 22, 24$ mm; R=0.05), 304L SS (CT36; $a_0=7, 10,13, 16, 19, 22, 24$ mm; R=0.05), AA7050-T6 (CT36; $a_0=7, 10,13, 16, 19, 22, 24$ mm; R=0.05), AA6082-T6 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16$ mm; R=0.05) e 18Ni300 SLM (CT36; $a_0=7, 10, 19, 22, 24$ mm; R=0.05)); (b) representação ilustrativa da Energia. 47
- Figura 4.30. (a) Efeito da razão de tensões na relação entre Energia e δ_p . (b) Efeito do estado de tensão na relação entre Energia e δ_p 48
- Figura 4.31. (a) Modelação do encruamento para 5 materiais (Materiais: AA2050-T8, 304L SS, AA7050-T6, AA6082-T6 e 18Ni300 SLM; Condições: CT36; TP; $a_0= 10$ mm; R=0.05). (b) Taxa de variação de deformação elástica e deformação elasto-plástica para o material AA6082-T6 nas seguintes condições: TP, $a_0= 10$ mm; R=0.05; CT36. 49
- Figura 4.32. Histograma de casos C(T) e casos onde a MFLE não é válida de acordo a norma ASTM E647 – 15. Estes resultados são obtidos para as condições descritas no subcapítulo 3.1 para os casos de geometria C(T). 50

| | |
|---|----|
| Figura 4.33. (a) Representação de $\Delta K_{\delta t}$ em função de $\Delta K_{\delta e}$ com um critério de $\% \Delta K_{\delta e} = 75$ %. | |
| (b) Representação de $\% \Delta K_{\delta e}$ em função da relação $\delta p / \delta e$ com um critério de $\% \Delta K_{\delta e} = 75$ %. | 51 |
| Figura 4.34. (a) Efeito do tamanho de fenda no estudo da fronteira entre SSY e LSY (condições: AA2050-T8; CT36; TP; R=0.05; $a_0 = 7, 10, 13, 16, 19, 22$ e 24 mm); | |
| (b) Efeito da tensão de cedência no estudo da fronteira entre SSY e LSY (condições: CT36; TP; R=0.05; $a_0 = 7, 10, 13, 16, 19, 22$ e 24 mm). | 52 |
| Figura 4.35. Efeito do estado de tensão no estudo da fronteira entre SSY e LSY (condições: AA2050-T8; MT160; TP e DP; R=0.1; $a_0 = 5, 10, 15, 20$ e 25 mm). | 53 |
| Figura A.1. Folha de introdução de dados. | 64 |
| Figura A.2. Folha de dados de saída. | 66 |
| Figura A.3. Figura ilustrativa com os parâmetros determinados. | 68 |
| Figura A.4. Mensagem de erro. | 69 |
| Figura A.5. Mensagem de verificação do tipo de curva. | 70 |
| Figura A.6. Mensagem de aviso de impossibilidade de cumprimento todos os critérios. | 70 |
| Figura A.7. Mensagem processamento concluído com sucesso. | 70 |
| Figura A.8. Definição de critérios e tipo de fenda. | 71 |
| Figura A.9. Valores obtidos para os parâmetros. | 71 |
| Figura A.10. Gráfico CTOD versus Força obtido. | 72 |
| Figura A.11. Gráfico CTOD _e versus Força obtido. | 72 |
| Figura A.12. Gráfico CTOD _p versus Força obtido. | 73 |
| Figura A.13. Gráfico CTOD _e versus Força e CTOD _p versus Força obtido. | 73 |
| Figura A.14. Gráfico obtido, CTOD versus Força, dos pontos usados na obtenção dos declives com a respetiva regressão linear. | 74 |
| Figura A.15. Curva CTOD versus Força obtida por DIC. | 74 |
| Figura A.16. Valores obtidos para os parâmetros para a curva obtida por DIC. | 75 |
| Figura A.17. Curva CTOD _p versus Força obtida recorrendo ao DIC. | 76 |

ÍNDICE DE TABELAS

| | |
|---|----|
| Tabela 3.1. Distribuição de casos para o material AA2050-T8..... | 14 |
| Tabela 3.2. Distribuição de casos para o material AA2024-T351..... | 14 |
| Tabela 3.3. Distribuição de casos para o material 304L SS. | 14 |
| Tabela 3.4. Distribuição de casos para o material AA7050-T6..... | 15 |
| Tabela 3.5. Distribuição de casos para o material AA6082-T6..... | 15 |
| Tabela 3.6. Distribuição de casos para o material AA6016-T4..... | 16 |
| Tabela 3.7. Distribuição de casos para o material 18Ni300 SLM. | 16 |
| Tabela 3.8. Propriedades elasto-plásticas dos materiais estudados no estudo geral..... | 18 |
| Tabela 3.9. Tabela com os ficheiros de entrada e saída de Software DD3IMP. | 20 |
| Tabela 4.1. Valores das constantes para o modelo de fecho de fenda proposto..... | 30 |
| Tabela 4.2. Valores de ΔK_{th} obtidos para os diversos materiais. | 35 |
| Tabela 4.3. Compilação dos vários valores de ΔK_{th} previstos para os diversos materiais.. | 37 |
| Tabela 4.4. Resultados de um outro estudo de ΔK_{th} (F.V. Antunes <i>et al.</i> , 2019)..... | 37 |
| Tabela 4.5. Propriedades do material AA7050-T6 (elástico)..... | 39 |

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

| | |
|-------------------|---|
| a | Comprimento de fenda |
| a_0 | Comprimento inicial de fenda |
| B | Espessura do provete em questão |
| CT_{xx} | Provete C(T) com dimensão $W = xx$ mm |
| C_x | Constante de material de encruamento cinemático |
| C_y | Constante de material de encruamento isotrópico |
| d | Distância atrás da extremidade de fenda |
| da/dN | Velocidade de propagação de fenda |
| E | Módulo de Young |
| F_{close} | Força de fecho de fenda |
| F_{ep} | Força de transição de regime elástico para o regime elasto-plástico |
| $(F_{ep})_I$ | Valor do parâmetro F_{ep} obtido na fase de carga |
| $(F_{ep})_{II}$ | Valor do parâmetro F_{ep} obtido na fase de descarga |
| $F_{m\acute{a}x}$ | Força máxima num ciclo de carregamento |
| $F_{m\acute{i}n}$ | Força mínima num ciclo de carregamento |
| F_{open} | Força de abertura de fenda |
| G | Módulo de elasticidade transversal |
| K | Fator de intensidade de tensão |
| K_{clos} | Fator de intensidade de tensão no limiar de abertura de fenda |
| K_I | Modo I do fator de intensidade de tensão |
| K_{Ic} | Tenacidade à fratura |
| K_{II} | Modo II do fator de intensidade de tensão |
| $K_{m\acute{a}x}$ | Fator de intensidade de tensão máximo |

| | |
|--------------------|---|
| m | Declive da resposta linear elástica do material ao carregamento |
| MT _{xx} | Provete M(T) com dimensão W= xx mm |
| R | Razão de tensões |
| r, θ | Coordenadas polares dos pontos de recolha de dados |
| R_{eff} | Razão de tensões efetiva |
| U | Parâmetro que quantifica o fecho de fenda ($U=(F_{max}-F_{open})/(F_{max}-F_{min})$) |
| U^* | Parâmetro proposto para quantificar o fecho de fenda ($U=(F_{open}-F_{min})/(F_{max}-F_{min})$) |
| $(U^*)_1$ | Valor do parâmetro U^* obtido na fase de carga |
| $(U^*)_2$ | Valor do parâmetro U^* obtido na fase de descarga |
| u, v | Componentes do vetor deslocamento |
| W | Largura do provete |
| X_{sat} | Constante de material de encruamento cinemático |
| Y | Fator geométrico |
| Y_0 | Tensão de cedência inicial |
| Y_{sat} | Constante de material de encruamento isotrópico |
| Δa | Propagação de de fenda |
| δ_e | Gama elástica de CTOD |
| $(\delta_e)_1$ | Valor do parâmetro δ_e obtido na fase de carga |
| $(\delta_e)_2$ | Valor do parâmetro δ_e obtido na fase de descarga |
| ΔK | Gama do fator de intensidade de tensão |
| ΔK_{eff} | Gama efetiva do fator de intensidade de tensão |
| ΔK_{elast} | Gama elástica do fator de intensidade de tensão |
| ΔK_{th} | Limiar de propagação de fendas por fadiga |
| δ_p | Gama plástica de CTOD |
| $(\delta_p)_1$ | Valor do parâmetro δ_p obtido na fase de carga |
| $(\delta_p)_2$ | Valor do parâmetro δ_p obtido na fase de descarga |
| δ_t | Gama de CTOD |
| κ | Função da razão de Poisson |

| | |
|---------------|-------------------------|
| ν | Coefficiente de Poisson |
| σ_{0x} | <i>T-stress</i> |

Siglas

| | |
|-------------------|--|
| AA | <i>Aluminum Alloy</i> (Liga de alumínio) |
| ASTM | <i>American Society for Testing and Materials</i> |
| C(T) | Provete com fenda lateral |
| CTOD | <i>Crack Tip Opening Displacement</i> (Deslocamento de abertura da extremidade de fenda) |
| CTOD _e | <i>Crack Tip Opening Displacement, elastic</i> (Componente elástica do deslocamento de abertura da extremidade de fenda) |
| CTOD _p | <i>Crack Tip Opening Displacement, plastic</i> (Componente plástica do deslocamento de abertura da extremidade de fenda) |
| DD3IMP | <i>Three-Dimensional Elasto-plastic Finite Element Program</i> |
| DIC | <i>Digital Image Correlation</i> |
| DP | Deformação Plana |
| LSY | <i>Large Scale Yielding</i> (deformação em grande escala) |
| M(T) | Provete com fenda central |
| MEF | Método de Elementos Finitos |
| MFLE | Mecânica de Fratura Linear Elástica |
| NLC | Número de ciclos de carga entre propagações |
| PICC | <i>Plasticity-induced Crack Closure</i> |
| SLM | <i>Selective Laser Melting</i> (Tecnologia de impressão 3D) |
| SS | <i>Stainless Steel</i> (Aço inoxidável) |
| SSY | <i>Small Scale Yielding</i> (deformação em pequena escala) |
| TP | Tensão Plana |

1. INTRODUÇÃO

A Introdução encontra-se dividida em três subcapítulos: Em primeiro lugar é feito o Enquadramento desta dissertação, seguida da apresentação dos Objetivos, sucedida da descrição da Estrutura da dissertação.

1.1. Enquadramento

O mecanismo mais comum de falha em componentes mecânicos em serviço é o fenómeno designado por fadiga. Este fenómeno físico complexo é caracterizado como um processo de alteração estrutural permanente, progressivo e localizado que ocorre num material sujeito a cargas dinâmicas num ponto ou mais pontos, e que pode culminar em fissuras ou numa fratura completa, após um número suficiente de ciclos de carga, sendo, o resultado final dependente de vários fatores: geometria dos componentes, intensidade, tipo e duração dos ciclos de carga, propriedades físico-químicas e microestrutura do material, e condições ambientais (temperatura, humidade, ambiente corrosivo). Comparativamente ao carregamento estático, a falha de um componente sujeito a um carregamento cíclico, ocorre para níveis de tensão muito inferiores.

Todos os projetos estruturais de elementos de máquinas que sofrem a ação de cargas cíclicas devem ser dimensionados considerando a vida útil do material (Hardrath, 1970).

As curvas $da/dN - \Delta K$, em que da/dN representa a velocidade de propagação de fenda por ciclo de carga e ΔK , a gama do fator de intensidade de tensões, têm sido a ferramenta mais usual para determinar esta vida útil. No entanto, ΔK é um parâmetro elástico enquanto que a propagação de fendas por fadiga está ligada a mecanismos não lineares e irreversíveis que ocorrem na extremidade da fenda. A influência da razão de tensões nas curvas $da/dN - \Delta K$, a incapacidade de prever o efeito da história de carga, o comportamento observado para fendas curtas, os problemas dimensionais das relações $da/dN - \Delta K$, a sua aplicabilidade limitada à MFLE, são algumas desvantagens/limitações associados a esta abordagem. Também o limite de ΔK abaixo do qual não existe propagação de fenda

mensurável, denominado limiar de fadiga, é dependente da razão de tensões e de difícil determinação experimental.

Diversas soluções têm sido propostas de modo a tentar corrigir as limitações das curvas da/dN – O conceito de fecho de fenda, fecho de fenda parcial, T-Stress, entre outros, são exemplo de algumas delas. No entanto, estas teorias apenas mitigam o problema, e levantam novas questões. A utilização de parâmetros não lineares que quantifiquem os fenómenos não lineares e irreversíveis que ocorrem na extremidade de fenda (nomeadamente a deformação plástica) poderá ser uma alternativa. Existem vários parâmetros não lineares capazes de quantificar a deformação plástica na extremidade da fenda, entre eles, o Integral J, a energia dissipada na extremidade da fenda, a gama de deformação plástica e o $CTOD_p$, sendo este último o objeto de estudo nesta dissertação.

O CTOD (*Crack Tip Opening Displacement*) é um parâmetro clássico no âmbito da mecânica de fratura elasto-plástica, sendo a sua utilização em fadiga pouco corrente. No entanto, a utilização da componente plástica de CTOD, permitiu obter uma relação robusta com da/dN , em trabalhos anteriores do grupo de investigação. Esta abordagem baseia-se em duas premissas: (1) a propagação de fendas por fadiga está intimamente relacionada com a deformação plástica na extremidade da fenda; (2) essa deformação pode ser quantificada pelo CTOD plástico. Isto é, acredita-se que a componente plástica de CTOD, $CTOD_p$, é capaz de quantificar a deformação plástica.

Nos últimos anos foram desenvolvidos estudos com diferentes materiais e geometrias, faltando, porém, uma análise integrada dos resultados que permita obter conclusões robustas.

1.2. Objetivos

O objetivo geral desta dissertação é o estudo da propagação de fendas por fadiga com base na análise do CTOD, isto é, da abertura de fenda. Este parâmetro permite compreender melhor o que se passa na extremidade da fenda, comparativamente à abordagem baseada no uso de ΔK . Nos últimos anos foram desenvolvidos estudos com diferentes materiais e geometrias, sendo necessário estudar os resultados obtidos de uma forma integrada, o que é feito aqui.

Como objetivos específicos podem identificar-se:

- Desenvolvimento de uma ferramenta para tratamento das curvas CTOD versus carga, de modo a extrair os parâmetros relevantes.
- Organização da informação existente, relativa a 7 materiais, 4 geometrias de provete, diferentes comprimentos de fenda e diferentes carregamentos (cerca de 400 casos).
- Estudar o fenómeno de fecho de fenda induzido por deformação plástica. Procurar, em particular, relacionar a carga de abertura com a carga de fecho, e comparar os valores obtidos em tensão e deformação plana.
- Estudar o regime elástico, procurando quantificar a gama elástica de ΔK , que supostamente não contribui para a propagação de fendas por fadiga, e o limiar de fendas por fadiga.
- Estudar o regime elasto-plástico, procurando obter relações entre as gamas elástica e plástica de CTOD, e desenvolver modelos de propagação relacionando da/dN com a gama plástica de CTOD.

1.3. Estrutura da dissertação

Esta dissertação encontra-se dividida em capítulos, incluindo o presente capítulo (Introdução). A estrutura que sucede é descrita de seguida:

- **Capítulo 2 (Revisão Bibliográfica):** Neste capítulo são introduzidos os conceitos e definições consideradas mais relevantes para a compreensão do conteúdo desta dissertação;
- **Capítulo 3 (Modelo numérico):** Neste capítulo é apresentado o processo numérico que foi utilizado. São descritos: a Situação física, um modelo simplificado da Situação física a que se dá o nome de Modelo físico, e, finalmente, o Modelo de elementos finitos e o Programa de elementos finitos;
- **Capítulo 4 (Resultados):** Este capítulo é iniciado com a análise detalhada de uma Curva típica com contacto, sucedida dos resultados obtidos do estudo, generalizado, de propagação de fendas recorrendo ao CTOD;

- **Capítulo 5 (Conclusões):** Neste capítulo são anotadas as conclusões, retiradas desta dissertação, sucedidas de algumas propostas para trabalhos futuros;
- **Anexo A:** Neste anexo encontra-se descrita, a ferramenta desenvolvida que retira os parâmetros mais relevantes de uma curva CTOD versus Força. É apresentado um exemplo de aplicação e estudado a sua aplicabilidade a curva obtidas por DIC.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo são apresentados os conceitos e definições consideradas mais relevantes para a compreensão do conteúdo desta dissertação.

2.1. Modos de falha

É considerado ocorrer uma falha, sempre que um determinado componente não é capaz de suportar uma solicitação que lhe é aplicada. Os modos de falha dividem-se em dois grandes grupos: dependentes do tempo e independentes do tempo. Dentro dos modos de falha independentes do tempo, destacam-se a flambagem, deformação plástica excessiva, fratura frágil e fratura dúctil. Dentro dos modos de falha dependentes do tempo, destacam-se a corrosão, fluência, desgaste e fadiga, que pressupõem a existência de desgaste ou envelhecimento do material devido ao tempo de utilização ou à ação do meio ambiente.

2.2. Fadiga

A Fadiga é um modo de falha que pode ser descrito como um processo de alteração estrutural permanente, progressivo e localizado que ocorre num material sujeito a cargas dinâmicas num ponto ou mais pontos, e que pode culminar em fissuras ou numa fratura completa, após um número suficiente de ciclos de carga.

O processo de ruína por fadiga pode ser dividido em três fases mais importantes: iniciação, propagação e rotura.

A iniciação ocorre, geralmente, em zonas de maior concentração de tensões e menor estrangimentos (acidentes geométricos na superfície do material), que promovem desta forma a deformação plástica localizada.

A propagação divide-se em duas fases, uma primeira, mais lenta, a que se segue de uma fase de propagação mais rápida. Aqui, a fenda adquire normalmente uma propagação perpendicular à direção de aplicação de carga, isto é, propaga-se em modo I.

A rotura dá-se quando é atingida a dimensão crítica da fenda. Ocorre propagação instável da fenda a uma velocidade elevada até à falha do componente.

Irwin (1958) iniciou o estudo da Mecânica de Fratura Linear Elástica (MFLE), onde demonstrou que para além de todo e qualquer componente possuir fendas, desde início, a magnitude de tensão na frente de cada fenda poderá ser quantificada pelo fator de intensidade de tensão (K). Este fator é função das cargas aplicadas, da dimensão da fenda, do modo de deformação da fenda e da geometria do componente (Equação (2.1)).

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

Em que σ é a tensão remota aplicada, a é o comprimento de fenda e Y é um fator que depende da geometria da peça e do comprimento de fenda, entre outros aspetos. Quando K atinge o valor crítico, denominado K_{Ic} , dá-se a propagação instável da fenda até à falha do componente.

A velocidade de propagação de fendas por fadiga é estudada, classicamente, recorrendo a curvas $da/dN - \Delta K$, em que da/dN é a velocidade de propagação de fendas e ΔK é a gama do fator de intensidade de tensão. Nesta abordagem assume-se que ΔK é a força motora para a propagação de fenda, isto é, que os fenómenos que ocorrem na zona de processo junto da extremidade da fenda são controlados pelo campo elástico que existe à frente da fenda.

Dentro da validade da MFLE, é possível relacionar $CTOD_e$ com o valor de K , recorrendo às equações clássicas de Westergaard.

$$\begin{aligned} \begin{Bmatrix} u \\ v \end{Bmatrix} = \frac{K_I}{2G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \begin{Bmatrix} \cos \frac{\theta}{2} \left(\kappa - 1 + 2 \sin^2 \frac{\theta}{2} \right) \\ \sin \frac{\theta}{2} \left(\kappa + 1 - 2 \cos^2 \frac{\theta}{2} \right) \end{Bmatrix} \\ + \frac{K_{II}}{2G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \begin{Bmatrix} \sin \frac{\theta}{2} \left(\kappa + 1 + 2 \cos^2 \frac{\theta}{2} \right) \\ \cos \frac{\theta}{2} \left(\kappa - 1 - 2 \sin^2 \frac{\theta}{2} \right) \end{Bmatrix} + \frac{\sigma_{0x}}{8G} r \begin{Bmatrix} (\kappa + 1) \cos \theta \\ (\kappa - 3) \sin \theta \end{Bmatrix} \end{aligned} \quad (2.2)$$

onde $G = \frac{E}{2(1+\nu)}$ e $\kappa = \frac{3-\nu}{1+\nu}$ para tensão plana e $\kappa = 3 - 4\nu$ para deformação plana.

O deslocamento vertical do flanco da fenda, u , é obtido, substituindo na Equação (2.2), $\theta = 180^\circ$, obtendo-se a Equação (2.3) para tensão plana e a Equação (2.4) para deformação plana.

$$u = 4 \frac{K}{E} \sqrt{\frac{d}{2\pi}} (1 - \nu^2) \quad (2.3)$$

$$u = 4 \frac{K}{E} \sqrt{\frac{d}{2\pi}} \quad (2.4)$$

O valor de $CTOD_e$ é obtido multiplicando por um fator igual a 2, a Equação (2.3) para tensão plana, e a Equação (2.4) para deformação plana.

2.3. Limitações das curvas $da/dN - \Delta K$

Normalmente toma-se como válido que a propagação de fenda na extremidade desta é controlada pelo campo linear elástico (Rice, 1967), no entanto, o mecanismo de propagação de fendas está relacionado com fenómenos não lineares e irreversíveis.

A influência da razão de tensões nas curvas $da/dN - \Delta K$, a incapacidade de prever o efeito da história de carga, o comportamento observado para fendas curtas, os problemas dimensionais das relações $da/dN - \Delta K$, a sua aplicabilidade limitada à MFLE, são algumas desvantagens/limitações associados a esta abordagem. Também o limite de ΔK abaixo do qual não existe propagação de fenda mensurável, denominado limiar de fadiga, é dependente da razão de tensões e de difícil determinação experimental.

Por outro lado, a abordagem baseada nas curvas $da/dN - \Delta K$ tem diversas vantagens que justificam a sua utilização extensiva em inúmeros estudos desenvolvidos nas últimas décadas. De facto, existem soluções de ΔK para diferentes geometrias, nomeadamente para as geometrias C(T) e M(T) propostas nas normas. Assim, os investigadores podem desenvolver trabalho puramente experimental sem necessidade de recorrer a abordagens numéricas complementares. Além disso, as curvas da/dN versus ΔK para fissuras longas mantêm as vantagens da Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE), ou seja, uma invariância relativamente à forma e tamanho dos sólidos fissurados (Paris and Erdogan, 1963). A linearidade, em escalas logarítmicas, das curvas $da/dN - \Delta K$ para valores intermédios de ΔK também é muito apreciada.

2.4. Algumas soluções

Diversas soluções têm sido propostas de modo a tentar corrigir as limitações das curvas $da/dN - \Delta K$. Uma delas, a mais relevante, dá-se pelo nome de “Fenómeno de Fecho de Fenda”. Esta consiste no contacto físico dos flancos de fissura para uma gama de carga,

na qual é suposto não existir propagação de fenda por fadiga. O espectro de carga efetiva é traduzido pela Equação (2.5).

$$\Delta K_{eff} = K_{m\acute{a}x} - K_{clos} \quad (2.5)$$

K_{clos} é o fator de intensidade de tensões abaixo do qual os flancos de fenda, estão em contacto devido às tensões de compressão a que estão sujeitos. Não há, porém, uma metodologia aceite que nos permita saber o valor de K_{clos} com precisão, sendo possível obter diferentes valores, tanto por via experimental como numérica. Existem vários mecanismos de fecho de fenda, a serem estudados, induzidos por: plasticidade (PICC) (Ritchie, Suresh and Moss, 1980), rugosidade (RICC) (Suresh and Ritchie, 1982), oxidação (OICC) (Suresh et al., 1981), fluido viscoso (Tzou, Suresh and Ritchie, 1985), transformação de fase (Pineau and Pelloux, 1974), e pó de grafite (Ogawa and Kobayashi, 1987).

O mecanismo de fecho mais relevante, nomeadamente no regime II de propagação de fenda, é o PICC. Este mecanismo baseia-se na formação de uma zona plástica na extremidade da fenda, constituída por material deformado de forma irreversível, devido à concentração de tensões. Essa deformação torna-se residual com a propagação de fenda. Durante a descarga, o retorno do material deformado à posição inicial, em regime elástico, induz tensões de compressão que promovem o contacto entre ambas as faces da fenda antes de se atingir a carga mínima do ciclo de carregamento.

O conceito de “fecho de fenda parcial” foi proposto por alguns autores. Este fenómeno defende que o contacto entre os flancos da fissura não se dá imediatamente atrás da ponta da fenda, o que implica a existência de uma contribuição do espectro de carga abaixo do fecho de fenda para o dano à fadiga (Kujawski, 2001).

Outros autores sugerem que a taxa de propagação da fenda por fadiga é controlada por uma força motriz de dois parâmetros, que é uma função do fator de intensidade de tensão máxima, $K_{m\acute{a}x}$ e do fator de intensidade de tensão, ΔK (Noroozi *et al.*, 2005). Estes dois parâmetros consideram tanto a carga aplicada como as contribuições da tensão residual. Christopher *et al.* (2007) propuseram um novo modelo matemático (modelo CJP) para o campo de tensões à volta da extremidade de uma fenda de fadiga, que considera os efeitos do contacto dos flancos da fenda e a compatibilidade de tensões na fronteira entre as regiões elástica e plástica.

No entanto, tendo em consideração as limitações do fator de intensidade de tensões em estudos de fadiga, ponderou-se o uso de parâmetros não lineares para quantificar a deformação plástica na extremidade de fenda.

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

Em 1961, Wells, verificou que o efeito de arredondamento na extremidade de fenda, cresce de forma proporcional à tenacidade do material. Este acontecimento conduziu-o ao conceito do deslocamento de abertura de fenda (CTOD).

O CTOD é um parâmetro de elevada importância na caracterização do comportamento à fratura dos materiais dúcteis. O seu desenvolvimento foi promovido pelo seu significado físico (distância física entre as duas superfícies da fenda) e pela necessidade de estender a aplicação do fator de intensidade de tensões elástico a condições elasto-plásticas.

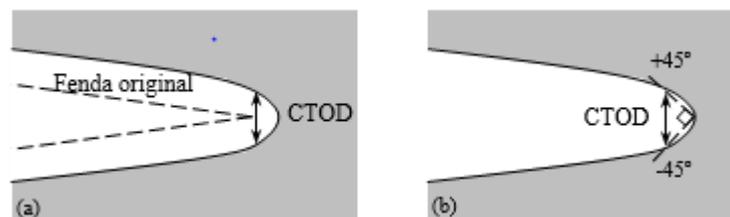


Figura 2.1. Definições de CTOD: (a) CTOD é igual ao deslocamento normal ao plano de fenda em relação à posição original da extremidade; (b) CTOD é igual à distância entre a intersecção de dois planos (de -45° e 45°) posicionados na extremidade de fenda com a face de fenda inferior e superior.

Foram desenvolvidas duas definições para o conceito de CTOD. Uma delas consiste no deslocamento normal ao plano da fenda relativamente à posição original da extremidade de fenda (Figura 2.1(a)); a outra consiste na distância entre dois pontos definidos pela intersecção das faces da fenda com duas linhas, a $+45^\circ$ e a -45° , com origem na extremidade de fenda (Figura 2.1(b)). Se o arredondamento da extremidade de fenda apresentar formato semicircular, ambas as definições são equivalentes.

Utilizando a microfractografia, Pelloux (1970), mostrou que o conceito de CTOD permite a previsão do espaçamento das estrias de fadiga e, da taxa de crescimento da fenda. Nicholls (1993), por sua vez, propôs:

$$CTOD = 0.103 \times \varepsilon_{p,yy} \quad (2.6)$$

Em que $\varepsilon_{p,yy}$ corresponde à deformação plástica total, segundo a direção vertical, ou seja, perpendicular à direção de carregamento.

Nicholls (1993) propôs:

$$CTOD = 2R = \frac{\lambda K^2}{E\sigma_{ys}} \quad (2.7)$$

Em 1994, assumiu-se uma relação entre a taxa de crescimento de fenda e o CTOD, traduzida pela razão polinomial:

$$\frac{da}{dN} = b(\Delta CTOD)^{1/p} \quad (2.8)$$

Tvergaard (2004) e Pippin e Grosinger (2013) apontaram uma relação linear entre da/dN e a variação de CTOD para materiais com elevada ductilidade:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta CTOD) \quad (2.9)$$

A medição da abertura de fenda pode ser efetuada experimentalmente recorrendo maioritariamente a duas técnicas: *Digital Image Correlation* (DIC) e *Compliance*. A medição experimental do CTOD recorrendo a DIC é feita a uma distância relativamente grande da extremidade da fenda. Assim, se se pretender fazer a medição imediatamente atrás da extremidade de fenda é necessário recorrer à utilização de programas de simulação numérica. Essa abordagem tem a vantagem de permitir estudar novas situações, nomeadamente diferentes carregamentos, geometrias ou propriedades dos materiais. Nesta dissertação o estudo de CTOD faz-se numericamente recorrendo ao programa de elementos finitos, DD3IMP.

2.6. Estudo da propagação de fenda com base no CTOD

Em trabalhos anteriores (Antunes, 2016), é feita uma proposta de nova abordagem onde se substitui o uso de ΔK por $\Delta CTOD$ plástico, construindo um gráfico da/dN em função de $\Delta CTOD_p$. Esta abordagem pressupõe o seguinte:

- a propagação da fenda por fadiga está ligada à deformação plástica na ponta da fenda;
- o $\Delta CTOD_p$ é capaz de quantificar o nível desta deformação plástica.

O grupo de investigação do departamento de engenharia mecânica da Universidade de Coimbra desenvolveu diferentes estudos baseados no CTOD, nomeadamente: o estudo da propagação de fenda nas ligas de alumínio 6082-T6 (Mesquita,

2016), 7050-T6 e 2050-T8 (Serrano, 2017), o estudo do limiar de fadiga (Loureiro, 2016), o efeito de parâmetros numéricos no valor de CTOD e nas previsões de da/dN (Simões, 2017) e o estudo da propagação de fenda para o aço inoxidável 304L (Ferreira, 2017).

3. MODELO NUMÉRICO

Este capítulo é dedicado ao processo de modelação numérica utilizado para obtenção dos resultados apresentados nesta dissertação.

3.1. Situação física

Para o estudo geral foram ensaiados numericamente, um total de 368 casos. As geometrias de provetes utilizadas encontram-se divididas em dois grandes grupos: geometrias C(T) e geometrias M(T). Dentro das geometrias C(T), foram utilizados provetes com $W=36$ e 50 mm, já dentro das geometrias M(T), foram utilizados provetes com $W=50$, 60 e 160 mm. Na Figura 3.1, estão representadas, usando a mesma escala, todas as geometrias mencionadas anteriormente, dando, desta forma, uma noção comparativa das dimensões dos diversos provetes.

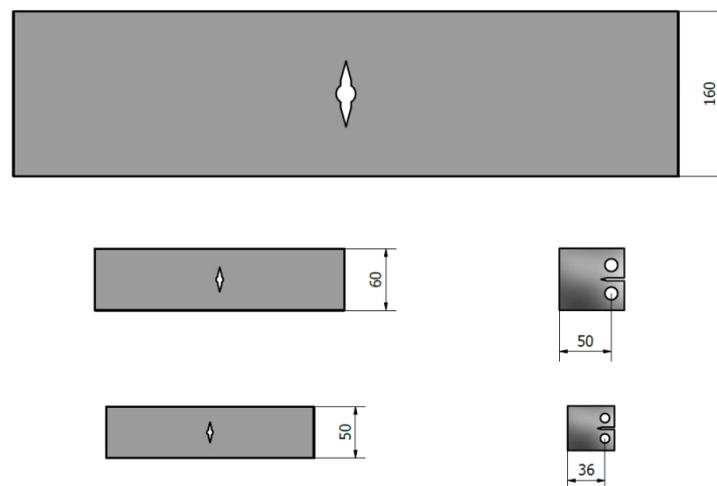


Figura 3.1. Representação à escala das várias geometrias de provete utilizadas no estudo geral.

Nas tabelas Tabela 3.1, Tabela 3.2, Tabela 3.3, Tabela 3.4, Tabela 3.5, Tabela 3.6 e Tabela 3.7 encontram-se discriminadas as condições de carregamento para os respetivos materiais na seguinte ordem: AA2050-T8, AA2024-T351, 304L SS, AA7050-T6, AA6082-T6, AA6016-T4 e 18Ni300 SLM, em que as siglas AA, SS e SLM designam Aluminium Alloy, Stainless Steel e Selective Laser Melting, respetivamente.

Tabela 3.1. Distribuição de casos para o material AA2050-T8.

| Material | Geometria | Estado | | R | NLC | | Nº Casos |
|--|-----------|--------|------|------|-----|---|----------|
| | | DP | TP | | 2 | 5 | |
| AA2050-T8 | MT160 | X | | 0.10 | X | | 5 |
| | | | | | | | X |
| | | | X | 0.10 | X | | 1 |
| | | | | | | X | 4 |
| | MT50 | | X | 0.30 | X | | 14 |
| | | | | | | | X |
| | | | | 0.05 | X | | 8 |
| | | | | | | | X |
| CT36 | | X | 0.05 | | X | 6 | |
| Número total de casos para o material AA2050-T8: 56 | | | | | | | |

Tabela 3.2. Distribuição de casos para o material AA2024-T351.

| Material | Geometria | Estado | | R | NLC | | Nº Casos |
|--|-----------|--------|----|------|-----|---|----------|
| | | DP | TP | | 2 | 5 | |
| AA2024-T351 | CT50 | X | | 0.70 | X | | 7 |
| | | | | 0.60 | | X | 9 |
| | | | | 0.50 | X | | 9 |
| | | | | 0.35 | | X | 10 |
| | | | | 0.30 | X | | 9 |
| | | | | 0.10 | | X | 10 |
| | | | | 0.10 | X | | 10 |
| Número total de casos para o material AA2024-T351: 64 | | | | | | | |

Tabela 3.3. Distribuição de casos para o material 304L SS.

| Material | Geometria | Estado | | R | NLC | | Nº Casos |
|--|-----------|--------|----|-------|-----|---|----------|
| | | dp | tp | | 2 | 5 | |
| 304L SS | CT50 | X | | 0.70 | | X | 6 |
| | | | | 0.50 | | X | 8 |
| | | | | 0.30 | | X | 9 |
| | | | | 0.10 | X | | 8 |
| | | | | | | X | 9 |
| | | | | -0.10 | | X | 9 |
| | | | | 0.70 | | X | 4 |
| | | | | 0.50 | | X | 7 |
| | | | | 0.30 | | X | 7 |
| | | | | 0.10 | | X | 7 |
| | CT36 | | X | 0.05 | | X | 7 |
| Número total de casos para o material 304L SS: 81 | | | | | | | |

Tabela 3.4. Distribuição de casos para o material AA7050-T6.

| Material | Geometria | Estado | | R | NLC | | Nº Casos |
|--|-----------|--------|----|-------|-----|---|----------|
| | | DP | TP | | 2 | 5 | |
| AA7050-T6 | MT50 | X | | 0.50 | X | | 7 |
| | | | | 0.45 | X | | 1 |
| | | | | 0.30 | X | | 8 |
| | | | | 0.05 | X | | 4 |
| | | | | -0.20 | X | | 1 |
| | | | | -0.35 | X | | 1 |
| | | | | 0.50 | X | | 4 |
| | | 0.45 | X | | 1 | | |
| | | 0.30 | X | | 6 | | |
| | | 0.05 | X | | 4 | | |
| | | 0.00 | X | | 1 | | |
| | | -0.10 | X | | 1 | | |
| | | -0.20 | X | | 1 | | |
| | | -0.35 | X | | 1 | | |
| | CT36 | | X | 0.05 | X | | 7 |
| Número total de casos para o material AA7050-T6: 48 | | | | | | | |

Tabela 3.5. Distribuição de casos para o material AA6082-T6.

| Material | Geometria | Estado | | R | NLC | | Nº Casos | | | | |
|-----------|-----------|--------|----|--|-----|---|----------|--|--|--|--|
| | | DP | TP | | 2 | 5 | | | | | |
| AA6082-T6 | CT36 | | X | 0.05 | | X | 4 | | | | |
| | MT60 | X | | 0.40 | X | | 5 | | | | |
| | | | | 0.25 | X | | 5 | | | | |
| | | | | 0.05 | X | | 4 | | | | |
| | | | | -0.25 | X | | 1 | | | | |
| | | | | 0.40 | X | | 5 | | | | |
| | | | | 0.25 | X | | 5 | | | | |
| | | X | | 0.05 | X | | 6 | | | | |
| | | | | 0.00 | X | | 10 | | | | |
| | | | | -0.15 | X | | 1 | | | | |
| | | | | -0.25 | X | | 7 | | | | |
| | | | | -0.50 | X | | 2 | | | | |
| | | | | -0.75 | X | | 1 | | | | |
| | | | | -1.25 | X | | 1 | | | | |
| | | | | -1.65 | X | | 1 | | | | |
| | | | | Número total de casos para o material AA6082-T6: 58 | | | | | | | |

Tabela 3.6. Distribuição de casos para o material AA6016-T4.

| Material | Geometria | Estado | | R | NLC | | Nº Casos |
|--|-----------|--------|----|-------|-----|---|----------|
| | | DP | TP | | 2 | 5 | |
| AA6016-T4 | MT60 | | X | 0.88 | X | | 1 |
| | | | | 0.86 | X | | 1 |
| | | | | 0.75 | X | | 2 |
| | | | | 0.72 | X | | 1 |
| | | | | 0.5 | X | | 3 |
| | | | | 0.43 | X | | 1 |
| | | | | 0.25 | X | | 3 |
| | | | | 0.20 | X | | 6 |
| | | | | 0.14 | X | | 1 |
| | | | | 0.00 | X | | 7 |
| | | | | -0.14 | X | | 1 |
| | | | | -0.20 | X | | 1 |
| | | | | -0.25 | X | | 1 |
| | | | | -0.43 | X | | 1 |
| | | | | -0.50 | X | | 3 |
| | | | | -0.72 | X | | 1 |
| | | | | -1.00 | X | | 4 |
| | | | | -1.29 | X | | 1 |
| | | | | -1.5 | X | | 1 |
| | | | | -1.67 | X | | 1 |
| -1.75 | X | | 1 | | | | |
| -2.00 | X | | 3 | | | | |
| -2.25 | X | | 1 | | | | |
| -4.50 | X | | 1 | | | | |
| -5.00 | X | | 1 | | | | |
| -5.50 | X | | 1 | | | | |
| Número total de casos para o material AA6016-T4: 49 | | | | | | | |

Tabela 3.7. Distribuição de casos para o material 18Ni300 SLM.

| Material | Geometria | Estado | | R | NLC | | Nº Casos |
|--|-----------|--------|----|------|-----|---|----------|
| | | DP | TP | | 2 | 5 | |
| 18Ni300 SLM | CT36 | X | | 0.05 | | X | 5 |
| | | | X | 0.05 | | X | 7 |
| Número total de casos para o material 17Ni300: 12 | | | | | | | |

3.2. Modelo físico

O primeiro passo na modelação da situação física passa por simplificar ao máximo o modelo sem comprometer os resultados. Desta forma, o tempo de processamento é reduzido substancialmente. Para tal, devido às simetrias dos provetes, apenas é considerado 1/4 para provetes C(T) e apenas 1/8 para provetes M(T). Os eixos de simetria são tidos em conta na definição das condições de fronteira.

Na Figura 3.2, está representado o modelo genérico para os provetes C(T) e M(T), e as condições de fronteira associados aos mesmos, quando considerado estado plano de tensão ou estado plano de deformação. No provete C(T) a aresta inferior esquerda tem restrição segundo a direção horizontal para evitar movimentos de corpo rígido. No estado plano de tensão (Figura 3.2(d)) existe uma condição de simetria segundo a espessura. Por outro lado, para obter estado plano de deformação (Figura 3.2(c)) foi considerada uma condição adicional que inibe a redução de espessura. Em todos os modelos numéricos foi considerada uma espessura de 0.1 mm. O contacto das faces da fenda é simulado considerando uma superfície plana rígida no plano de simetria. Em alguns dos ensaios removeu-se o contacto das faces da fenda com o objetivo de eliminar o fenómeno de fecho de fenda.

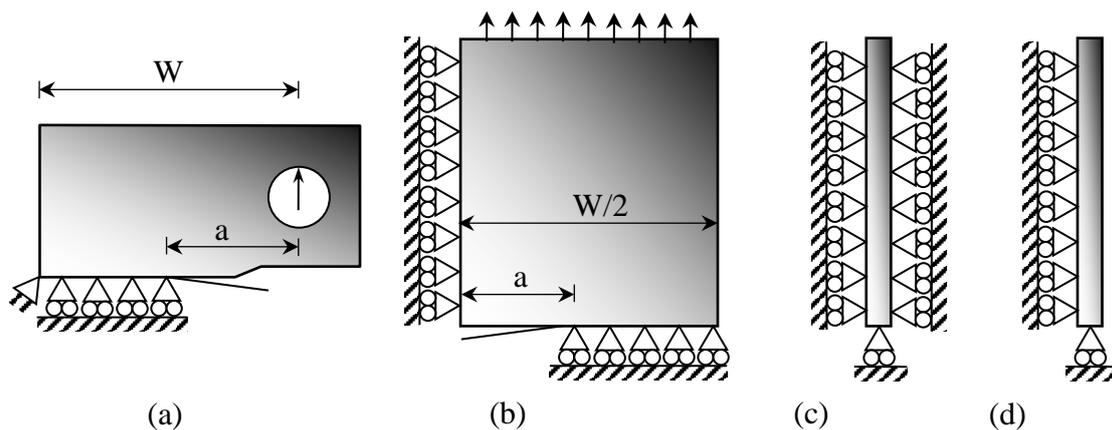


Figura 3.2. Modelos de provetes (a) C(T), (b) M(T). Condições de geometria para (c) estado plano de deformação e (d) estado plano de tensão.

Na Tabela 3.8, são apresentadas as propriedades elasto-plásticas, e leis que as descrevem, para os materiais estudados no estudo geral. São estudados sete materiais com diferentes comportamentos, nomeadamente 5 ligas de alumínio (AA- aluminium alloy), um aço inoxidável (SS- Stainless steel) e um aço obtido por manufatura aditiva (SLM- Selective Laser Melting). Notar que as ligas de alumínio 2050-T8 e 7050-T6, e o aço 18Ni300 têm comportamento puramente cinemático, uma vez que a tensão de cedência inicial (Y_0) e a tensão de saturação isotrópica (Y_{sat}) são iguais.

Tabela 3.8. Propriedades elasto-plásticas dos materiais estudados no estudo geral.

| Material | Lei de Hooke (parâmetros) | | Encruamento isotrópico (Voce) | | | Encruamento cinemático (Armstrong- Frederick) | |
|--|------------------------------|--------------|----------------------------------|--------------------|--------------|--|--------------------|
| | E [GPa] | ν [-] | Y_0 [MPa] | Y_{Sat} [MPa] | C_Y [-] | C_X [-] | X_{Sat} [MPa] |
| AA2050-T8 (Antunes <i>et al.</i> , 2018) | 70.40 | 0.30 | 383.9 | 383.85 | 0 | 95.38 | 265.41 |
| AA2024-T351 | 72.261 | 0.29 | 288.96 | 0.056 | 389 | 138.8 | 111.84 |
| 304L SS (F. V. Antunes <i>et al.</i> , 2019) | 196 | 0.30 | 117 | 204 | 9 | 300 | 176 |
| AA7050-T6 (Antunes <i>et al.</i> , 2017) | 69.724 | 0.30 | 420.5 | 420.5 | 3.806 | 228.91 | 198.35 |
| AA6082-T6 (Antunes <i>et al.</i> , 2016) | 70 | 0.29 | 238.15 | 0 | 0 | 244.44 | 83.18 |
| AA6016-T4 (Antunes and Rodrigues, 2008) | 69.43 | 0.334 | 124.2 | 291.2 | 9.5 | 146.5 | 34.9 |
| 18Ni300 SLM | 165 | 0.30 | 1000 | 1000 | 0 | 728.342 | 402.063 |

3.3. Modelo de elementos finitos

Todas as malhas são constituídas por duas regiões principais, ilustradas na Figura 3.3: uma zona retangular ultra-refinada, localizada na extremidade de fenda, contendo elementos finitos de dimensões $8 \times 8 \mu\text{m}^2$; restante volume do corpo do provete, caracterizado por uma malha com elementos significativamente maiores para reduzir, de forma muito significativa, o número de cálculos computacionais a efetuar. Na direção da espessura, é apenas usada uma camada de elementos finitos. Na modelação numérica são usados elementos 3D sólidos lineares isoparamétricos.

A fenda propaga-se no ponto de carga mínima, por desacoplamento dos dois nodos em frente à extremidade da fenda. Um total de 159 propagações são modeladas, correspondendo a um avanço de fenda, Δa , igual a $1272 \mu\text{m}$ ($\Delta a = (160-1) \times 8 \mu\text{m}$).

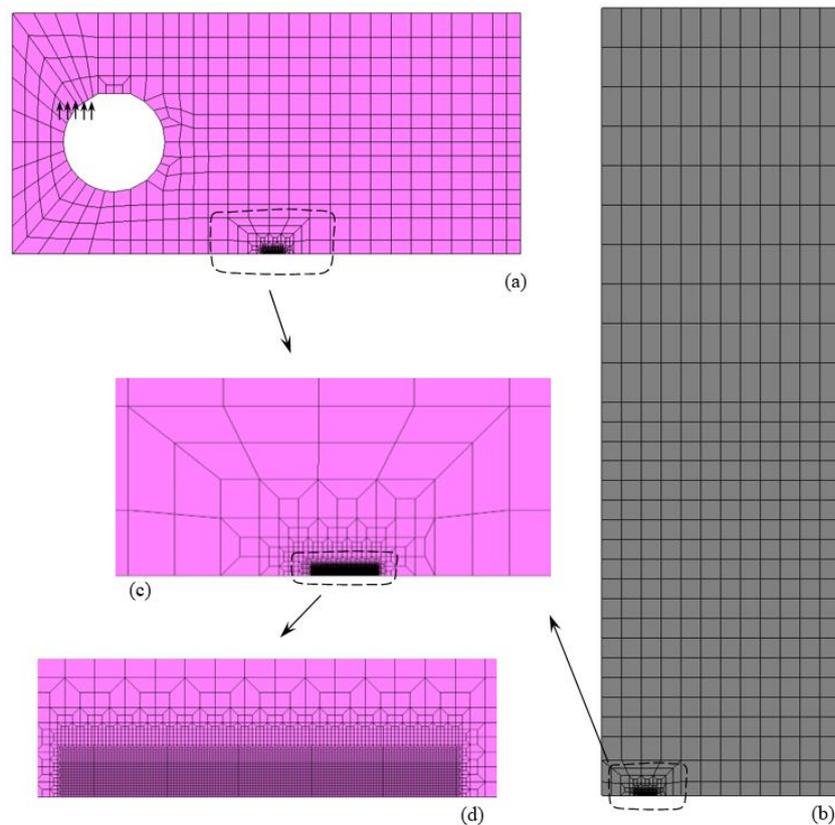


Figura 3.3. Malhas de elementos finitos. (a) Provete C(T). (b) Provete M(T). (c) (d) Ampliação da malha de elementos finitos.

3.4. Programa de elementos finitos

Os resultados numéricos apresentados nesta dissertação, foram obtidos recorrendo um programa de elementos finitos em contínuo desenvolvimento pelo Grupo de Tecnologia do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra. Este programa, o *Three-Dimensional Elasto-Plastic Finite Element Program* (DD3IMP), recorre a um código numérico complexo, baseado num esquema de integração temporal implícito para prever o comportamento de metais em processos de conformação plástica.

A utilização deste programa, DD3IMP, requer a introdução de parâmetros numéricos e físicos através de ficheiros ditos de entrada. Após a correta introdução dos diversos parâmetros dá-se início à simulação numérica. Na simulação numérica, são realizadas 159 propagações de fenda com 320 ciclos de carregamento, para o caso de 2 ciclos de carregamento por propagação, ou 800 ciclos de carregamento no caso da propagação de fenda a cada 5 ciclos de carga. Ao longo da execução do programa são gerados ficheiros ditos de saída, que contêm a informação relativa a valores numéricos de abertura de fenda.

Tabela 3.9. Tabela com os ficheiros de entrada e saída de Software DD3IMP.

| Tipo de Ficheiro | Designação | Caracterização/Descrição |
|-------------------------|-------------------|--|
| Entrada | mesh.dat | Malha de elementos finitos |
| | mater1.dat | Propriedades do material 1 |
| | phase.dat | Carregamento |
| | 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 | 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 |

Na Tabela 3.9, são caracterizados e identificados os ficheiros de entrada e de saída mais relevantes para esta dissertação.

A determinação de CTOD é feita a partir dos ficheiros #1_enti1.res e NosFenda2.dat (ficheiros de saída do programa DD3IMP). O ficheiro #1_enti1.res, contém as cargas aplicadas, e o ficheiro NosFenda2.dat, contém os deslocamentos de abertura de fenda para cada uma dessas cargas.

Estes dois ficheiros são utilizados para um pós-processamento recorrendo ao programa, PICC_v24a.exe, desenvolvido em Visual Basic, que permite obter os dados necessários num formato de fácil manuseamento, para traçar uma curva CTOD versus Força, a partir da qual se retiram os parâmetros relevantes para a análise em estudo. A obtenção destes parâmetros considerados relevantes é efetuada recorrendo à ferramenta “Análise curva CTOD versus Força”, desenvolvida, em Excel, para tornar este processo mais expedito. O funcionamento desta aplicação encontra-se descrito no ANEXO A.

4. RESULTADOS

Neste capítulo são apresentados os resultados obtidos. Em primeiro lugar é feita uma breve descrição de como são obtidos os diversos parâmetros de uma curva típica CTOD versus Carga. De seguida, são apresentados os resultados obtidos para o Fecho de fenda, Regime elástico, e Regime elasto-plástico.

4.1. Curva típica

Neste subcapítulo é analisada uma curva típica com contacto, identificando os parâmetros mais relevantes para esta dissertação, e forma como são obtidos.

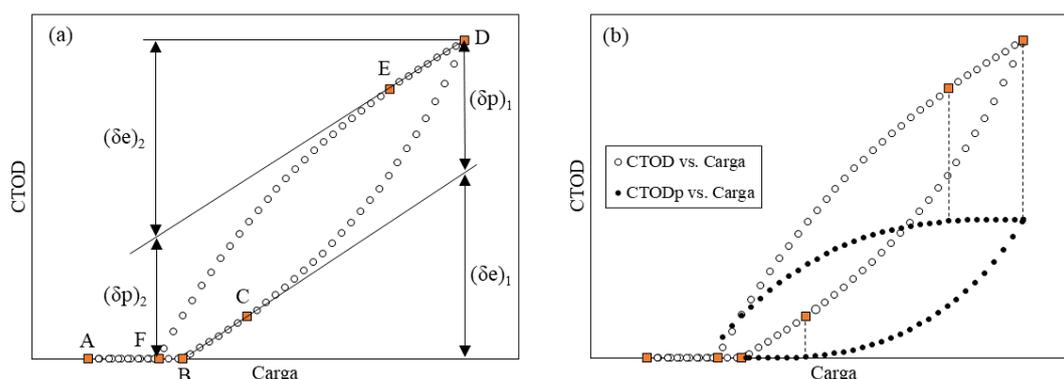


Figura 4.1. (a) Curva CTOD típica com contacto e seus parâmetros; (b) curva CTOD típica com contacto acompanhada da curva CTOD_p.

Na Figura 4.1(a), está representada uma curva típica, CTOD versus Força, com contacto das faces da fenda. Esta curva é obtida no final de um ensaio numérico, em que se aplica a um provete uma carga cíclica e se faz a propagação de fenda à carga mínima.

O ponto A é o ponto de carga mínima, e o ponto D é o ponto de carga máxima. A fase de carregamento segue o trajeto ABCD, e a fase de descarregamento, segue o trajeto DEFA.

Os pontos sobre o segmento de reta AB são pontos característicos de um comportamento denominado fecho de fenda. Este comportamento é caracterizado pelo valor de CTOD medido imediatamente atrás da extremidade da fenda ser nulo. O ponto B é o ponto a partir do qual se dá a abertura da fenda, isto é, é o ponto que apresenta o maior valor

de carga, em que o CTOD ainda é nulo (este ponto, normalmente, é determinado através de uma extrapolação tendo em conta os dois primeiros pontos que apresentam CTOD superior a zero, na fase de carregamento).

Os pontos que se situam no segmento de reta BC são pontos característicos da resposta puramente linear elástica do material ao carregamento. O ponto C é o ponto de transição de regime elástico para o regime elasto-plástico (este ponto é determinado utilizando uma interpolação linear através dos dois pontos mais próximos do critério de transição de regime. Este critério é, normalmente, o valor de $CTOD_p$ igual a $0.001 \mu m$).

Entre os pontos C e D, estamos perante o regime elasto-plástico. Neste regime o valor de CTOD apresenta duas componentes, uma elástica e uma plástica. A componente elástica, $CTOD_e$, é determinada através do declive da reta, calculada no regime elástico, na fase de carregamento. A componente plástica é calculada subtraindo, ao valor de CTOD, o valor de $CTOD_e$.

O ponto D é o ponto que apresenta o maior CTOD, a que corresponde o ponto de maior carga.

Os pontos sobre o segmento de reta DE correspondem à resposta linear elástica do material no descarregamento. O declive da reta que passa em DE, é igual ao declive da reta que passa em BC. Por outras palavras, os comportamentos elásticos na carga e na descarga são iguais, com seria de esperar.

Os pontos entre E e F são pontos do regime elasto-plástico, na fase de descarregamento. $CTOD_e$ e $CTOD_p$, são calculados de forma análoga ao cálculo efetuado na fase de carregamento.

O ponto F representa o ponto em que se dá o fecho de fenda, no descarregamento. De forma análoga à determinação do ponto B, este ponto é obtido através de uma extrapolação utilizando os últimos dois pontos anteriores (pontos do regime elasto-plástico). Entre F e A a fenda está novamente fechada.

Na Figura 4.1(b), está representada a curva CTOD versus Carga e a curva $CTOD_p$ versus Carga. A última curva é obtida subtraindo $CTOD_e$ a CTOD.

Os parâmetros mais relevantes a retirar de uma curva CTOD versus Carga (Figura 4.1 (a)) são: F_{min} (força no ponto A), F_{open} (força no ponto B), $(F_{ep})_1$ (força no ponto C), $(\delta e)_1$, $(\delta p)_1$, $F_{máx}$ (força no ponto D), $(F_{ep})_2$ (força no ponto E), $(\delta e)_2$, $(\delta p)_2$, F_{close} (força no ponto F) e a Energia (valor obtido por integração numérica da curva e que corresponde à

área fechada do ciclo). Todos estes parâmetros podem ser facilmente obtidos recorrendo à ferramenta descrita no ANEXO A.

4.2. Fecho de fenda

Neste subcapítulo, são apresentados os resultados relacionados com o fenómeno de fecho de fenda.

Para quantificar o fecho de fenda, existem vários parâmetros. Os parâmetros mais utilizados, correntemente, são U e R_{eff} , sendo, estes, definidos pela Equação (4.1) e Equação (4.2), respetivamente.

$$R_{eff} = \frac{F_{open}}{F_{máx}} \quad (4.1)$$

$$U = \frac{F_{max} - F_{open}}{F_{max} - F_{min}} \quad (4.2)$$

No estudo do fecho de fenda é proposto um novo parâmetro, U^* . Este parâmetro é definido pela Equação (4.3). Este parâmetro quantifica a fração do ciclo de carga durante a qual a fenda está fechada.

$$U^* = \frac{F_{open} - F_{min}}{F_{max} - F_{min}} = 1 - U \quad (4.3)$$

i) $(U^*)_{DP}$ versus $(U^*)_{TP}$

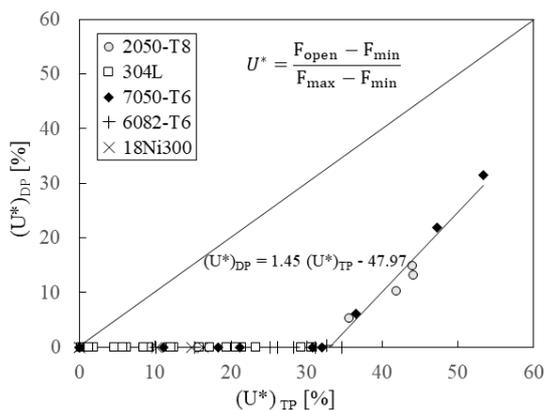


Figura 4.2. Relação de U^* entre deformação plana e tensão plana. Materiais: AA2050-T8 (MT160; $a_0=5, 10, 15, 20, 25$ mm; $R=0.1$), 304L SS (CT50; $a_0=15, 16.25, 17.5, 20, 22.5, 25, 27.5, 30$ mm; $R=0.1, R=0.3, R=0.5, R=0.7$), AA7050-T6 (MT50; $a_0=5$ mm; $R=0.3, R=0.5$), AA6082-T6 (MT60; $a_0=5$ mm; $R=0.25, R=0.4$) e 18Ni300 SLM (CT36; $a_0=7, 10, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$).

Na Figura 4.2 está representado U^* , em deformação plana, versus de U^* , em tensão plana. Esta figura permite tirar conclusões sobre o efeito do estado de tensão no parâmetro U^* . Analisando o gráfico, verifica-se que este parâmetro, U^* , apresenta valores

superiores para tensão plana. Por outras palavras, o fecho de fenda em tensão plana é superior ao observado em deformação plana. Este resultado, que é bem conhecido, tem a ver com o facto de os estados triaxiais de tensão produzirem menos deformação plástica que os estados biaxiais. O valor de U^* para deformação plana assume o valor zero até que U^* para tensão plana atinga, aproximadamente, 33 %, a partir do qual é descrita pela Equação (4.4).

$$(U^*)_{dp} = 1.45 \times (U^*)_{tp} - 47.97 \quad (4.4)$$

Notar que acima dos 33%, a variação de U^* em deformação plana é mais rápida que a observada em tensão plana (o declive é superior a 1). Verifica-se, também, que o efeito de material é muito reduzido, podendo, o mesmo, ser considerado desprezável.

ii) $(U^*)_1$ versus $(U^*)_2$

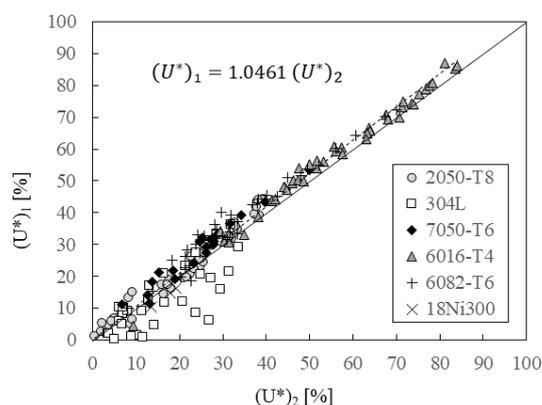


Figura 4.3. Relação entre $(U^*)_1$ e $(U^*)_2$. Estes resultados são obtidos para as condições descritas no subcapítulo 3.1.

Na Figura 4.3 está representado $(U^*)_1$ em função de $(U^*)_2$, isto é, a relação entre os valores de fecho na carga e na descarga. O segmento de reta que une o canto inferior esquerdo e o canto superior direito, mais uma vez, representa uma reta com declive igual a um. Os valores de U^* na carga são superiores aos observados na descarga, o que está de acordo com a Figura 4.1(a). Verifica-se ainda que $(U^*)_1$ encontra-se linearmente relacionado com $(U^*)_2$. Esta relação é descrita pela Equação (4.5). Os valores apresentados que se situam abaixo da reta de declive igual a um, são pontos cujo processo de simulação numérica e o tratamento de resultados, apresentaram alguns problemas e que eventualmente deveriam ser descartados.

$$(U^*)_1 = 1.0461 \times (U^*)_2 \quad (4.5)$$

iii) F_{open} versus F_{close}

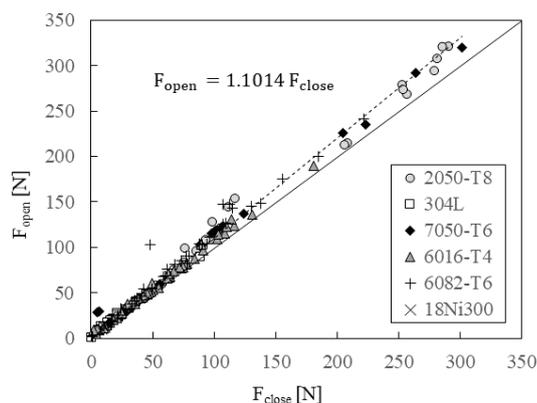


Figura 4.4. Relação entre F_{open} e F_{close} . Estes resultados são obtidos para as condições descritas no subcapítulo 3.1.

Na Figura 4.4 está representado a força de abertura de fenda em função da força de fecho de fenda. O segmento de reta que une o canto inferior esquerdo e o canto superior direito representa uma reta com declive igual a um, isto é, pontos sobre este segmento de reta apresentam o mesmo valor para F_{open} e F_{close} . Analisando a figura verifica-se que estes valores estão linearmente relacionados entre si, seguindo a Equação (4.6).

$$F_{open} = 1.1014 \times F_{close} \quad (4.6)$$

F_{open} apresenta sempre valores superiores a F_{close} . Verifica-se, também, que o efeito de material é muito reduzido, podendo mesmo, ser considerado desprezável.

Experimentalmente, verifica-se que a força de fecho é superior à força de abertura. Numericamente ocorre o oposto, como é possível verificar na Figura 4.1(a). Para tentar explicar o porquê disto, analisou-se, se para nós mais afastados da extremidade da fenda se verificava o mesmo comportamento.

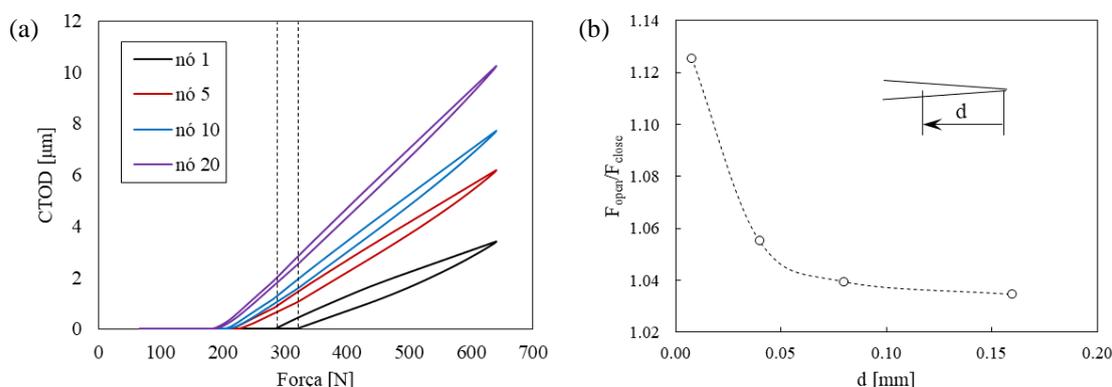


Figura 4.5. (a) Curva CTOD versus Força para o material AA2050-T8 obtida para os nós 1, 5, 10 e 20 nas seguintes condições: MT160, tensão plana, $a_0=25\text{mm}$, $R=0.05$, NLC2. (b) Relação de F_{open}/F_{close} com a distância à extremidade de fenda.

O gráfico da Figura 4.5(a) foi obtido para o material AA2050-T8, analisando o seu comportamento a partir de diferentes nós. Na Figura 4.5(a), está representada a relação F_{open}/F_{close} em função do nó de medição. Analisando os resultados, verifica-se que a diferença entre a F_{open} e F_{close} diminui com o aumento do nó, sendo muito reduzida, quando analisado no nó 20. Embora a diferença diminua, F_{open} apresenta sempre um valor superior a F_{close} , pelo que o nó de medição, não explica por si só o porquê do desacordo entre ensaios experimentais e numéricos.

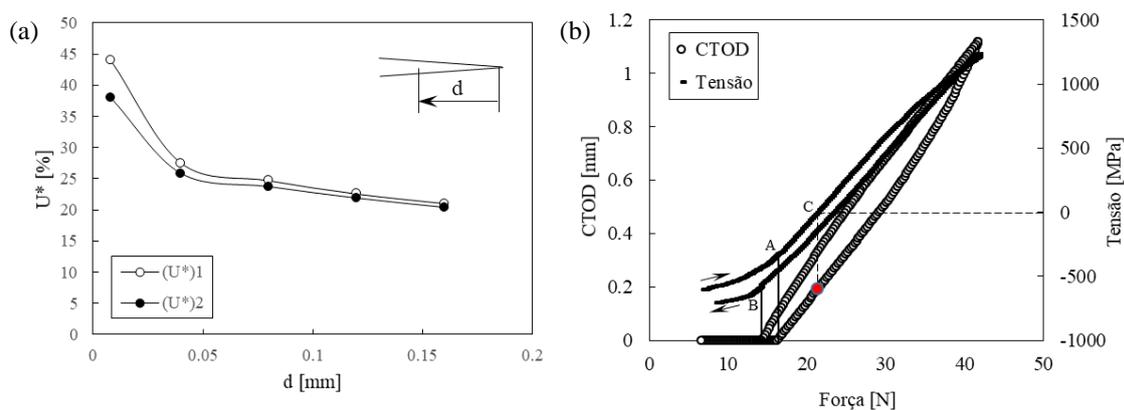


Figura 4.6. (a) Relação entre U^* e d para o material AA2050-T8 obtida para os nós 1, 5, 10 e 20 nas seguintes condições: MT160, tensão plana, $a_0=25\text{mm}$, $R=0.05$, NLC2.; (b) Comparação de uma curva CTOD versus Força com uma curva Tensão versus Força para o mesmo ensaio numérico.

Na Figura 4.6(a) está representado U^* em função de d , tanto para a fase de carga, $(U^*)_1$, como para a fase de descarga, $(U^*)_2$. Analisando os resultados, verifica-se que à medida que o nó de medição de CTOD se afasta da extremidade de fenda, a diferença entre os parâmetros $(U^*)_1$ e $(U^*)_2$ é atenuada. Este comportamento indica que à medida em que nos afastamos da extremidade de fenda, existe perda de sensibilidade relativamente ao que se passa na extremidade de fenda.

Na Figura 4.6(b) está representada uma curva CTOD versus força e uma curva Tensão versus Força, obtidas para as mesmas condições. O valor da tensão foi medido no ponto de Gauss imediatamente à frente da fenda. Analisando os resultados das duas curvas, verifica-se que o fecho de fenda provoca uma alteração da variação de tensão na extremidade da fenda, isto é, é relevante para o que se passa na extremidade da fenda.

Por outro lado, depois da fenda fechar, continuam a acontecer alterações à frente da sua extremidade em termos de tensão e deformação. Isso justifica a diferença entre os valores de abertura e de fecho. O afastamento do ponto de medição relativamente à

extremidade da fenda reduz a sensibilidade relativamente a este fenómeno, o que valoriza a opção pelo nó atrás da extremidade da fenda.

Existe um comportamento à frente da fenda que não é percebido na medição do CTOD, mas é evidente quando são analisadas as tensões e deformações na zona singular. Esta constatação indica que o CTOD não é capaz de caracterizar tudo o que se passa na extremidade da fenda, nomeadamente o que acontece durante o fecho de fenda, para além de indicar o facto de que a fenda se encontra fechada.

iv) U versus R_{eff}

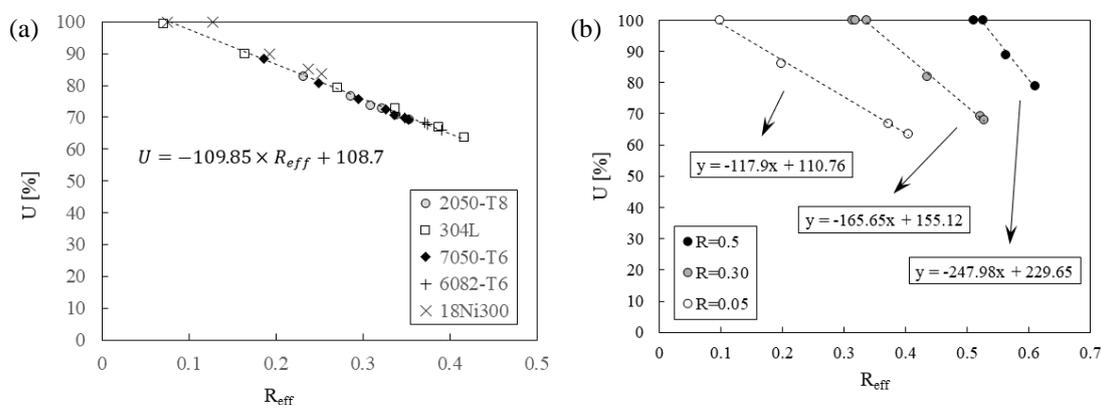


Figura 4.7. (a) Efeito do material na relação de U com R_{eff} (Materiais: AA2050-T8 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), 304L SS (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), AA7050-T6 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), AA6082-T6 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16$ mm; $R=0.05$) e 18Ni300 SLM (CT36; $a_0=7, 10, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$)); (b) Efeito de R na relação de U com R_{eff} (MT50; $a_0=5$ mm; tensão plana; NLC2; $R=0.5, 0.3$ e 0.05).

Sendo R_{eff} definido pela Equação (4.1), é possível retirar a Equação (4.7).

$$F_{open} = R_{eff} \times F_{close} \quad (4.7)$$

Substituindo na Equação (4.2), que define U, a Equação (4.7), obtém-se a Equação (4.8).

$$U = \frac{(1-R_{eff}) \times F_{max}}{F_{max} - F_{min}} \quad (4.8)$$

A Equação (4.8) permite relacionar U e R_{eff} . Para o caso específico em que F_{max} e F_{min} são constantes tem-se $U = c^{te} \cdot (1 - R_{eff})$.

Os gráficos (a) e (b) da Figura 4.7 permitem verificar esta relação. Na Figura 4.7(a) é possível verificar que sendo F_{max} e F_{min} constantes, U encontra-se linearmente relacionado com R_{eff} . Na Figura 4.7(b) verifica-se que a relação de U com R_{eff} é dependente de R, mantendo-se sempre uma relação linear.

v) Modelos de fecho de fenda

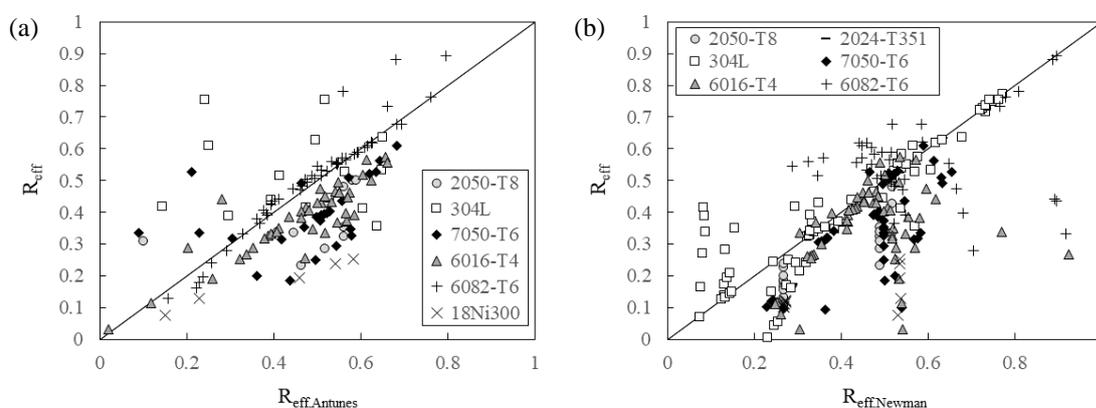


Figura 4.8. Modelação de R_{eff} (a) através do modelo de Antunes (Antunes *et al.*, 2015), (b) e através do modelo de Newman (Newman, 1984). Estes resultados são obtidos para as condições descritas no subcapítulo 3.1.

Nas Figura 4.8(a) e (b), encontram-se representados os valores de R_{eff} obtidos numericamente através da análise do CTOD versus R_{eff} previsto pelo modelo (de Antunes (Antunes *et al.*, 2015) e modelo de Newman (Newman, 1984), respetivamente). O modelo de Newman, apesar de relativamente antigo, é bastante utilizado nomeadamente através do programa Fastran. Analisando os resultados, verifica-se que existe uma elevada dispersão de valores, o que indica que os modelos não conseguem prever os resultados obtidos numericamente. O fenómeno de fecho de fenda é afetado pela deformação plástica monótona, pela deformação inversa e por fenómenos de deformação cíclica como a fluência cíclica (*strain ratchetting*). O arredondamento da extremidade de fenda é um fenómeno difícil de quantificar que também influencia o fecho de fenda. Em suma, o fenómeno de fecho de fenda é um fenómeno complexo e difícil de modelar usando expressões analíticas. Os diferentes modelos apresentados na literatura foram obtidos para geometrias e materiais específicos.

De seguida é proposto um novo modelo para o fecho de fenda. Este novo modelo apresenta sete constantes (de A a G) dependentes das propriedades do material, geometria do provete e estado de tensão. Este modelo é definido pela Equação (4.9), sendo dependente de $K_{m\acute{a}x}$ e ΔK .

$$U^* = A + B \left(\frac{K_{max}}{Y_0}\right)^{-1} + C \left(\frac{K_{max}}{Y_0}\right)^{-2} + D \left(\frac{K_{max}}{Y_0}\right)^{-3} + E \left(\frac{\Delta K}{Y_0}\right)^{-1} + F \left(\frac{\Delta K}{Y_0}\right)^{-2} + G \left(\frac{\Delta K}{Y_0}\right)^{-3} \quad (4.9)$$

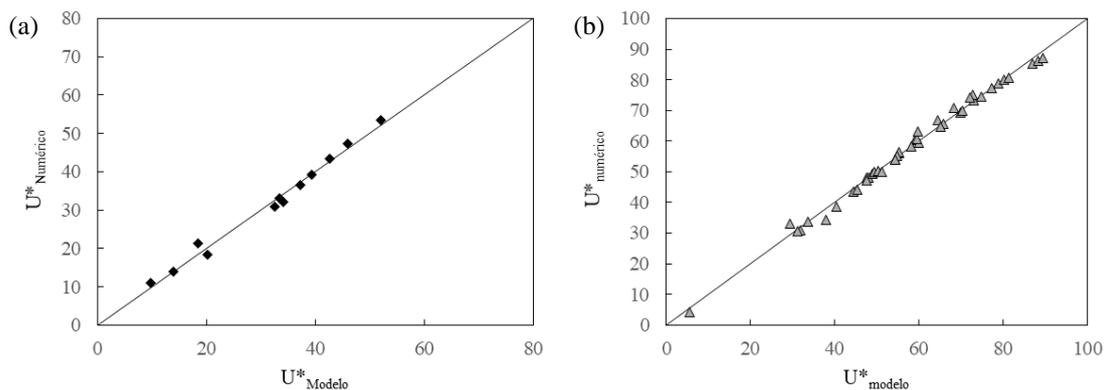


Figura 4.9. Modelo de fecho de fenda (a) para o material AA7050-T351 (MT50, TP) e (b) para o material AA6016-T4 (MT60; TP).

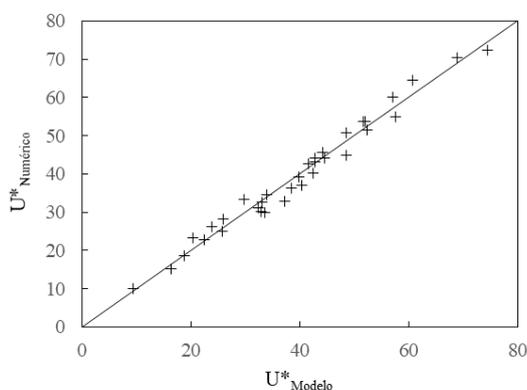


Figura 4.10. Modelo de fecho de fenda para o material AA6082-T6 (MT60; TP).

Nas Figura 4.9(a) e (b) e Figura 4.10, estão representados os valores de U^* obtidos numericamente em função dos valores de U^* obtido através do modelo proposto, para vários materiais para a geometria C(T) em TP. O segmento de reta que une o canto inferior esquerdo ao canto superior direito passa na origem e tem declive igual a um. Analisando os resultados, verifica-se que o modelo permite obter valores muito próximos do numérico, com fatores de correlação superiores a 0.98. Na Tabela 4.1, encontram-se os valores das constantes do modelo de fecho de fenda proposto, para os diferentes materiais. Os restantes materiais têm resultados principalmente em deformação plana, sendo o fenómeno de fecho de fenda geralmente irrelevante.

Tabela 4.1. Valores das constantes para o modelo de fecho de fenda proposto.

| | AA7050-T351 MT50; TP | AA6016-T4 MT60; TP | AA6082-T6 MT60; TP |
|----------|-------------------------|-----------------------|-----------------------|
| A | 3.89E+01 | 4.24E+01 | 1.69E+01 |
| B | 1.40E+01 | 3.49E+00 | 4.29E+00 |
| C | -5.45E-01 | -6.80E-02 | -7.58E-02 |
| D | 7.28E-03 | 4.50E-04 | 5.00E-04 |
| E | -1.10E+01 | -1.72E+00 | -1.87E+00 |
| F | 3.54E-01 | 4.88E-03 | 1.82E-02 |
| G | -4.55E-03 | -5.09E-05 | -2.72E-04 |

4.3. Regime elástico

Neste subcapítulo, são apresentados os resultados relacionados com a resposta linear elástica dos vários materiais.

O valor de ΔK_{elast} é determinado na fase de carregamento, subtraindo o valor de K do ponto B ao valor de K do ponto C da curva CTOD típica (Figura 4.1(a)). Se a fase a analisar for a fase de descarregamento, o valor de ΔK_{elast} é obtido, subtraindo o valor de K do ponto E ao valor de K do ponto D da curva CTOD típica (Figura 4.1(a)).

O valor de K para um determinado ponto é calculado tendo em conta a geometria do provete.

A equação geral de cálculo de K é dado pela Equação (4.10).

$$K = Y\sigma\sqrt{\pi \cdot a} \quad (4.10)$$

O valor de Y na Equação (4.10) depende da geometria do provete. Para um provete M(T) o valor de Y é dado pela Equação (4.11) (Antunes *et al.*, 2016).

$$Y = 1.187086 \left(\frac{a}{W}\right)^3 - 6.801598 \times 10^{-2} \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 1.13481 \times 10^{-1} \left(\frac{a}{W}\right) + 1.009325 \quad (4.11)$$

O cálculo da tensão máxima pontual, σ , a que um provete M(T) está sujeito é feito utilizando a Equação (4.12), sendo W a largura do provete e b a espessura do provete.

$$\sigma = \frac{P}{(W/b)} \quad (4.12)$$

O cálculo de K para um provete C(T) é feito de uma forma diferente. Este cálculo segue a Equação (4.13) (ASTM E647 – 15), sendo, P, a força aplicada no provete.

$$K = \frac{P}{b\sqrt{W}} \left(\frac{2 + \frac{a}{W}}{\left(1 - \frac{a}{W}\right)^{\frac{3}{2}}} \times \left[0.886 + 4.64 \left(\frac{a}{W}\right) - 13.32 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 14.72 \left(\frac{a}{W}\right)^3 - 5.6 \left(\frac{a}{W}\right)^4 \right] \right) \quad (4.13)$$

i) Estudo de ΔK_{elast}

Na Figura 4.11(a) está representado ΔK_{elast} em função de ΔK . Na Figura 4.11(b) está representado ΔK_{elast} em função da tensão de cedência do material, Y_0 .

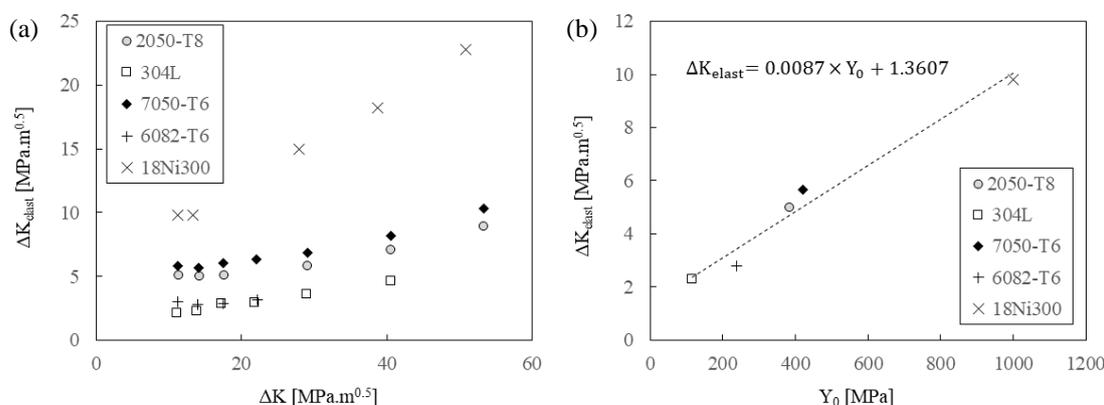


Figura 4.11. (a) Efeito das propriedades do material na relação de ΔK_{elast} com ΔK (Materiais: AA2050-T8 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), 304L SS (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), AA7050-T6 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), AA6082-T6 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16$ mm; $R=0.05$) e 18Ni300 SLM (CT36; $a_0=7, 10, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$)); (b) Relação de ΔK_{elast} com Y_0 (Materiais: AA2050-T8 (CT36; $a_0=10$ mm; $R=0.05$), 304L SS (CT36; $a_0=10$ mm; $R=0.05$), AA7050-T6 (CT36; $a_0=10$ mm; $R=0.05$), AA6082-T6 (CT36; $a_0=10$ mm; $R=0.05$) e 18Ni300 SLM (CT36; $a_0=10$ mm; $R=0.05$)).

Analisando os resultados da Figura 4.11(a), verifica-se que a relação entre ΔK_{elast} e ΔK , é não linear. O material obtido por SLM, em particular, apresenta uma grande variação de ΔK_{elast} com ΔK . As propriedades do material em estudo são particularmente relevantes, pois estas alteram significativamente os resultados. Analisando os resultados da Figura 4.11(b), verifica-se que ΔK_{elast} se encontra linearmente relacionada com a tensão de cedência do material, em que a um aumento de Y_0 corresponde um aumento do valor de ΔK_{elast} . Este resultado é lógico, uma vez que o aumento da tensão de cedência é suposto aumentar a extensão do regime elástico.

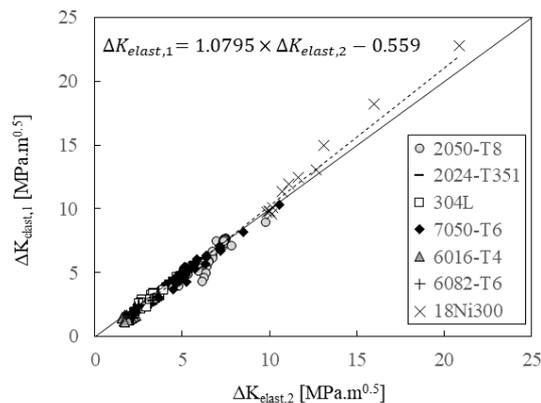


Figura 4.12. Relação de ΔK_{elast} no carregamento e descarregamento. Estes resultados são obtidos para as condições descritas no subcapítulo 3.1.

Na Figura 4.12 está representado ΔK_{elast} no carregamento, $\Delta K_{\text{elast},1}$, em função de ΔK_{elast} no descarregamento, $\Delta K_{\text{elast},2}$. O segmento de reta que une o canto inferior esquerdo ao canto superior direito representa uma função onde $\Delta K_{\text{elast},1} / \Delta K_{\text{elast},2} = 1$.

Analisando os resultados da Figura 4.12, verifica-se que $\Delta K_{\text{elast},1}$ e $\Delta K_{\text{elast},2}$ estão linearmente relacionados entre si, independentemente da geometria ou condições de carregamento. A relação entre estes dois parâmetros é muito próxima da unidade, pelo que assumir que os dois valores são iguais é uma boa aproximação.

ii) Determinação de ΔK_{th} com validade em vácuo

A gama elástica pode também ser utilizada para prever o limiar de fadiga. De facto, o limiar de fadiga é, em princípio, a gama de carga para a qual não ocorre deformação plástica. Assim, determinou-se ΔK_{elas} para diferentes níveis de carga, sendo a extrapolação para $\delta_p = 0$ o valor proposto para o limiar de fadiga.

A metodologia seguida é, pois, a seguinte:

- Obtenção de um gráfico ΔK_{elas} em função de δ_p ;
- Identificação dos dois pontos com menores valores de δ_p ;
- Extrapolação para $\delta_p = 0$, utilizando os dois pontos identificados

anteriormente.

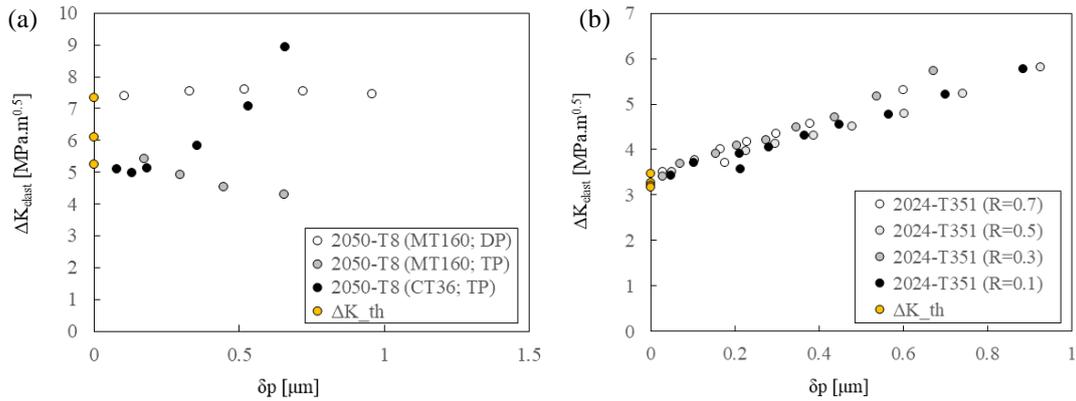


Figura 4.13. Determinação de ΔK_{th} (a) para o material AA2050-T8 (MT160; $a_0=5, 10, 15, 20$ e 25 mm, TP e DP, $R=0.1$; CT36: $a_0=7, 10, 13, 19, 22$ e 24 mm, TP, $R=0.05$) (b) para o material AA2024-T351 (CT50; DP, $a_0=5, 9, 14, 16.5, 19, 21.5, 24, 26.5, 29$ mm; $R=0.7, 0.5, 0.3$ e 0.1)..

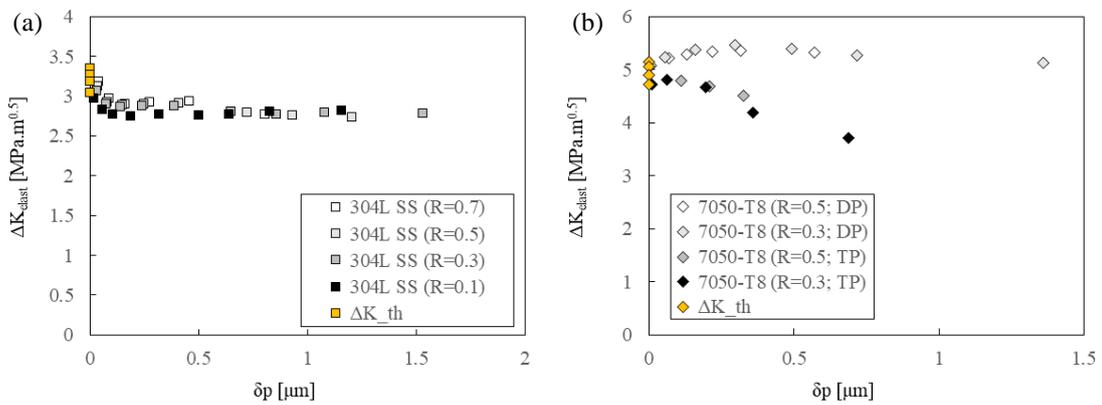


Figura 4.14. Determinação de ΔK_{th} (a) para o material 304L SS (CT50; DP, $a_0=13.25, 15, 16.25, 17.5, 20, 22.5, 25, 27.5$ e 30 mm; $R=0.7, 0.5, 0.3$ e 0.1) e (b) para o material AA7050-T6 (MT50; DP e TP, $a_0=5$ mm; $R=0.5$ e 0.3).

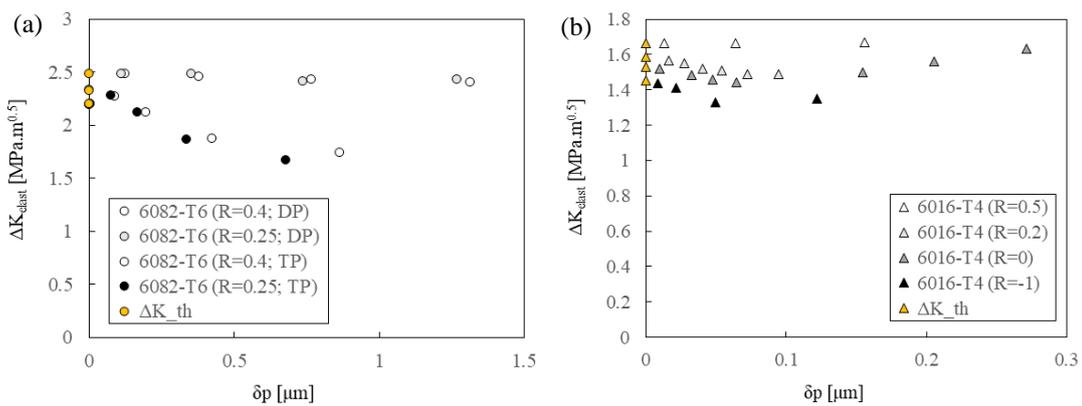


Figura 4.15. Determinação de ΔK_{th} (a) para o material AA6082-T6 (MT60; DP e TP, $a_0=5$ mm; $R=0.4$ e 0.25) e (b) para o material AA6016-T4 (MT60; $a_0=5$ mm; TP; $R=0.5, 0.2, 0$ e -1).

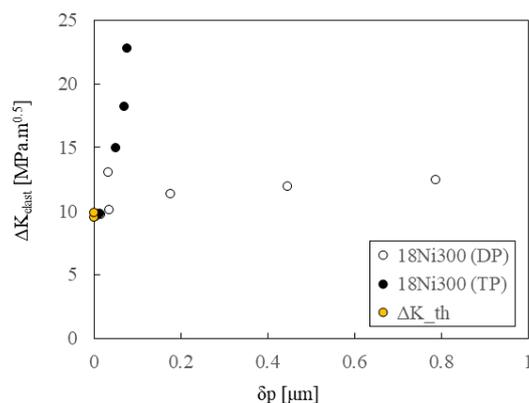


Figura 4.16. Determinação de ΔK_{th} para o material 18Ni300 SLM (CT36; DP e TP, $a_0=5$ mm; $R=0.05$).

Na Figura 4.13(a), está representado ΔK_{elast} em função δp para o material AA2050-T8, sob as seguintes condições: MT160 ($a_0=5, 10, 15, 20$ e 25 mm para ambos TP e DP para $R=0.1$) e CT36 ($a_0=7, 10, 13, 19, 22$ e 24 mm em TP para $R=0.05$). Os valores obtidos para ΔK_{th} encontram-se na Tabela 4.2. Analisando os resultados, verifica-se que o estado de tensão é importante na determinação de ΔK_{th} . Os valores de ΔK_{th} , para tensão plana são significativamente inferiores aos valores para deformação plana. O facto de o estado de tensão plana ser um estado de tensão triaxial que inibe a deformação do material, poderá ser um dos fatores associados a este comportamento. A geometria do provete também parece ser um fator importante, sendo que, para a geometria MT160 se obteve um valor superior de ΔK_{th} , do que para a geometria CT36. Os resultados obtidos sugerem que ΔK_{th} para o material AA2050-T8 se encontra entre 5.2 e $6.1 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$, em tensão plana, e próximo de $7.3 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$, em deformação plana.

Na Figura 4.13(b), está representado ΔK_{elast} em função de δp para o material AA2024-T351, sob as seguintes condições: CT50; $a_0=5, 9, 14, 16.5, 19, 21.5, 24, 26.5, 29$ mm; $R=0.7, 0.5, 0.3$ e 0.1 ; deformação plana). Os valores obtidos para ΔK_{th} encontram-se na Tabela 4.2. Analisando os resultados, verifica-se que o efeito do R , apesar de ser reduzido, ainda tem impacto na determinação de ΔK_{th} . O aumento de R faz aumentar ligeiramente o valor de ΔK_{th} . Os resultados obtidos sugerem que ΔK_{th} para o material AA2024-T351 se encontra entre 3.1 e $3.5 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$, em deformação plana.

Tabela 4.2. Valores de ΔK_{th} obtidos para os diversos materiais.

| | | | | |
|---|-------------------------------------|-------------------------------------|----------------------------------|-----------------------------------|
| | AA2050-T8 (MT160_DP) | AA2050-T8 (MT160_TP) | AA2050-T8 (CT36_TP) | |
| ΔK_{th} [MPa.m ^{0.5}] | 7.34 | 6.09 | 5.25 | |
| | AA2024-T351 (R=0.7) | AA2024-T351 (R=0.5) | AA2024-T351 (R=0.3) | AA2024-T351 (R=0.1) |
| ΔK_{th} [MPa.m ^{0.5}] | 3.47 | 3.28 | 3.22 | 3.18 |
| | 304L SS (R=0.7) | 304L SS (R=0.5) | 304L SS (R=0.3) | 304L SS (R=0.1) |
| ΔK_{th} [MPa.m ^{0.5}] | 3.35 | 3.27 | 3.19 | 3.04 |
| | AA7050-T6 (R=0.5; DP) | AA7050-T6 (R=0.3; DP) | AA7050-T6 (R=0.5; TP) | AA7050-T6 (R=0.3; TP) |
| ΔK_{th} [MPa.m ^{0.5}] | 5.15 | 5.07 | 4.90 | 4.72 |
| | AA6082-T6 (R=0.4; DP) | AA6082-T6 (R=0.25; DP) | AA6082-T6 (R=0.4; TP) | AA6082-T6 (R=0.25; TP) |
| ΔK_{th} [MPa.m ^{0.5}] | 2.33 | 2.48 | 2.20 | 2.20 |
| | AA6016-T4 (R=0.5) | AA6016-T4 (R=0.2) | AA6016-T4 (R=0) | AA6016-T4 (R=-1) |
| ΔK_{th} [MPa.m ^{0.5}] | 1.66 | 1.58 | 1.53 | 1.45 |
| | 18Ni300 SLM (R=0.05; DP) | 18Ni300 SLM (R=0.05; TP) | | |
| ΔK_{th} [MPa.m ^{0.5}] | 9.51 | 9.85 | | |

Na Figura 4.14(a), está representado ΔK_{elast} em função de δp para o material 304L SS, sob as seguintes condições: CT50; $a_0=13.25, 15, 16.25, 17.5, 20, 22.5, 25, 27.5$ e 30 mm; R=0.7, 0.5, 0.3 e 0.1; deformação plana). Os valores obtidos para ΔK_{th} encontram-se na Tabela 4.2. Analisando os resultados, verifica-se, mais uma vez, que quanto maior for o valor de R, maior será o valor de ΔK_{th} . Os resultados obtidos sugerem que ΔK_{th} para o material 304L SS se encontra entre 3.0 e 3.4 MPa.m^{0.5}, em deformação plana.

Na Figura 4.14(b), está representado ΔK_{elast} em função δp para o material AA7050-T6, sob as seguintes condições: MT50; $a_0=50$ mm; R=0.5 e 0.3; deformação plana e tensão plana). Os valores obtidos para ΔK_{th} encontram-se na Tabela 4.2. Analisando os

resultados verifica-se, mais uma vez, que quanto maior for o valor de R, maior será o valor de ΔK_{th} . Verifica-se, novamente que, os valores de ΔK_{th} , para tensão plana são significativamente inferiores aos valores para deformação plana. Os resultados obtidos sugerem que ΔK_{th} para o material AA7050-T6 se encontra entre 5.0 e 5.2 MPa.m^{0.5}, em deformação plana, e entre 4.7 e 4.9 MPa.m^{0.5}, em tensão plana.

Na Figura 4.15(a) está representado ΔK_{elast} em função δp para o material AA6082-T6, sob as seguintes condições: MT60; $a_0=5$ mm; R=0.4 e 0.25; deformação plana e tensão plana. Os valores obtidos para ΔK_{th} encontram-se na Tabela 4.2. Analisando os resultados verifica-se, novamente, que quanto maior for o valor de R, maior será o valor de ΔK_{th} . Verifica-se, novamente que, os valores de ΔK_{th} , para tensão plana são significativamente inferiores aos valores para deformação plana. Os resultados obtidos sugerem que ΔK_{th} para o material AA6082-T6 se encontra entre 2.3 e 2.5 MPa.m^{0.5}, em deformação plana, e entre 2.1 e 2.2 MPa.m^{0.5}, em tensão plana.

Os resultados para o material AA6016-T4, apresentam apenas uma geometria, MT60, com $a_0=5$ mm. Como tal, para tentar determinar ΔK_{th} , estudou-se o efeito de R. Na Figura 4.15(b), encontra-se representado ΔK_{elast} em função δp para R=0.2, R=0 e R=-1. Os valores obtidos para ΔK_{th} encontram-se na Tabela 4.2. Analisando os resultados, é possível verificar, novamente que, os valores de ΔK_{th} variam com o R, obtendo-se valores superiores com o aumento de R. Os resultados obtidos sugerem que ΔK_{th} para o material AA6016-T4 se encontra entre 1.4 MPa.m^{0.5} e 1.7 MPa.m^{0.5}, para o estado de tensão plana.

Na Figura 4.16 está representado ΔK_{elast} em função δp para o material 18Ni300 SLM, sob as seguintes condições: CT36; $a_0=5$ mm; R=0.5; deformação plana e tensão plana. Os valores obtidos para ΔK_{th} encontram-se na Tabela 4.2. Analisando os resultados verifica-se, novamente, que, os valores de ΔK_{th} , para tensão plana são significativamente inferiores aos valores para deformação plana. Os resultados obtidos sugerem que ΔK_{th} para o material AA6082-T6 se encontra próximo de 9.5 MPa.m^{0.5}, em deformação plana, e próximo de 9.8 MPa.m^{0.5}, em tensão plana.

Tabela 4.3. Compilação dos vários valores de ΔK_{th} previstos para os diversos materiais.

| Material | ΔK_{th} (DP) [MPa.m ^{0.5}] | ΔK_{th} (TP) [MPa.m ^{0.5}] |
|-------------|---|---|
| AA2050-T8 | ~7.3 | 5.2 - 6.1 |
| AA2024-T351 | 3.1 - 3.5 | |
| 304L SS | 3.0 - 3.4 | |
| AA7050-T6 | 5.0 - 5.2 | 4.7 - 4.9 |
| AA6082-T6 | 2.3 - 2.5 | 2.1 - 2.2 |
| AA6016-T4 | | 1.4 - 1.7 |
| 18Ni300 SLM | ~9.5 | ~9.8 |

A Tabela 4.3, representa uma compilação dos valores de ΔK_{th} previstos para os diversos materiais.

Tabela 4.4. Resultados de um outro estudo de ΔK_{th} (F.V. Antunes *et al.*, 2019).

| Material | $\Delta K_{th, num}$ [MPa.m ^{0.5}] | $\Delta K_{th, exp}$ [MPa.m ^{0.5}] |
|-------------|--|--|
| AA2024-T351 | 3.7 | 1.79 |
| AA6082-T6 | 3 | 1.1 |
| 18Ni300 SLM | 9.5 | 5.2 |

Os resultados da Tabela 4.4, mostram que os valores de ΔK_{th} obtido nesta dissertação, apresentam semelhanças com os resultados obtidos neste estudo. Verifica-se que os resultados numéricos, obtidos nesta dissertação, apresentam valores de ΔK_{th} multiplicados por um fator, aproximadamente, igual a dois, quando comparados com os resultados experimentais. Estes resultados numéricos de ΔK_{th} apoiam uma das conclusões apresentada no estudo de F.V. Antunes *et al.* (2019) em que este procedimento numérico permite obter valores de ΔK_{th} , válidos apenas quando os ensaios de fadiga são efetuados em vácuo, desprezando desta forma qualquer impacto das condições ambientais na propagação de fendas por fadiga.

iii) Erro no cálculo de K

De seguida é feito um estudo associado ao cálculo de K. É comparado o valor de ΔK previsto através da análise do CTOD, $\Delta K_{\text{calculado}}$, e o valor de ΔK previsto pelas normas, $\Delta K_{\text{teórico}}$, com intenção de verificar a validade do cálculo de K com base no CTOD nó 1.

O declive da reta característica da resposta linear elástica do material de uma curva CTOD versus Força é dado pela Equação (4.14). δe é dado pela Equação (4.15) para TP e pela Equação (4.16) para DP. Estas duas equações foram obtidas a partir da formulação de Westergard para $\theta=180^\circ$.

$$m = \frac{\delta e}{\Delta F} \quad (4.14)$$

$$\delta e = \frac{8\Delta K}{E} \times \sqrt{\frac{d}{2\pi}} \quad (4.15)$$

$$\delta e = \frac{8\Delta K}{E} \times \sqrt{\frac{d}{2\pi}} \times (1 - \nu^2) \quad (4.16)$$

O cálculo de K baseado no CTOD medido na extremidade de uma fenda é dado pela Equação (4.17) para TP e pela Equação (4.18) para DP.

$$\Delta K = \frac{1}{8} \times m \times \Delta F \times E \times \sqrt{\frac{2\pi}{d}} \quad (4.17)$$

$$\Delta K = \frac{1}{8} \times m \times \Delta F \times \frac{E}{(1-\nu^2)} \times \sqrt{\frac{2\pi}{d}} \quad (4.18)$$

O cálculo de K, dito teórico, é obtido aplicando a Equação (4.10), a Equação (4.11) e a Equação (4.12) para provetes M(T), e aplicando a Equação (4.13) para provetes C(T).

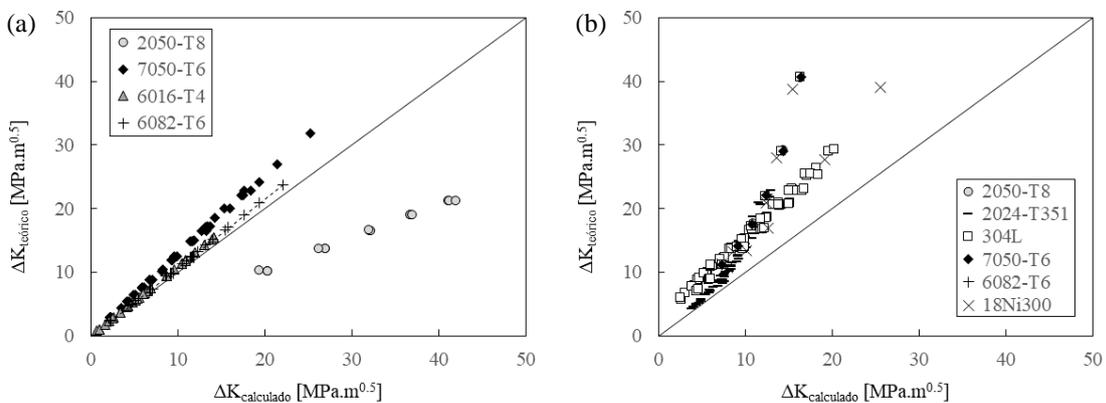


Figura 4.17. Relação entre $\Delta K_{\text{teórico}}$ e $\Delta K_{\text{calculado}}$ para geometria (a) M(T) e (b) C(T).

Na Figura 4.17(a) e (b) encontra-se representado $\Delta K_{\text{teórico}}$ em função de $\Delta K_{\text{calculado}}$, respetivamente para geometria M(T) e C(T). O segmento de reta que une o canto inferior esquerdo ao canto superior direito representa um conjunto de pontos onde a condição $\Delta K_{\text{teórico}} = \Delta K_{\text{calculado}}$ se verifica. Analisando os resultados de ambas as figuras, verifica-se que existe um desvio significativo de $\Delta K_{\text{calculado}}$ em relação a $\Delta K_{\text{teórico}}$. Este desvio aumenta com o aumento de ΔK .

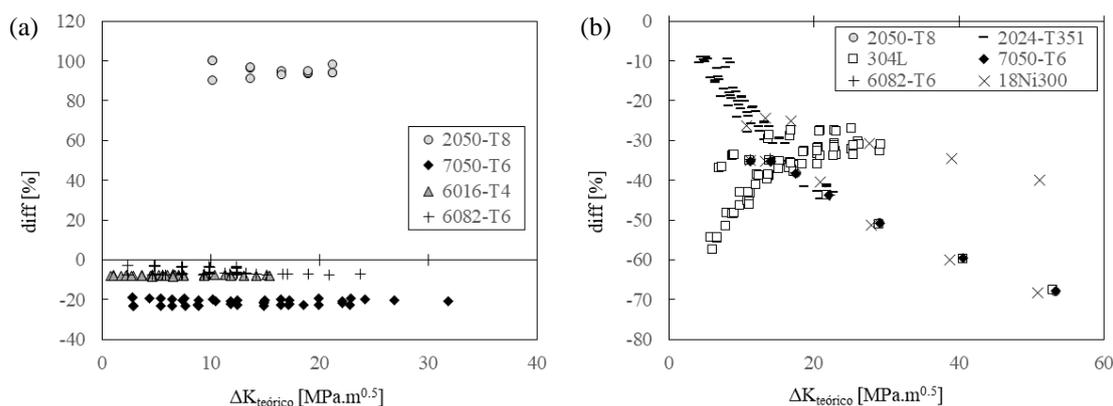


Figura 4.18. Desvio associado ao cálculo de ΔK para geometria (a) M(T) e (b) C(T).

Na Figura 4.18(a) e (b), está representado o desvio de $\Delta K_{\text{calculado}}$ em relação a $\Delta K_{\text{teórico}}$, em função de $\Delta K_{\text{teórico}}$. Analisando os resultados, verifica-se que existe um comportamento diferente para ambas as geometrias. O desvio, aparenta estar relacionado com as propriedades do material e com a geometria em questão.

Na tentativa de determinar a fonte do erro, efetuou-se um estudo numérico, onde foram comparados os resultados para o material AA7050-T6 com o mesmo material com as suas propriedades alteradas artificialmente para que a resposta deste ao carregamento fosse puramente elástica. Este material é designado por AA7050-T6 (elástico) e as suas propriedades encontram-se na Tabela 4.5.

Tabela 4.5. Propriedades do material AA7050-T6 (elástico).

| Material | Lei de Hooke (parâmetros) | | Encruamento isotrópico (Voce) | | | Encruamento cinemático (Armstrong- Frederick) | |
|----------------------|------------------------------|--------------|----------------------------------|---------------------------|--------------|--|---------------------------|
| | E [GPa] | ν [-] | Y_0 [MPa] | Y_{Sat} [MPa] | C_Y [-] | C_X [-] | X_{Sat} [MPa] |
| AA7050-T6 (elástico) | 69.7 | 0.30 | 9999.99 | 9999.99 | 3.806 | 0.0 | 0.0 |

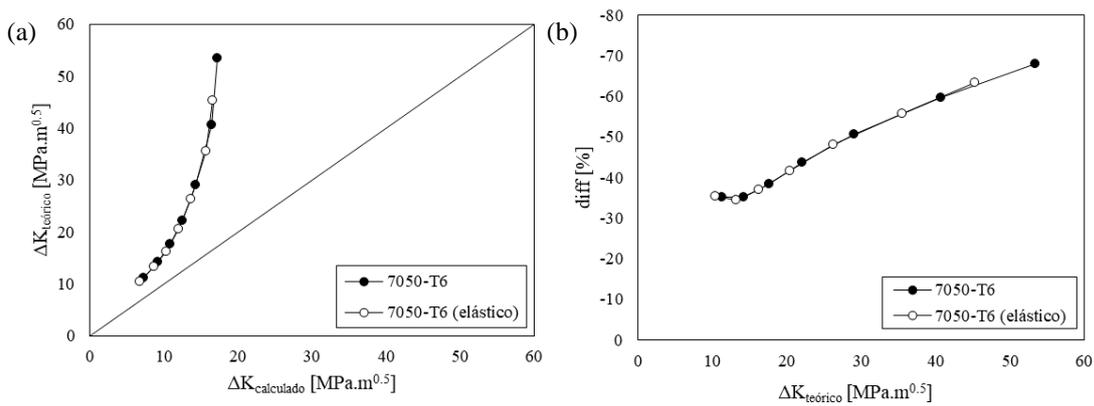


Figura 4.19. Estudo do desvio de $\Delta K_{\text{calculado}}$ em relação a $\Delta K_{\text{teórico}}$. (a) Representação de $\Delta K_{\text{calculado}}$ em função de $\Delta K_{\text{teórico}}$. (b) Representação de diff em função de $\Delta K_{\text{teórico}}$. (Geometria: CT ($W=36$); $a_0=7,10,13,16,19,22$ e 24 mm; tensão plana; $R=0.05$).

Na Figura 4.19(a) está representado de $\Delta K_{\text{calculado}}$ em função de $\Delta K_{\text{teórico}}$. O segmento de reta que une o canto inferior esquerdo ao canto superior direito, representa um conjunto de pontos onde a condição $\Delta K_{\text{teórico}} = \Delta K_{\text{calculado}}$ se verifica. Na Figura 4.19(b) está representada a diferença em função de $\Delta K_{\text{teórico}}$. Analisando os resultados, verifica-se que o erro do cálculo de K é intrínseco ao cálculo numérico, e está associado à resposta elástica. Desta forma conclui-se que a utilização do nó 1 para o cálculo de K deve ser evitada pois existem erros significativos associados à simulação numérica neste nó no qual resulta um desvio acentuado do valor calculado.

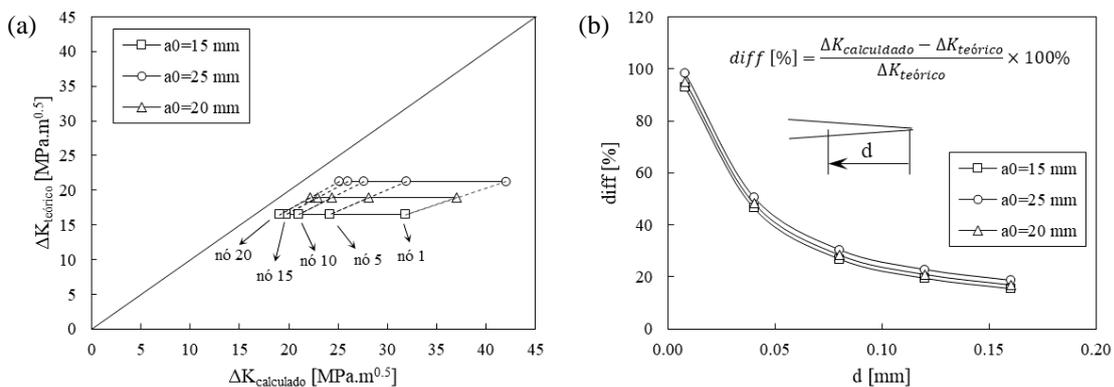


Figura 4.20. Influência do nó no cálculo de K. (a) Relação entre $\Delta K_{\text{calculado}}$ e $\Delta K_{\text{teórico}}$. (b) Relação entre diff e d (AA2050-T8, MT160; $a_0=15, 20$ e 25 mm; TP; $R=0.01$; nós 1, 5, 10, 15 e 20).

Na Figura 4.20(a), está representado $\Delta K_{\text{teórico}}$ em função de $\Delta K_{\text{calculado}}$. Na Figura 4.20(b) está representado o desvio de $\Delta K_{\text{calculado}}$ em relação a $\Delta K_{\text{teórico}}$, em função da distância de medição de CTOD em relação à extremidade da fenda.

Analisando os resultados, verifica-se que o nó de medição de CTOD tem um impacto elevado no erro associado ao cálculo de K. O cálculo de K usando nós de referência

muito perto da extremidade de fenda resulta em erros significativos associados ao cálculo numérico. Para nós mais afastados, o erro é atenuado, tendendo para zero com o aumento de d . Conclui-se que para efetuar o cálculo de K deverá ser utilizado um nó de referência afastado da extremidade de fenda.

iv) δ_e versus m

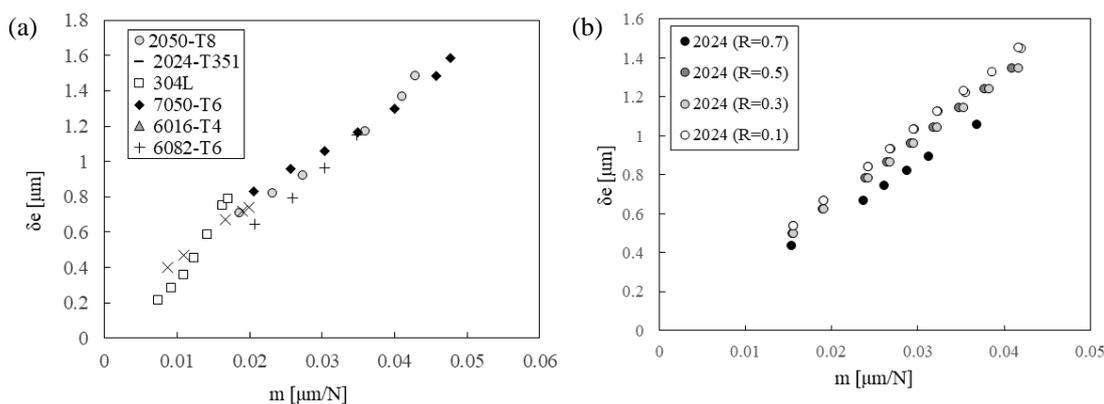


Figura 4.21. Relação entre δ_e e m para (a) vários materiais (condições: AA2050-T8 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), 304L SS (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), AA7050-T6 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), AA6082-T6 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16$ mm; $R=0.05$) e 18Ni300 SLM (CT36; $a_0=7, 10, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$)), (b) várias razão de tensões (condições: CT50, deformação plana; $a_0= 13.25, 15, 16.25, 17.5, 20, 22.5, 25, 27.5, 30$ mm; $R=0.7, 0.5, 0.3$ e 0.1).

Na Figura 4.21(a), está representado δ_e em função de m . Analisado os resultados, verifica-se que a relação entre estes dois parâmetros é bem descrita por uma função linear.

Na Figura 4.21(b), está representado δ_e em função de m para várias razões de tensão. Os resultados obtidos sugerem que esta relação entre δ_e e m depende da razão de tensões, sendo que se obtêm valores de δ_e superiores para valores inferiores de R .

4.4. Regime elasto-plástico

Neste subcapítulo, são apresentados os resultados relacionados com a resposta elasto-plástica dos materiais ao carregamento e descarregamento.

i) δ_p versus δ_e

Na Figura 4.22 está representado δ_p em função de δ_e para cinco materiais diferentes (AA2050-T8, 304L SS, AA7050-T8, 6082-T6 e 18Ni300 SLM). Os resultados foram obtidos para condições iguais, isto é, mesma geometria de provetes sujeitos a um carregamento igual. Analisando os resultados, verifica-se que a relação entre δ_p e δ_e é não

linear. O aumento da carga aumenta linearmente a deformação elástica e não linearmente a deformação plástica. Assim, a deformação plástica vai-se tornando progressivamente mais relevante. Verifica-se, também, que o material 304L SS apresenta a maior deformação plástica para determinada deformação elástica (o material 304L SS apresenta a menor tensão limite elástica, Y_0 , dentro dos cinco materiais). De facto, verifica-se que quanto menor for Y_0 , maior será a deformação plástica observada, o que seria esperado. Desta forma, conclui-se que a relação entre δ_p e δ_e , depende fortemente da tensão limite elástica do material em estudo, podendo esperar-se maiores valores de deformação plástica para materiais que apresentem menores valores de Y_0 .

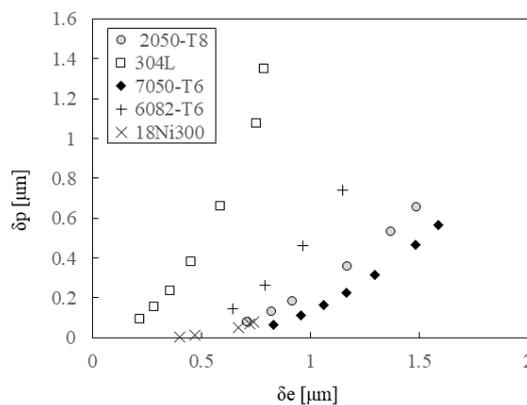


Figura 4.22. Influência das propriedades do material na relação entre δ_e e δ_p . Condições: AA2050-T8 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), 304L SS (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), AA7050-T6 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), AA6082-T6 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16$ mm; $R=0.05$) e 18Ni300 SLM (CT36; $a_0=7, 10, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$).

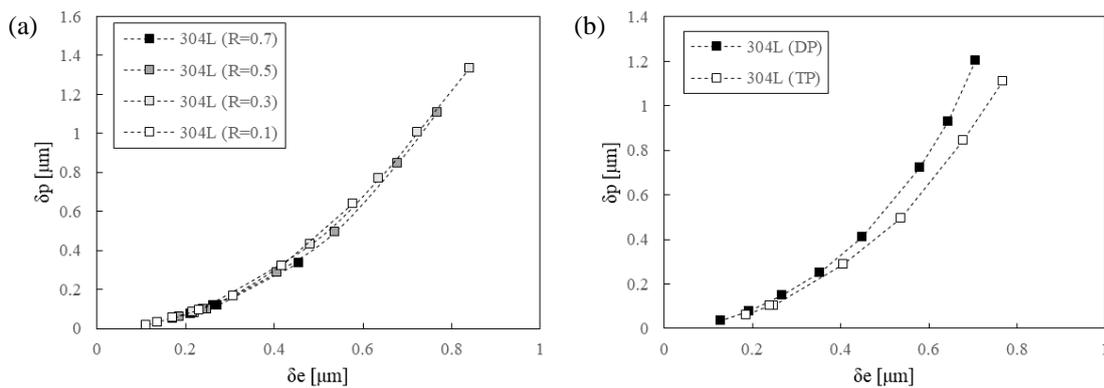


Figura 4.23. (a) Efeito de R na relação entre δ_e e δ_p (Condições; CT50; TP; $a_0= 15, 16.25, 17.5, 20, 22.5, 25, 27.5$ e 30 mm; $R=0.7, 0.5, 0.3$ e 0.1). (b) Efeito do estado de tensão na relação entre δ_e e δ_p (Condições; CT50; TP; $a_0= 15, 16.25, 17.5, 20, 22.5, 25, 27.5$ e 30 mm; $R=0.5$).

Na Figura 4.23(a) está representado δ_p em função de δ_e para várias razões de tensões aplicadas em provetes idênticos C(T) ($W=50$ mm). Analisando os resultados, verifica-se que o efeito de R é mínimo, senão mesmo desprezável na relação entre δ_p e δ_e .

Na Figura 4.23(b) está representado δ_p em função de δ_e para estado plano de deformação e estado plano de tensão. Os provetes utilizados são idênticos C(T) ($W=50$ mm) assim como as cargas aplicadas são iguais. Analisando os resultados, verifica-se que o estado de tensão é importante para caracterizar a relação δ_p/δ_e . A deformação plástica é mais acentuada para deformação plana do que tensão plana.

ii) δ_t versus (δ_p/δ_e)

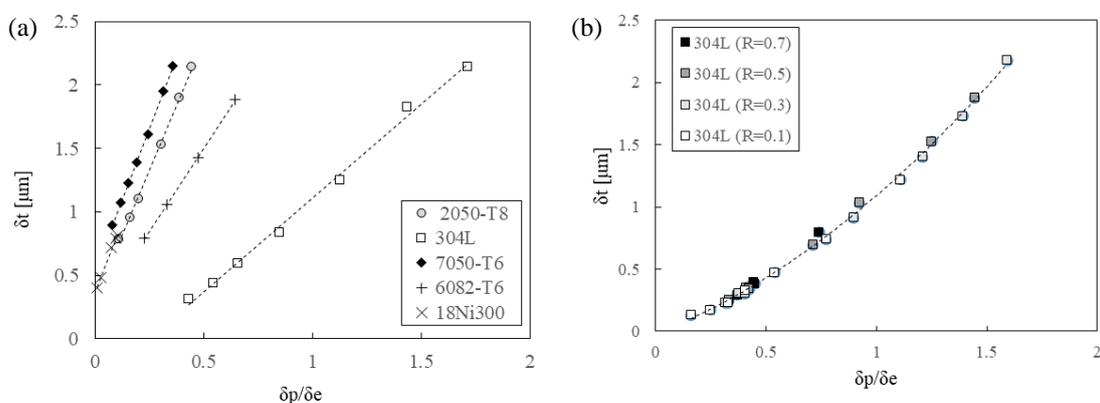


Figura 4.24. (a) Efeito das propriedades dos materiais na relação entre δ_p/δ_e e δ_t (Condições: AA2050-T8 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), 304L SS (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), AA7050-T6 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), AA6082-T6 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16$ mm; $R=0.05$) e 18Ni300 SLM (CT36; $a_0=7, 10, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$)). (b) Efeito de R na relação entre δ_p/δ_e e δ_t (Condições; CT50; TP; $a_0= 15, 16.25, 17.5, 20, 22.5, 25, 27.5$ e 30 mm; $R=0.7, 0.5, 0.3$ e 0.1).

Na Figura 4.24(a) está representado δ_t em função de δ_p/δ_e para cinco materiais diferentes (AA2050-T8, 304L SS, AA7050-T8, AA6082-T6 e 18Ni300 SLM) ensaiados em condições idênticas (mesma geometria e condições de carregamento). Analisando os resultados obtidos, verifica-se que as propriedades do material são importantes para a caracterização da relação entre δ_t e δ_p/δ_e . Esta relação, dependente do material, é bem descrita por uma função linear. δ_t aumenta com o aumento da razão δ_p/δ_e .

Na Figura 4.24(b) está representado δ_t em função de δ_p/δ_e para várias razões de tensões para o material 304L SS. Analisando os resultados, verifica-se que a razão de tensões apresenta um impacto mínimo na relação. Neste caso, a relação apresenta um comportamento por uma função polinomial de segundo grau. Esta diferença de comportamento indica que a geometria influencia a relação entre δ_t e δ_p/δ_e .

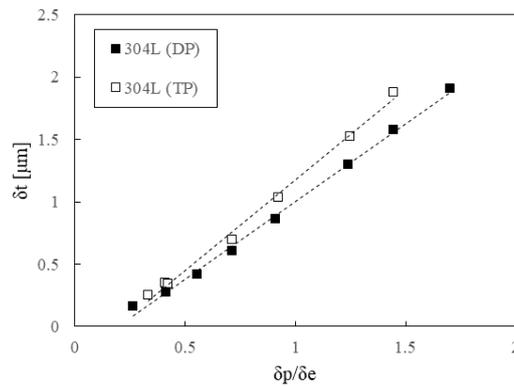


Figura 4.25. Influência do estado de tensão na relação entre δ_p/δ_e e δ_t (Condições; CT50; TP; $a_0= 15, 16.25, 17.5, 20, 22.5, 25, 27.5$ e 30 mm; $R=0.5$).

Na Figura 4.25 está representado δ_t em função de δ_p/δ_e para estado plano de deformação e estado plano de tensão. Os provetes utilizados são idênticos C(T) ($W=50$ mm) assim como as cargas aplicadas são iguais. Analisando os resultados, verifica-se que quando comparando os resultados obtidos em estado plano de tensão, com os resultados obtidos em estado plano de deformação, é necessário uma menor razão δ_p/δ_e , para obter o mesmo δ_t . Isto significa que em estado plano de tensão, a componente de deformação plástica, assume um valor mais elevado do em estado plano de deformação.

iii) $(\delta_p)_1$ versus $(\delta_p)_2$

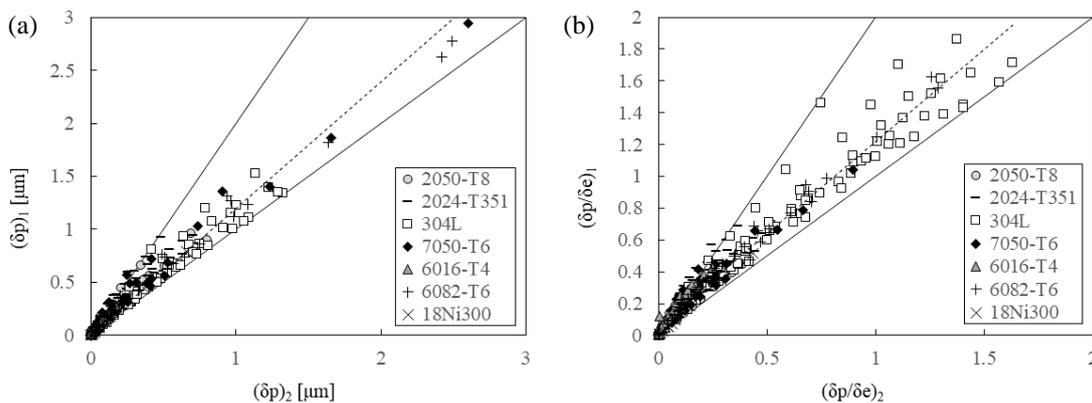


Figura 4.26. Influência da fase de carregamento (a) no parâmetro δ_p , e (b) no parâmetro (δ_p/δ_e) . Estes resultados são obtidos para as condições descritas no subcapítulo 3.1.

Na Figura 4.26(a) está representado δ_p observado na fase de carregamento, $(\delta_p)_1$, em função de δ_p observado na fase de descarregamento, $(\delta_p)_2$. O segmento de reta de traço cheio que une o canto inferior esquerdo ao canto superior direito representa os valores em que a relação $(\delta_p)_1=(\delta_p)_2$ se verifica. O outro segmento de reta de traço cheio representa os

valores em que a relação $(\delta_p)_1=2(\delta_p)_2$ se verifica. O segmento de reta de traço interrompido representa a função linear que melhor se ajusta aos pontos no gráfico (esta função apresenta um fator de correlação igual a 0.963 e é descrita pela Equação (4.19)).

$$(\delta_p)_1 = 1.196 \times (\delta_p)_2 \quad (4.19)$$

Analisando os resultados da Figura 4.26(a), verifica-se que a deformação plástica durante a fase de descarregamento é inferior à deformação plástica durante o carregamento. Uma vez que o CTOD total máximo é o mesmo, isso significa que δ_e na descarga é superior ao observado no carregamento. A dispersão de pontos é relativamente elevada, mas estes aparentam encontrar-se dentro dos limites impostos pelos segmentos de retas de traço cheio. Verifica-se que através da função linear que melhor se ajusta aos pontos, que a maioria dos pontos se encontra mais próximo da relação $(\delta_p)_1=(\delta_p)_2$ do que da relação $(\delta_p)_1=2(\delta_p)_2$.

Na Figura 4.26(b) está representado δ_p/δ_e observado na fase de carregamento em função de δ_p/δ_e observado na fase de descarregamento. O segmento de reta de traço cheio que une o canto inferior esquerdo ao canto superior direito, representa os valores em que a relação $(\delta_p/\delta_e)_1=(\delta_p/\delta_e)_2$ se verifica. O outro segmento de reta de traço cheio representa os valores em que a relação $(\delta_p/\delta_e)_1=2(\delta_p/\delta_e)_2$ se verifica. Estes resultados reforçam que durante o carregamento há mais deformação plástica e menos deformação elástica do que durante o descarregamento. O segmento de reta de traço interrompido representa a função linear que melhor se ajusta aos pontos no gráfico (esta função apresenta um fator de correlação igual a 0.961 e é descrita pela Equação (4.20)).

$$(\delta_p/\delta_e)_1 = 1.160 \times (\delta_p/\delta_e)_2 + 0.059 \quad (4.20)$$

Analisando os resultados da Figura 4.26(b), verifica-se que apesar, mais uma vez de uma dispersão de pontos relativamente elevada, estes aparentam encontrar-se dentro dos limites impostos pelos segmentos de retas de traço cheio. Verifica-se que através da função linear que melhor se ajusta aos pontos, que a maioria dos pontos se encontra mais próximo da relação $(\delta_p/\delta_e)_1=(\delta_p/\delta_e)_2$ do que da relação $(\delta_p/\delta_e)_1=2(\delta_p/\delta_e)_2$.

iv) ΔK_{eff} versus δ_p

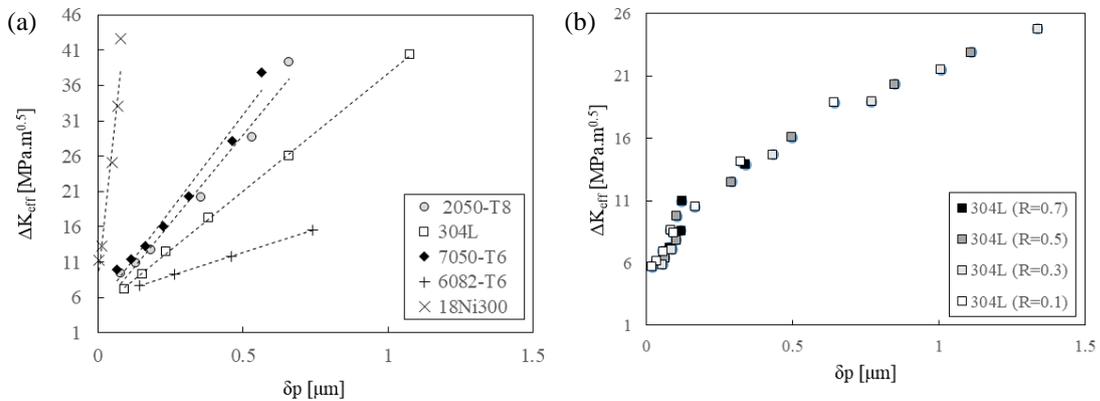


Figura 4.27. Relação entre ΔK_{eff} e δ_p para estudo do (a) efeito do material (Condições: AA2050-T8 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), 304L SS (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), AA7050-T6 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), AA6082-T6 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16$ mm; $R=0.05$) e 18Ni300 SLM (CT36; $a_0=7, 10, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$)), e (b) efeito da razão de tensões (Condições; CT50; TP; $a_0=15, 16.25, 17.5, 20, 22.5, 25, 27.5$ e 30 mm; $R=0.7, 0.5, 0.3$ e 0.1).

Na Figura 4.27(a), está representado ΔK_{eff} em função de δ_p para cinco materiais ensaiados nas mesmas condições. ΔK_{eff} é definido pela Equação (4.21).

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{open} \tag{4.21}$$

Analisando os resultados, é bem visível o impacto das propriedades dos materiais. O comportamento de cada material, é bem descrito através de uma função linear, em que a um aumento de δ_p está associado um aumento de ΔK_{eff} . Na Figura 4.27(b), está representado ΔK_{eff} em função de δ_p para várias razões de tensões para o material 304L SS. Analisando os resultados, verifica-se que o efeito da razão de tensões é mínimo, podendo ser considerado desprezável.

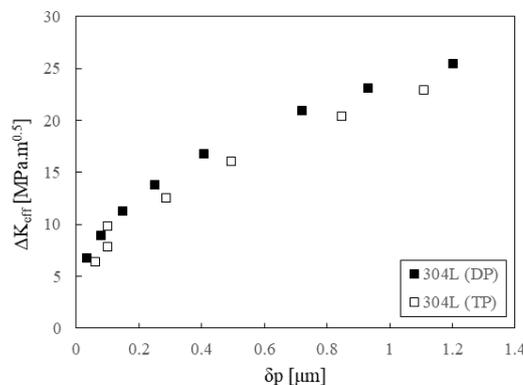


Figura 4.28. Relação entre ΔK_{eff} e δ_p para estudo do efeito do estado de tensão (Condições; CT50; TP; $a_0=15, 16.25, 17.5, 20, 22.5, 25, 27.5$ e 30 mm; $R=0.5$).

Na Figura 4.28, está representado ΔK_{eff} em função de δ_p para o estado plano de tensão e estado plano de deformação. Analisando os resultados, verifica-se que o estado de tensão afeta os resultados, obtendo-se valores de ΔK_{eff} superiores para o mesmo δ_p para estado plano de deformação.

O comportamento do material 304L SS na Figura 4.27(a) e na Figura 4.27(b) parece ser distinto, isto é, na Figura 4.27(a) a relação entre ΔK_{eff} e δ_p é bem descrita por uma função linear, já na Figura 4.27(b) e Figura 4.28, a função linear não será a melhor para descrever o comportamento, sendo, neste caso, uma função do tipo $\Delta K_{\text{eff}} = c^{\text{te}} \cdot (\delta_p)^m$ a que melhor descreve o comportamento. Isto parece indicar que a geometria do provete é um fator importante para caracterizar o comportamento do material.

v) Energia versus δ_p

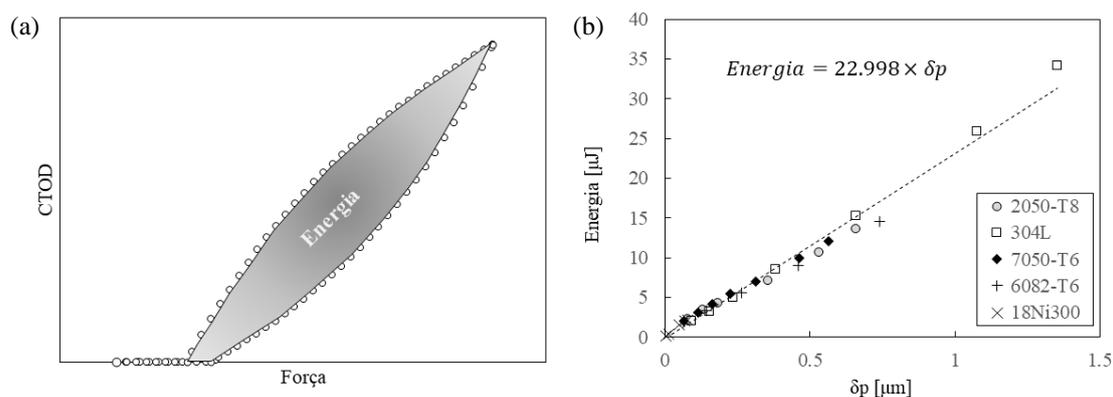


Figura 4.29. (a) Efeito do material na relação entre Energia e δ_p (Condições: AA2050-T8 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), 304L SS (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), AA7050-T6 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$), AA6082-T6 (CT36; $a_0=7, 10, 13, 16$ mm; $R=0.05$) e 18Ni300 SLM (CT36; $a_0=7, 10, 19, 22, 24$ mm; $R=0.05$)); (b) representação ilustrativa da Energia.

Na Figura 4.29(a), está representado de forma ilustrativa, para um caso genérico, como é obtido este parâmetro a que se dá o nome de Energia. O valor de Energia é obtido por integração numérica dos pontos de uma curva CTOD versus Força, ao qual corresponde a área representada a cinzento da Figura 4.29(a). Se as unidades do CTOD forem μm , e as unidades da Força forem N, as unidades deste parâmetro serão μJ .

Na Figura 4.29(b), está representado Energia em função de δ_p para cinco materiais distintos, ensaiados em condições iguais. Analisando os resultados, verifica-se que o efeito de material é reduzido podendo ser considerado desprezável. A relação entre Energia e δ_p é bem descrita por uma função linear em que a um aumento de δ_p é acompanhado de um aumento da Energia. Este resultado mostra que existe uma excelente correlação entre dois

parâmetros que se podem considerar alternativos para a caracterização da deformação plástica na extremidade da fenda, o que reforça a sua robustez.

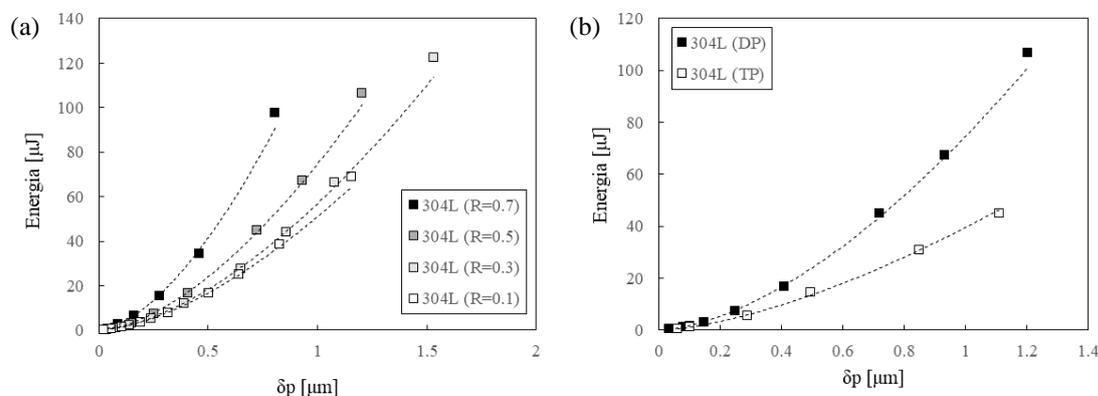


Figura 4.30. (a) Efeito da razão de tensões na relação entre Energia e δ_p . (b) Efeito do estado de tensão na relação entre Energia e δ_p .

Na Figura 4.30(a), está representada Energia em função de δ_p para várias razões de tensões para o material 304L SS. Analisando os resultados, verifica-se que quanto mais elevada for a razão de tensões, maior será a Energia obtida para o mesmo valor de δ_p . A relação entre a Energia e δ_p , em contraste com o que se verifica na Figura 4.29(a), é bem descrita por uma função do tipo $\Delta K_{\text{eff}} = c^{\text{te}} \cdot (\delta_p)^m$, com $m > 1$, tendo-se obtido fatores de correlação a variar entre 0.999 e 1. Esta diferença de comportamento leva a concluir que a geometria do provete é importante para caracterizar o comportamento do material.

Na Figura 4.30(b), está representada a Energia em função de δ_p para estado plano de tensão e estado plano de deformação. Analisando os resultados, verifica-se que o estado plano de deformação permite obter valores de Energia superiores para o mesmo valor de δ_p , quando comparado com o estado plano de tensão.

vi) Encruamento e taxas de deformação

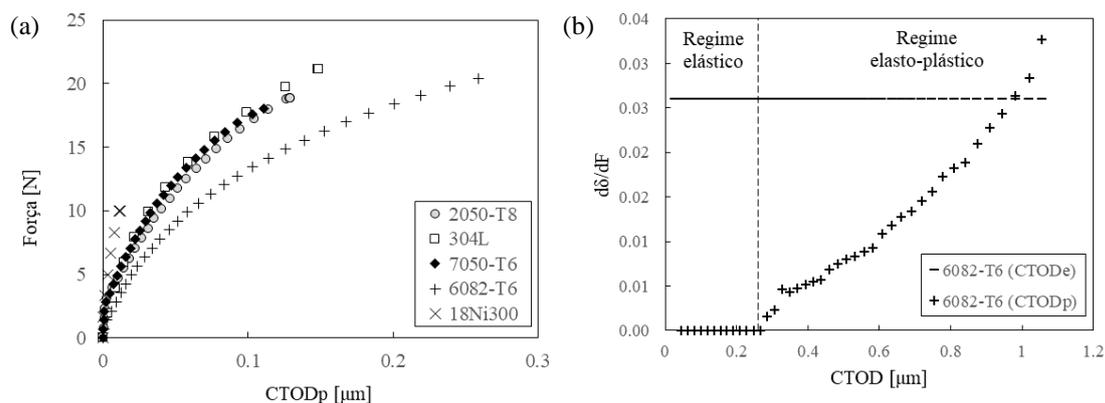


Figura 4.31. (a) Modelação do encruamento para 5 materiais (Materiais: AA2050-T8, 304L SS, AA7050-T6, AA6082-T6 e 18Ni300 SLM; Condições: CT36; TP; $a_0 = 10$ mm; $R=0.05$). (b) Taxa de variação de deformação elástica e deformação elasto-plástica para o material AA6082-T6 nas seguintes condições: TP, $a_0 = 10$ mm; $R=0.05$; CT36.

Na Figura 4.31(a), está representada Força em função de $CTOD_p$. Este tipo de curva permite visualizar o encruamento sofrido pelo material na extremidade da fenda. Estas curvas isolam a deformação plástica observada durante o carregamento (ver Figura 4.1(b)), sendo representadas com os eixos trocados relativamente ao que foi feito nos restantes gráficos deste trabalho. Notar ainda que estas curvas são obtidas após a fenda, tendo por isso a influência de todo o processo de encruamento. Como é possível verificar, o encruamento depende bastante do material.

Na Figura 4.31(b), está representada a taxa de deformação em função do CTOD total medido na extremidade da fenda. Analisando os resultados, são facilmente distinguidos os dois regimes de resposta do material. Numa primeira fase, a resposta do material é puramente elástica. Esta fase é caracterizada por uma taxa de deformação elástica constante, e por uma taxa de deformação plástica nula (não existe deformação plástica). De seguida, entra-se no regime elasto-plástico. Neste regime, a taxa de deformação elástica mantém-se constante e de valor igual à verificada no regime elástico. A taxa de deformação plástica aumenta de uma forma bem descrita através de uma função quadrática. Um fator que pode explicar este aumento da taxa de deformação plástica, é o facto de que à medida que a fenda se propaga no material, esta encontra material que ainda não sofreu deformação plástica, e como tal ainda não sofreu encruamento.

vii) Limite do regime de deformação em pequena escala

De seguida, é feito um estudo onde se propõe um critério que delimita o regime SSY do regime de LSY. A fronteira entre estes dois regimes, até à data, ainda não foi bem

definida e a sua definição é importante, pois a MFLE e, conseqüentemente, a aplicabilidade de K é limitada apenas, ao regime de SSY.

A norma ASTM E647 – 15 define que para que a MFLE seja aplicável, as dimensões de um provete C(T) devem ser tais que a Equação (4.22) se verifique, e as dimensões de um provete M(T) devem ser tais que a Equação (4.23) se verifique.

$$(W - a) \geq (4/\pi)(K_{max}/Y_0) \quad (4.22)$$

$$(W - 2a) \geq 1.25 F_{m\acute{a}x}/(B.Y_0) \quad (4.23)$$

O cálculo de ΔK , a partir da medição do CTOD, pode ser efetuado recorrendo à Equação (4.24) para DP e à Equação (4.25) para TP.

$$\Delta K = \frac{\delta e \times E(1 - \nu^2)}{8 \times \sqrt{\frac{d}{2\pi}}} \quad (4.24)$$

$$\Delta K = \frac{\delta e \times E}{8 \times \sqrt{\frac{d}{2\pi}}} \quad (4.25)$$

Neste estudo foram definidos três parâmetros: $\Delta K_{\delta e}$, que assume os valores obtidos aplicando as equações (4.24) e (4.25); $\Delta K_{\delta t}$, que assume os valores obtidos aplicando as equações (4.24) e (4.25), substituindo o parâmetro δe pelo parâmetro δt ; e $\% \Delta K_{\delta e}$, que é definido pela Equação (4.26).

$$\% \Delta K_{\delta e} = (\Delta K_{\delta e} / \Delta K_{\delta t}) \times 100 \quad (4.26)$$

O parâmetro $\% \Delta K_{\delta e}$ assume o valor máximo de 100% quando apenas é observada deformação elástica na extremidade de fenda.

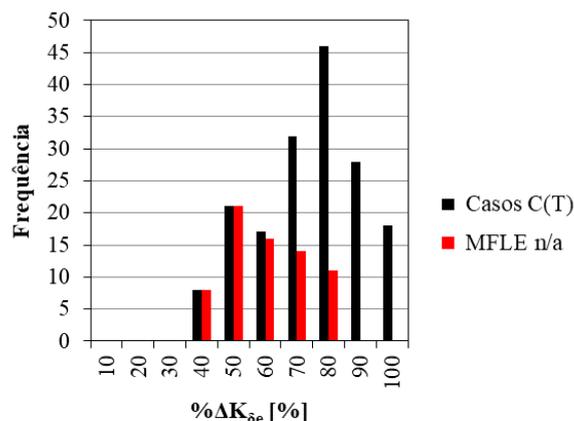


Figura 4.32. Histograma de casos C(T) e casos onde a MFLE não é válida de acordo a norma ASTM E647 – 15. Estes resultados são obtidos para as condições descritas no subcapítulo 3.1 para os casos de geometria C(T).

Na Figura 4.32, está representado um histograma dos diversos casos estudados para a geometria C(T), bem como os casos, em particular, onde a MFLE não é aplicável de acordo com a norma ASTM E647 – 15. Analisando os resultados, verifica-se que para todos os casos cujo parâmetro $\% \Delta K_{\delta e}$, assume um valor inferior a 60 %, a MFLE não é aplicável. Para valores de $\% \Delta K_{\delta e}$ superiores a 60 %, começam a surgir casos que de acordo com a norma ASTM E647 – 15 é válida a aplicação da MFLE. Para valores de $\% \Delta K_{\delta e}$ entre 70 % e 80 % ocorrem os últimos casos onde a MFLE não é aplicável. Define-se então que para valores de $\% \Delta K_{\delta e}$ superiores a, aproximadamente, 75 %, a MFLE é aplicável, isto é, para valores de $\% \Delta K_{\delta e}$ superiores ao definido, está-se perante SSY.

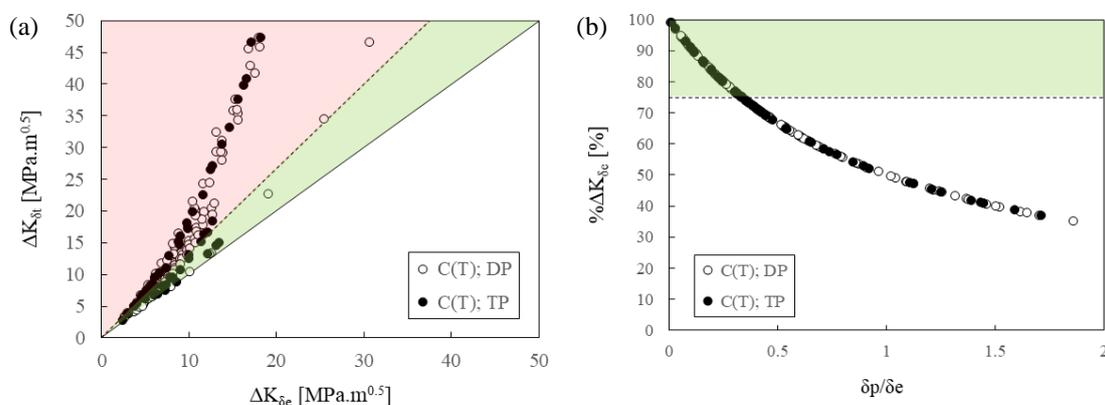


Figura 4.33. (a) Representação de $\Delta K_{\delta t}$ em função de $\Delta K_{\delta e}$ com um critério de $\% \Delta K_{\delta e} = 75$ %. (b) Representação de $\% \Delta K_{\delta e}$ em função da relação $\delta p / \delta e$ com um critério de $\% \Delta K_{\delta e} = 75$ %.

Na Figura 4.33(a), está representado $\Delta K_{\delta t}$ em função de $\Delta K_{\delta e}$. O segmento de reta que une o canto inferior esquerdo ao canto superior direito segue a equação $\Delta K_{\delta t} = \Delta K_{\delta e}$. O segmento de reta a traço interrompido tem equação $\Delta K_{\delta t} = 1.333 \Delta K_{\delta e}$. A região a vermelho representa os pontos em LSY e a região a verde representa os pontos em SSY. Analisando os resultados, verifica-se uma tendência que indica que quanto maior for ΔK maior será o desvio de $\Delta K_{\delta t}$ em relação a $\Delta K_{\delta e}$.

Na Figura 4.33(b) está representado $\% \Delta K_{\delta e}$ em função de (δ_p / δ_e) . A região a verde representa o conjunto de pontos onde $\% \Delta K_{\delta e}$ é superior ou igual a 75 %. Analisando os resultados, verifica-se que existe uma relação muito bem definida entre estes dois parâmetros para a geometria C(T), sendo caracterizada pela Equação (4.27). É de notar que não existe influência do estado de tensão, do tamanho de fenda, de R nem de U^* .

$$\% \Delta K_{\delta e} = 6.98 (\delta_p / \delta_e)^4 - 35.57 (\delta_p / \delta_e)^3 + 75.22 (\delta_p / \delta_e)^2 - 96.46 (\delta_p / \delta_e) + 100 \quad (4.27)$$

De facto $\delta_t = \delta_e + \delta_p$, pelo que seria esperado que existisse uma relação bem definida entre os parâmetros $\% \Delta K_{\delta_e}$ e (δ_p/δ_e) .

Igualando a Equação (4.27) a 75 %, critério definido anteriormente, obtém-se que, a fronteira entre SSY e LSY encontra-se para um valor, aproximado, de $(\delta_p/\delta_e) = 0.3$ para a geometria C(T).

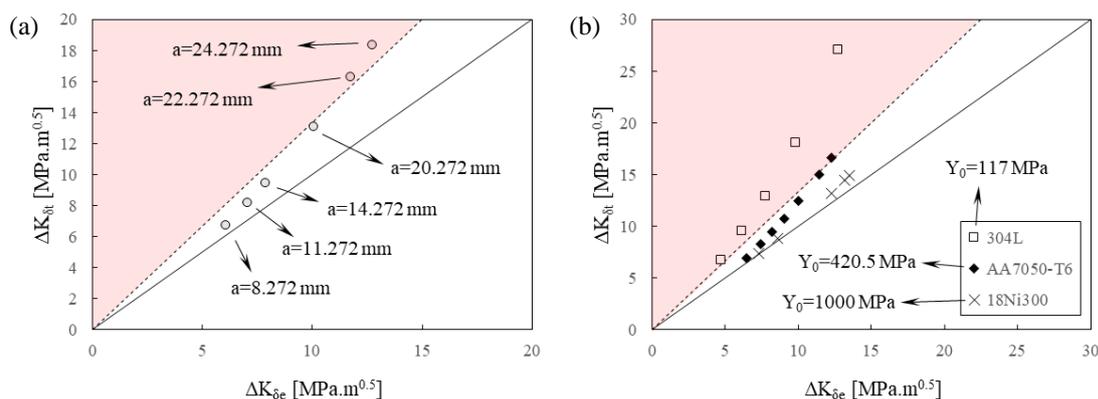


Figura 4.34. (a) Efeito do tamanho de fenda no estudo da fronteira entre SSY e LSY (condições: AA2050-T8; CT36; TP; R=0.05; $a_0 = 7, 10, 13, 16, 19, 22$ e 24 mm); (b) Efeito da tensão de cedência no estudo da fronteira entre SSY e LSY (condições: CT36; TP; R=0.05; $a_0 = 7, 10, 13, 16, 19, 22$ e 24 mm).

Na Figura 4.34(a) encontra-se representado ΔK_{δ_t} em função de ΔK_{δ_e} . O segmento de reta que une o canto inferior esquerdo ao canto superior direito segue a equação $\Delta K_{\delta_t} = \Delta K_{\delta_e}$. O segmento de reta a traço interrompido tem equação $\Delta K_{\delta_t} = 1.333 \Delta K_{\delta_e}$. A região a vermelho representa os pontos em LSY, de acordo com o critério estabelecido anteriormente. Esta figura tem como objetivo estudar o efeito do tamanho de fenda através da abordagem proposta para a determinação da fronteira entre SSY e LSY. Analisando os resultados, verifica-se que o aumento do comprimento de fenda para o mesmo carregamento e geometria de provete tendem a originar mais resultados em LSY. Maior comprimento de fenda implica maiores valores de (δ_p/δ_e) , aproximando-se, assim do LSY.

Na Figura 4.34(b) encontra-se representado ΔK_{δ_t} em função de ΔK_{δ_e} . O segmento de reta que une o canto inferior esquerdo ao canto superior direito segue a equação $\Delta K_{\delta_t} = \Delta K_{\delta_e}$. O segmento de reta a traço interrompido tem equação $\Delta K_{\delta_t} = 1.333 \Delta K_{\delta_e}$. A região a vermelho representa os pontos em LSY, de acordo com o critério estabelecido anteriormente. Esta figura tem como objetivo estudar o efeito da tensão de cedência através da abordagem proposta para a determinação da fronteira entre SSY e LSY. Os três materiais apresentados foram ensaiados numericamente de igual forma, isto é, apenas as propriedades dos materiais são diferentes, sendo o restante idêntico. Analisando os resultados, verifica-se

que materiais com Y_0 menor tendem a originar resultados com maiores valores de $(\delta p/\delta \epsilon)$, aproximando-se, assim, de LSY. Menor tensão de cedência associada ao mesmo tipo de carregamento origina uma maior parcela de deformação plástica resultando numa aproximação de LSY.

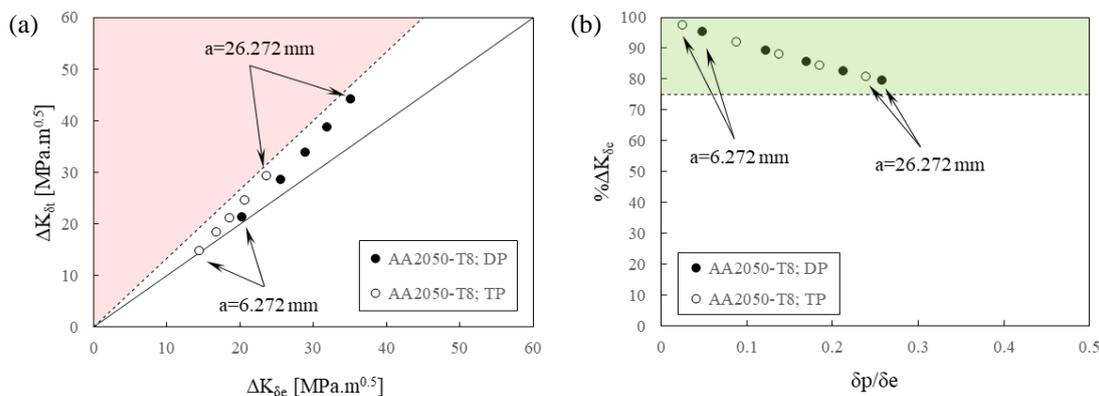


Figura 4.35. Efeito do estado de tensão no estudo da fronteira entre SSY e LSY (condições: AA2050-T8; MT160; TP e DP; $R=0.1$; $a_0= 5, 10, 15, 20$ e 25 mm).

Na Figura 4.35(a), encontra-se representado $\Delta K_{\delta t}$ em função de $\Delta K_{\delta e}$. O segmento de reta que une o canto inferior esquerdo ao canto superior direito segue a equação $\Delta K_{\delta t} = \Delta K_{\delta e}$. O segmento de reta a traço interrompido tem equação $\Delta K_{\delta t} = 1.333 \Delta K_{\delta e}$. A região a vermelho representa os pontos em LSY, de acordo com o critério estabelecido anteriormente. Na Figura 4.35(b), encontra-se representado $\% \Delta K_{\delta e}$ em função de $(\delta p/\delta \epsilon)$. A região a verde representa o conjunto de pontos onde $\% \Delta K_{\delta e}$ é superior ou igual a 75 %.

Ambas as figuras referidas anteriormente, tem como objetivo estudar o efeito do estado de tensão através da abordagem proposta para a determinação da fronteira entre SSY e LSY.

Como já foi referido anteriormente, os estados triaxiais de tensão produzem menor deformação plástica que os estados biaxiais. O comportamento observado na Figura 4.35(a) e (b) não segue esta lógica, sendo que para o estado de deformação plana é atingida a fronteira, proposta, entre SSY e LSY, para tamanhos de fendas menores. Tendo em conta o efeito do tamanho de fenda estudado anteriormente, é possível afirmar que LSY é mais facilmente atingível no estado plano de deformação.

5. CONCLUSÕES

Relativamente ao fecho de fenda, verificou-se que:

- O fenómeno de fecho de fenda é mais predominante em TP do que em DP, isto é, ocorre abertura de fenda para uma carga inferior quando em DP;
- O fecho de fenda verificado na fase de carga é superior ao verificado na fase de descarga. F_{open} é, aproximadamente, 10 % superior a F_{close} . A diferença atenua-se com o afastamento do ponto de medição relativamente à extremidade da fenda, o que tem a ver com a perda de sensibilidade relativamente ao que se passa na extremidade da fenda.
- O CTOD indica apenas que a fenda se encontra fechada, não ocorrendo qualquer fenómeno. No entanto, analisando a deformação plástica à frente da extremidade de fenda é bem visível a ocorrência de alterações durante o período de fecho, que aliás explicam a diferença entre as cargas de abertura e fecho. Isto indica que o CTOD é incapaz de “sentir” o que ocorre durante o fecho de fenda;
- Quando as cargas máximas e mínimas são constantes, $U = c^{te} \cdot (1 - R_{eff})$;
- Existem dificuldades em obter modelos de fecho de fenda generalizados, independentes das propriedades do material;
- O modelo de fecho de fenda proposto, definido pela Equação (4.9), permite obter bons resultados, quando modelado material a material.

Relativamente ao regime elástico, verificou-se que:

- O valor de ΔK_{elast} encontra-se linearmente relacionado com Y_0 ;
- O valor de ΔK_{elast} observado na fase de carga é idêntico ao observado na fase de descarga;
- Os valores de limiar de fadiga, ΔK_{th} , obtidos nesta dissertação apoiam os valores de ΔK_{th} obtidos em estudos onde estes valores foram

determinados em vácuo, desprezando qualquer impacto das condições ambientais na propagação de fendas por fadiga;

- Foram identificados erros no MEF, observados no cálculo de K , sendo, que os erros, são atenuados com a distância à extremidade de fenda. Isto sugere a existência de erros associados aos valores obtidos para $CTOD_p$, situação que deverá ser estudada em trabalhos futuros;
- Existe uma relação linear entre a rigidez do material e o δ_e observado. Esta relação depende do R , verificando-se valores superiores de δ_e para valores superiores de R .

Relativamente ao regime elasto-plástico, verificou-se que:

- δ_p e δ_e apresentam uma relação não linear entre si dependente das propriedades do material em questão. A tensão limite elástico, Y_0 , parece ser o fator predominante que distingue o comportamento dos diversos materiais, sendo que quando menor for o valor de Y_0 , maior será o valor de δ_p observado;
- A razão de tensões aparenta não afetar a relação entre δ_p e δ_e . Já o estado de tensão é importante, verificando-se mais deformação plástica para estado plano de deformação. A geometria do provete também afeta a quantidade δ_p/δ_e ;
- Os valores de δ_p observados na fase de carga e na fase de descarga não apresentam uma relação bem definida. No entanto, o valor observado no carregamento é sempre superior ao observado na descarga;
- A relação entre ΔK_{eff} e δ_p é dependente da geometria em questão, das propriedades do material e do estado de tensão. A razão de tensões não parece afetar a relação;
- A relação da Energia com δ_p depende da geometria em questão, da razão de tensões e do estado de tensão. O estado de tensão é especialmente importante pois para deformação plana os valores de Energia observados são muito superiores aos valores observados para tensão plana. As propriedades do material não parecem afetar a relação;

- A fronteira entre SSY e LSY não é facilmente determinada, mesmo em termos qualitativos. No entanto, a abordagem utilizada nesta dissertação permitiu concluir que para a geometria C(T) a fronteira entre SSY e LSY ocorre quando δ_p/δ_e assume um valor igual a 0.3;
- A abordagem proposta para a determinação da fronteira entre SSY e LSY, permite estudar o efeito de vários parâmetros e verificar algumas relações já conhecidas.

Do trabalho desenvolvido durante esta dissertação, resultaram as seguintes publicações:

- F.V. Antunes, M.F. Borges, B. Marques, P. Prates, R. Branco (2019). Crack tip mechanisms: a numerical analysis, Structural Integrity Procedia.
- Bruno Marques, Luís Borrego, J Martins Ferreira, Fernando Antunes, Ricardo Branco (2019). A numerical analysis of fatigue crack closure using CTOD, Structural Integrity Procedia.

É proposto para trabalhos futuros:

- escrever um artigo para revista centrado no fenómeno de fecho de fenda, utilizando os resultados aqui obtidos. O novo modelo proposto é particularmente interessante;
- escrever um artigo centrado na análise da transição entre deformação em pequena escala (SSY) e deformação em larga escala (LSY). Na literatura assume-se muitas vezes que existe SSY, para utilizar ΔK , porém não se verifica se efetivamente a deformação é em pequena escala;
- aplicar a abordagem baseada no CTOD ao estudo de provetes entalhados com fissuras. Os modelos foram desenvolvidos e os casos estão corridos, sendo agora necessário fazer o tratamento e análise de resultados;
- verificar se os erros observados no cálculo de K nesta dissertação comprometem os valores obtidos de CTOD;
- estudar o fenómeno de propagação de fendas baseado na deformação plástica que ocorre à frente da extremidade de fenda, em vez de utilizar

o CTOD. Sendo essa deformação medida cerca de três elementos à frente da fenda, reduzem-se os erros de simulação do MEF.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ASTM E647 – 15. Standard test method for measurement of fatigue crack growth rates. Philadelphia: American Society for Testing and Materials (ASTM); 2015
- Antunes, F. V., Chegini, A. G., Camas, D. and Correia, L. (2015) ‘Empirical model for plasticity-induced crack closure based on K_{\max} and ΔK ’, *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 38(8), pp. 983–996. doi: 10.1111/ffe.12298.
- Antunes, F. V., Branco, R., Prates, P. A., and Borrego, L. (2017) ‘Fatigue crack growth modelling based on CTOD for the 7050-T6 alloy’, *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*. John Wiley & Sons, Ltd (10.1111), 40(8), pp. 1309–1320. doi: 10.1111/ffe.12582.
- Antunes, F. V., Serrano, S., Branco, R. and Prates, P. (2018) ‘Fatigue crack growth in the 2050-T8 aluminium alloy’, *International Journal of Fatigue*, 115, pp. 79–88. doi: 10.1016/j.ijfatigue.2018.03.020.
- Antunes, F. V., Ferreira, M. S.C., Branco, R., Prates, P., Gardin, C. and Sarrazin-Baudoux, C. (2019) ‘Fatigue crack growth versus plastic CTOD in the 304L stainless steel’, *Engineering Fracture Mechanics*. Pergamon, 214, pp. 487–503. doi: 10.1016/j.engfracmech.2019.04.013.
- Antunes, F.V., Prates, P.A., Camas, D., Sarrazin-Baudoux, C. and Gardin, C. (2019) ‘Numerical prediction of fatigue threshold of metallic materials in vacuum’, *Engineering Fracture Mechanics*. Pergamon, p. 106491. doi: 10.1016/J.ENGFRACMECH.2019.106491.
- Antunes, F. V., Castanheira, F. A. and Branco, R. (2016) ‘A numerical analysis of the mechanisms behind plasticity induced crack closure: Application to variable amplitude loadings’, *International Journal of Fatigue*. Elsevier Ltd, 89, pp. 43–52. doi: 10.1016/j.ijfatigue.2015.12.006.
- Antunes, F. V and Rodrigues, D. M. (2008) ‘Numerical simulation of plasticity induced crack closure: Identification and discussion of parameters’, *Engineering Fracture Mechanics*, 75(10), pp. 3101–3120. doi: 10.1016/j.engfracmech.2007.12.009.
- Christopher, C. J., James, M. N., Patterson, E. A. and Tee, K. F. (2007) ‘Towards a new

- model of crack tip stress fields', *International Journal of Fracture*. Springer Netherlands, 148(4), pp. 361–371. doi: 10.1007/s10704-008-9209-3.
- Ferreira, M. S. de C. (2017) 'Análise da propagação de fendas por fadiga baseada no CTOD para o aço inoxidável 304L', *Análise da propagação de fendas por fadiga baseada no CTOD para o aço inoxidável 304L*. Available at: <https://estudogeral.sib.uc.pt/handle/10316/82874> (Accessed: 9 June 2019).
- Hardrath, H. F. (1970) 'Fatigue and fracture mechanics', *AIAA paper No. 70-512*. Available at: <https://ntrs.nasa.gov/search.jsp?R=19710041328> (Accessed: 20 June 2019).
- Irwin, G. R. (1958) 'Fracture', in. Springer, Berlin, Heidelberg, pp. 551–590. doi: 10.1007/978-3-642-45887-3_5.
- Kujawski, D. (2001) 'A new $(\Delta K + K_{max})^{0.5}$ driving force parameter for crack growth in aluminum alloys', *International Journal of Fatigue*, 23(8), pp. 733–740. doi: 10.1016/S0142-1123(01)00023-8.
- Newman, J. C. (1984) 'A crack opening stress equation for fatigue crack growth', *International Journal of Fracture*. Martinus Nijhoff, The Hague/Kluwer Academic Publishers, 24(4), pp. R131–R135. doi: 10.1007/BF00020751.
- Noroozi, A. H., Glinka, G. and Lambert, S. (2005) 'A two parameter driving force for fatigue crack growth analysis'. doi: 10.1016/j.ijfatigue.2005.07.002.
- Ogawa, T. and Kobayashi, H. (1987) 'NEAR-THRESHOLD FATIGUE CRACK GROWTH AND CRACK CLOSURE IN A NODULAR CAST IRON', *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures*. John Wiley & Sons, Ltd (10.1111), 10(4), pp. 273–280. doi: 10.1111/j.1460-2695.1987.tb00206.x.
- Paris, P. and Erdogan, F. (1963) 'A Critical Analysis of Crack Propagation Laws', *Journal of Basic Engineering*. American Society of Mechanical Engineers, 85(4), p. 528. doi: 10.1115/1.3656900.
- Pineau, A. G. and Pelloux, R. M. (1974) 'Influence of strain-induced martensitic transformations on fatigue crack growth rates in stainless steels', *Metallurgical Transactions*. Springer-Verlag, 5(5), pp. 1103–1112. doi: 10.1007/BF02644322.
- Pippin, R. and Grosinger, W. (2013) 'Fatigue crack closure: From LCF to small scale yielding', *International Journal of Fatigue*, 46, pp. 41–48. doi: 10.1016/j.ijfatigue.2012.02.016.

-
- Rice, J. (1967) ‘Mechanics of Crack Tip Deformation and Extension by Fatigue’, in *Fatigue Crack Propagation*. 100 Barr Harbor Drive, PO Box C700, West Conshohocken, PA 19428-2959: ASTM International, pp. 247-247–65. doi: 10.1520/STP47234S.
- Ritchie, R. O., Suresh, S. and Moss, C. M. (1980) ‘Near-Threshold Fatigue Crack Growth in 2 1/4 Cr-1Mo Pressure Vessel Steel in Air and Hydrogen’, *Journal of Engineering Materials and Technology*. American Society of Mechanical Engineers, 102(3), p. 293. doi: 10.1115/1.3224813.
- Serrano, S. M. (2017) ‘Análise da propagação de fendas por fadiga baseada no CTOD para a liga 2050-T8 AA’, *Análise da propagação de fendas por fadiga baseada no CTOD para a liga 2050-T8 AA*. Available at: <https://estudogeral.sib.uc.pt/handle/10316/83046> (Accessed: 9 June 2019).
- Simões, R. F. (2017) ‘Análise da propagação de fendas por fadiga com base no CTOD: efeito dos parâmetros numéricos’, *Análise da propagação de fendas por fadiga com base no CTOD: efeito dos parâmetros numéricos*. Available at: <https://estudogeral.sib.uc.pt/handle/10316/83185> (Accessed: 9 June 2019).
- Suresh, S. and Ritchie, R. O. (1982) ‘A geometric model for fatigue crack closure induced by fracture surface roughness’, *Metallurgical Transactions A*. Springer-Verlag, 13(9), pp. 1627–1631. doi: 10.1007/BF02644803.
- Tvergaard, V. (2004) ‘On fatigue crack growth in ductile materials by crack–tip blunting’, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 52(9), pp. 2149–2166. doi: 10.1016/j.jmps.2004.02.007.
- Tzou, J.-L., Suresh, S. and Ritchie, R. O. (1985) ‘Fatigue crack propagation in oil environments—I. Crack growth behavior in silicone and paraffin oils’, *Acta Metallurgica*. Pergamon, 33(1), pp. 105–116. doi: 10.1016/0001-6160(85)90224-X.

ANEXO A

Para tornar o processo de tratamento de dados mais expedito, foi desenvolvida uma ferramenta em Excel, com o nome “Análise curva CTOD versus Força”. Os dados de entrada são os valores de CTOD e de carga aplicada.

O formato do ficheiro desta ferramenta, Excel Macro-Enabled Template (*.xlsm), permite que a cada duplo click com o botão esquerdo do rato sobre o ficheiro, será criada uma cópia do ficheiro com um valor numérico adicionado no fim do nome do ficheiro (por exemplo, o primeiro ficheiro aberto ficará com o nome, predefinido, Análise curva CTOD versus Força1, já o segundo ficheiro aberto terá o nome, Análise curva CTOD versus Força2, e assim sucessivamente). Cada ficheiro aberto pode ser gravado a qualquer momento com um nome qualquer com exceção, habitual, da utilização de caracteres especiais reservados ao sistema operativo. É aconselhado que os ficheiros sejam gravados no formato, Excel Macro-Enabled Workbook (*.xlsm).

A.1. Objetivos

Esta ferramenta tem como objetivo identificar os pontos característicos de uma curva CTOD versus Força, e calcular os parâmetros relevantes associados à curva em questão.

A.2. Introdução de dados

A introdução de dados é feita na folha de cálculos “Dados”. Na Figura A.1 é possível visualizar esta folha.

Os dados de entrada deverão ser introduzidos de tal forma que, na coluna H, se encontrem os valores de CTOD em milímetros, e que na coluna K, se encontrem os valores de força aplicada em Newton. Deverá ser garantido que existem apenas valores numéricos nestas colunas, e que o primeiro valor se encontra na linha 10 em ambas as colunas.

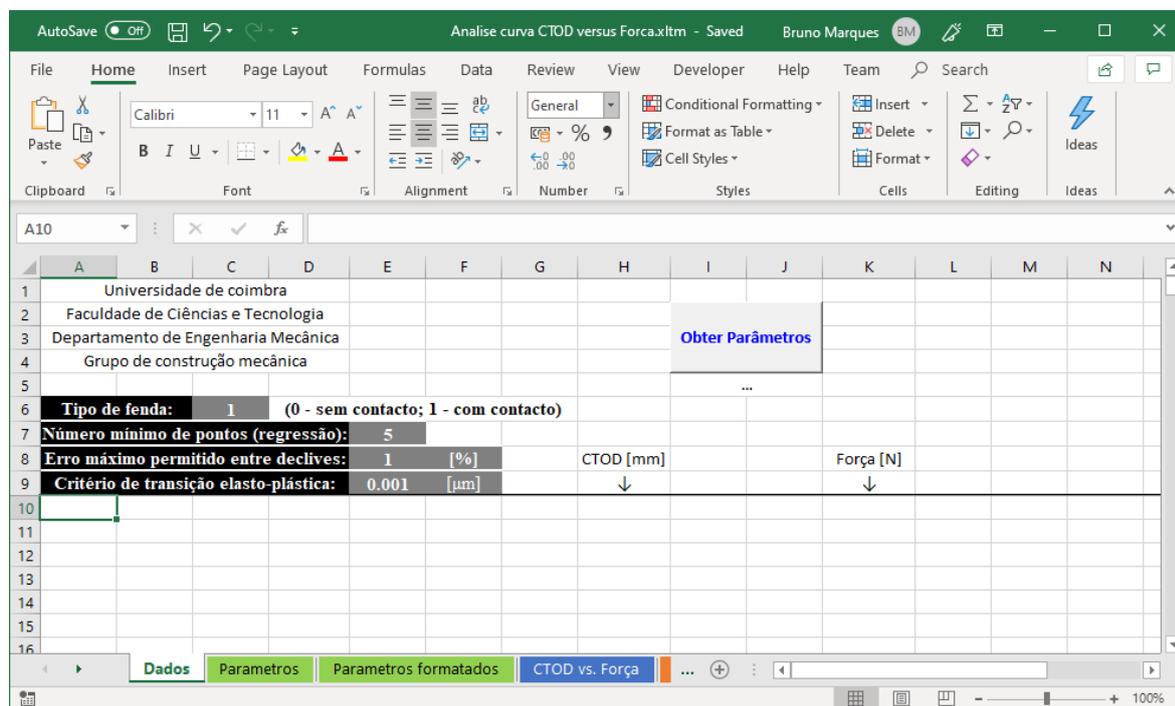


Figura A.1. Folha de introdução de dados.

Na célula C6, deverá ser indicado qual o tipo de fenda que se irá tratar. Deverá ser introduzido o número zero, para fendas sem contacto, e o número um, para fendas com contacto. Este valor vem, pré-definido, igual 1.

Na célula E7, é definido o número mínimo de pontos a ser considerado no processo de determinação do declive da reta que caracteriza o domínio elástico. Este valor vem, pré-definido, igual 5.

Na célula E8, é definido o desvio máximo permitido entre os declives das retas que caracterizam o domínio elástico na fase de carregamento, e na fase de descarregamento. Este valor, em percentagem, vem pré-definido em 1 %. Este valor poderá ser ajustado entre 0 e 100 %, mas, caso este critério seja muito restrito, será necessário um maior tempo de processamento, e, em certos casos, poderá não ser possível ser atingido.

Na célula E9, é definido o critério de transição entre o domínio elástico e o domínio plástico, em micrómetro. O valor pré-definido é de 0.001 μm .

Após a introdução correta dos dados, resta ao utilizador efetuar um *click* no botão “Obter Parâmetros”, após o qual deverá esperar até que o processamento seja concluído (ocorra a mensagem da Figura A.6 ou da Figura A.7).

A.3. Processamento

Em primeiro lugar é feita uma verificação aos valores de entrada. Caso estes estejam em conformidade, é feita a aquisição de critérios definidos pelo utilizador.

Caso o tipo de fenda a processar, definido pelo utilizador, seja fenda com contacto, o primeiro passo passa por identificar o ponto em que se dá a abertura de fenda, caso este exista, o ponto de carga máxima e o ponto em que se dá o fecho de fenda. Se o ponto em que se dá a abertura de fenda existir, os valores do mesmo serão obtidos através de uma extrapolação utilizando os dois primeiros pontos com valores de CTOD positivos. Se o ponto em que se dá o fecho de fenda existir, os valores do mesmo serão obtidos através de uma extrapolação utilizando os últimos dois pontos com valores de CTOD positivos.

O segundo passo de processamento, passa por obter o declive da reta característica do regime elástico da fase de descarregamento, recorrendo a um referencial auxiliar centrado no ponto de carga máxima, e subsequentemente obter as componentes CTOD_p e CTOD_e, e o ponto de transição do regime elástico para o regime elasto-plástico desta mesma fase. O ponto de transição do regime elástico para o regime elasto-plástico é determinado através de uma interpolação linear através dos dois pontos mais próximo ao valor definido no critério pelo utilizador.

O terceiro passo passa por obter o declive da reta característica do regime elástico da fase de carregamento tendo em conta o declive determinado no segundo passo, o desvio máximo permitido, e que o último ponto usado na regressão terá de pertencer ao domínio elástico. Na tentativa de cumprir os critérios, poderão ser rejeitados alguns dos primeiros pontos na fase de carregamento, apenas para o cálculo do declive. Estes pontos serão assinalados com “R.C.D” que significa Rejeitado para Cálculo de Declive. Se este declive for possível de determinar dentro critérios definidos, as componentes CTOD_e e CTOD_p, e o ponto de transição do regime elástico para o regime elasto-plástico serão calculados subsequentemente.

O quarto passo passa por um processo de integração numérico, com um polinómio de grau zero e a regra do ponto médio, para determinar a energia despendida.

O quinto e último passo passa por apresentação dos valores nos seus respetivos gráficos.

Caso o tipo de fenda a processar, definido pelo utilizador, seja fenda sem contacto, serão efetuados os mesmos passos de processamento, com exceção da determinação dos pontos de abertura e fecho de fenda.

A.4. Valores de saída

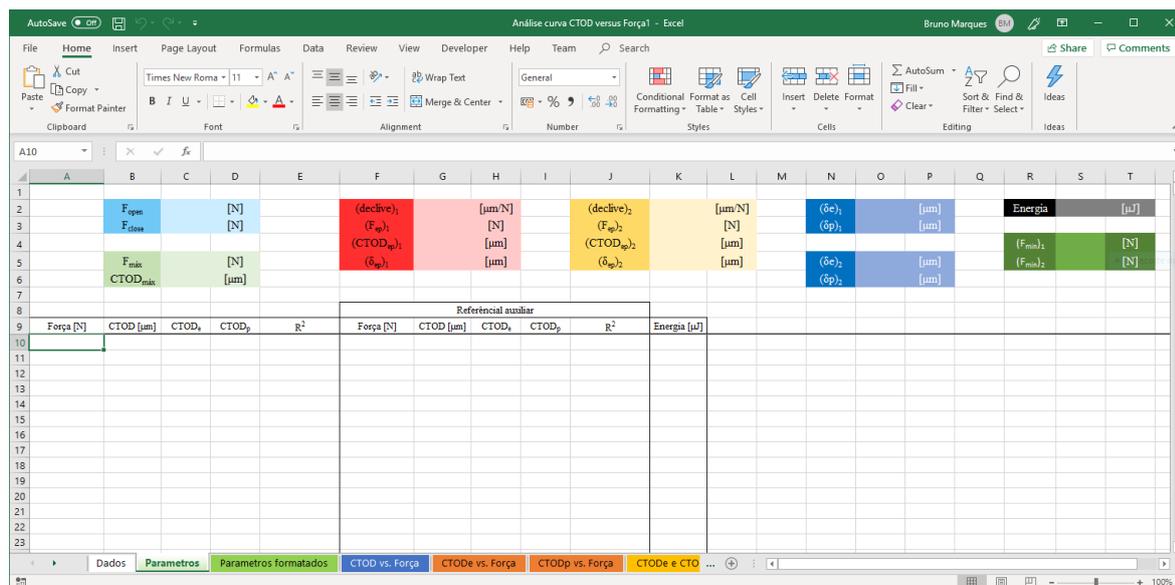


Figura A.2. Folha de dados de saída.

Quando o processo de cálculo estiver efetuado, o utilizador será remetido para a folha “Parametros” (Figura A.2). Nesta folha, entre a linha 2 e linha 7, inclusive, encontram-se os valores calculados para cada parâmetro considerado. Entre a linha 8 e 9, inclusive, encontram-se os cabeçalhos da tabela de cálculos. A partir da linha 10, inclusive, encontram-se os valores calculados no processo de cálculo.

“F_{open}” representa a força de abertura da fenda, isto é, o valor menor da força aplicada em que o valor de CTOD assume um valor superior a zero, no processo de carga. Este valor é calculado através de uma extrapolação para o valor de CTOD igual a zero, usando como referência os dois primeiros pontos consecutivos onde o valor de CTOD é superior a zero. Se no processo de carga não existir um valor de CTOD igual a zero, será apresentado o primeiro valor de força aplicado. Será apresentado “N/A” se o tipo de fenda for sem contacto.

“F_{close}” representa a força de fecho de fenda, isto é, o valor maior da força aplicada em que o valor de CTOD assume um valor igual a zero, no processo de descarga.

Este valor é calculado através de uma extrapolação para o valor de CTOD igual a zero, usando como referência os dois últimos pontos consecutivos onde o valor de CTOD é superior a zero. Se no processo de descarga não existir um valor de CTOD igual zero, ou o tipo de fenda dor sem contacto, será apresentado “N/A”.

“ $F_{\text{máx}}$ ” representa o valor máximo de força a que o provete foi sujeito. Em caso de este ser repetido é escolhido o que apresentar maior CTOD e em caso de repetição, mais uma vez, escolhe-se o último valor.

“ $CTOD_{\text{máx}}$ ” representa o valor de CTOD associado ao valor de força máxima selecionado.

“(declive)₁” representa o declive da reta que caracteriza o domínio elástico no carregamento.

“(declive)₂” representa o declive da reta que caracteriza o domínio elástico no descarregamento.

Ambos os valores de declive são obtidos através do mesmo processo e assumem um valor muito próximo. A determinação do declive começa por determinar o número de pontos a usar para efetuar a regressão linear, que maximiza o coeficiente de correlação, após o qual, se utiliza a função SLOPE do Excel para determinar o valor.

“($CTOD_{\text{ep}}$)₁” representa o CTOD de transição do regime elástico para o regime plástico no carregamento. Este parâmetro é obtido por interpolação para o valor do critério, usando como referência o valor superior e inferior mais próximos.

“(F_{ep})₁” representa a força de transição do regime elástico para o regime plástico no carregamento. Este parâmetro é obtido por interpolação para o valor de ($CTOD_{\text{ep}}$)₁, usando como referência o valor superior e inferior mais próximo.

“($CTOD_{\text{ep}}$)₂” representa o CTOD de transição do regime elástico para o regime plástico no descarregamento. Este parâmetro é obtido por interpolação para o valor do critério, usando como referência o valor superior e inferior mais próximos.

“(F_{ep})₂” representa a força de transição do regime elástico para o regime plástico no descarregamento. Este parâmetro é obtido por interpolação para o valor de ($CTOD_{\text{ep}}$)₂, usando como referência o valor superior e inferior mais próximo.

“(δ_{ep})₁” representa o $\Delta CTOD$ necessário para ocorrer a transição do regime elástico para o regime plástico no carregamento. Este parâmetro será sempre igual a ($CTOD_{\text{ep}}$)₁, com exceção de quando a fenda já se encontrar aberta no início.

“(δ_{ep})₂” representa o ΔCTOD necessário para ocorrer a transição do regime elástico para o regime plástico no descarregamento. Este parâmetro é igual a CTOD_{máx} subtraindo (CTOD_{ep})₂.

“Energia” corresponde ao cálculo da área, entre a fase de carregamento e a fase de descarregamento, na curva CTOD versus Força (corresponde à área a cinzento na Figura 4.29(b)). Este cálculo é efetuado através de uma integração numérica com um polinómio de grau zero e a regra do ponto médio.

“(δ_e)₁” representa o ΔCTOD_e observado durante a fase de carregamento. Este parâmetro é obtido subtraindo ao valor de CTOD_{máx}, o valor de (δ_p)₁.

“(δ_e)₂” representa o ΔCTOD_e observado durante a fase de descarregamento. Este parâmetro é obtido subtraindo ao valor de CTOD_{máx}, o valor de (δ_p)₂.

“(δ_p)₁” representa o ΔCTOD_p observado durante a fase de carregamento. Este parâmetro é obtido subtraindo o valor mínimo de CTOD_p no domínio elástico, ao valor de CTOD_p máximo.

“(δ_p)₂” representa o ΔCTOD_p observado durante a fase de descarregamento. Este parâmetro é obtido subtraindo o valor mínimo de CTOD_p na descarga, ao valor de CTOD_p máximo no domínio elástico.

“(F_{min})₁” representa a força mínima aplicada, na fase de carregamento.

“(F_{min})₂” representa a força mínima aplicada, na fase de descarregamento.

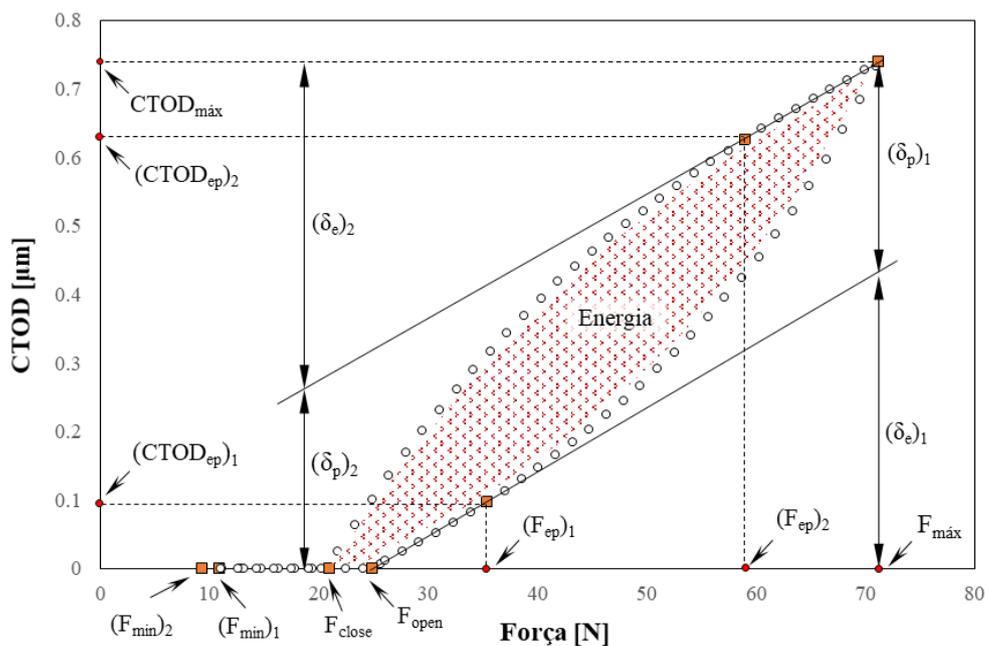


Figura A.3. Figura ilustrativa com os parâmetros determinados.

Na Figura A.3, são identificados estes parâmetros juntamente com uma curva CTOD versus Força.

A.5. Gráficos e outras folhas

A folha de cálculo “Parametros formatados” contém os parâmetros ordenados de uma forma convenientes para serem transferidos para outro ficheiro Excel que contém resultados de vários ensaios.

A folha “CTOD vs. Força” contém o gráfico CTOD versus Força.

A folha “CTOD_e vs. Força” contém o gráfico CTOD_e versus Força.

A folha “CTOD_p vs. Força” contém o gráfico CTOD_p versus Força.

A folha “CTOD_e e CTOD_p vs. Força” contém o gráfico com duas séries de dados: CTOD_e versus Força e CTOD_p versus Força.

A folha “Declive” contém apenas os pontos do gráfico CTOD versus Força que foram usados para efetuar a regressão linear do domínio elástico no carregamento e descarregamento, e a respetiva regressão, equação e coeficiente de correlação.

A.6. Aviso e erros

As mensagens de aviso e erros são apresentadas de seguida.

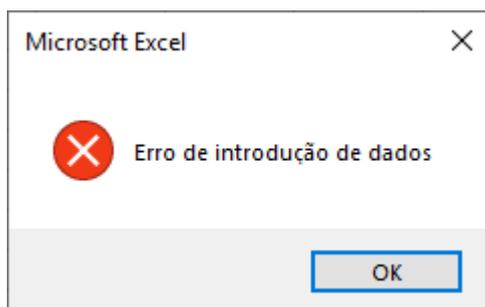


Figura A.4. Mensagem de erro.

A mensagem de erro, da Figura A.4, ocorre sempre que um erro de introdução de dados é detetado.

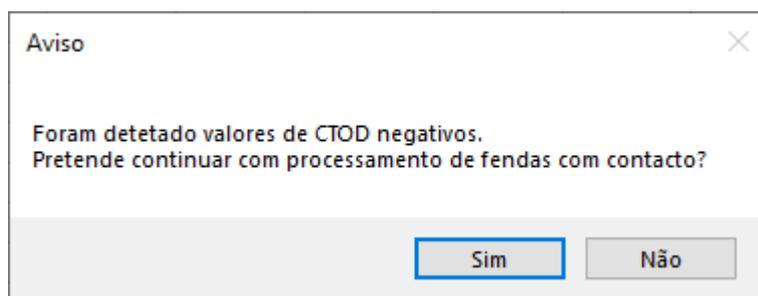


Figura A.5. Mensagem de verificação do tipo de curva.

A mensagem de aviso, da Figura A.5, ocorre sempre que é detetado valores de CTOD negativos (valores típicos para fendas sem contacto) e o tipo de fenda indicado pelo utilizador for fendas com contacto. Se o utilizador escolher “Sim” o processamento continua. Se o utilizador escolher “Não” o processamento é cancelado.

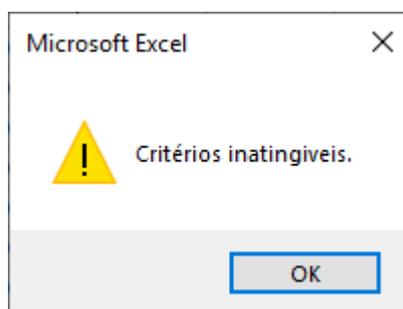


Figura A.6. Mensagem de aviso de impossibilidade de cumprimento todos os critérios.

A mensagem de aviso, da Figura A.6, ocorre sempre que não for possível cumprir todos os critérios impostos pelo utilizador. É recomendado ao utilizador que aumente o desvio de máximo permitido. Se a mensagem persistir, aconselha-se a diminuir o número mínimo de pontos para efetuar a regressão linear para três. Se esta última alteração efetuada resolver a situação, aconselha-se a diminuir o desvio máximo permitido até voltar ao valor inicial, ou até que a mensagens volte a ocorrer.

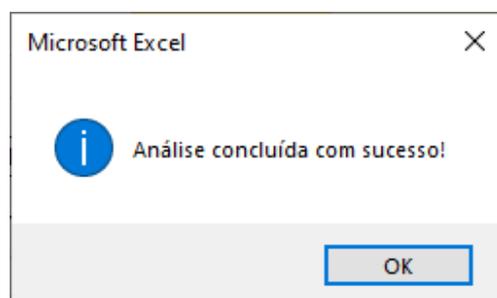


Figura A.7. Mensagem processamento concluído com sucesso.

A mensagem da Figura A.7 ocorre quando o processamento é concluído com sucesso.

A.7. Exemplo de aplicação

Os dados numéricos, para este exemplo, foram obtidos para o material AA2050-T8 para a geometria MT160, $a_0=15$ mm, com contacto, bloco de carga 160, NLC=2 sendo $R=0.1$ e carga máxima $F_{m\acute{a}x}=641.28$ N.

Em primeiro lugar são introduzidos os valores de força aplicada e CTOD medido de acordo com as instruções da secção A.2. O tipo de fenda é com contacto. Os critérios definidos podem ser visualizados na Figura A.8.

| | | | | |
|---|---|-------|---|--|
| 6 | Tipo de fenda: | 1 | (0 - sem contacto; 1 - com contacto) | |
| 7 | Número mínimo de pontos (regressão): | 5 | | |
| 8 | Erro máximo permitido entre declives: | 1 | [%] | |
| 9 | Critério de transição elasto-plástica: | 0.001 | [μm] | |

Figura A.8. Definição de critérios e tipo de fenda.

Após o processamento estar concluído, os parâmetros assumem os valores apresentados na Figura A.9.

| | | | | | | |
|----------------------|-----------|----------------------------|--|-------------------|-----------|----------------------------|
| F_{open} | 307.5188 | [N] | | $(declive)_1$ | 0.006491 | [$\mu\text{m}/\text{N}$] |
| F_{close} | 281.7869 | [N] | | $(F_{ep})_1$ | 478.40049 | [N] |
| | | | | $(CTOD_{ep})_1$ | 1.1102048 | [μm] |
| $F_{m\acute{a}x}$ | 641.28 | [N] | | $(\delta_{ep})_1$ | 1.1102048 | [μm] |
| $CTOD_{m\acute{a}x}$ | 2.46326 | [μm] | | | | |
| $(declive)_2$ | 0.0064907 | [$\mu\text{m}/\text{N}$] | | $(\delta e)_1$ | 2.166458 | [μm] |
| $(F_{ep})_2$ | 420.69503 | [N] | | $(\delta p)_1$ | 0.297274 | [μm] |
| $(CTOD_{ep})_2$ | 1.0305117 | [μm] | | | | |
| $(\delta_{ep})_2$ | 1.4327483 | [μm] | | $(\delta e)_2$ | 2.325977 | [μm] |
| | | | | $(\delta p)_2$ | 0.128756 | [μm] |
| Energia | 82.98265 | [μJ] | | | | |
| $(F_{min})_1$ | 67.2661 | [N] | | | | |
| $(F_{min})_2$ | 64.2423 | [N] | | | | |

Figura A.9. Valores obtidos para os parâmetros.

Na Figura A.10, Figura A.11, Figura A.12, Figura A.13 e Figura A.14, encontram-se representados os gráficos de saída. Estes gráficos têm como objetivo dar um feedback visual ao utilizador dos resultados do processamento.

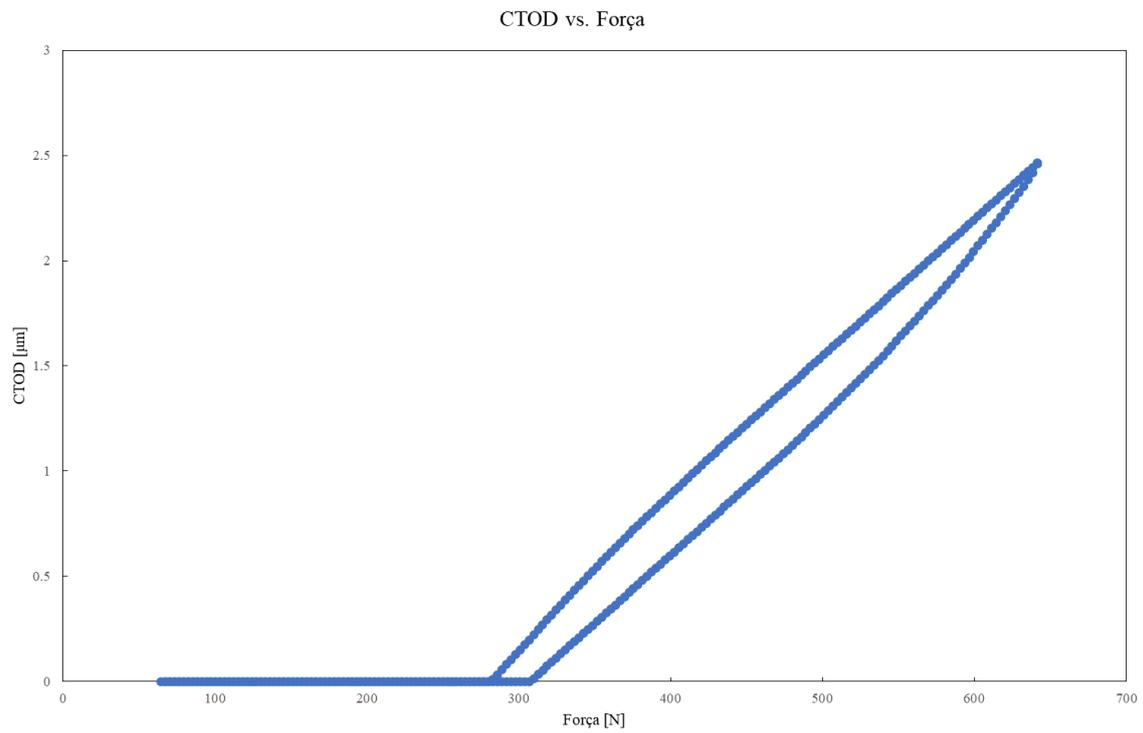


Figura A.10. Gráfico CTOD versus Força obtido.

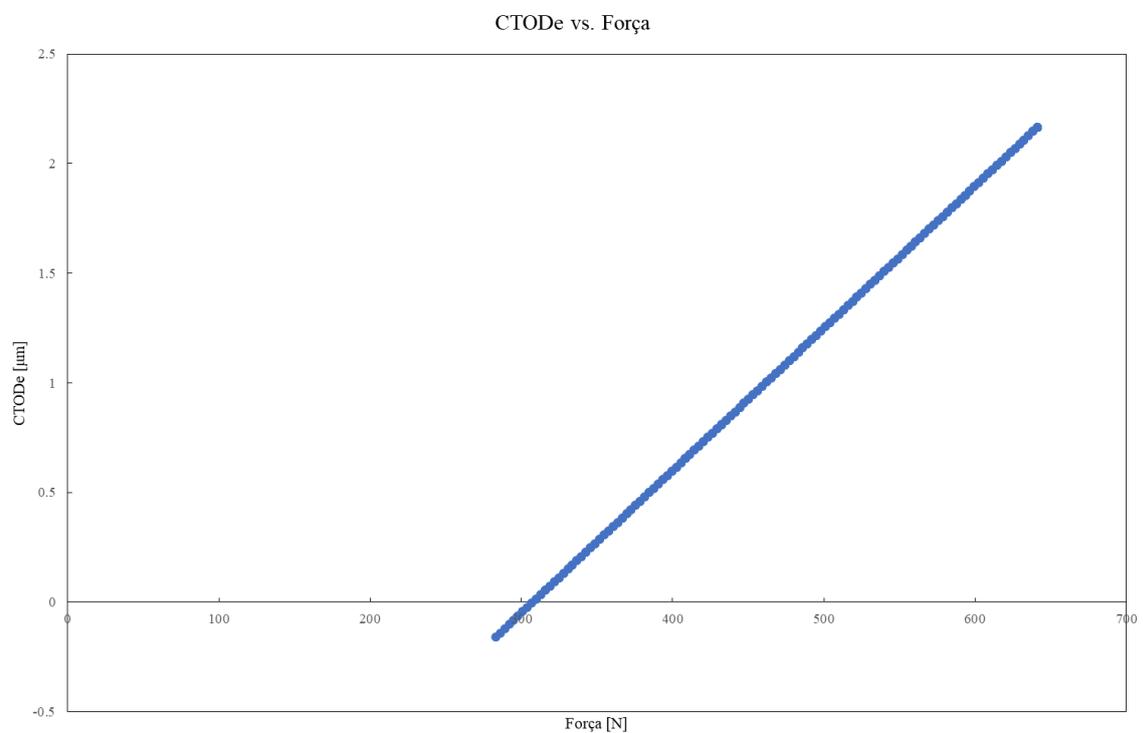


Figura A.11. Gráfico CTOD_e versus Força obtido.

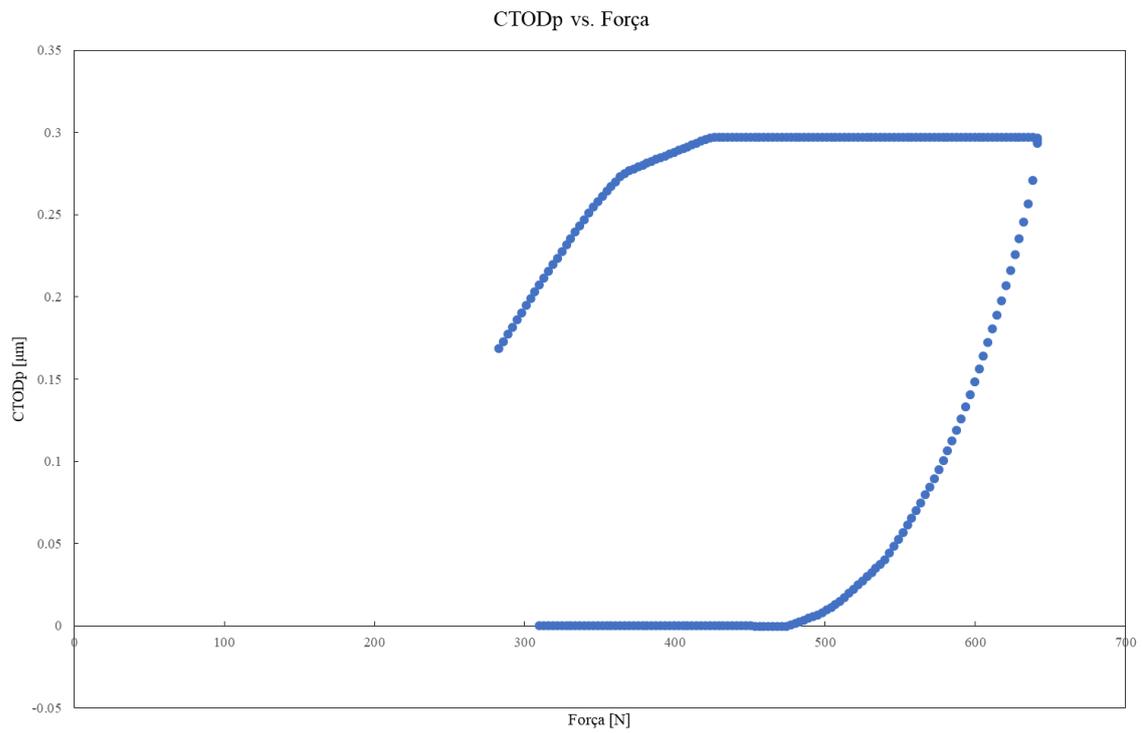


Figura A.12. Gráfico CTOD_p versus Força obtido.

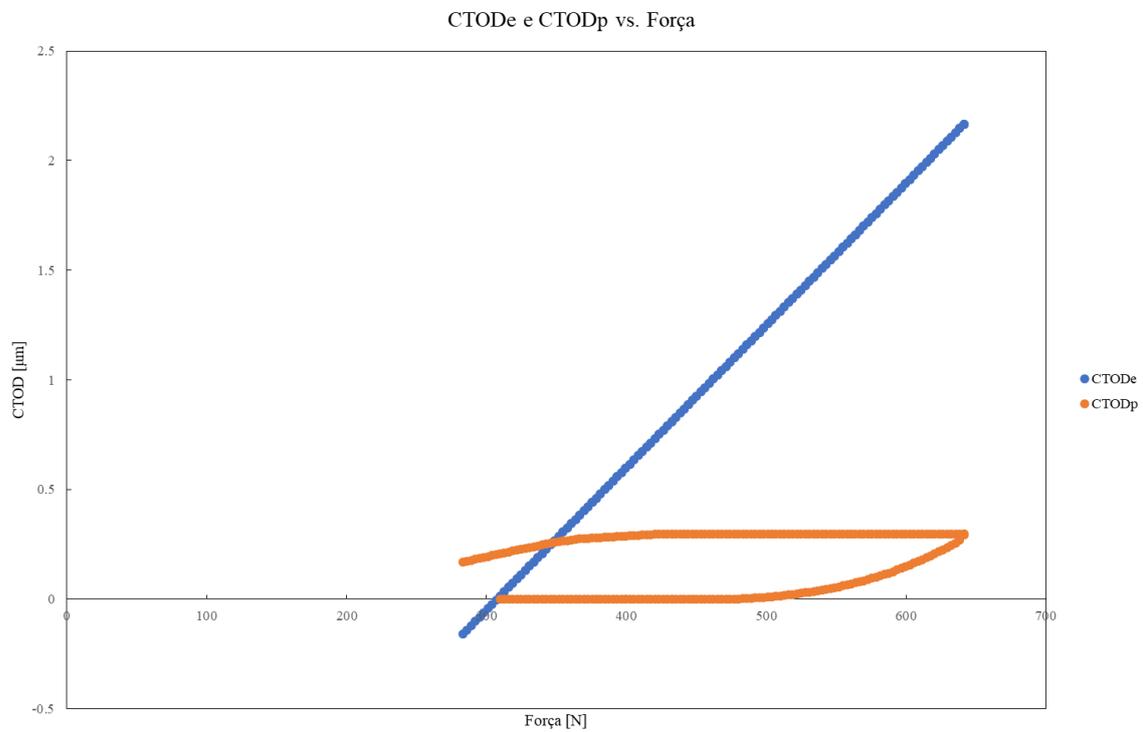


Figura A.13. Gráfico CTOD_e versus Força e CTOD_p versus Força obtido.

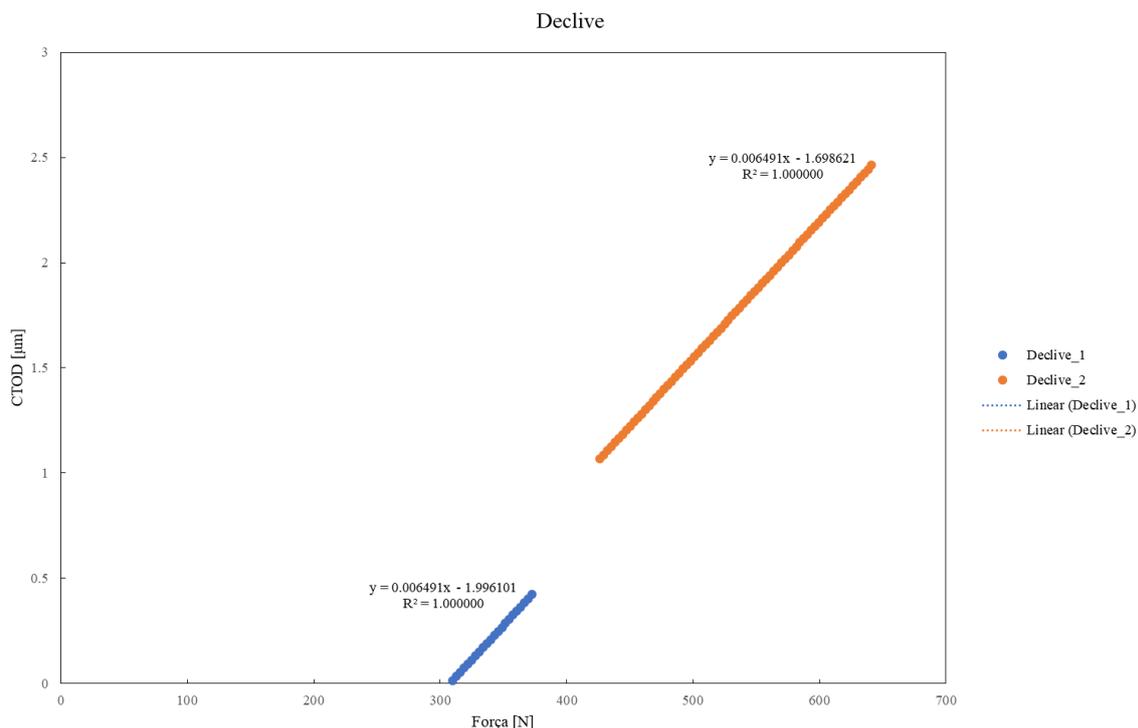


Figura A.14. Gráfico obtido, CTOD versus Força, dos pontos usados na obtenção dos declives com a respetiva regressão linear.

A.8. Aplicabilidade a DIC

Esta aplicação foi projetada para retirar os parâmetros, definidos anteriormente, de qualquer curva CTOD versus Força. No entanto, quando aplicada a uma curva obtida por DIC, encontraram-se algumas dificuldades.

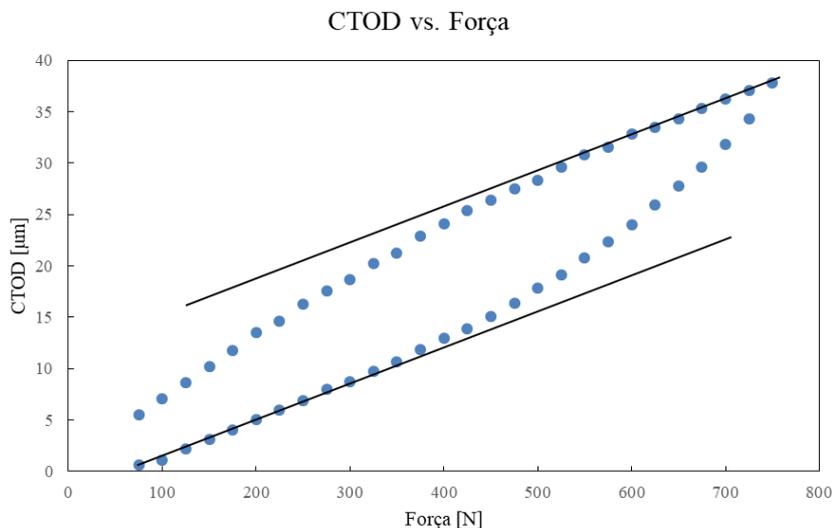


Figura A.15. Curva CTOD versus Força obtida por DIC.

Na Figura A.15, encontra-se apresentada a curva CTOD versus Força obtida por DIC. Comparando esta figura à Figura A.10, observam-se dois aspetos importantes:

- Existe um número muito reduzido de pontos na curva obtida por DIC;
- Existe uma oscilação significativa dos pontos.

Estes dois aspetos apontados em cima, levam a que a aplicação tenha dificuldade na determinação dos valores dos parâmetros. Apenas quando se reduz o número mínimo de pontos na regressão linear para dois, e um desvio máximo entre declives igual a 4.1 % é possível obter os valores dos diversos parâmetros. Os valores dos parâmetros encontram-se apresentados na Figura A.16.

| | | | | | |
|-------------------|-----------|----------------------------|----------------------|-----------|----------------------------|
| F_{open} | 75 | [N] | $F_{m\acute{a}x}$ | 750 | [N] |
| F_{close} | N/A | [N] | $CTOD_{m\acute{a}x}$ | 37.76966 | [μm] |
| $(declive)_1$ | 0.0277417 | [$\mu\text{m}/\text{N}$] | $(declive)_2$ | 0.028832 | [$\mu\text{m}/\text{N}$] |
| $(F_{ep})_1$ | 300.07804 | [N] | $(F_{ep})_2$ | 724.79322 | [N] |
| $(CTOD_{ep})_1$ | 8.6797671 | [μm] | $(CTOD_{ep})_2$ | 37.041898 | [μm] |
| $(\delta_{ep})_1$ | 8.6797671 | [μm] | $(\delta_{ep})_2$ | 0.727762 | [μm] |
| $(\delta e)_1$ | 18.72563 | [μm] | $(\delta e)_2$ | 19.4616 | [μm] |
| $(\delta p)_1$ | 18.63055 | [μm] | $(\delta p)_2$ | 12.78043 | [μm] |
| $(F_{min})_1$ | 75 | [N] | | | |
| $(F_{min})_2$ | 75 | [N] | Energia | 6090.308 | [μJ] |

Figura A.16. Valores obtidos para os parâmetros para a curva obtida por DIC.

Na Figura A.17, está representado $CTOD_p$ versus Força obtida por processamento da curva obtida por DIC. Analisando a figura, é bem visível a oscilação dos valores apontada anteriormente. É também visível o número reduzido de pontos do domínio puramente elástico (apenas dois pontos). Este número reduzidíssimo de pontos no domínio elástico leva a um cálculo comprometido do declive na descarga, comprometendo assim o cálculo dos restantes parâmetros.

Em suma, a ferramenta aparenta ser capaz de tratar curvas CTOD versus Força obtidas por DIC, mas é recomendado que o número de pontos por curva seja aumentado para que o cálculo dos valores dos diversos parâmetros seja mais seguro.

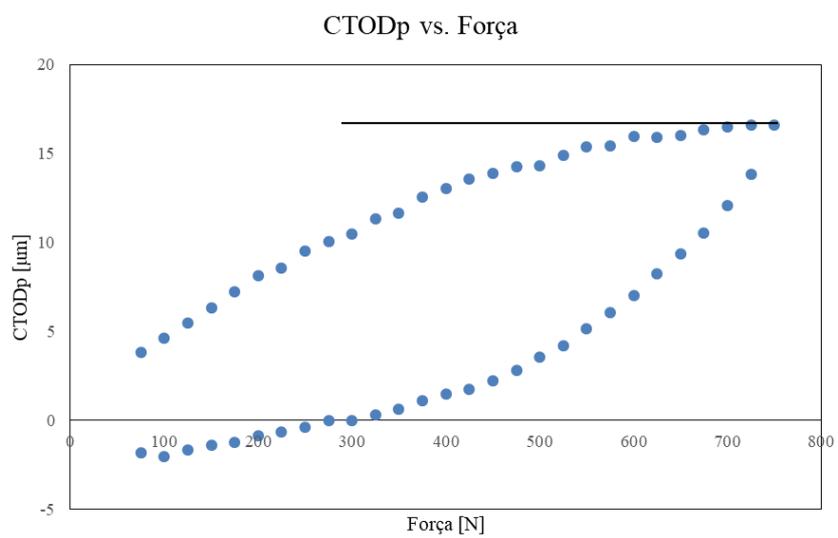


Figura A.17. Curva CTOD_p versus Força obtida recorrendo ao DIC.