



UNIVERSIDADE DE  
COIMBRA

Soumia Hajli

**PROPAGAÇÃO DE FENDAS POR FADIGA EM  
BIMATERIAIS**

**Dissertação no âmbito do Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica, na especialidade de Produção e Projeto orientada pelo Professor Doutor Diogo Mariano Simões Neto e 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 2022



1 2



9 0

FACULDADE DE  
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA  
UNIVERSIDADE DE  
COIMBRA

## **Propagação de fendas por fadiga em bimateriais**

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

### **Fatigue crack growth in bi-materials**

**Autor**

**Soumia Hajli**

**Orientadores**

**Professor Doutor Diogo Mariano Simões Neto**

**Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes**

**Júri**

**Presidente** Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa  
Professor Associado c/ Agregação da Universidade de Coimbra

**Orientador** Professor Doutor Fernando Jorge Ventura Antunes  
Professor Associado da Universidade de Coimbra

**Vogais** Professor Doutor Luís Filipe Pires Borrego  
Professor Coordenador do Instituto Superior de Engenharia de  
Coimbra

**Coimbra, Julho, 2022**



À minha família.

“Os obstáculos são aquelas coisas terríveis que você  
vê quando desvia os olhos do seu objetivo.”

Henry Ford



## Agradecimentos

A realização desta Dissertação de Mestrado apenas foi possível através de um trabalho conjunto, e não individual às quais deixo o meu profundo obrigado.

Ao Professor Doutor Diogo Neto por estar sempre disponível para me esclarecer dúvidas, pela grande paciência, transmissão de conhecimentos e ajuda constantes ao longo desta tese. Agradeço ainda muito por ter acreditado em mim, pelo carinho e dedicação constantes que me incentivaram sempre a dar o melhor de mim.

Ao professor Doutor Fernando Antunes pela disponibilidade, orientação e apoio prestado no decorrer deste trabalho. Agradeço ainda pelos conhecimentos e constante boa disposição ao longo deste semestre.

Um bom professor é paciente, gentil e atencioso. Os meus orientadores têm sido tudo isso e muito mais para mim. O meu muito obrigado!

Aos meus pais, por tudo o amor, apoio incondicional, presença constante e agradeco por tudo que fizeram e ainda fazem por mim. A confiança e o amor que depositaram em mim foram essenciais para que eu tornasse quem sou hoje.

Aos meus irmãos, Yassine e Mohamed, as minhas melhores lembranças estão guardadas com vocês.

Por fim, aos meus amigos que me acompanharam e apoiaram durante este percurso.

Este trabalho de investigação foi financiado por fundos nacionais da Fundação para a Ciência e a Tecnologia (FCT) no âmbito do projeto com referência PTDC/EME-EME/31657/2017 e pelo Fundo Europeu de Desenvolvimento Regional (FEDER) através do programa Portugal 2020 (PT2020) e o Programa Operacional Regional Centro 2020 (CENTRO-01-0145-FEDER-031657).



## Resumo

Componentes submetidos a cargas cíclicas podem falhar em serviço devido ao fenómeno de fadiga. Assim, prever a vida útil destes componentes é essencial. A análise de fendas por fadiga utiliza a relação entre a velocidade de propagação e a gama do fator de intensidade de tensões na extremidade da fenda. No entanto, esta abordagem apresenta algumas limitações, nomeadamente a incapacidade de incluir o efeito da razão de tensões, da história de carga e da variação das propriedades do material.

O objetivo desta dissertação é estudar numericamente a propagação de fendas por fadiga (PFF) em provete bimetálico, ou seja, a transição da fenda entre dois materiais distintos. Para isso procura-se estudar a velocidade de propagação de fendas por fadiga, as zonas deformadas plasticamente para entender a mudança do comportamento da velocidade de propagação na zona de transição, deslocamento de abertura da fenda, assim como a análise do fecho de fenda. Os materiais em estudo são duas ligas de alumínio, nomeadamente a liga AA6082-T6 e a liga AA7050-T6. As simulações são realizadas em estado plano de tensão e estado plano de deformação, assim como o contacto e sem contacto nos flancos das fendas, mantendo a geometria do provete e das condições de carregamento.

Os resultados de velocidade de propagação de fenda ( $da/dN$ ) indicam que há efetivamente uma influência do material à frente da ponta da fenda. A abordagem da transição do material reduz  $da/dN$  quando o material à frente é mais resistente (AA7050-T6) e aumenta  $da/dN$  se o material à frente é mais macio (AA6082-T6). Retirando o contacto entre as faces da fenda o efeito desaparece. De facto, existe uma relação entre a resistência do material e o alargamento do ciclo de deslocamento de abertura da extremidade de fenda (CTOD), isto é, os valores de CTOD da liga de alumínio 6082-T6 são superiores do que na liga de alumínio 7050-T6, pelo que esta última tem uma evolução de velocidade de propagação mais baixa.

**Palavras-chave:** Propagação de fenda por fadiga, Simulação numérica, Bimateriais, Provete de tensão compacta, Zona de transição, Deformação plástica.



## Abstract

Components submitted to cyclic loads can fail in service due to fatigue phenomenon. Thus, predicting the service life of these components is essential. The fatigue cracking analysis uses the relationship between the fatigue crack growth rate and the stress intensity factor range at the crack tip. However, this approach has some limitations, namely the inability to include the effect of the stress ratio, load history and the variation of material properties.

The objective of this dissertation is to study numerically the fatigue crack growth in bimetallic specimen, i.e., the crack transition between two different materials. Thus, different variables are analysed, namely the fatigue crack growth rate in the transition zone, the plastic zones, the crack tip opening displacement, as well as the analysis of the crack closure. The materials under study are two aluminium alloys, namely the AA6082-T6 alloy and the AA7050-T6 alloy. The simulations were performed both in plane stress and plane strain, as well as with and without contact at the crack flanks, maintaining the specimen's geometry and loading conditions.

The results of fatigue crack growth rate ( $da/dN$ ) evolution indicate that there is effectively an influence of the material ahead of crack tip. The arrival of the crack tip to the material interface transition reduces  $da/dN$  when the material ahead is stiffer (AA7050-T6) and increases  $da/dN$  if the material ahead is softer (AA6082-T6). Removing the contact between crack flanks, this effect disappears. In fact, there is a relationship between material strength and crack tip opening displacement (CTOD) cycle enlargement, i.e, the CTOD values of the 6082-T6 aluminium alloy are superior than in 7050-T6 aluminium alloy, so the latter has a lower fatigue crack growth rate.

**Keywords:** Fatigue crack growth, Numerical Simulation, Bi-materials, Compact tension specimen, Transition zone, Plastic deformation.



## Índice

Índice de Figuras .....	ix
Índice de Tabelas .....	xiii
Simbologia e Siglas .....	xiv
1. INTRODUÇÃO .....	1
1.1. Enquadramento .....	1
1.2. Objetivos .....	3
1.3. Estrutura da dissertação .....	3
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....	5
2.1. Fadiga .....	5
2.2. Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) .....	6
2.2.1. Limitações das curvas $da/dN-\Delta K$ .....	8
2.2.2. Propostas de melhoria à teoria MFLE .....	8
2.3. Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP) .....	11
2.3.1. Deslocamento de Abertura da Extremidade de Fenda (CTOD) .....	12
3. TEORIA DE PLASTICIDADE .....	13
3.1. Introdução .....	13
3.2. Modelos de comportamento elasto-plástico .....	15
3.2.1. Critério de plasticidade .....	15
3.2.2. Leis de encruamento .....	16
3.3. Materiais estudados .....	18
3.4. Identificação das constantes elasto-plásticas dos materiais .....	19
4. MODELO NUMÉRICO .....	21
4.1. Modelo físico .....	21
4.2. Condições de fronteira .....	22
4.3. Modelo de elementos finitos .....	24
4.3.1. Malha de elementos finitos .....	24
4.3.2. Carregamento .....	24
4.3.3. Propagação da fenda .....	25
4.4. Programa de elementos finitos DD3IMP .....	26
5. RESULTADOS .....	27
5.1. $da/dN$ -comprimento da fenda .....	27
5.2. Zonas plásticas .....	37
5.3. CTOD-Força .....	41
5.3.1. CTOD-Força para materiais únicos .....	41
5.3.2. CTOD-Força para materiais bimetálicos 6082-7050 .....	44
5.3.3. CTOD-Força para materiais bimetálicos 7050-6082 .....	49
5.4. Perfil da fenda .....	53
5.5. Barreira de um material resistente num provete CT .....	57
5.6. Provette MT versus provete CT .....	58
6. CONCLUSÕES .....	61

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....	63
ANEXO A – CÁLCULO DO VALOR DE K .....	67

## ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1. Evolução do processo de fadiga.....	5
Figura 2.2. Curva típica da/dN- $\Delta K$ .....	7
Figura 2.3. Mecanismos de fecho de fenda induzido por: (a) plasticidade; (b) óxidos e (c) rugosidade. Adaptado [16]. .....	9
Figura 2.4. Representação esquemática do efeito de fecho de fenda induzido por: (a) plasticidade (PICC); (b) óxidos (OICC) e (c) rugosidade (RICC). Adaptado [16]. 9	
Figura 2.5. Diagrama das zonas de extremidade de fenda, parâmetros e evolução tensão-deformação. Adaptado [25]. .....	11
Figura 2.6. Definições de CTOD: (a) CTOD igual ao deslocamento normal ao plano da fenda relativamente à posição da extremidade; (b): CTOD igual ao deslocamento na interseção de um vértice de 90° com as faces da fenda. ....	12
Figura 3.1. Gráfico de tensão vs deformação de um ensaio de tração. ....	13
Figura 3.2. Representação geométrica dos critérios de plasticidade de Tresca e von Mises, no espaço das tensões de Cauchy. Adaptado [27]. .....	14
Figura 3.3. Representação do comportamento plástico, de materiais em tração-compressão, segundo o encruamento isotrópico. Do lado esquerdo as superfícies de cedência, inicial e expandida. Do lado direito a curva tensão vs deformação correspondente. Adaptado de [28]. .....	16
Figura 3.4. Representação do comportamento plástico, de materiais em tração-compressão, segundo o encruamento cinemático. Do lado esquerdo as superfícies de cedência, inicial e final. Do lado direito a curva tensão vs deformação correspondente. Adaptado de [28]. .....	17
Figura 3.5. Tensão vs deformação para os materiais 6082-T6 e 7050-T6. ....	20
Figura 4.1. Representação esquemática das dimensões (em mm) do provete CT.....	21
Figura 4.2. (a) Representação esquemática de ¼ do provete CT. Condições de fronteira: (b): Estado plano de tensão; (c) Estado plano de deformação. ....	22
Figura 4.3. Malha de elementos finitos do provete CT, contendo um detalhe para realçar a zona refinada. ....	24
Figura 4.4. Representação do carregamento cíclico ao provete CT. ....	25
Figura 5.1. Velocidade de propagação vs comprimento da fenda, para materiais simples e o par de materiais, em estado plano de tensão e com contacto. ....	27
Figura 5.2. Velocidade de propagação vs comprimento de fenda, para materiais simples e o par de materiais, em estado plano de deformação e com contacto.....	29
Figura 5.3. Velocidade de propagação vs comprimento da fenda, para materiais simples e o par de materiais, em estado plano de tensão e sem contacto.....	30

Figura 5.4. $da/dN$ com comprimento de fenda, para materiais simples e o par de materiais, em estado plano de deformação e sem contacto. ....	32
Figura 5.5. $da/dN$ versus comprimento de fenda, para o par de materiais comparando as situações com e sem contacto: (a) Estado plano de tensão; (b) Estado plano de deformação. ....	32
Figura 5.6. Relação de $da/dN$ com comprimento da fenda, para materiais simples, com e sem contacto: (a) Estado plano de tensão; (b) Estado plano de deformação. ...	35
Figura 5.7. Deformação plástica em função do número de ciclos dos materiais simples 6082 e 7050, para um comprimento de fenda $a=16$ mm, comparando as situações com e sem contacto: (a) Estado plano de tensão; (b) Estado plano de deformação. ....	36
Figura 5.8. Zonas deformadas plasticamente (estado plano de tensão, com contacto): (a) 6082-7050 no ponto C; (b) 7050-6082 no ponto H. ....	38
Figura 5.9. Zonas deformadas plasticamente (estado plano de tensão, com contacto): (a) 6082-7050 no ponto F; (b) 7050-6082 no ponto D. ....	39
Figura 5.10. Zonas deformadas plasticamente (estado plano de deformação, com contacto) no ponto A: (a) 6082-7050; (b) 7050-6082. ....	40
Figura 5.11. CTOD vs força para materiais simples, com contacto: (a) Estado plano de tensão; (b) Estado plano de deformação. ....	42
Figura 5.12. CTOD vs força para materiais simples sem contacto: (a) Estado plano de tensão; (b) Estado plano de deformação. ....	43
Figura 5.13. (a) CTOD vs força; (b) $da/dN$ vs comprimento de fenda, para o par de materiais 6082-7050 em estado plano de tensão e com contacto. ....	45
Figura 5.14: (a) CTOD vs força; (b) $da/dN$ vs comprimento de fenda, para o par de materiais 6082-7050 em estado plano de deformação e com contacto. ....	46
Figura 5.15. $U^*$ vs Comprimento da fenda para o material bimetálico 6082-7050 em estado plano de tensão e estado plano de deformação, com contacto. ....	47
Figura 5.16: (a) CTOD vs força; (b) $da/dN$ vs comprimento de fenda, para o par de materiais 6082-7050 em estado plano de tensão e sem contacto. ....	48
Figura 5.17: (a) CTOD vs força; (b) $da/dN$ vs comprimento de fenda, para o par de materiais 6082-7050 em estado plano de deformação e sem contacto. ....	49
Figura 5.18: (a) CTOD vs força; (b) $da/dN$ vs comprimento de fenda, para o par de materiais 7050-6082 em estado plano de tensão e com contacto. ....	50
Figura 5.19: (a) CTOD vs força; (b) $da/dN$ vs comprimento de fenda, para o par de materiais 7050-6082 em estado plano de deformação e com contacto. ....	50
Figura 5.20. $U^*$ vs Comprimento da fenda para o material bimetálico 7050-6082 em estado plano de tensão e estado plano de deformação, com contacto. ....	51
Figura 5.21: (a) CTOD vs força; (b) $da/dN$ vs comprimento de fenda, para o par de materiais 7050-6082 em estado plano de tensão e sem contacto. ....	52

---

Figura 5.22: (a) CTOD vs força; (b) $da/dN$ vs comprimento de fenda, para o par de materiais 7050-6082 em estado plano de deformação e sem contacto.....	53
Figura 5.23. Abertura da fenda vs comprimento da fenda, para materiais únicos e para um comprimento $a=16.64\text{mm}$ , com contacto, à carga mínima: (a) Estado plano de tensão; (b) Estado plano de deformação.....	54
Figura 5.24. Abertura da fenda vs comprimento da fenda, para o par de materiais 6082-7050, com contacto, à carga mínima: (a) Estado plano de tensão; (b) Estado plano de deformação. ....	55
Figura 5.25. Abertura da fenda vs comprimento da fenda, para o par de materiais 7050-6082, com contacto, à carga mínima: (a) Estado plano de tensão; (b) Estado plano de deformação. ....	56
Figura 5.26. Velocidade de propagação vs comprimento da fenda, para os materiais 6082-6082 e 6082-7050-6082 em estado plano de tensão e com contacto no provete CT. ....	58
Figura 5.27. Zona refinada da malha de elementos finitos do material 6082 contendo uma barreira do material 7050, no provete CT. ....	58
Figura 5.28. (a) Provete do tipo MT; (b) e (c): Representação da zona refinada da malha de elementos finitos de $1/8$ do provete.....	59
Figura 5.29. Velocidade de propagação vs comprimento da fenda, para o material único 6082 e o par de materiais 6082-7050, em estado plano de tensão e com contacto no provete MT.....	60



## ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 3.1. Constantes elasto-plásticas dos materiais AA6082-T6 e AA7050-T6. ....	19
Tabela 3.2. Valor crítico da deformação plástica acumulada na ponta da fenda. ....	20
Tabela 4.1. Simulações numéricas realizadas para os provetes CT e MT.....	23
Tabela 4.2. Ficheiros de entrada e de saída de Software DD3IMP.....	26

## Simbologia e Siglas

### Simbologia

- A** - Conjunto de parâmetros de Voce e de Armstrong & Frederick que minimiza  $F(\mathbf{A})$
- $a$  - Comprimento de fenda
- $a_0$  - Comprimento inicial de fenda
- $C, m$  - Constantes da lei de Paris
- $C_X$  - Parâmetro da lei de Armstrong & Frederick cinemática
- $C_Y$  - Parâmetro da lei de Voce isotrópica
- $da/dN$  - Velocidade de propagação de fenda
- $E$  - Módulo de Young
- $f$  - Condição que define a superfície plástica
- $F_{aberto}$  - Força de abertura da fenda
- $F_{máx}$  - Força máxima num ciclo de carregamento
- $F_{mín}$  - Força mínima num ciclo de carregamento
- $K$  - Fator de intensidade de tensão
- $K_{IC}$  - Tenacidade à fratura
- $K_{máx}$  - Fator de intensidade de tensão máximo
- $K_{mín}$  - Fator de intensidade de tensão mínimo
- $K_{aberto}$  - Fator de intensidade de tensão de abertura de fenda
- $U^*$  - Percentagem do ciclo de carga para o qual a fenda permanece fechada
- R** - Razão de tensões

---

$r_{pc}$	- Raio da zona plástica inversa
$X$	- Tensor das tensões inversas
$X_{SAT}$	- Tensão de saturação cinemática
$Y$	- Fator geométrico
$Y_0$	- Tensão limite de elasticidade
$Y_{SAT}$	- Tensão de saturação isotrópica
$\delta_e$	- Gama de $CTOD_e$ (elástico)
$\delta_p$	- Gama de $CTOD_p$ (plástico)
$\Delta K$	- Gama do fator de intensidade de tensão
$\Delta K_{eff}$	- Gama efetiva do fator de intensidade de tensão
$\Delta K_{th}$	- Limiar de propagação de fendas por fadiga
$\Delta \varepsilon_{p,yy}$	- Gama de deformação plástica
$\bar{\varepsilon}^p$	- Deformação plástica equivalente
$\dot{\bar{\varepsilon}}^p$	- Taxa de deformação plástica equivalente
$\varepsilon_p^c$	- Valor crítico da deformação plástica acumulada
$\sigma$	- Tensão aplicada
$\sigma_{m\acute{a}x}$	- Tensão máxima
$\sigma_{m\acute{i}n}$	- Tensão mínima
$\sigma^{Fit}$	- Valores ajustados para valores de tensão real
$\sigma^{Exp}$	- Valores medidos experimentalmente para valores de tensão real
$\bar{\sigma}$	- Tensão equivalente
$\sigma'$	- Tensor das tensões de Cauchy
$\nu$	- Coeficiente de Poisson

## SIGLAS

AA	- Aluminium Alloy (liga de alumínio)
ASTM	- American Society for Testing and Materials
CJP	- Christopher James Patterson (model)
CTOD	- Crack Tip Opening Displacement (Deslocamento de abertura da extremidade de fenda)
CT	- Provete do tipo Compact-Tension
DD3IMP	- Deep Drawing 3D IMPLICIT finite element solver
DP	- Estado plano de deformação
GRG2	- Generalised Reduced Gradient
MFLE	- Mecânica da Fratura Linear Elástica
MFEP	- Mecânica da Fratura Elasto-plástica
MT	- Provete com fenda central
PPF	- Propagação de Fenda por Fadiga
PICC	- Plasticity Induced Crack Closure (Fecho de fenda induzido por deformação plástica)
TP	- Estado plano de tensão





# 1. INTRODUÇÃO

## 1.1. Enquadramento

Todos os elementos mecânicos estão sujeitos a falhas. As falhas mecânicas ocorrem quando a capacidade de um componente é inferior a solicitação que lhe é aplicada. As solicitações dinâmicas são as mais frequentes em elementos de máquinas, em que quando aplicadas num componente podem provocar fadiga. Este modo de falha é responsável por 80% a 90% das falhas nas peças em serviço sujeitas a cargas cíclicas [1]. A fadiga é um fenómeno físico muito complexo, que depende de vários fatores [2] como a geometria, carregamento, material e condições ambientais.

Normalmente, nos estudos do fenómeno de fadiga apenas é utilizado um material. No entanto existem muitas situações envolvendo mais que um material ou alterações locais da microestrutura, ou seja, materiais não homogêneos. Soldaduras são uma situação clássica envolvendo materiais não homogêneos. O material de soldadura pode ser mais resistente ou menos resistente que o material base, sendo designados por *overmatching* e *undermatching*, respetivamente. A entrada de calor também altera a microestrutura do material base, numa região chamada zona afetada pelo calor. A soldadura por fricção pode ser usada para unir materiais diferentes. Exemplos com sucesso são: Al/Al, Aço/Al e Al6060/Ti6Al4V. Por outro lado, o Aço/Cu produz partículas intermetálicas frágeis dificultando a ligação. Também a fabricação aditiva pode ser usada para produzir multimateriais. A soldadura por explosão é outra tecnologia capaz de unir diferentes materiais, mas o material lançado no material base deve ter uma espessura relativamente pequena, portanto só permite criar um revestimento. De facto, o uso de materiais diferentes abre a oportunidade para produtos sustentáveis e soluções leves.

Conseguir prever a vida útil de um componente é importante para a segurança de estruturas e consequente proteção da vida humana. A sua determinação é normalmente efetuada relacionando a velocidade de propagação,  $da/dN$ , com a gama do fator de intensidade de tensões,  $\Delta K$ . No entanto, esta abordagem apresenta algumas limitações

que serão apresentadas no Capítulo 2. De forma a contornar estas limitações foram propostas algumas teorias, como o fecho de fenda, T-Stress, modelo CJP, Integral J, energia dissipada na extremidade da fenda e o deslocamento de abertura da extremidade de fenda.

A propagação de fendas por fadiga em multimateriais não está completamente compreendida, portanto merece um estudo. Uma abordagem numérica baseada na deformação plástica acumulada tem sido usada para prever a propagação de fenda por fadiga [3]. O nó da ponta da fenda é libertado quando esta deformação plástica acumulada atinge um valor crítico, que é calibrado usando um valor experimental de  $da/dN$ . Este modelo inclui os efeitos do fecho de fenda induzido por plasticidade, fecho parcial, tensões residuais, arredondamento da ponta da fenda e endurecimento do material. Por outro lado, o fecho de fenda induzido por rugosidade e por oxidação, que são mais relevantes perto do limiar, não são modelados. Esta previsão numérica de PFF, baseada na deformação plástica acumulada na ponta da fenda, tem-se revelado bastante positiva que foi comprovada em estudos anteriores. Na verdade, a abordagem foi capaz de prover qualitativamente os efeitos de  $\Delta K$  [4], razão de tensão [5], estado de tensão [6], sobrecargas [3][5] e razão de sobrecargas [5]. Além disso, as comparações diretas feitas com resultados experimentais validaram a suposição de que a deformação plástica cíclica é a principal força motriz da fenda. Borges *et al.* [7] previram com sucesso o efeito de  $\Delta K$  observando experimentalmente em liga de alumínio 2024-T251 e aço 18Ni300, enquanto Neto *et al.* [5] previram o efeito da razão de tensão. Portanto, esta abordagem pode ser aplicada com confiança para prever a razão de PFF em novas situações, nomeadamente envolvendo diferentes materiais.

## 1.2. Objetivos

O objetivo geral da presente dissertação é o estudo numérico de propagação de fendas por fadiga em bimateriais, nomeadamente a transição de uma fenda de fadiga de um material para outro. Os materiais estudados são as ligas de alumínio AA6082-T6 e AA7050-T6.

Como objetivos específicos podem indicar-se:

- Estudar a velocidade de propagação da fenda em bimateriais, 6082-7050 e 7050-6082, comparando-as com a evolução das velocidades em materiais únicos.
- Estudar a relação entre CTOD e a velocidade de propagação da fenda,  $da/dN$ , dos materiais em estudo.
- Comparar a evolução de  $da/dN$  e o CTOD em estado plano de tensão e estado plano de deformação, assim como nas situações em que existe ou não o contacto entre as faces da fenda;
- Obter os perfis da fenda dos materiais AA6082-T6 e AA7050-T6.

## 1.3. Estrutura da dissertação

Esta tese está dividida em seis capítulos, a numeração e apresentação de cada capítulo são apresentadas de seguida:

- Capítulo 1, Introdução: introdução à temática em estudo com apresentação do enquadramento, objetivos do trabalho em questão e a estrutura da dissertação;
- Capítulo 2, Revisão bibliográfica: Descrição de alguns conceitos da teoria de fadiga e os conceitos e definições consideradas relevantes para a compreensão dos capítulos seguintes.
- Capítulo 3, Teoria de plasticidade: são apresentadas algumas noções da teoria de plasticidade, assim como os modelos usados para descrever o comportamento mecânico dos materiais. Para além disso, ainda são apresentados os materiais estudados.

- Capítulo 4, Modelo numérico: contém a descrição relativamente ao procedimento numérico utilizado, nomeadamente a informação relativa à geometria e material do provete, à malhagem, e ao programa de elementos finitos utilizado, entre outros aspetos.
- Capítulo 5, Resultados: são apresentados e analisados os resultados obtidos de  $da/dN$ , zonas deformadas plasticamente, gráficos de CTOD, assim como os perfis da fenda. Além disso serão também apresentados a evolução da velocidade de propagação dos materiais 6082-7050-6082 no provete CT, assim como 6082-6082 e 6082-7050 no provete MT.
- Capítulo 6, Conclusões: são apresentadas as principais conclusões obtidas neste trabalho.

## 2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1. Fadiga

Segundo a ASTM [8], “a fadiga é um processo de alteração estrutural permanente, progressivo e localizado que ocorre num material sujeito a condições produtoras de tensões ou extensões dinâmicas num ponto ou em vários pontos, e que pode culminar em fissuras ou numa fratura completa, após um número suficiente de variações de carga”. Assumindo um componente isento de defeitos internos, o processo de fadiga pode ser dividido em três fases, como ilustra a Figura 2.1.

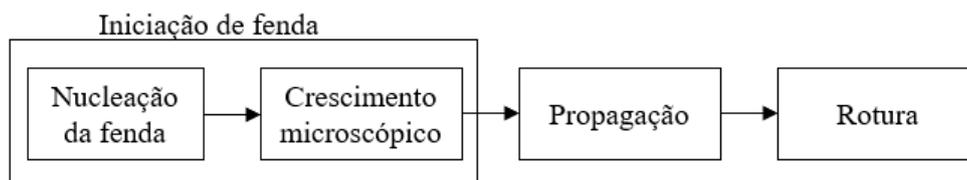


Figura 2.1. Evolução do processo de fadiga.

A fase de iniciação envolve a nucleação e o crescimento microscópico da fenda em planos de corte. Esta fase inicia-se, a maior parte das vezes, na superfície do componente devido à deformação plástica dos grãos cristalinos, ou nas zonas em que a concentração de tensões é muito elevada, devido ao efeito de entalhe aí existente. Devido à contínua aplicação de carga cíclica, formam-se linhas de escorregamento na superfície, onde a densidade de deslocações é mais elevada, irreversíveis e propaga-se segundo um ângulo a  $45^\circ$  em relação à direção do carregamento.

Na fase de propagação criam-se planos de deslizamento próximos à extremidade da fenda, em que a propagação macroscópica ocorre perpendicularmente à direção de aplicação da carga. Nesta fase há um aumento progressivo da velocidade de propagação da fenda. Devido à contínua aplicação de carga cíclica, o comprimento da fenda atinge uma dimensão crítica, o que torna a secção transversal incapaz de suportar a carga aplicada originando, assim, rotura instável.

## 2.2. Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE)

Existem duas abordagens na Mecânica da Fratura que podem ser utilizadas consoante as considerações físicas para o modelo em estudo: a Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) e a Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP).

A Mecânica da Fratura Linear Elástica é uma teoria proposta por Irwin [9], em 1958, que tem por finalidade o estudo de propagação de fendas. A MFLE é aplicada geralmente em casos em que a deformação elástica envolvida na extremidade da fenda é significativa, desde modo a deformação plástica é desprezada. Irwin demonstrou que o parâmetro controlador da distribuição de tensões na ponta da fenda pode ser quantificado em termos do fator de intensidade de tensão,  $K$  que é dado pela seguinte expressão:

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

onde  $Y$  é um fator geométrico que depende do carregamento, da geometria do componente e da fenda,  $\sigma$  é a tensão nominal aplicada, e  $a$  o comprimento da fenda. Quando  $K$  atinge um valor crítico ( $K_{IC}$ ), ocorre rotura instável do tipo frágil.

Existe, efetivamente, uma relação entre a velocidade de propagação da fenda,  $da/dN$  e a gama do fator de intensidade de tensões,  $\Delta K$ , em que:

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

onde  $K_{m\acute{a}x}$  e  $K_{m\acute{i}n}$  são, respetivamente, os valores máximo e mínimo durante um ciclo de carga. A Figura 2.2 representa uma função que descreve o aumento da velocidade de propagação da fenda em relação a gama de fator de intensidade de tensão.

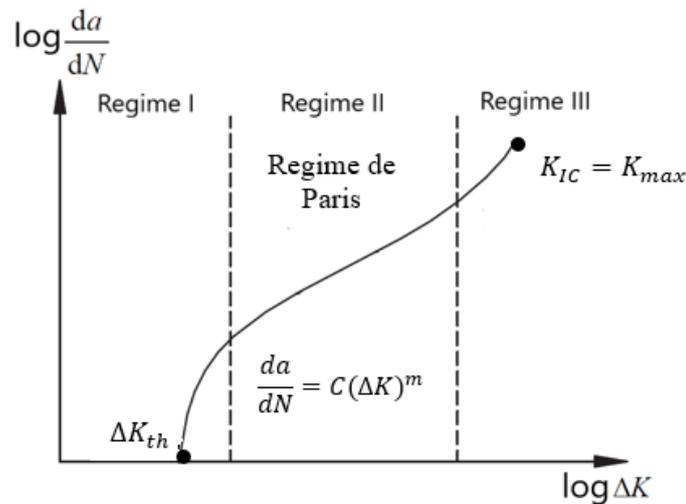


Figura 2.2. Curva típica  $da/dN$ - $\Delta K$ .

Na figura é possível identificar três regimes diferentes:

- Regime I: abaixo do limiar de propagação da fenda,  $\Delta K_{th}$ , a velocidade de propagação é nula ou é desprezível. Este valor pode ser determinado utilizando técnicas experimentais.
- Regime II: é neste regime que acontece a maior parte da vida de uma fenda por fadiga. Existe, efetivamente, uma relação de linearidade (em escala bi-logarítmica) entre  $da/dN$ - $\Delta K$  dada pela lei de Paris pela seguinte expressão:

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

em que  $C$  e  $m$  são constantes do material que dependem da tensão média, frequência, temperatura e das condições ambientais.

- Regime III: a propagação da fenda ocorre de forma acelerada até a rotura final em que  $K_{máx}$  atinge valor próximo do valor crítico  $K_{IC}$ . Nos materiais dúcteis, este regime não existe.

Outro parâmetro de grande importância para a avaliação do problema da fadiga é a tensão média. Geralmente, é quantificada pela razão entre a tensão mínima e máxima durante um ciclo de carregamento. De um modo geral, a velocidade de propagação da fenda aumenta com o aumento da razão de tensões, dada por:

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

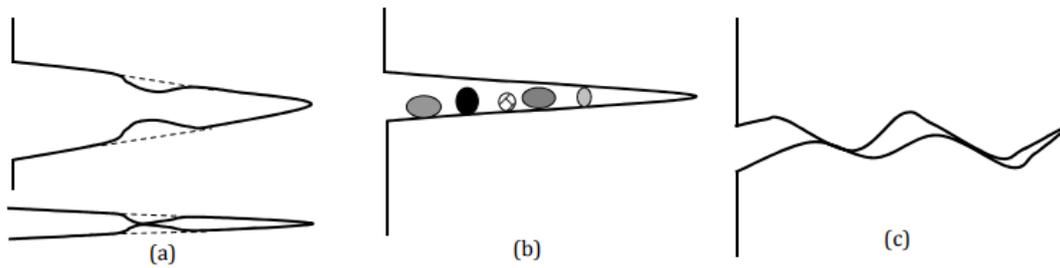
### 2.2.1. Limitações das curvas da/dN- $\Delta K$

A abordagem da/dN- $\Delta K$  tem sido amplamente utilizada no projeto de estruturas e componentes submetidos a carregamentos cíclicos, assumindo que o dano da ponta da fenda é controlado pelo campo elástico das tensões [10]. No entanto, há um erro fundamental por trás do uso do intervalo de fator de intensidade de tensão,  $\Delta K$ , para o estudo de fadiga. De facto,  $\Delta K$  é um parâmetro elástico, enquanto a propagação por fadiga está ligada a mecanismos não lineares e irreversíveis que ocorrem na ponta da fenda como é o caso da deformação plástica. Este parâmetro pode ser obtido numericamente e já existem na literatura diferentes soluções e vastos estudos feitos em geometrias distintas.

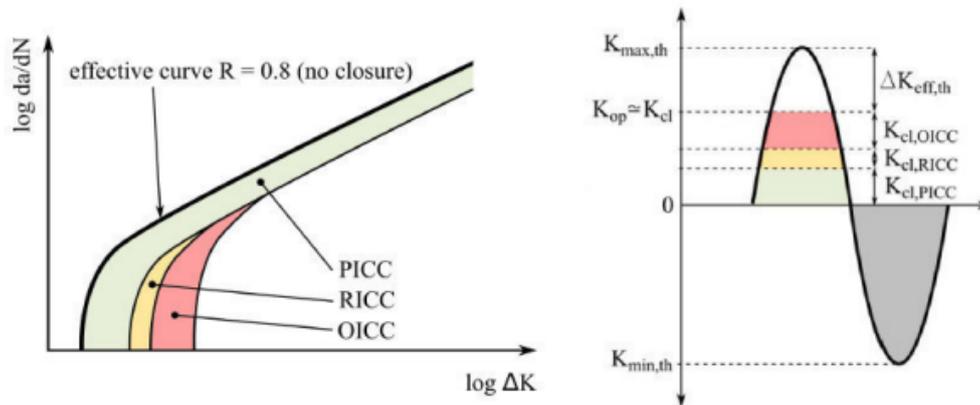
Para fissuras longas, da/dN- $\Delta K$ , continua a traduzir bons resultados no âmbito da MFLE. Contudo, foram identificadas diferentes limitações, nomeadamente, a incapacidade de prever a influência da razão de tensões, do histórico, o comportamento estranho observado para fendas curtas e a sua validade limitada à MFLE [11]. Além disto, retomando a equação (2.3, podem também identificar alguns problemas dimensionais. Ora,  $\Delta K$  toma unidades de [MPa $\sqrt{m}$ ,] mas da/dN- $\Delta K$  traduz [m/ciclo], o que implica que a constante  $C$  tenha que assumir unidades [ $\sqrt{m}/MPa \cdot ciclo$ ], de modo que a equação seja coerente.

### 2.2.2. Propostas de melhoria à teoria MFLE

Diferentes soluções têm sido propostas de modo a tentar corrigir as limitações das curvas da/dN- $\Delta K$ . Um dos mais conhecidos é fenómeno de fecho de fenda. Este fenómeno foi primeiramente definido por Elber [12] e assume que existe um nível de carga abaixo do qual os flancos da fenda estão em contacto, e que por isso não há propagação de fenda. Existem diversos mecanismos que influenciam o fecho de fenda, nomeadamente, induzido por: plasticidade (PICC) [13], rugosidade (RICC) [14] e oxidação (OICC) [15]. Na Figura 2.3 estão ilustrados os diferentes tipos de fecho de fenda. A Figura 2.4 ilustra a importância desses mecanismos para diferente  $\Delta K$ .



**Figura 2.3.** Mecanismos de fecho de fenda induzido por: (a) plasticidade; (b) óxidos e (c) rugosidade. Adaptado [16].



**Figura 2.4.** Representação esquemática do efeito de fecho de fenda induzido por: (a) plasticidade (PICC); (b) óxidos (OICC) e (c) rugosidade (RICC). Adaptado [16].

O fecho de fenda induzido por rugosidade e por oxidação são geralmente dominantes no regime I das curvas  $da/dN$ - $\Delta K$ , onde a abertura da fenda é relativamente baixa [17]. O OICC depende muito do par material-ambiente, enquanto o RICC é devido ao facto de as superfícies da fenda não serem polidas, causando contacto prematuro entre as mesmas, devido às irregularidades presentes. Por outro lado, o PICC tem maior influência para valores de  $\Delta K$  mais elevados, sendo que é o mecanismo mais relevante no regime II [18]. Elber [12] sugeriu que não só as zonas na frente da fenda são responsáveis pelo comportamento do material à fadiga, mas também as zonas que foram deformadas anteriormente também são responsáveis por este comportamento, o que leva a um contacto prematuro entre as superfícies de fratura. No entanto, diversos autores questionam a importância do conceito de fecho de fenda. Vasudevan *et al.* [19] afirmou que o fecho de fenda induzido por plasticidade não ocorre em condições de deformação plana. Foi também proposto o conceito de fecho de

fenda parcial que pressupõe que o contacto entre os flancos da fenda não ocorre 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 [20] [21]. Em resumo, o fecho de fenda é uma boa tentativa de corrigir  $\Delta K$ , que tenta incluir fenómenos que ocorrem na extremidade da fenda, mas não resolve totalmente o problema e levanta novas questões. Assim, outros investigadores propuseram parâmetros complementares, tais como, o conceito de T-stress que quantifica o efeito da geometria do provete no fecho de fenda [22] e o modelo CJP que usa quatro parâmetros diferentes para descrever o campo de tensão na extremidade de fenda.

Existem muitos procedimentos experimentais para a avaliação do fecho de fenda. Borrego em 2001 [23] recorreu ao método global com recurso a um pino colocado no centro de uma amostra MT. A técnica conhecida como maximização do coeficiente de correlação foi utilizada por Borrego com o intuito de determinar a força de abertura da fenda,  $F_{aberto}$ , e conseqüentemente calcular a percentagem do ciclo de carga para o qual a fenda permanece totalmente fechada,  $U^*$ :

$$U^* = \frac{F_{aberto} - F_{mín}}{F_{máx} - F_{mín}} \times 100 \quad (2.5)$$

Posto isto, no caso de existir o fecho de fenda, é possível o uso de fator de intensidade de tensão efetiva,  $\Delta K_{eff}$ , como força motora para a propagação da fenda por fadiga. A gama de carga efetiva é então traduzida pela seguinte equação:

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

onde  $K_{aberto}$  é o fator de intensidade de tensões abaixo da qual a fenda permanece fechada e  $K_{máx}$  é o fator de tensões associado ao valor máximo do ciclo de tensão a que o material é sujeito. No entanto, não há um critério que nos permita saber o valor de  $K_{aberto}$  com precisão. A relação entre  $da/dN$ - $\Delta K$  dada pela lei de Elber, que leva em consideração o efeito de fecho de fenda, assume a seguinte expressão:

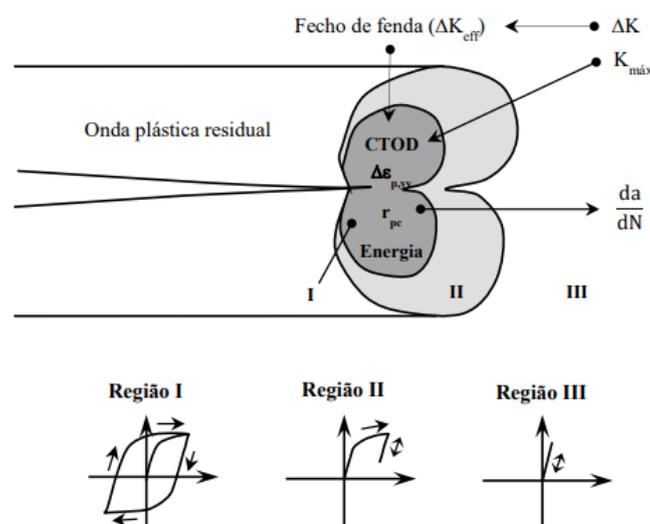
$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_{eff})^m \quad (2.7)$$

Todos os mecanismos acima referidos são baseados em  $\Delta K$ , mas devido às limitações encontradas na utilização deste parâmetro elástico, foram propostos parâmetros não lineares para quantificar a deformação plástica na extremidade da fenda.

### 2.3. Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP)

Na Figura 2.5 estão representadas as três regiões distintas que é possível identificar na extremidade de fenda [24], no modo I de carregamento (tração). Pode-se identificar e classificar essas regiões da seguinte forma:

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

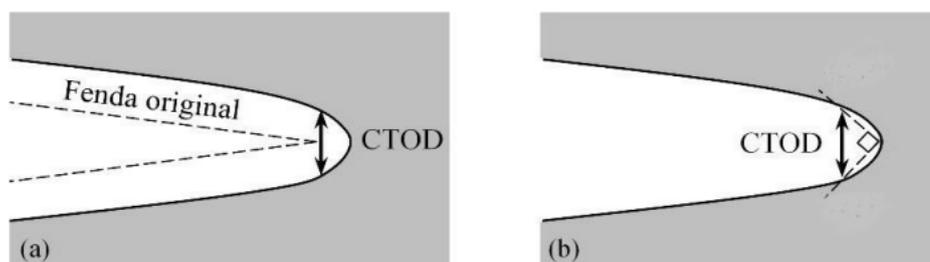


**Figura 2.5.** Diagrama das zonas de extremidade de fenda, parâmetros e evolução tensão-deformação. Adaptado [25].

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

Ao tentar medir o valor da tenacidade à fratura em diversos aços estruturais, Wells [26] observou que estes materiais eram muitos dúcteis para serem caracterizados pela MFLE. Avaliando os provetes, Wells observou que antes da fratura a deformação plástica provocava o arredondamento da ponta da fenda, e que o grau de arredondamento aumentava proporcionalmente com a tenacidade do material. Este parâmetro é conhecido como deslocamento de abertura da fenda (CTOD). O CTOD consiste na distância física entre as duas superfícies de uma fenda de fadiga. Existem duas definições para avaliar o CTOD, como ilustra a Figura 2.6. A primeira consiste no deslocamento normal ao plano da fenda relativamente à posição original da extremidade de fenda. A segunda, proposta por Rice, mede o deslocamento na interseção de um vértice de  $90^\circ$  com as faces da fenda. Estas duas definições são equivalentes se a fenda apresentar um formato semicircular.

A sua determinação requer alguns cuidados, pois uma sobre estimativa pode conduzir a uma propagação instável e conseqüente falha. Por outro lado, uma subestimativa leva a uma limitação excessiva do tamanho de defeitos, conduzindo a serviços de manutenção desnecessários. Assim, a medição de CTOD é, normalmente, realizada em programas de simulação numérica em vez de medição experimental.



**Figura 2.6.** Definições de CTOD: (a) CTOD igual ao deslocamento normal ao plano da fenda relativamente à posição da extremidade; (b): CTOD igual ao deslocamento na interseção de um vértice de  $90^\circ$  com as faces da fenda.

### 3. TEORIA DE PLASTICIDADE

#### 3.1. Introdução

A Figura 3.1 mostra a curva tensão-deformação de um ensaio de tração. Para tensões inferiores ao ponto A, o comportamento do material é classificado como linear elástico, ou seja, após a remoção da carga aplicada suas deformações são totalmente recuperáveis. Neste regime existe uma relação linear entre a tensão e a deformação, regida pela lei de Hooke. Quando o limite elástico é excedido, o material entra no regime plástico. Assim, se o material for descarregado no ponto B, ele retornará ao longo do caminho BC com uma inclinação idêntica ao limite elástico inicial (OA), com propriedades mecânicas diferentes das iniciais. O comportamento plástico é assim caracterizado por uma deformação irreversível. O aumento da tensão entre os pontos AB é conhecido como encruamento. Maior aumento da tensão além do ponto B produz um aumento da deformação até atingir o ponto D, quando então ocorre rotura.

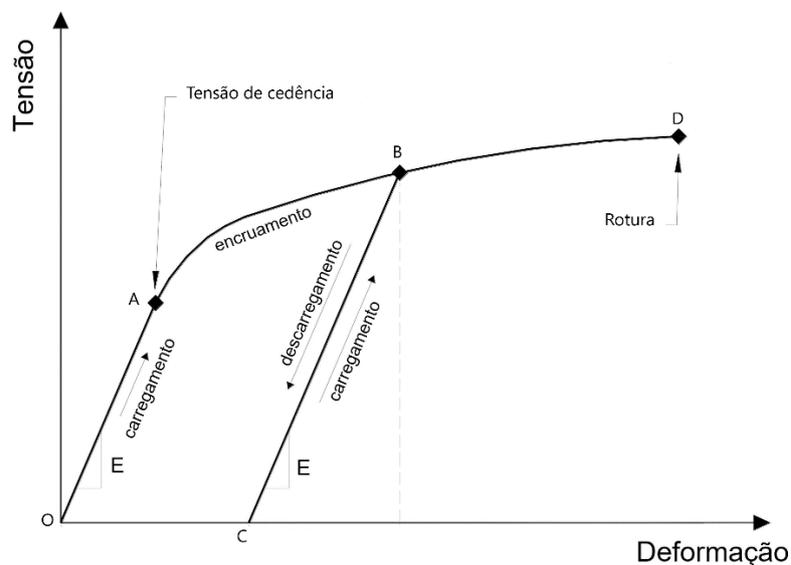
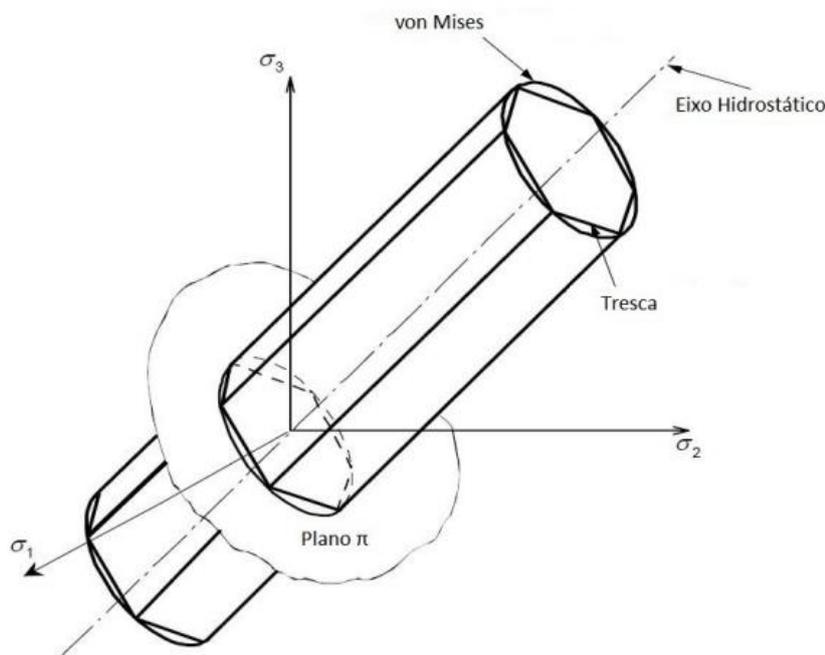


Figura 3.1. Gráfico de tensão vs deformação de um ensaio de tração.

Uma forma útil de realizar a diferenciação entre o comportamento elástico e plástico de um material, passa pela representação da superfície limite de elasticidade (superfície de cedência ou superfície de plasticidade). A esta superfície correspondem todos os estados de tensão para os quais se dá o início da deformação plástica. Deste modo, estados de tensão pertencentes ao interior da superfície encontram-se em regime elástico e em regime plástico os que se situem sobre a superfície. A sua representação é feita no espaço das tensões principais de Cauchy ( $\sigma_1, \sigma_2$  e  $\sigma_3$ ), tal como ilustrado na Figura 3.2. A geometria da superfície limite de elasticidade varia consoante o critério de plasticidade considerado, sendo os mais usuais os de Tresca (superfície hexagonal) e von Mises (superfície elíptica).

O critério de plasticidade de von Mises é o mais utilizado que considera que a ocorrência de deformação plástica tem início quando é atingido o valor crítico de energia elástica. Este critério pode ser expresso por:

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 = 2\sigma_0^2 \quad (3.1)$$



**Figura 3.2.** Representação geométrica dos critérios de plasticidade de Tresca e von Mises, no espaço das tensões de Cauchy. Adaptado [27].

## 3.2. Modelos de comportamento elasto-plástico

Os modelos fenomenológicos que descrevem o comportamento elasto-plástico de materiais metálicos são geralmente constituídos por:

- Critério de plasticidade, define a superfície limite de elasticidade.
- Leis de encruamento, que descreve como a superfície limite de elasticidade evolui com a deformação plástica.
- Lei de plasticidade, que fornece a relação entre o tensor das tensões e a evolução do tensor das deformações plásticas.

### 3.2.1. Critério de plasticidade

O critério de plasticidade pode ser descrito pela seguinte função:

$$f(\boldsymbol{\sigma}' - \mathbf{X}', \bar{\epsilon}^p, \alpha, \beta) = \bar{\sigma}(\boldsymbol{\sigma}' - \mathbf{X}', \alpha) - Y(\bar{\epsilon}^p, \beta), \quad (3.2)$$

em que  $\bar{\sigma}(\boldsymbol{\sigma}' - \mathbf{X}', \alpha) = \bar{\sigma}$  é a tensão equivalente, que é função do tensor desviador das tensões de Cauchy ( $\boldsymbol{\sigma}$ ) e do tensor das tensões inversas ( $\mathbf{X}$ ). A parcela  $Y(\bar{\epsilon}^p) = Y$  representa a tensão de escoamento e depende da deformação plástica equivalente  $\bar{\epsilon}^p$ , e  $\alpha$  e  $\beta$  são parâmetros do material do modelo constitutivo [28].

A superfície plástica ou limite de elasticidade é expressa pela seguinte expressão:

$$f = \bar{\sigma} - Y \Rightarrow \bar{\sigma} = Y \quad (3.3)$$

Se  $\bar{\sigma} < Y$  o estado de tensão do material situa-se no interior da superfície, ocorrendo apenas deformação elástica. Por outro lado, o regime plástico ocorre quando o incremento de deformação plástica é normal à superfície de plasticidade, para um estado de tensão tal que  $\bar{\sigma} = Y$ .

### 3.2.2. Leis de encruamento

Na região plástica, isto é, quando o valor da tensão é superior à tensão de cedência, o incremento da deformação plástica é acompanhado de um incremento da tensão. Este fenómeno é designado por encruamento. Assim, as leis de encruamento descrevem a evolução da superfície limite de elasticidade com base na evolução da deformação plástica. Existem essencialmente dois tipos de encruamento: isotrópico e cinemático.

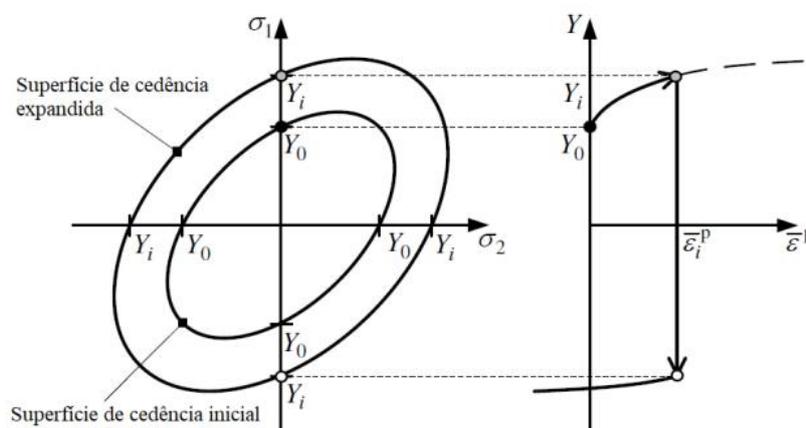
#### 3.2.2.1. Encruamento isotrópico

Este tipo de encruamento é traduzido por uma expansão uniforme da superfície limite de elasticidade sem alterar a posição do seu centro e forma inicial, conforme representado na Figura 3.3. Este modelo, proposto por Odquist [29], apresenta como principal vantagem, a sua simplicidade, não conseguindo, no entanto, reproduzir determinados aspetos reais da deformação de alguns materiais, como por exemplo o efeito de Bauschinger. Este efeito consiste na redução da tensão de cedência à compressão após um carregamento de tração, ou vice-versa e mostra como a deformação influencia o comportamento plástico de materiais.

Alguns materiais apresentam o fenómeno de tensão de saturação, como é o caso dos materiais que serão analisados nesta dissertação. Deste modo, a lei de Voce [30] leva em consideração esse fenómeno, sendo descrita pela seguinte expressão:

$$Y = Y_0 + (Y_{SAT} - Y_0)[1 - \exp(-C_Y \bar{\epsilon}^p)] \quad (3.4)$$

em que  $Y_0$  é a tensão limite de elasticidade,  $Y_{SAT}$  tensão de saturação isotrópica,  $C_Y$  a velocidade de saturação isotrópica e  $\bar{\epsilon}^p$  é a deformação plástica equivalente.



**Figura 3.3.** Representação do comportamento plástico, de materiais em tração-compressão, segundo o encruamento isotrópico. Do lado esquerdo as superfícies de cedência, inicial e expandida. Do lado direito a curva tensão vs deformação correspondente. Adaptado de [28].

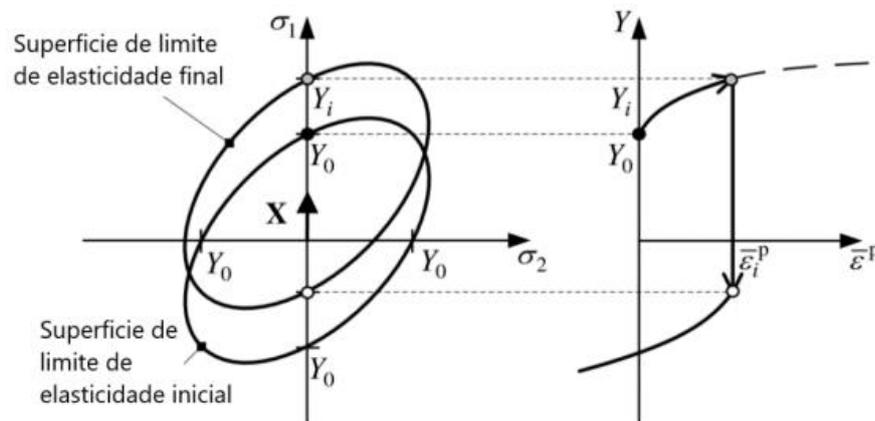
### 3.2.2.2. Encruamento cinemático

O encruamento cinemático consiste numa translação rígida da superfície limite de elasticidade, sem alteração no tamanho e forma, como ilustra a Figura 3.4. Este tipo de encruamento leva em consideração o efeito de Bauschinger, ao contrário do encruamento isotrópico.

A lei de Armstrong-Frederick [31] foi selecionada para descrever o encruamento cinemático não linear, expressa pela seguinte expressão:

$$\dot{\mathbf{X}} = C_X \left[ \frac{\mathbf{X}_{SAT}}{\bar{\sigma}} (\boldsymbol{\sigma}' - \mathbf{X}) - \mathbf{X} \right] \dot{\bar{\epsilon}}^p \quad (3.5)$$

em que  $C_X$  é um parâmetro da Lei de Armstrong & Frederick e fornece informação sobre a velocidade de saturação cinemática,  $X_{SAT}$  é a tensão de saturação cinemática,  $\boldsymbol{\sigma}'$  representa a componente desviadora da tensão e  $\dot{\bar{\epsilon}}^p$  a taxa de deformação plástica equivalente.



**Figura 3.4.** Representação do comportamento plástico, de materiais em tração-compressão, segundo o encruamento cinemático. Do lado esquerdo as superfícies de cedência, inicial e final. Do lado direito a curva tensão vs deformação correspondente. Adaptado de [28].

### 3.3. Materiais estudados

Neste estudo foram consideradas duas ligas de alumínio: a liga AA6082-T6 e a liga AA7050-T6. As ligas de alumínio são amplamente utilizadas em inúmeras aplicações, principalmente na indústria aeroespacial e automóvel, devido às suas excelentes propriedades, nomeadamente, facilidade de fabrico, bom comportamento à fadiga e possuem baixa densidade (aproximadamente um terço da do aço), algo que é muito importante nestas áreas. Além disso, as ligas de alumínio apresentam elevada resistência à corrosão

O material AA6082-T6 é uma liga de alumínio pertencente à série 6000. As ligas da série 6000 são caracterizadas por possuírem grandes quantidades de magnésio e silício na sua composição. Esta liga quando aliada a outros elementos é bastante resistente à corrosão em ambientes agressivos e é muito utilizada para moldes dos mais variados processos. O material AA7050-T6 pertence à série 7000. As ligas desta série são ligas em que o zinco é o elemento principal, podendo conter outros elementos, tais como o magnésio e o cobre [32]. O zinco quando acoplado com uma menor percentagem de magnésio resulta em ligas termicamente tratáveis de moderada a alta resistência. A série 7000 tem uma resistência superior à série 6000, com tensões de cedência na ordem dos 500 MPa. As ligas da série 7000 de maior resistência exibem uma resistência à corrosão reduzida e são frequentemente sujeitas a têmperas com envelhecimento artificial para proporcionar melhores combinações de resistência, resistência à corrosão e resistência à fratura. A liga de alumínio AA7050 é equiparável ao aço, pois tem características de dureza e resistência semelhantes, com a vantagem de apenas um terço do peso.

Apesar das boas propriedades destas duas ligas, ainda é possível aumentar as suas capacidades mecânicas através de tratamentos térmicos. Neste caso, é aplicada às ligas o tratamento T6, que compreende solubilização, têmpera e envelhecimento artificial, o que proporciona uma resistência máxima.

### 3.4. Identificação das constantes elasto-plásticas dos materiais

Foi realizado um procedimento de otimização para identificar o conjunto de parâmetros dos materiais que melhor modelam o comportamento plástico cíclico dos materiais em questão, por meio da minimização da função-objetivo de mínimos quadrados  $F(\mathbf{A})$ :

$$F(\mathbf{A}) = \sum_{i=1}^N \left( \frac{\sigma^{Fit}(\mathbf{A}) - \sigma^{Exp}}{\sigma^{Exp}} \right)_i^2, \quad (3.6)$$

onde  $\sigma^{Fit}$  e  $\sigma^{Exp}$  são, respetivamente, os valores ajustados e medidos experimentalmente para valores de tensão real.  $\mathbf{A}$  é o conjunto de parâmetros das leis de Voce e de Armstrong & Frederick e  $N$  é o número total de pontos de medição experimentais. Os valores de  $\sigma^{Exp}$  foram obtidos a partir do ensaio de fadiga a baixo número de ciclos. A minimização de  $F(\mathbf{A})$  foi realizada utilizando o algoritmo GRG2 [33], incluído na ferramenta Microsoft Excel SOLVER. A Tabela 3.1 e Tabela 3.2 apresentam, respetivamente, os parâmetros dos materiais que descrevem o comportamento elasto-plástico ajustado e o valor crítico da deformação plástica acumulada na ponta da fenda.

**Tabela 3.1.** Constantes elasto-plásticas dos materiais AA6082-T6 e AA7050-T6.

Material	Hooke's Law Parameters		Isotropic Hardening (Voce)			Kinematic Hardening (Armstrong-Frederick)	
	$E$ [GPa]	$\nu$ [-]	$Y_0$ [MPa]	$Y_{Sat}$ [MPa]	$C_Y$ [-]	$C_X$ [-]	$X_{Sat}$ [MPa]
<b>AA7050-T6</b> [32]	71.7	0.33	420.50	420.50	0	228.91	198.35
<b>AA6082-T6</b> [35]	70	0.29	238.15	487.52	0.01	244.44	83.18

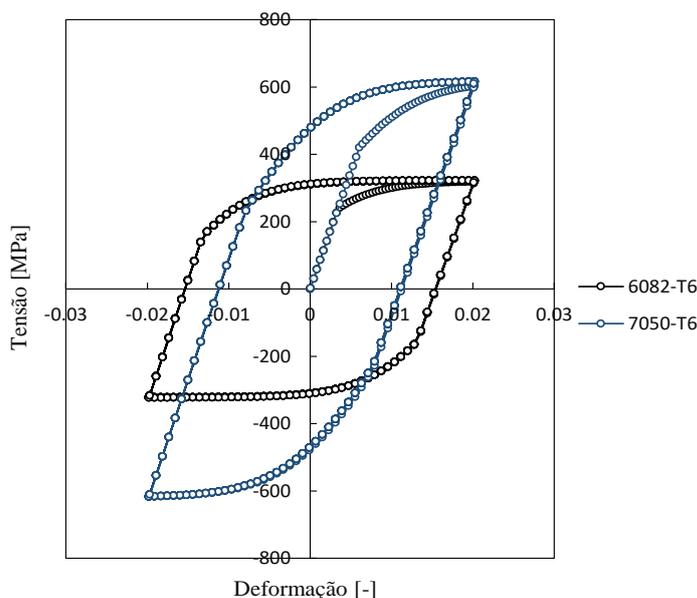
Neste estudo, foi considerada a deformação plástica acumulada como o critério de PFF. Para isso é necessário obter o valor crítico da deformação plástica acumulada,  $\varepsilon_p^c$ , na extremidade da fenda. Este valor é avaliado para diferentes materiais (6082-T6 e 7050-T6). Posto isto, a determinação do valor de  $\varepsilon_p^c$  para cada caso avaliado é realizada fazendo a

comparação entre a velocidade de propagação de fenda experimental e numérica para os mesmos valores de  $a_0$ ,  $R$  e carregamento. Após obter os resultados experimentais da velocidade de propagação de fenda para as duas ligas de alumínio realizou-se um conjunto de simulações para o mesmo valor de  $a_0$  com diferentes valores de deformação plástica acumulada crítica. A velocidade de propagação foi calculada e comparada com os resultados experimentais para o mesmo valor de gama do fator de intensidade de tensões. Por fim, realizou-se uma interpolação linear e obteve-se o valor da deformação plástica crítica para cada uma das ligas de alumínio. Os valores obtidos encontram-se na Tabela 3.2 [34].

**Tabela 3.2.** Valor crítico da deformação plástica acumulada na ponta da fenda.

Material	Deformação plástica [%]
AA7050-T6	104
AA6082-T6	261

Na Figura 3.5 encontra-se representado os ciclos de histerese de tensão em função de deformação dos materiais 6082-T6 e 7050-T6. O material 6082 apresenta menor resistência em comparação com o 7050, pois as tensões de cedência é 238.15 MPa e 420.50 MPa, respetivamente. Além disso, o ecruamento da liga 6082 é menor em comparação com a liga 7050-T6.



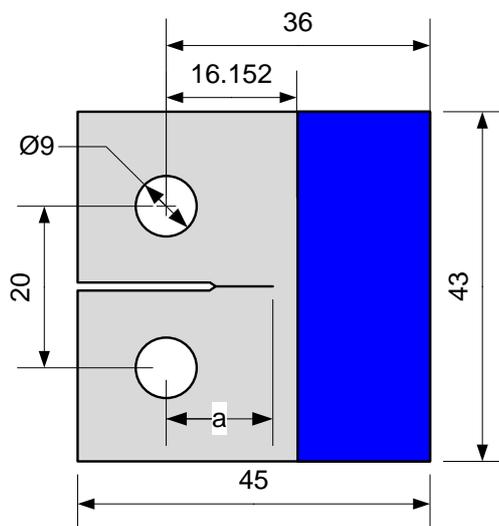
**Figura 3.5.** Tensão vs deformação para os materiais 6082-T6 e 7050-T6.

## 4. MODELO NUMÉRICO

### 4.1. Modelo físico

Os estudos numéricos foram realizados com provetes de tensão compacta (CT), com as dimensões representadas na Figura 4.1. O provete contém uma espessura de 0.1 mm, uma largura,  $W$ , de 36 mm e um comprimento de fenda inicial,  $a_0$ , de 14.704 mm. Neste provete, o primeiro material vai até um comprimento de 25.152 mm, sendo que a partir deste comprimento inicia-se o segundo material.

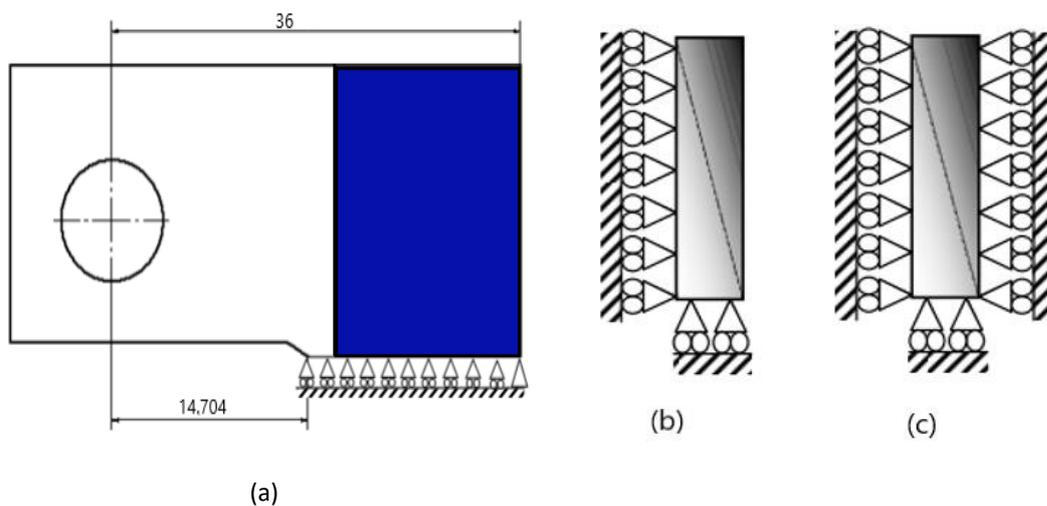
No estudo da velocidade de propagação de fenda por fadiga também foi considerado o provete de tensão média (MT), para a liga de alumínio 6082-6082 e para o par de materiais 6082-7050, com largura de 50 mm e um comprimento de fenda inicial de 8.8 mm, conforme representado na Tabela 4.1.



**Figura 4.1.** Representação esquemática das dimensões (em mm) do provete CT.

## 4.2. Condições de fronteira

Tendo em conta os planos de simetria do provete CT e de modo a reduzir o tempo da simulação, apenas 1/4 do provete é estudado, como ilustra a Figura 4.2 (a). Note-se que o canto inferior direito está sujeito a um apoio fixo de modo a evitar o movimento do corpo rígido, enquanto os restantes apoios são móveis. A Figura 4.2 (b) e (c) representam-se as condições de fronteira em estado plano de tensão e estado plano de deformação, respetivamente.



**Figura 4.2.** (a) Representação esquemática de 1/4 do provete CT. Condições de fronteira: (b): Estado plano de tensão; (c) Estado plano de deformação.

Neste estudo foram analisadas simulações numéricas em estado plano de tensão (TP) e estado plano de deformação (DP) comparando as situações com e sem contacto entre as faces da fenda. Na Tabela 4.1 encontram-se representados os diferentes tipos de simulações executadas para os provetes CT e MT.

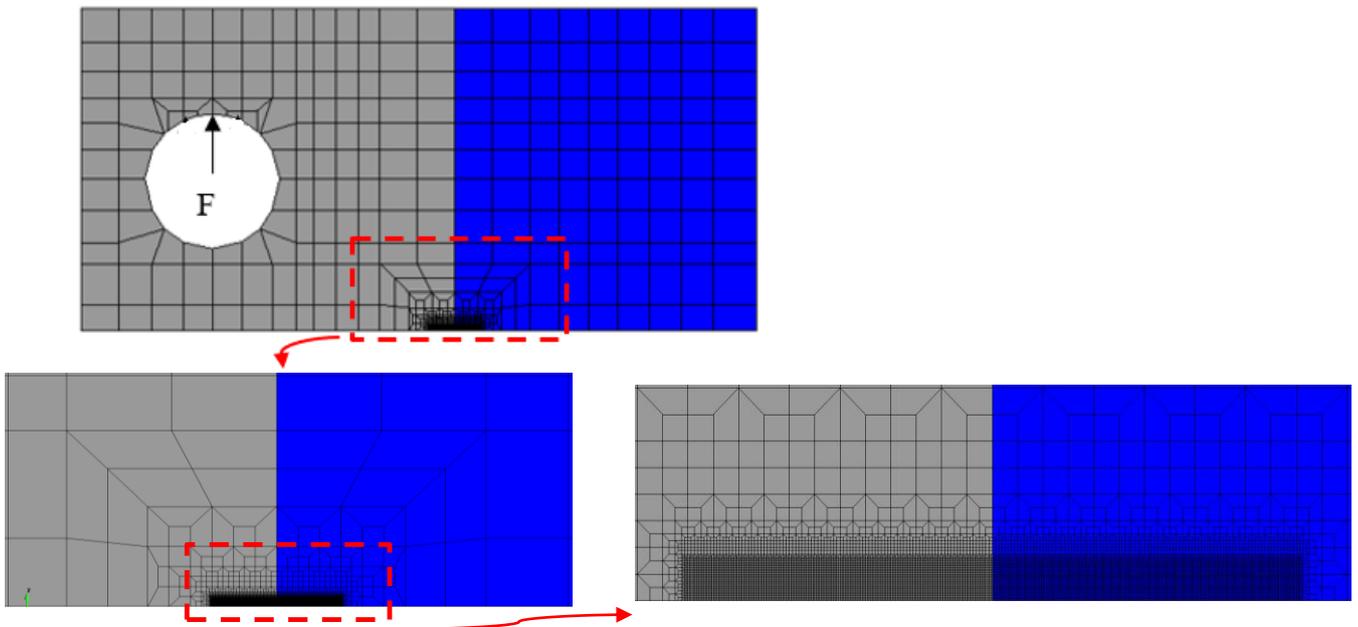
**Tabela 4.1.** Simulações numéricas realizadas para os provetes CT e MT.

Provete	$a_0$ [mm]	$F_{min}$ [N]	$F_{max}$ [N]	Tipo de estado e Contacto das faces da fenda	Material	Nº Ciclos
CT	14.704	3.5	35	TP - <i>Contact</i>	6082-6082	3610
					7050-7050	6957
					6082-7050	5743
					7050-6082	5672
				TP - <i>NonContact</i>	6082-6082	2395
					7050-7050	4388
					6082-7050	3000
					7050-6082	3826
				DP - <i>Contact</i>	6082-6082	6726
					7050-7050	6971
					6082-7050	6752
					7050-6082	7310
				DP - <i>NonContact</i>	6082-6082	6594
					7050-7050	5567
					6082-7050	6234
					7050-6082	6097
MT	8.8	19	190	TP - <i>Contact</i>	6082-6082	2962
					6082-7050	4491

## 4.3. Modelo de elementos finitos

### 4.3.1. Malha de elementos finitos

A malha de elementos finitos é dividida em duas zonas principais, uma zona da extremidade da fenda com grande refinamento contendo elementos quadrados com  $8 \times 8 \mu\text{m}^2$ , onde existe concentração de tensão e deformação e um menor refinamento para as zonas mais afastadas de modo a reduzir o custo computacional, como ilustra a Figura 4.3. Esta malha compreende 12590 elementos lineares isoparamétricos e 25676 nós com apenas uma camada de elementos ao longo da espessura.



**Figura 4.3.** Malha de elementos finitos do provete CT, contendo um detalhe para realçar a zona refinada.

### 4.3.2. Carregamento

Os provetes foram carregados, considerando uma força aplicada num único ponto no furo do provete com um carregamento cíclico de amplitude constante. No caso do provete CT os valores da carga mínima e máxima foram de 3.5 N e 35 N, respetivamente, como se ilustra a Figura 4.4. Para um comprimento de fenda de aproximadamente 16 mm (zona de

transição entre materiais), esta gama de forças conduz a uma gama do fator de intensidade de tensão  $\Delta K=13.6 \text{ MPa}(m)^{1/2}$ . Enquanto no provete MT, o carregamento varia entre 19 N e 190 N, originando uma gama do fator de intensidade de tensão de aproximadamente  $\Delta K=13.6 \text{ MPa}(m)^{1/2}$  para o comprimento de fenda correspondente à transição entre os dois materiais ( $a=10 \text{ mm}$ ). Em ambas as situações a razão de tensão é  $R=0.1$ .

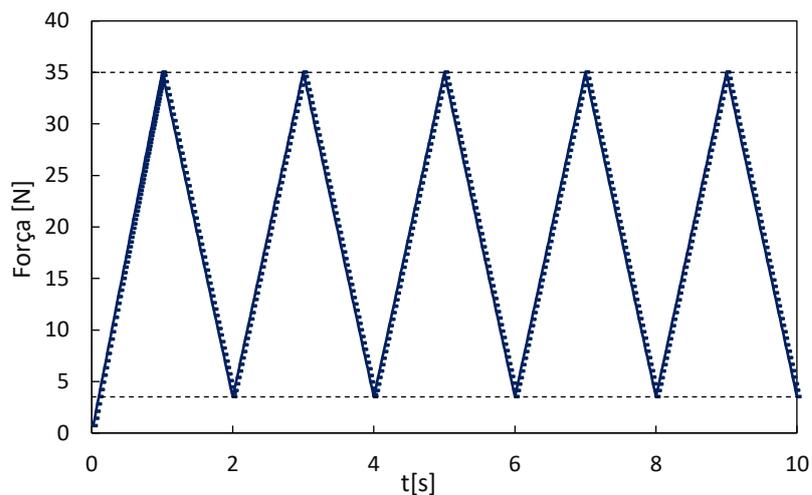


Figura 4.4. Representação do carregamento cíclico ao provete CT.

### 4.3.3. Propagação da fenda

Neste estudo, foi considerada a deformação plástica acumulada como o critério de propagação, visto que é considerado como o mecanismo mais responsável pela PFF na ponta da fenda. A propagação da fenda por fadiga ocorre com a libertação sucessiva de nós que efetua-se sempre à carga mínima. Neste tipo de critério, à medida que os ciclos de carga são aplicados a deformação plástica na extremidade da fenda aumenta até atingir o valor crítico e conseqüentemente a libertação do nó. O valor crítico da deformação plástica acumulada,  $\varepsilon_p^c$ , no caso do material AA6082-T6 tem o valor de 2.61 [34] e no caso do AA7050-T6 [34] adquire o valor de 1.04. Note-se que estes valores correspondem a uma deformação plástica de 261% e 104%, respetivamente.

#### 4.4. Programa de elementos finitos DD3IMP

As simulações numéricas foram realizadas com o programa de elementos finitos DD3IMP, desenvolvido pelo grupo de Tecnologia do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra e foi especialmente desenvolvido para simular processos de conformação de chapas metálicas [36]. Este modelo considera grandes deformações e rotações elasto-plásticas, e assume que, relativamente à unidade, as deformações elásticas são suficientemente pequenas para serem desprezadas.

Para o funcionamento do software é necessário fornecer um conjunto de parâmetros numéricos e físicos através de “ficheiros de entrada”. Após a sua introdução e execução do programa são realizadas as propagações necessárias até atingirem um comprimento de fenda de 17 mm no caso do provete CT e 10.3 mm no caso do provete MT, que são apresentadas na Tabela 4.1. Quando a execução chega ao fim, os ficheiros de saída provenientes do programa são tratados de modo a dar informação relativa a valores numéricos de abertura da fenda, das forças de contacto, do perfil e da extremidade da fenda. Na Tabela 4.2 são caracterizados os ficheiros de entrada e de saída.

**Tabela 4.2.** Ficheiros de entrada e de saída de Software DD3IMP.

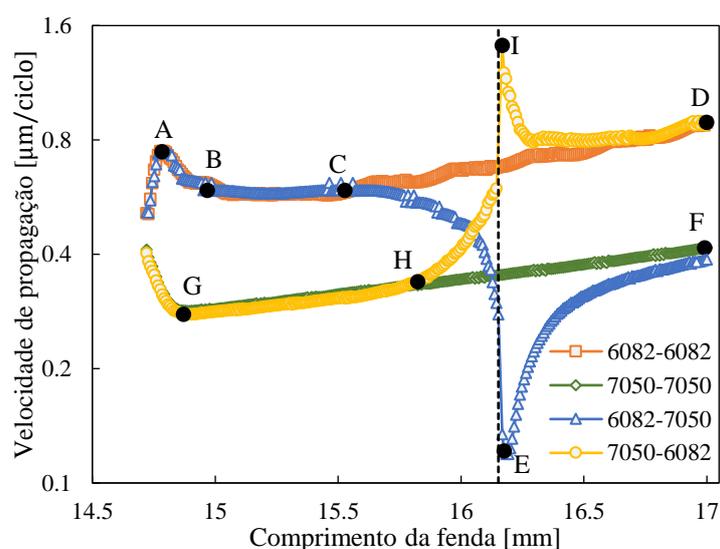
Ficheiros	Designação	Caracterização
Entrada	mesh.msh	Malha de elementos finitos
	materX.dat	Propriedades dos materiais
	phase.dat	Condições de solicitação
	bcon.dat	Condições de fronteira
	input.dat	Parâmetros de controlo do método numérico
	cyclic.dat	Deformação plástica crítica
Saída	Tool_BCIDY.res	Força aplicada
	Tool_Sym.res	Forças de contacto
	R_NODESreleased.res	Informações sobre a libertação dos nós
	R_line1_CTOD.DD3	Valor de CTOD a um nó de distância da extremidade da fenda

## 5. RESULTADOS

No presente capítulo serão apresentados os resultados obtidos para a velocidade de propagação de fenda por fadiga, as zonas deformadas plasticamente, os gráficos de CTOD, bem como a evolução do fecho de fenda ao longo do ensaio e qual a dependência entre estes parâmetros.

### 5.1. da/dN-comprimento da fenda

Este subcapítulo irá incidir sobre a evolução da velocidade de propagação da fenda. São apresentados resultados para materiais simples (6082-T6 e 7050-T6) e para o par de materiais (6082-7050 e 7050-6082). Isso significa que a propagação se inicia no material da esquerda, aproxima-se da interface e posteriormente propaga-se no material da direita, sendo que a transição corresponde a um comprimento de 16.152 mm (ver Figura 4.2). Todas as simulações foram terminadas para um comprimento de fenda,  $a=17$  mm. Serão ainda considerados o estado plano de tensão e estado plano de deformação, comparando as situações com e sem contacto das faces da fenda. Tanto para estado plano de tensão como para estado plano de deformação e  $R=0.1$ , fez-se o tratamento de dados para um comprimento inicial de fenda  $a_0=14.704$  mm, que corresponde a  $\Delta K=12.358 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$ .

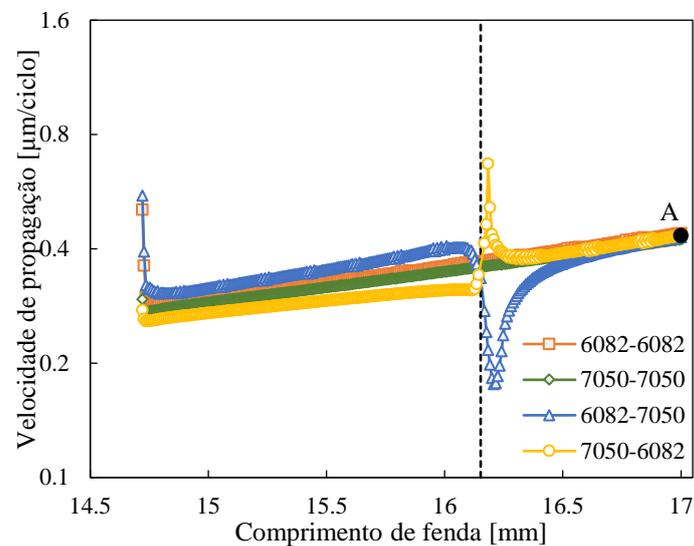


**Figura 5.1.** Velocidade de propagação vs comprimento da fenda, para materiais simples e o par de materiais, em estado plano de tensão e com contacto.

Na Figura 5.1 encontra-se representada a evolução da velocidade de propagação em função do comprimento da fenda, em estado plano de tensão e com contacto entre as faces da fenda. O comportamento do material simples 6082-T6 e o par de materiais 6082-7050 é coincidente até um comprimento de fenda,  $a = 15.528$  mm, representado na Figura 5.1 pelo ponto C. Isto é, numa fase inicial, o valor de  $da/dN$  aumenta de forma acentuada num comprimento relativamente pequeno, até atingir uma velocidade de  $0.74$   $\mu\text{m}/\text{ciclo}$  (ponto A). A partir desse ponto, o valor de  $da/dN$  inicia uma fase descendente acabando por estabilizar num valor próximo de  $0.6$   $\mu\text{m}/\text{ciclo}$  (ponto B) até ao ponto C. A partir desse ponto, no caso do material simples, verifica-se um aumento progressivo da velocidade até ao último ponto analisado (ponto D) tendo aí um valor de  $0.89$   $\mu\text{m}/\text{ciclo}$ . Por outro lado, para o par de materiais 6080-7050, a partir do ponto C verifica-se uma diminuição de  $da/dN$  de forma acentuada. Essa diminuição da velocidade pode ser explicada, pelo facto de na aproximação da transição, haver influência do segundo material. Imediatamente após a entrada no segundo material há uma redução adicional de  $da/dN$  até um valor mínimo de  $0.12$   $\mu\text{m}/\text{ciclo}$ , a um comprimento de fenda igual a  $16.192$  mm (ponto E). Depois deste valor mínimo,  $da/dN$  aumenta até atingir o valor correspondente ao material único correspondente (7050-T6), o que indica que o primeiro material deixa de ter efeito.

O comportamento dos materiais 7050-T6 e o par 7050-6082 são coincidentes até ao ponto H, que corresponde a um comprimento de fenda de  $15.824$  mm. Inicialmente, o valor de  $da/dN$  diminui de forma acentuada até atingir o ponto G ( $0.27$   $\mu\text{m}/\text{ciclo}$ ). Essa diminuição pode ser explicada pela formação de uma onda plástica residual que provoca um aumento acentuado de fecho de fenda. Desde esse ponto, no caso do material simples 7050, há um aumento linear da velocidade de propagação até ao último ponto analisado (ponto F). O material bimetálico 7050-6082, a partir do ponto H apresenta um aumento acentuado de  $da/dN$  até atingir o valor máximo de  $1.42$   $\mu\text{m}/\text{ciclo}$  correspondente a um comprimento de fenda de  $16.182$  mm. Isto é, na aproximação da transição, há influência do segundo material, tal como acontecia no par de materiais 6082-7050. Imediatamente após a fenda entrar no segundo material dá-se um novo aumento de  $da/dN$  até um valor máximo. A partir desse ponto, o valor de  $da/dN$  inicia uma fase descendente até atingir o valor correspondente ao material único 6082-T6, como era esperado.

Em qualquer dos casos considerados, à exceção numa fase inicial e na aproximação da transição no caso do par de materiais, a velocidade de propagação aumenta com o comprimento da fenda, o que é normal pois na extremidade de fenda há acumulação da deformação plástica, e esta aumenta com o comprimento de fenda. É também interessante notar que a transição 7050-6082 tem um comportamento algo similar ao observado após aplicação de blocos de carga baixo-alto. A transição 6082-7050, por sua vez produz variações de  $da/dN$  algo similares às observadas após aplicação de blocos de carga alto-baixo.



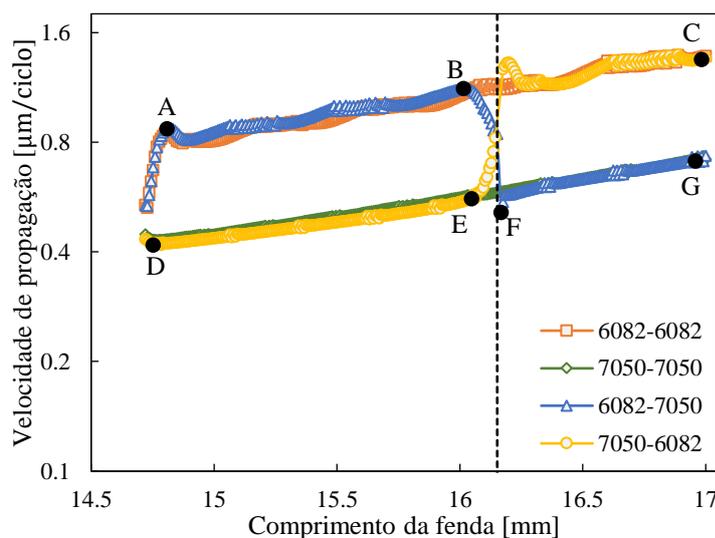
**Figura 5.2.** Velocidade de propagação vs comprimento de fenda, para materiais simples e o par de materiais, em estado plano de deformação e com contacto.

Na Figura 5.2 representa-se a variação de  $da/dN$  com a propagação da fenda em estado plano de deformação e com contacto entre as faces da fenda. No caso do material único 6082-T6 observa-se um pequeno efeito transitório no início da propagação até a uma velocidade de  $0.295 \mu\text{m}/\text{ciclo}$ , o que mais uma vez pode ser explicado pela formação da onda plástica residual. A partir deste instante, há um aumento linear de  $da/dN$  com o comprimento de fenda. A evolução da velocidade do material único 6082-T6 é muito semelhante ao do 7050-T6, com o valor de  $da/dN$  ligeiramente inferior neste último. A comparação com a Figura 5.1 permite verificar que a inclinação da curva  $da/dN$  não é afetada pelo estado de tensão

No que diz respeito ao material bimetálico 6082-7050, tal como acontecia no material 6082-T6, inicialmente há um pequeno efeito transitório até uma velocidade de 0.32  $\mu\text{m}/\text{ciclo}$ , em seguida verifica-se um aumento de  $da/dN$  de forma linear até a aproximação da transição onde a velocidade diminui de forma mais acentuada, tal como no caso do estado plano de tensão. Por esse motivo, observa-se uma diferença da curva do material bimetálico em relação ao material simples. Imediatamente após a transição, a velocidade atinge o seu valor mínimo de 0.182  $\mu\text{m}/\text{ciclo}$ . A partir desse instante, o valor de  $da/dN$  aumenta até atingir o valor correspondente ao material único correspondente.

No caso do material bimetálico 7050-6082 verifica-se um aumento linear de  $da/dN$  até a aproximação da transição, onde a velocidade diminui ligeiramente. Imediatamente após a transição,  $da/dN$  aumenta muito acabando por atingir a velocidade máxima de 0.668  $\mu\text{m}/\text{ciclo}$ . Depois do valor máximo,  $da/dN$  diminui de forma acentuada num comprimento de fenda relativamente pequeno até atingir o valor correspondente ao material único correspondente.

Comparando as situações do estado plano de tensão e de deformação, Figura 5.1 e Figura 5.2, respetivamente, verifica-se que em estado plano de deformação as quatro curvas têm diferenças relativamente pequenas. Esta questão será analisada em detalhe mais à frente.



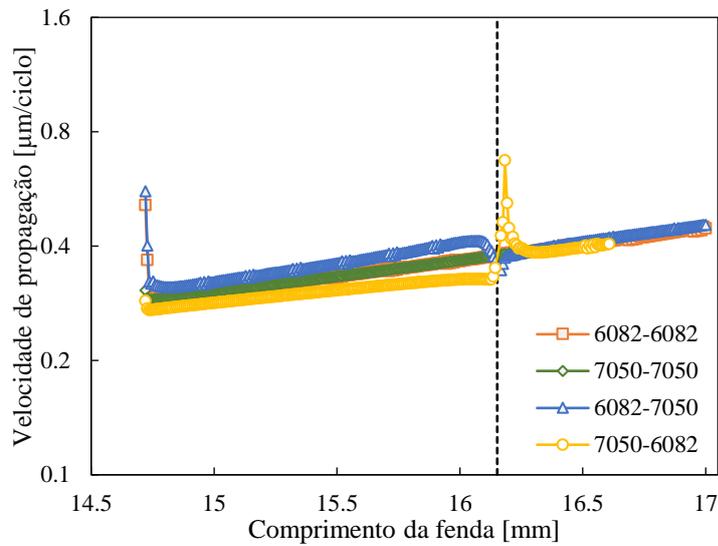
**Figura 5.3.** Velocidade de propagação vs comprimento da fenda, para materiais simples e o par de materiais, em estado plano de tensão e sem contacto.

---

Caso não se considere o contacto entre as faces da fenda, a evolução de  $da/dN$  em estado plano de tensão é diferente, conforme mostrado na Figura 5.3. Neste caso, pode existir uma sobreposição das faces da fenda na carga mínima. Isso apenas é possível nos estudos numéricos, uma vez que fisicamente não é possível. A liga de alumínio 6082-T6 possui uma ligeira oscilação de  $da/dN$  quer para o material simples quer para o material bimetalico. Estas oscilações resultam do carácter discreto da propagação de fenda sendo o seu efeito mais evidente quando as velocidades de propagação são mais elevadas. Estas oscilações de origem numérica são menos evidentes na liga de alumínio 7050-T6, visto que esta tem uma velocidade de propagação de fenda mais baixa devido às propriedades do material.

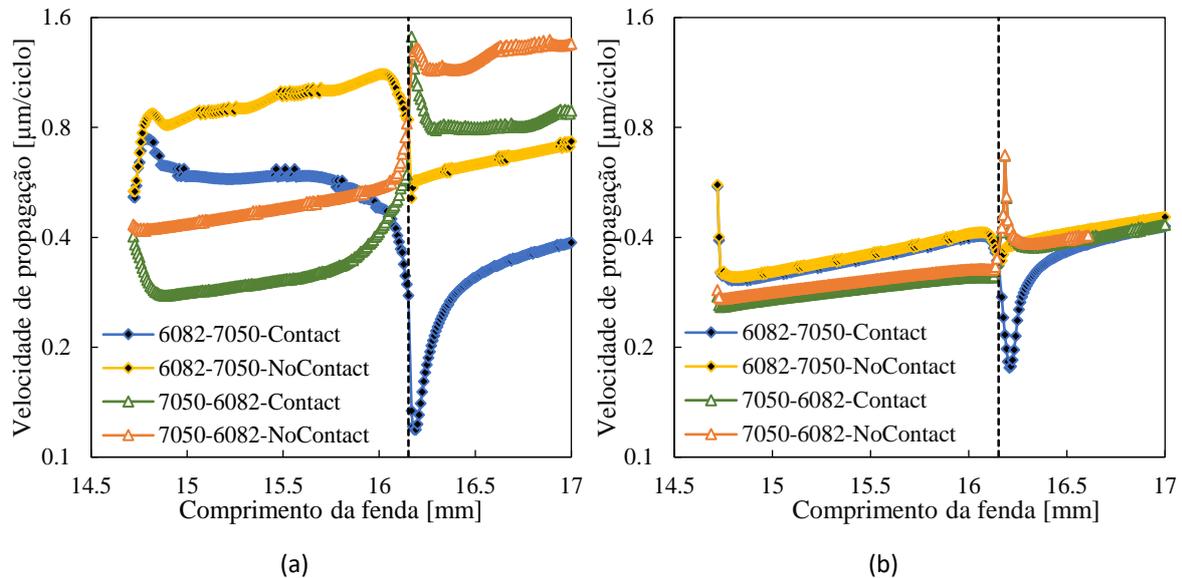
No caso do material simples 6082, inicialmente existe um aumento acentuado de  $da/dN$  num comprimento de fenda relativamente pequeno, ponto A, tal como observado na situação com contacto. No entanto, para este caso, esse ponto possui uma velocidade ligeiramente superior de valor igual a  $0.848 \mu\text{m}/\text{ciclo}$ . A partir deste ponto, há uma diminuição ligeira de  $da/dN$  que posteriormente tende a aumentar até ao último ponto analisado, ponto C, que possui uma velocidade de  $1.348 \mu\text{m}/\text{ciclo}$ . Em relação ao material único 7050 verifica-se uma evolução de  $da/dN$  de  $0.446 \mu\text{m}/\text{ciclo}$  (ponto D) até um valor de  $0.716 \mu\text{m}/\text{ciclo}$  para um comprimento de fenda  $a=17 \text{ mm}$ .

A evolução da velocidade de propagação dos materiais bimetalicos 6082-7050 e 7050-6082 são coincidentes com as curvas correspondentes aos materiais únicos correspondentes. No caso do material 6082-7050, na aproximação da transição, ponto B, faz diminuir o valor de  $da/dN$  até a velocidade mínima de  $0.512 \mu\text{m}/\text{ciclo}$  (ponto F), seguida de um aumento linear. O material 7050-6082, na aproximação da transição, ponto E, apresenta um aumento acentuado da velocidade de propagação até atingir o seu valor máximo de  $1.319 \mu\text{m}/\text{ciclo}$ . Posteriormente, há uma redução ligeira da velocidade que tende a estabilizar, seguida de um aumento progressivo. Os efeitos transientes são agora muito menos evidentes do que os observados na Figura 5.1 para a situação considerando o contacto entre os flancos da fenda.



**Figura 5.4.**  $da/dN$  com comprimento de fenda, para materiais simples e o par de materiais, em estado plano de deformação e sem contacto.

Na Figura 5.4 representa-se o  $da/dN$  versus comprimento de fenda em estado plano de deformação e sem contacto. Assim como na situação com contacto (Figura 5.2), as quatro curvas são quase coincidentes devido à ausência do fenómeno de fecho de fenda. Além disso, têm uma evolução da velocidade idêntica ao caso com contacto.



**Figura 5.5.**  $da/dN$  versus comprimento de fenda, para o par de materiais comparando as situações com e sem contacto: (a) Estado plano de tensão; (b) Estado plano de deformação.

---

A Figura 5.5 (a) e (b) têm como objetivo comparar a velocidade de propagação dos materiais bimetálicos nas situações com e sem contacto entre as faces da fenda. A Figura 5.5 (a) refere-se ao estado plano de tensão e a partir da análise desta, é possível retirar algumas conclusões imediatas:

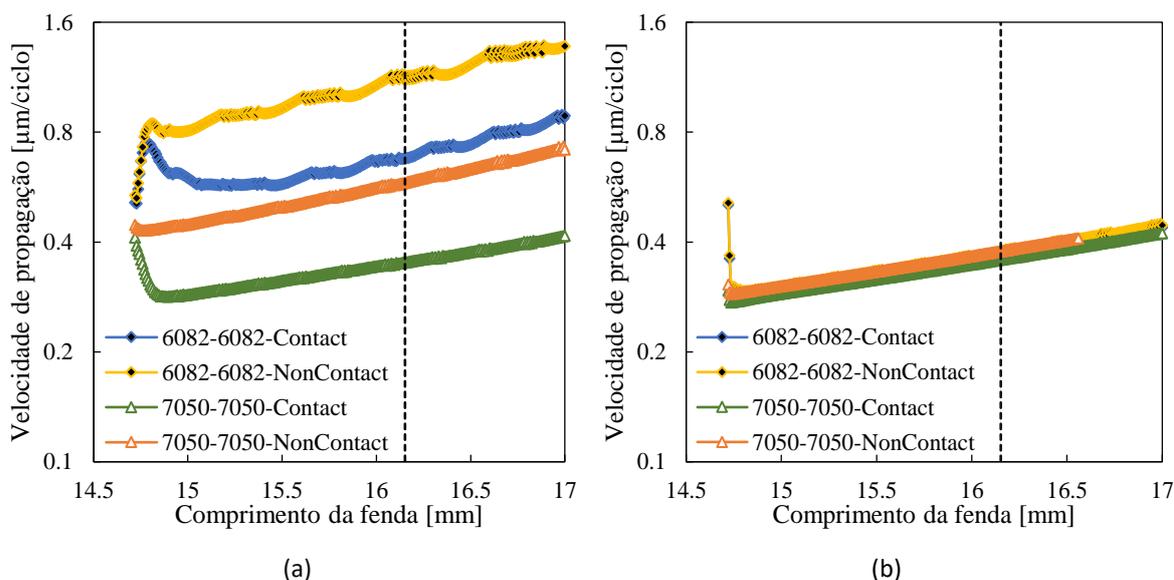
- A velocidade de propagação de fenda é sempre maior na liga de alumínio 6082-T6;
- A velocidade de propagação é sempre maior no caso de não existir contacto entre as faces da fenda do que quando esse contacto se verifica. Tal diferença pode ser explicada pelo fenómeno do fecho de fenda que só se verifica no caso de existência de contacto entre as faces da fenda;
- No caso do material bimetálico 6082-7050, o valor de  $da/dN$  diminui de forma mais acentuada na aproximação da transição, caso exista contacto. A diminuição verifica-se a partir de um comprimento de fenda igual a 15.616 mm com contacto, enquanto se não existir contacto a diminuição só acontece a partir de um comprimento de 16.016 mm. A variação com contacto está relacionada com o fenómeno de fecho de fenda. Sem contacto o efeito transiente estará associado a variações da deformação na extremidade da fenda.
- No caso do material bimetálico 7050-6082 a velocidade aumenta de forma mais acentuada na aproximação da transição até atingir o valor máximo. Caso exista contacto entre as faces da fenda esse aumento verifica-se a um comprimento igual a 15.816 mm e caso não existir contacto esse aumento só ocorre a um comprimento de 16.08 mm.

Por outro lado, a Figura 5.5 (b) refere-se ao estado plano de deformação, sendo possível retirar algumas conclusões:

- Até à mudança para o segundo material, a liga de alumínio 6082-T6 possui uma evolução da velocidade mais elevada que a liga de alumínio 7050-T6 e independentemente do material, após a transição todas as curvas coincidem num comprimento de fenda pequeno;
- Qualquer que seja o material, há um aumento linear da velocidade com o comprimento da fenda, observando-se um efeito transitório na mudança do material;

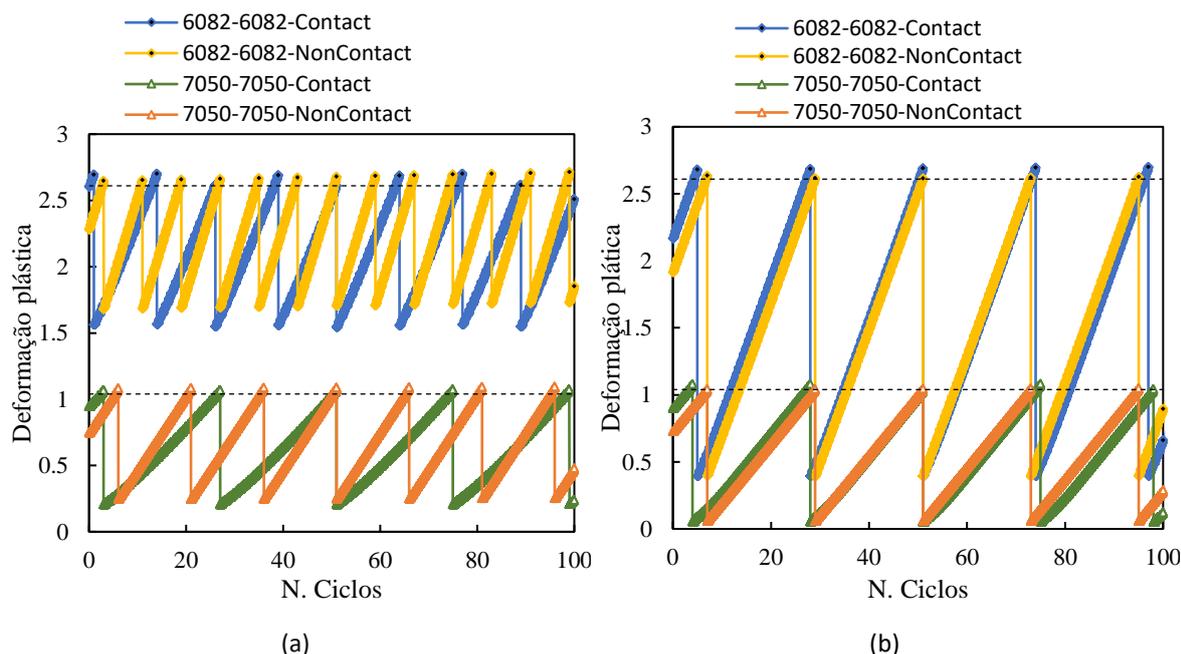
- Quando não existe contacto entre as faces da fenda, a velocidade de propagação é ligeiramente superior do que quando esse contacto se verifica, tal como acontece no caso do estado plano de tensão. No entanto, essa diferença de velocidade é pequena em estado plano de deformação visto que neste é suposto haver menos fecho de fenda;
- No caso do material bimetálico 6082-7050, a velocidade diminui na aproximação da transição, atingindo o valor mínimo de  $0.175 \mu\text{m}/\text{ciclo}$  no caso de existir contacto entre as faces da fenda, e  $0.344 \mu\text{m}/\text{ciclo}$  se não existir esse contacto. Isto pode ser explicado pela ausência de fecho de fenda neste último.
- No caso do material 7050-6082, a velocidade aumenta na aproximação da transição, alcançando o valor máximo de  $0.668 \mu\text{m}/\text{ciclo}$  caso exista contacto e  $0.672 \mu\text{m}/\text{ciclo}$  se não existir esse contacto.

Os valores de velocidade de propagação para estado plano de deformação são inferiores aos resultados para o estado plano de tensão. O estado plano de deformação está associado a um estado de tensão triaxial, em que a ocorrência de deformação plástica é relativamente pequena, o que explica o menor valor de  $da/dN$ . Por outro lado, o aumento de deformação plástica em estado plano de tensão propicia um aumento do fecho de fenda induzido por deformação plástica, que promove a redução de  $da/dN$ . Por outras palavras, o aumento de deformação plástica associado a um estado plano de tensão sobrepõe-se ao aumento de fecho de fenda que também se observa.



**Figura 5.6.** Relação de  $da/dN$  com comprimento da fenda, para materiais simples, com e sem contacto: (a) Estado plano de tensão; (b) Estado plano de deformação.

Na Figura 5.6 (a) representa-se a evolução da velocidade de propagação, dos materiais simples no caso do estado plano de tensão, comparando as situações com e sem contacto entre as faces da fenda. Independentemente de existir ou não contacto entre as faces da fenda, a liga de alumínio 6082-T6 possui uma oscilação de  $da/dN$  mais evidente do que a liga de alumínio 7050-T6, visto que esta última tem uma evolução de velocidade mais baixa. Tal como acontece nos materiais bimetálicos (Figura 5.5 (a)), a velocidade de propagação é mais elevada no caso de não existir contacto. A Figura 5.6 (b) apresenta a evolução de  $da/dN$ , dos materiais simples em estado plano de deformação, relacionando as situações em que existe ou não contacto entre os flancos da fenda. Independentemente do material e de existir ou não contacto entre as faces da fenda, a velocidade de propagação aumenta de forma linear com o comprimento da fenda. Assim, tal como se verifica no caso dos materiais bimetálicos em estado plano de deformação, (Figura 5.5 (b)), há um aumento ligeiro da velocidade quando não há contacto.



**Figura 5.7.** Deformação plástica em função do número de ciclos dos materiais simples 6082 e 7050, para um comprimento de fenda  $a=16$  mm, comparando as situações com e sem contacto: (a) Estado plano de tensão; (b) Estado plano de deformação.

A Figura 5.7 representa a evolução da deformação plástica em função do número de ciclos aplicados, para um comprimento de fenda  $a=16$  mm e durante algumas propagações. Tem como objetivo perceber a diferença existente na velocidade de propagação em estado plano de tensão e estado plano de deformação. De facto, em estado plano de tensão observa-se um efeito significativo do material, sendo que o AA6082-T6 apresenta maiores velocidades de propagação, enquanto em estado plano de deformação não há efeito significativo do material.

Como já foi explicado na secção 4.3.3, o critério de propagação de fenda por fadiga consiste na libertação de nós quando atingem um valor crítico de deformação plástica acumulada, que no caso do material 6082-T6 tem o valor de 261% e no caso do material 7050-T6 adquire o valor de 104%.

Considerando o estado plano de tensão, (ver Figura 5.6 (a)) verifica-se que a velocidade de propagação do material 6082-T6 é superior à velocidade do material 7050-T6. Isto pode ser explicado pelo facto da deformação plástica no início de cada propagação para o material 6082 ser aproximadamente oito vezes superior à do 7050, como se mostra na Figura 5.7 (a). Por esse motivo, para o mesmo número de ciclos aplicados, o material 6082 atinge o valor crítico de deformação plástica mais rápido que o 7050. Posto isto, é de notar

que o número de ciclos necessários para atingir a deformação plástica crítica do material 6082,  $\Delta N_1$ , é metade do 7050,  $\Delta N_2$ , o que leva a que a velocidade do primeiro material seja o dobro do segundo, como se pode ver pela Figura 5.6 (a). Além disso, independentemente do material, a velocidade de propagação é maior no caso de não existir contacto. Isso pode ser explicado pela taxa de crescimento da deformação plástica, que nas situações sem contacto é mais elevada, permitindo assim alcançar o valor crítico da deformação plástica num curto  $\Delta N$ . Isso leva a que o número de ciclos necessários para atingir a deformação crítica ( $\Delta N$ ) nas situações sem contacto ser inferior aos casos em que existe o contacto, o que torna a velocidade da primeira situação superior.

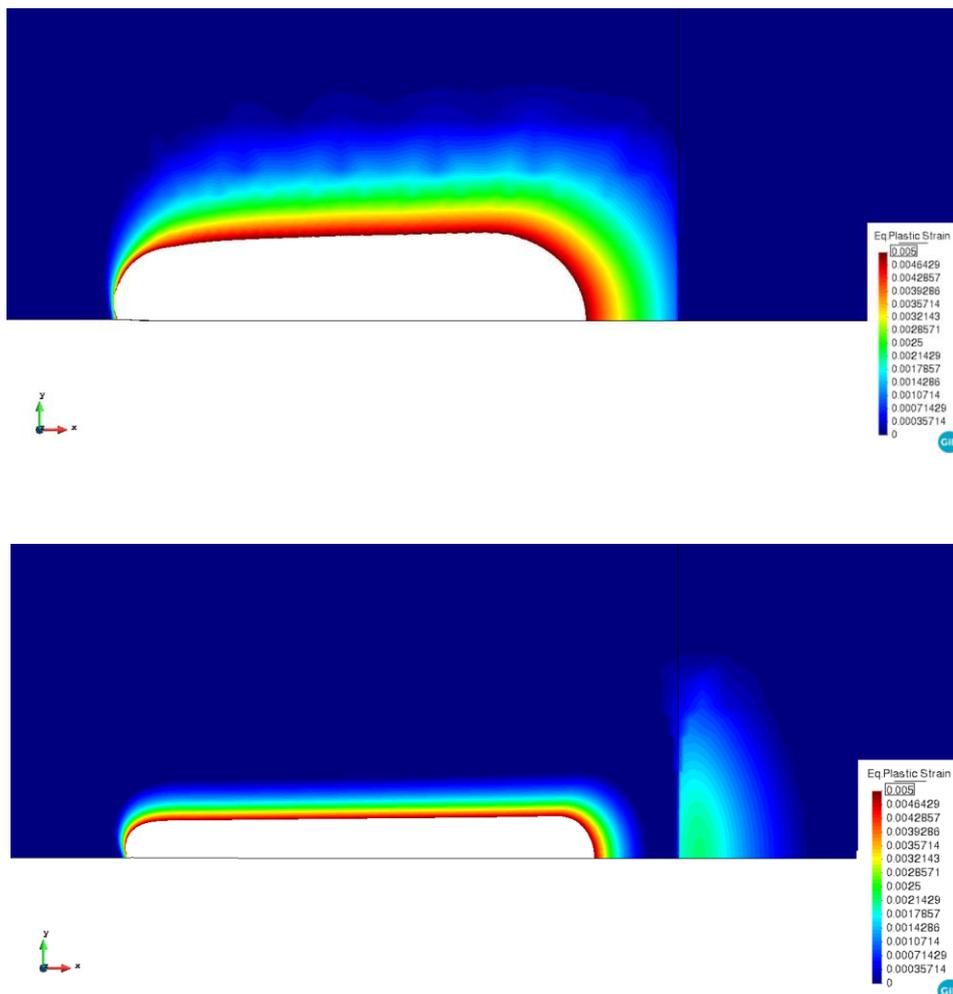
Relativamente à velocidade de propagação em estado plano de deformação (Figura 5.6 (b)) observa-se que as curvas das velocidades de propagação são quase todas coincidentes. Mais uma vez, isso pode ser explicado pela evolução da deformação plástica em cada propagação, como se mostra na Figura 5.7 (b), em que qualquer que seja o material e de existir contacto ou não o número de ciclos requeridos para originar a propagação é sempre aproximadamente o mesmo. Apesar da taxa de crescimento da deformação plástica da liga 6082 ser mais acentuada que para a liga 7050, a deformação plástica crítica no 6082 é maior que a do 7050, o que faz compensar essa diferença fazendo assim com que as velocidades sejam praticamente coincidentes.

Comparando a Figura 5.7 (a) e (b) observa-se que, no caso do material 6082-T6 em estado plano de tensão, a deformação plástica no início de cada propagação é muito maior do que em estado plano de deformação, o que leva que atinge o valor crítico de deformação mais rápido, o que acelera a velocidade de propagação. Assim sendo, pode ser explicado o facto de a velocidade em estado plano de tensão ser superior à observada em estado plano de deformação.

## 5.2. Zonas plásticas

A Figura 5.8 representa as zonas deformadas plasticamente para os comprimentos da fenda onde começa a influência do segundo material, ou seja, no ponto C para o bimaterial 6082-7050 e no ponto H para o bimaterial 7050-6082 (ver Figura 5.1). É muito interessante notar na Figura 5.8 (a) que a influência do segundo material começa quando a zona plástica à frente da ponta da fenda atinge a transição, que é definida pela linha vertical. Isso indica

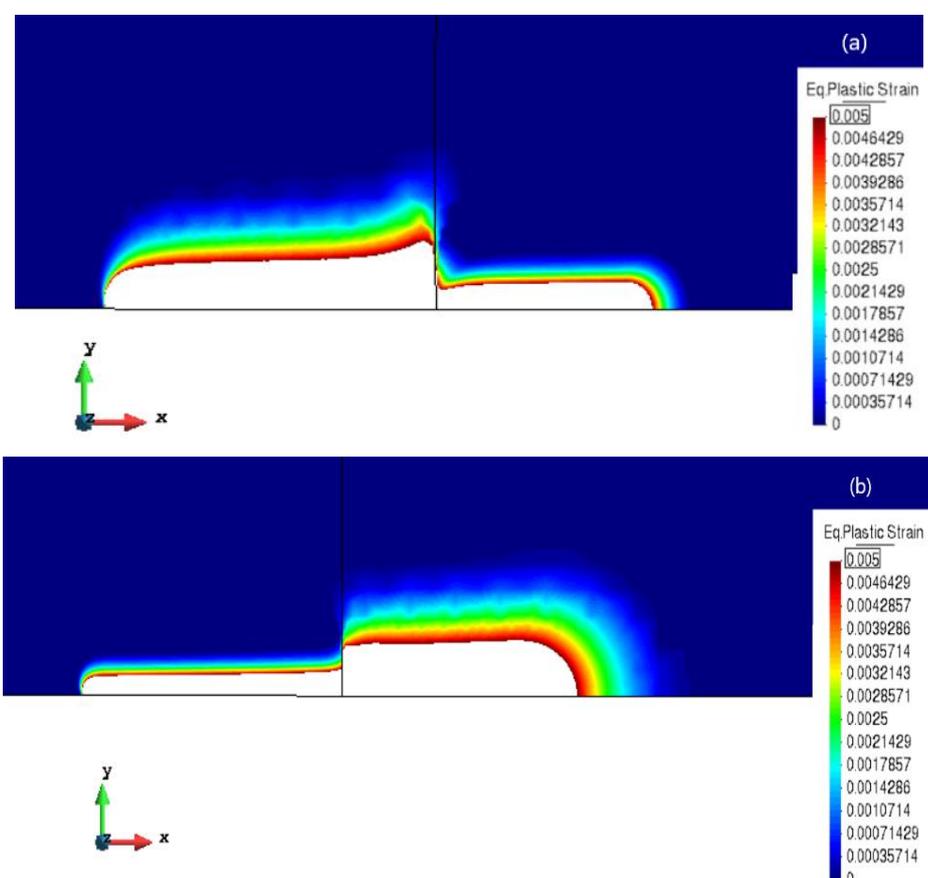
que a deformação na ponta da fenda é afetada pelo material dentro da zona plástica. Por outro lado, para o bimetálico 7050-6082 (Figura 5.8 (b)), o aumento de  $da/dN$  começa quando a deformação plástica se inicia após a transição. Este resultado não era esperado, mas é muito lógico, uma vez que o AA6082-T6 tem uma tensão de cedência inferior em comparação com o AA7050-T6. Agora é importante entender como esses resultados explicam as mudanças na velocidade de propagação da fenda por fadiga.



**Figura 5.8.** Zonas deformadas plasticamente (estado plano de tensão, com contacto): (a) 6082-7050 no ponto C; (b) 7050-6082 no ponto H.

A Figura 5.9 (a) e (b) representam as zonas deformadas plasticamente para o ponto F no caso do bimetálico 6082-7050 e para o ponto D no caso do par de materiais 7050-6082 (ver Figura 5.1). Globalmente existe maior deformação plástica para o material

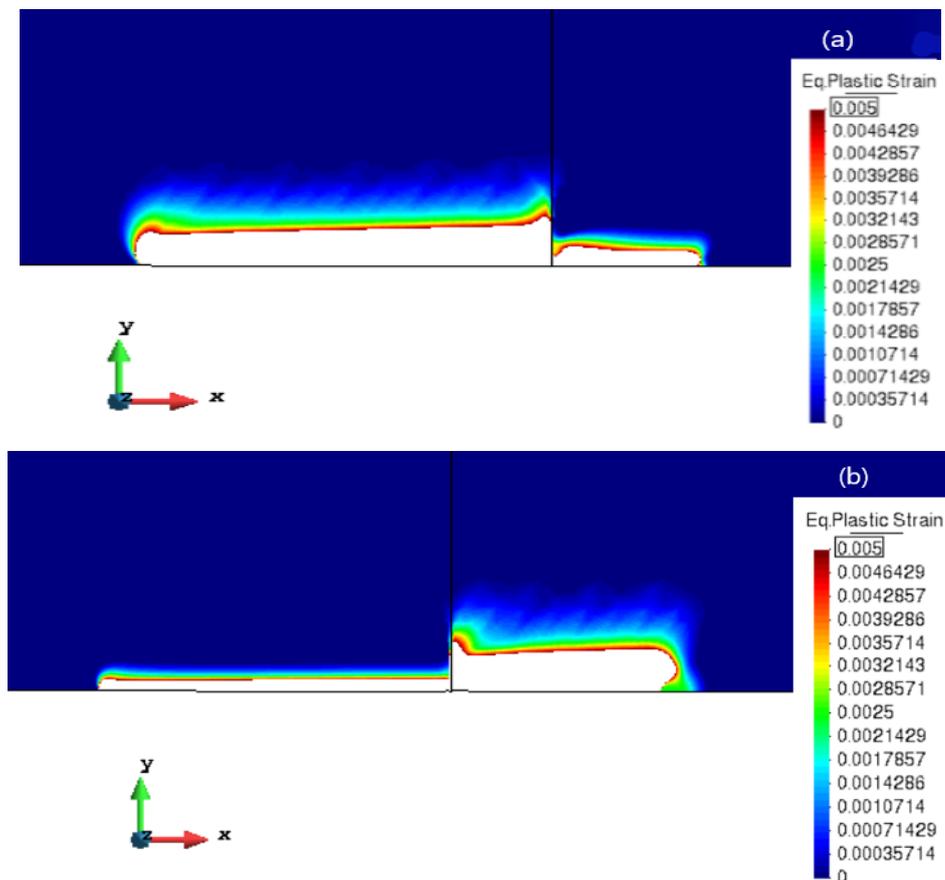
AA6082-T6, como era esperado. Na transição do material AA6082-T6 para o material AA7050-T6, verifica-se uma diminuição brusca da zona plástica que tende a estabilizar depois, o que explica a diminuição súbita da velocidade que se observa na Figura 5.1. Por outro lado, para os materiais 7050-6082 (Figura 5.9 (b)), a deformação plástica da zona correspondente ao primeiro material é praticamente uniforme que tende a subir de forma acentuada na transição. Mais uma vez, o que explica o aumento brusco da velocidade de propagação que se observa na Figura 5.1. Após a transição para o segundo material, isto é, AA6082-T6, a deformação plástica tende a estabilizar-se, mas com valor superior à do primeiro material.



**Figura 5.9.** Zonas deformadas plasticamente (estado plano de tensão, com contacto): (a) 6082-7050 no ponto F; (b) 7050-6082 no ponto D.

A Figura 5.10 (a) e (b) apresentam as zonas deformadas plasticamente, em estado plano de deformação e com contacto, correspondentes ao comprimento de fenda indicado pelo ponto A na Figura 5.2. Globalmente, existe maior deformação plástica no

material AA6082-T6 do que AA7050-T6, tal como se verifica para estado plano de tensão. Independentemente de ser o par de materiais 6082-7050 (Figura 5.10 (a)) ou 7050-6082 (Figura 5.10 (b)) verifica-se que a dimensão da zona plástica é menor em estado plano de deformação, comparativamente com estado plano de tensão (ver Figura 5.9). Além disso, observa-se que os regimes de transição são mais bruscos em estado plano de deformação do que em estado plano de tensão, particularmente para o par de materiais 7050-6082.



**Figura 5.10.** Zonas deformadas plasticamente (estado plano de deformação, com contacto) no ponto A: (a) 6082-7050; (b) 7050-6082.

### 5.3. CTOD-Força

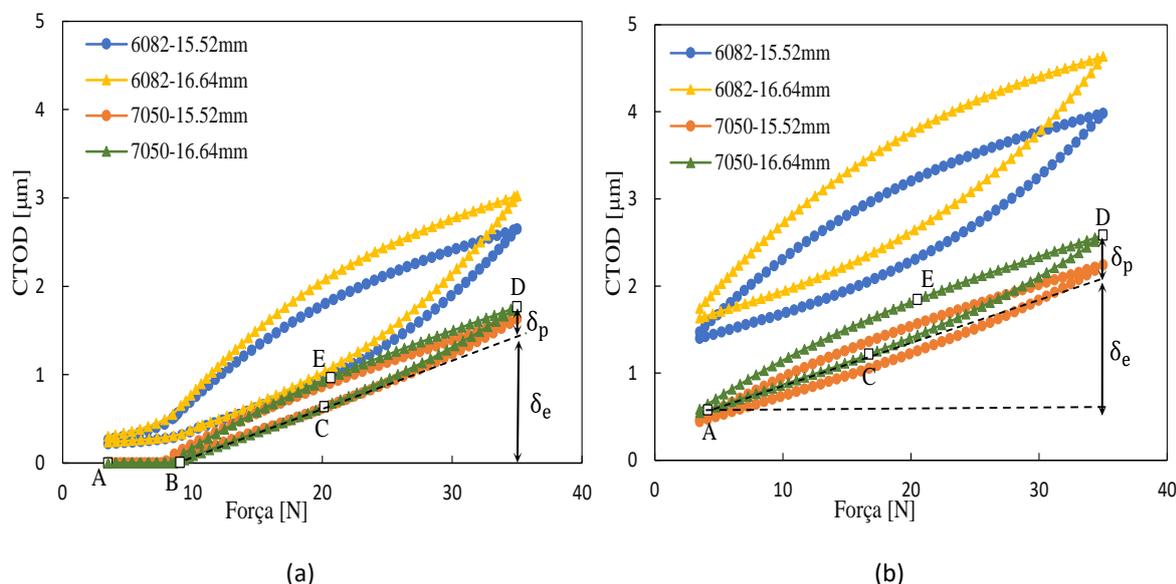
Este subcapítulo irá incidir sobre os resultados obtidos do CTOD em função da carga aplicada. Serão apresentados resultados para materiais simples 6082-T6, 7050-T6 e para o par de materiais, comparando as situações em que existe estado plano de tensão e estado plano de deformação. Além disto, será também analisado o efeito de existir contacto ou não entre as faces da fenda.

Para facilitar a comparação, o CTOD foi analisado para iguais comprimentos de fenda em todos os casos, ou seja, para materiais simples “15.52 mm” e “16.64 mm”. Enquanto para o par de materiais, de modo a visualizar o efeito da mudança do material, foram analisados os seguintes comprimentos, “15.52 mm”, “15.92 mm”, “16.12 mm”, “16.184 mm” e “16.64 mm”, que correspondem aos seguintes blocos de propagação respetivamente, 102°, 152°, 177°, 185° e 242°. Notar que os valores “16.12 mm” e “16.184 mm” correspondem a zonas imediatamente antes e depois da zona de transição de material, visto que a transição ocorre a um comprimento de 16.152 mm. O CTOD é medido no nó imediatamente atrás da ponta da fenda, isto é, no nó localizado a uma distância de 8  $\mu\text{m}$ .

#### 5.3.1. CTOD-Força para materiais únicos

A Figura 5.11 (a) ilustra as curvas de CTOD com a força aplicada para materiais simples, em estado plano de tensão e considerando que existe contacto entre as faces da fenda. No caso da liga de alumínio 7050-T6, para cargas relativamente baixas, entre os pontos A e B a fenda permanece fechada. Isto significa que a carga efetiva só começa a partir do ponto B. Acima do ponto B a fenda abre linearmente com o aumento da carga até ao ponto C. Nesta faixa de carga, a fenda apresenta um comportamento linear elástico. Entre os pontos C e D há um aumento progressivo de CTOD plástico, que atinge o seu valor máximo no ponto D, correspondente a carga máxima. O CTOD elástico e plástico são identificados na Figura 5.11 como  $\delta_e$  e  $\delta_p$ , respetivamente. Após o ponto D, a carga diminui e entre D e E existe uma nova relação linear que possui uma inclinação idêntica à observada durante o carregamento. A diminuição da carga abaixo do ponto E produz deformação plástica inversa.

No ponto F o deslocamento atinge o valor zero, ou seja, a fenda fecha para uma carga que é coincidente com a do ponto B. No entanto, numa curva típica de CTOD há uma pequena diferença entre as cargas de fecho e de abertura da fenda, pontos F e B, respetivamente.



**Figura 5.11.** CTOD vs força para materiais simples, com contacto: (a) Estado plano de tensão; (b) Estado plano de deformação.

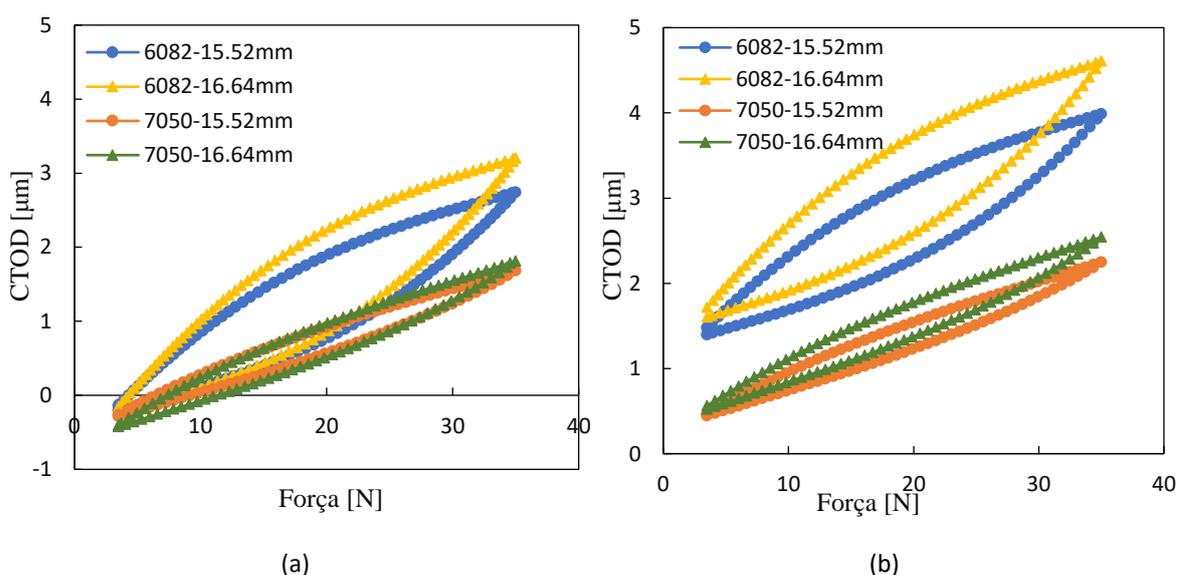
No caso da liga de alumínio 6080-T6, para cargas relativamente baixas, o CTOD é praticamente constante de valor igual a  $0.24 \mu\text{m}$ , aproximadamente. Isto significa, que o fecho de fenda não ocorre na extremidade da fenda, mas sim a uma zona relativamente antes desse nó, como será demonstrado no subcapítulo seguinte. Este fenómeno chama-se fecho parcial. Como se observa, as curvas de CTOD da liga de alumínio 6082-T6 têm um ângulo de abertura superior às da liga 7050-T6, o que significa que o primeiro material possui maior deformação plástica que o material 7050-T6, como poderia ser esperado. Qualquer que seja o material, o CTOD aumenta com o comprimento da fenda. O alargamento do ciclo de CTOD, que resulta num aumento de CTOD plástico explica o aumento de  $da/dN$  com o comprimento da fenda que se observa na Figura 5.6 (a). As curvas de CTOD da liga de alumínio 6082-T6 são superiores e possuem ciclos maiores do que a liga de alumínio 7050-T6, pelo que esta tem uma evolução da velocidade mais baixa, como já mencionado.

Na Figura 5.11 (b) representam-se as curvas de CTOD com a força aplicada para materiais simples, em estado plano de deformação e considerando que existe contacto. Estas são curvas típicas obtidas em simulações em estado plano de deformação e em simulações sem contacto entre as faces da fenda, como veremos mais tarde. A fenda está aberta à carga

mínima, contrariamente ao caso da Figura 5.11 (a), o que significa que ambos os pontos A e B são coincidentes. De modo idêntico à figura anterior, o ponto C corresponde à transição entre os limites elástico e elástico-plástico, enquanto o ponto D corresponde à carga máxima e deformações elásticas e plásticas máximas. Com a diminuição da carga, existe uma nova relação linear. Após o ponto E existe deformação plástica inversa. Neste tipo de simulação não há fecho da fenda, portanto, o ponto F não existe.

Como se verifica, para o estado plano de deformação não existe fecho de fenda, ao contrário do estado plano de tensão. De facto, a formação de uma onda residual plástica força o contacto na extremidade da fenda e conseqüentemente o aparecimento do fenómeno de fecho de fenda, o que reduz o valor de  $\delta_p$ . À deformação plana está associada uma tensão triaxial que reduz a deformação plástica, e conseqüentemente o fecho de fenda. Além disso, as curvas de CTOD obtidas para estado plano de deformação estão acima das obtidas nas condições de tensão plana. Mais uma vez, o fenómeno do fecho de fenda pode explicar essas tendências. Como já foi referido, em estado plano de deformação, não há fecho de fenda, portanto, o aumento do comprimento da fenda é sentido totalmente pela ponta da fenda. Por outro lado, para estado plano de tensão, o aumento da tensão na ponta da fenda é compensado pelo aumento do fecho de fenda.

Como se pode observar,  $\delta_e$  e  $\delta_p$  têm valores mais baixos no caso de estado plano de tensão do que em estado plano de deformação. De facto, o fenómeno de fecho de fenda reduz a gama efetiva de carga, produzindo uma redução de deformação elástica e plástica.



**Figura 5.12.** CTOD vs força para materiais simples sem contacto: (a) Estado plano de tensão; (b) Estado plano de deformação.

A Figura 5.12 (a) e (b) representam as curvas de CTOD no caso em que não há contacto entre as faces da fenda, para estado plano de tensão e deformação, respetivamente. Na Figura 5.12 (a) uma vez que não há contacto entre as faces da fenda, não ocorre o fenómeno de fecho da fenda, ao contrário da Figura 5.11 (a). Visto que, não há fecho de fenda, a carga efetiva é toda a gama. Nesta simulação, existe uma carga abaixo do qual, o CTOD possui valores negativos, o que significa que há uma sobreposição dos flancos da fenda na carga mínima. Isso apenas é possível nos estudos numéricos, uma vez que fisicamente não é possível. Neste caso, existe um aumento ligeiro de CTOD relativamente ao que se verifica quando existe contacto (Figura 5.11 (a)), motivado pelo fenómeno do fecho de fenda. Além disso, como se pode observar pela Figura 5.6 (a), a velocidade de propagação, no caso de não existir contacto é maior do que quando existe, o que também se explica pelo facto das curvas CTOD serem superiores quando não há contacto.

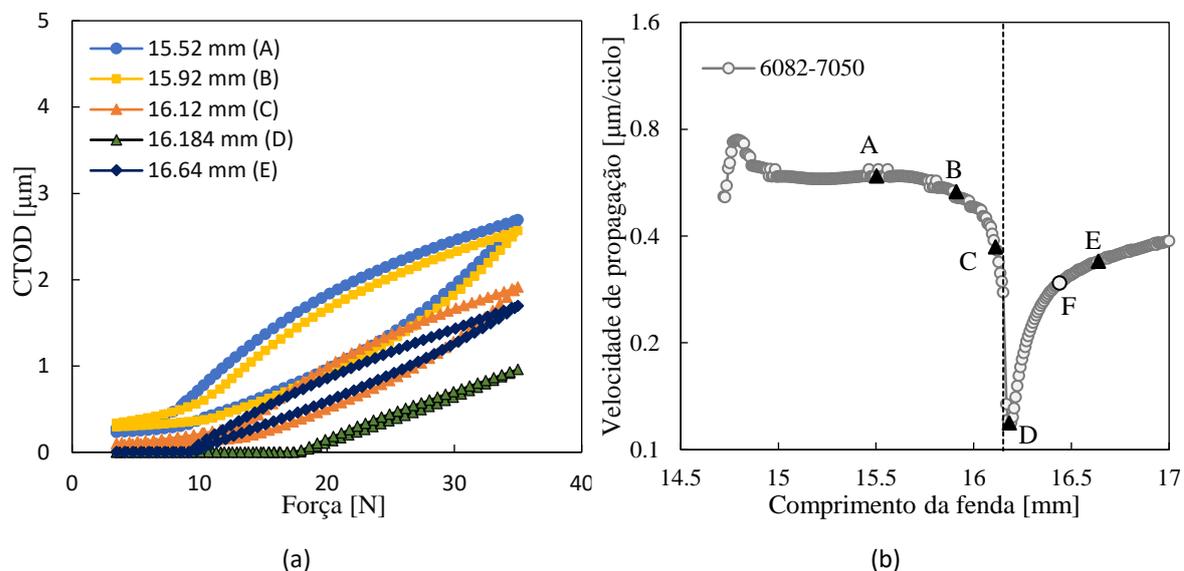
As curvas de CTOD da Figura 5.12 (b) são coincidentes às da Figura 5.11 (b), ou seja, quando há contacto entre as faces da fenda. Isto explica, o facto das curvas de velocidade de propagação serem praticamente coincidentes no caso de existir ou não contacto entre as faces da fenda.

### **5.3.2. CTOD-Força para materiais bimetálicos 6082-7050**

A Figura 5.13 (a) representa as curvas de CTOD, para o par de materiais 6082-7050 em estado plano de tensão e considerando que há contacto entre as faces da fenda. A Figura 5.13 (b) ilustra a velocidade de propagação da fenda, para as mesmas condições. As curvas de CTOD correspondentes ao material 6082-T6, foram obtidas para os pontos A, B e C, identificados na Figura 5.13 (b). O valor do CTOD diminui com a diminuição da velocidade de propagação, como era expectável. Para estes comprimentos, é visível o fenómeno do fecho de fenda parcial. Contudo, esse fenómeno é menos evidente na aproximação da transição entre materiais. Além disso, para este comprimento, o CTOD possui um ciclo mais fechado do que o verificado para comprimentos anteriores, o que indica que na aproximação da transição, a deformação plástica diminui.

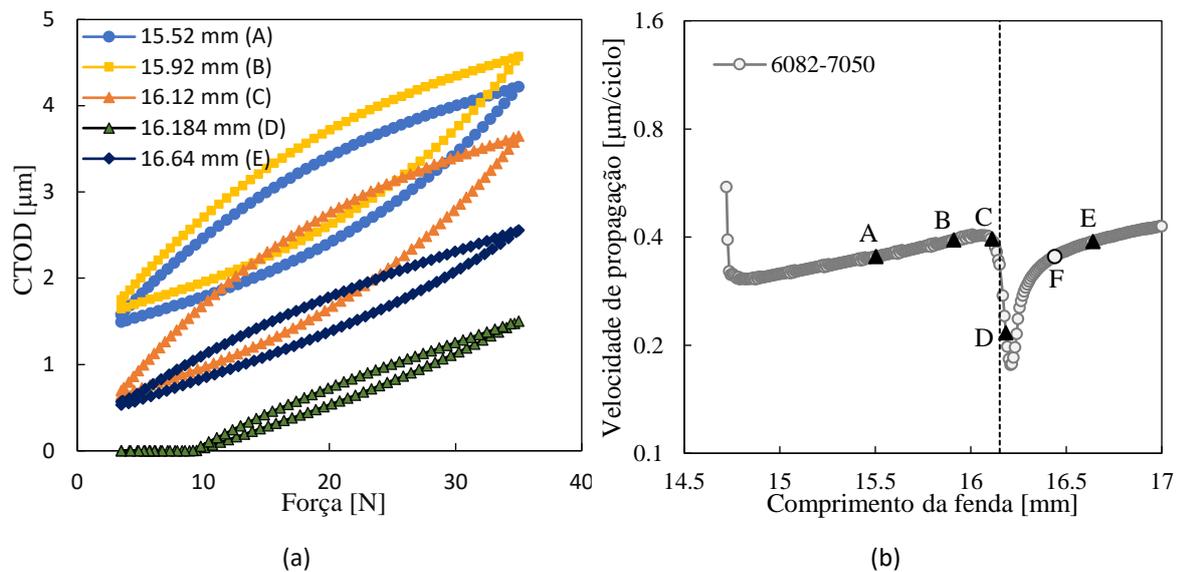
Os pontos D e E identificados na Figura 5.13 (b) referem-se ao segundo material, 7050-T6. Imediatamente no início do segundo material, ou seja, para um comprimento de

16.184 mm, o fenómeno de fecho de fenda é mais visível, visto que a fenda só começa a abrir para uma força,  $F_{aberto}=18$  N. Neste caso, a abertura da curva é relativamente pequena, visto que a deformação plástica é quase inexistente.



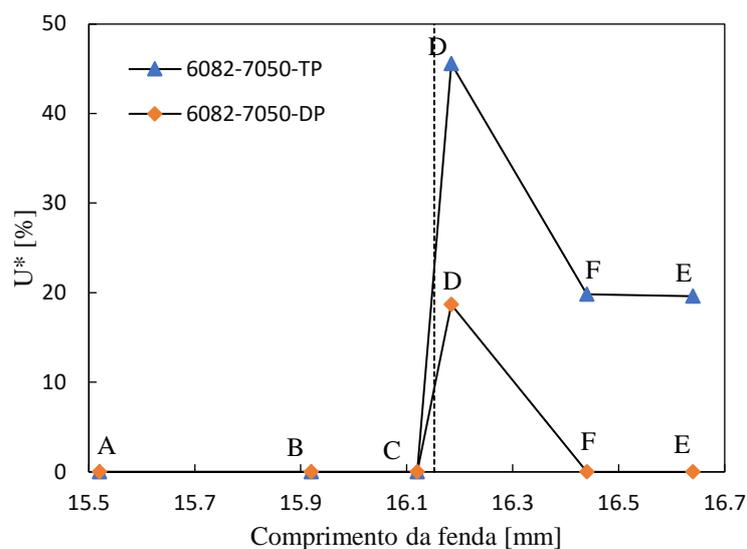
**Figura 5.13.** (a) CTOD vs força; (b)  $da/dN$  vs comprimento de fenda, para o par de materiais 6082-7050 em estado plano de tensão e com contacto.

A Figura 5.14 (a) representa as curvas de CTOD, para o material bimetalico 6082-7050 em estado plano de deformação e considerando que existe contacto entre as faces da fenda. A Figura 5.14 (b) demonstra a velocidade de propagação, para as mesmas condições anteriores. Globalmente os valores de CTOD aumentam de acordo com a velocidade de propagação. No entanto, na aproximação da transição,  $a=16.12$  mm, o deslocamento da abertura da ponta da fenda diminui, mesmo que este comprimento corresponde à maior velocidade de propagação de fenda (ponto C da Figura 5.14 (b)). A descida do CTOD é uma indicação da influência do segundo material. Para um comprimento de 16.184 mm, que corresponde ao ponto D, existe fecho de fenda.



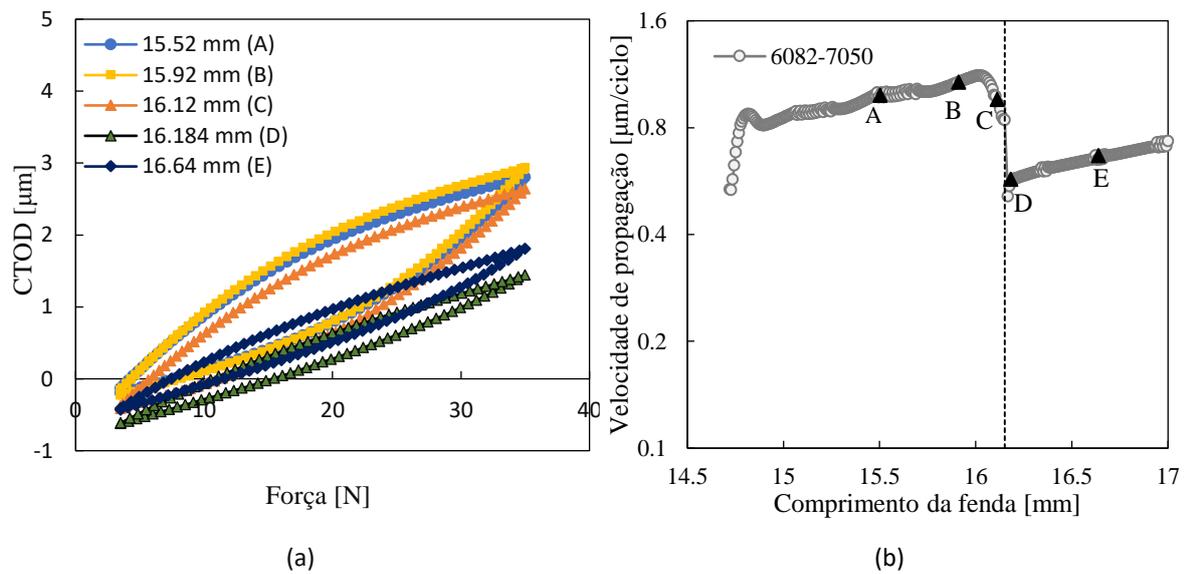
**Figura 5.14:** (a) CTOD vs força; (b)  $da/dN$  vs comprimento de fenda, para o par de materiais 6082-7050 em estado plano de deformação e com contacto.

A Figura 5.15 apresenta a evolução do fecho de fenda durante a propagação do par de materiais 6082-7050, comparando a evolução em estado plano de tensão (TP) e estado plano de deformação (DP). Desde o ponto A até ao ponto C a fenda permanece aberta, tal como foi verificado com as curvas de CTOD (Figura 5.13 e Figura 5.14). Imediatamente após a transição, existe uma maior percentagem de fecho de fenda, que no caso do estado plano de tensão atinge até aproximadamente 45% e em estado plano de deformação 19%. Este aumento de  $U^*$  resulta na diminuição da velocidade de propagação, sendo esta mais pronunciada em estado plano de tensão em comparação com o estado plano de deformação. A partir do ponto D, o fecho de fenda tende a diminuir que, em estado plano de tensão, acaba por estabilizar num valor próximo de 20% e em estado plano de deformação 0% (ponto F).



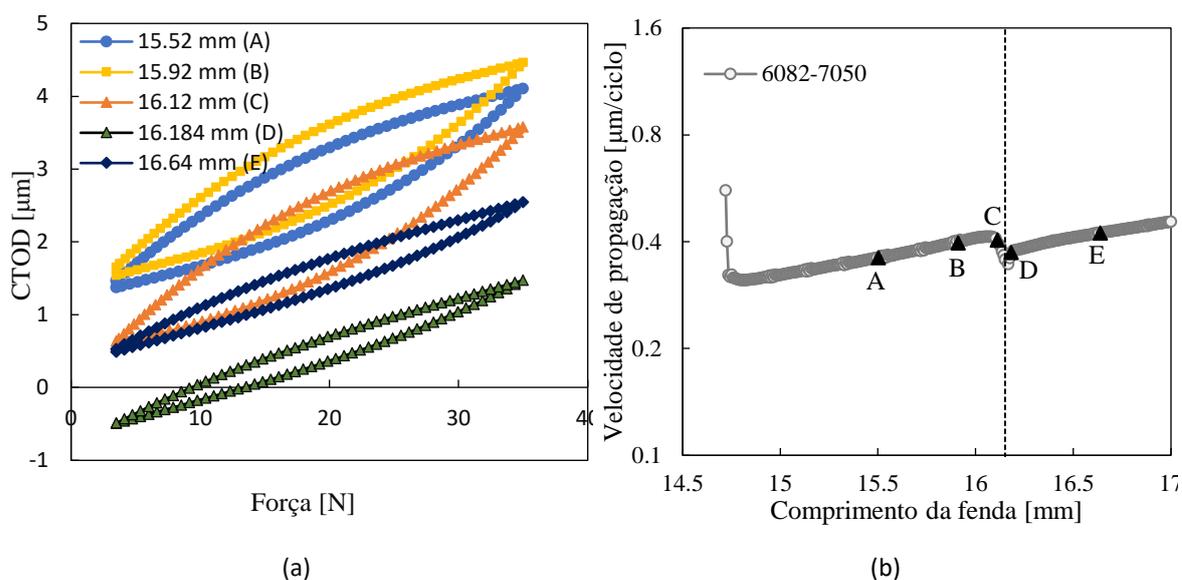
**Figura 5.15.**  $U^*$  vs Comprimento da fenda para o material bimetalítico 6082-7050 em estado plano de tensão e estado plano de deformação, com contacto.

Na Figura 5.16 e Figura 5.17 encontram-se representados os gráficos de CTOD do par de materiais 6082-7050, sem contacto entre as faces da fenda e os respetivos gráficos de velocidade de propagação. A Figura 5.16 refere-se ao estado plano de tensão, enquanto a Figura 5.17 ao estado plano de deformação. Como se pode observar pela Figura 5.16, o aumento do comprimento da fenda, e conseqüentemente aumento da velocidade, causa um aumento nos valores do CTOD (ponto A a ponto B). Na aproximação da transição (ponto C), há uma diminuição da velocidade e conseqüentemente do CTOD. Para um comprimento de 16.184 mm (frente da fenda no início do segundo material), que corresponde a velocidade mínima, a sobreposição das faces da fenda na carga mínima é maior.



**Figura 5.16:** (a) CTOD vs força; (b)  $da/dN$  vs comprimento de fenda, para o par de materiais 6082-7050 em estado plano de tensão e sem contacto.

Em estado plano de deformação e sem contacto, Figura 5.17, tal como acontece na situação com contacto, existe uma translação descendente da curva CTOD na aproximação da transição mesmo que para este comprimento a velocidade é maior, o que indica mais uma vez, que existe influência do segundo material na aproximação da transição. A transição da extremidade da fenda para o segundo material reduz a abertura dos *loops* e assim  $da/dN$  reduz-se. Independentemente de ser estado plano de tensão ou estado plano de deformação, e de considerar ou não o contacto entre as faces da fenda, verifica-se que, para os mesmos comprimentos da fenda, as curvas de CTOD dos materiais simples (Figura 5.11 e Figura 5.12) são quase coincidentes com as respetivas curvas de CTOD correspondentes ao par de materiais (Figura 5.13 a Figura 5.17).



**Figura 5.17:** (a) CTOD vs força; (b) da/dN vs comprimento de fenda, para o par de materiais 6082-7050 em estado plano de deformação e sem contacto.

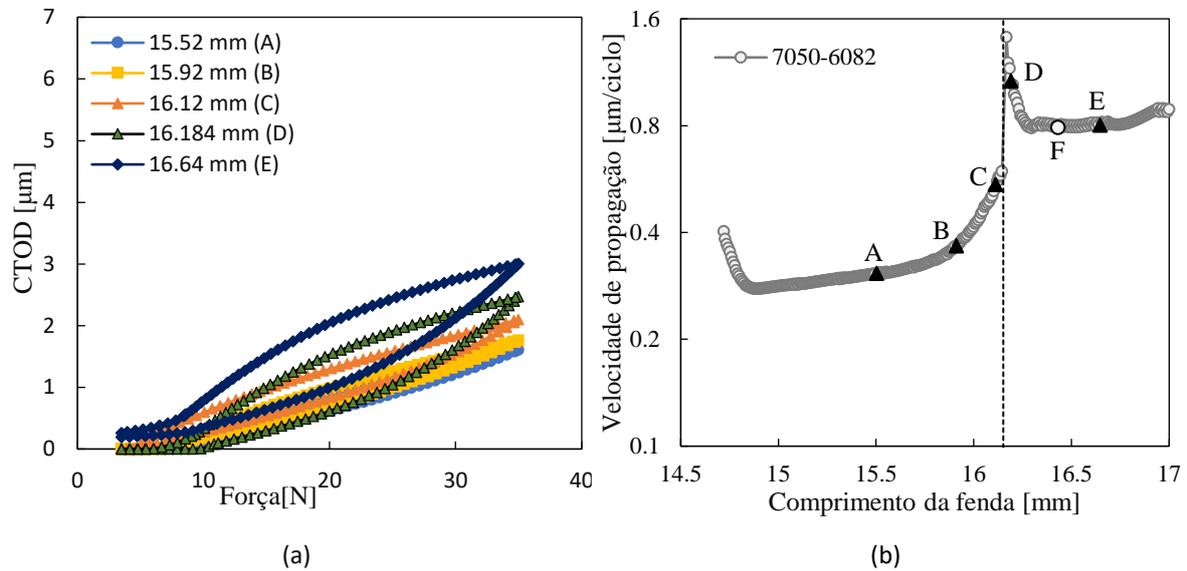
### 5.3.3. CTOD-Força para materiais bimetálicos 7050-6082

Nesta secção serão apresentadas as curvas de CTOD para o par de materiais 7050-6082, isto é a propagação começa na liga de alumínio 7050-T6, aproxima-se da transição e em seguida propaga-se na liga de alumínio 6082-T6. Tem como objetivo visualizar se há influência do primeiro material ser uma liga de alumínio 6082-T6, ou 7050-T6.

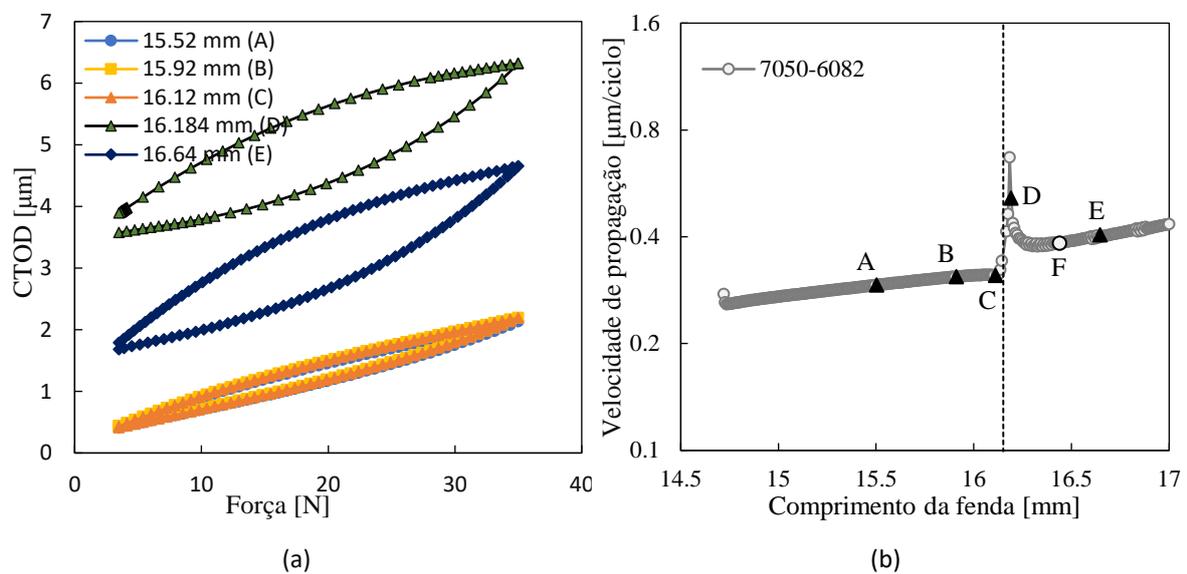
A Figura 5.18 apresenta as curvas de CTOD nas condições de estado plano de tensão com contacto e o respetivo gráfico de velocidade de propagação. Por outro lado, a Figura 5.19 é para estado plano de deformação com contacto e o respetivo gráfico de velocidade. De facto, em estado plano de tensão, existem algumas semelhanças relativamente ao par de materiais 6082-7050 (ver Figura 5.13 (a)), tais como:

- O deslocamento da abertura da ponta da fenda é superior para a liga de alumínio 6082-T6 do que 7050-T6;
- O fenómeno de fecho parcial só ocorre para o material 6082-T6;
- Na aproximação da transição, a fenda tende a fechar-se;

- Imediatamente após a transição, nota-se o fenómeno de fecho total de fenda, que é mais evidente no caso 6082-7050 do que 7050-6082, visto que, para este último caso, a velocidade é máxima (Figura 5.5 (a)).

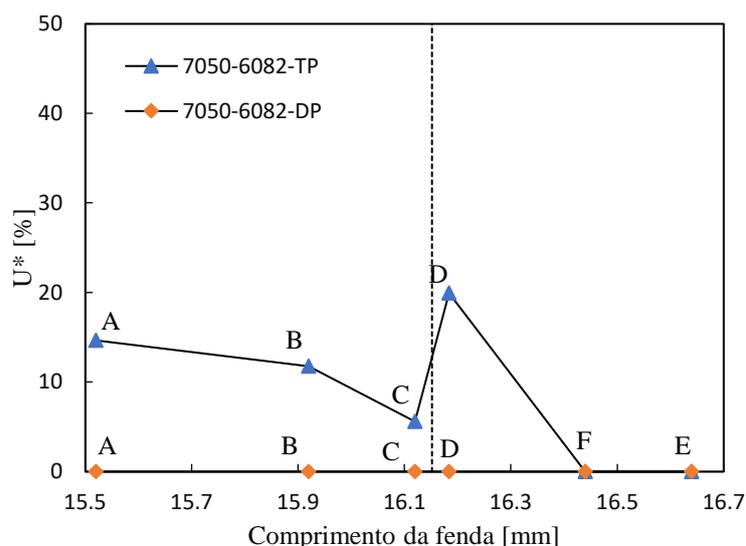


**Figura 5.18:** (a) CTOD vs força; (b)  $da/dN$  vs comprimento de fenda, para o par de materiais 7050-6082 em estado plano de tensão e com contacto.



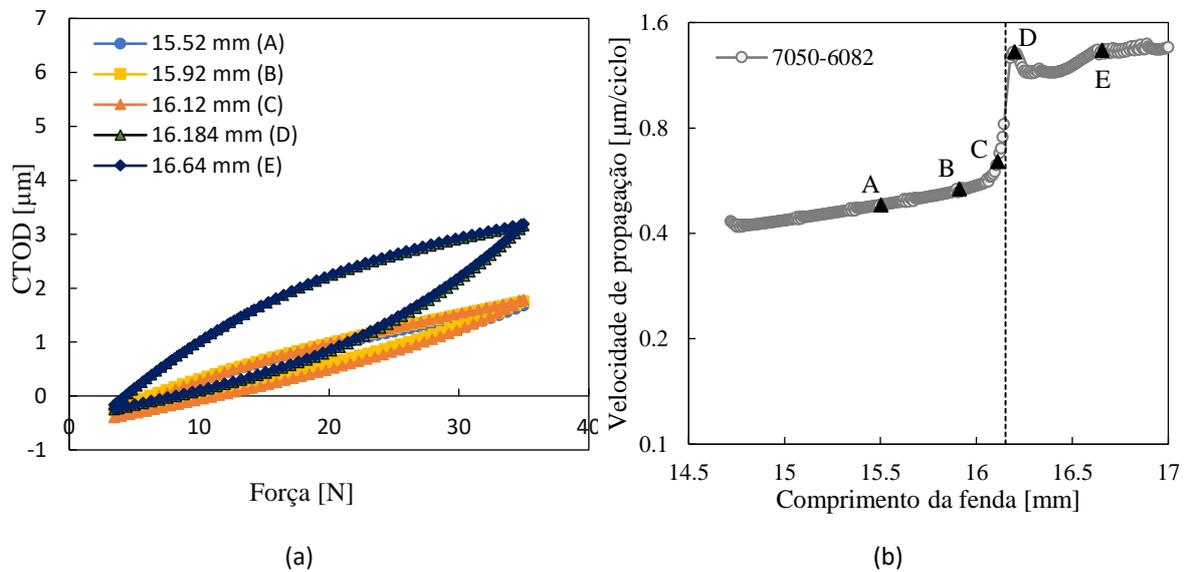
**Figura 5.19:** (a) CTOD vs força; (b)  $da/dN$  vs comprimento de fenda, para o par de materiais 7050-6082 em estado plano de deformação e com contacto.

A Figura 5.20 apresenta a evolução do fecho de fenda em relação ao comprimento da fenda do par de materiais 7050-6082, comparando a evolução em estado plano de tensão (TP) e estado plano de deformação (DP). Em estado plano de tensão, para um comprimento de fenda  $a=15.52$  mm o valor de  $U^*$  é de aproximadamente 15%, o qual tende a diminuir até aos 12% (ponto B). A partir deste ponto, devido à aproximação da transição, o fecho de fenda diminui de forma mais acentuada até ao ponto C. Imediatamente depois da transição entre materiais, o valor de  $U^*$  atinge o seu valor máximo de valor igual a 20% (ponto D) e em seguida volta a diminuir até ao ponto F em que a fenda permanece aberta. Por outro lado, em estado plano de deformação, a fenda permanece sempre aberta desde o primeiro ponto analisado (ponto A) até ao último (ponto E), assim como é visível nas curvas de CTOD, Figura 5.19 (a).



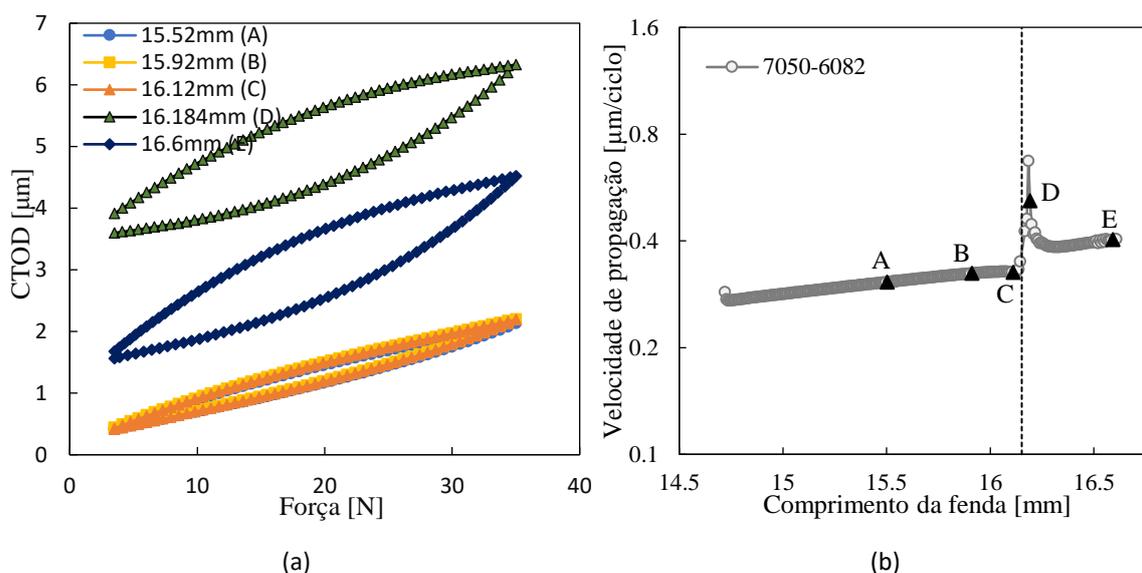
**Figura 5.20.**  $U^*$  vs Comprimento da fenda para o material bimetalico 7050-6082 em estado plano de tensão e estado plano de deformação, com contacto.

No caso de não existir o contacto entre as faces da fenda para o par de materiais 7050-6082 em estado plano de tensão, verifica-se que o aumento da velocidade de propagação tem pouca influência nas curvas CTOD para o mesmo material, como se mostra na Figura 5.21. No entanto, as curvas de CTOD dos materiais únicos são quase coincidentes com as respetivas curvas de CTOD correspondentes ao par de materiais, para os mesmos comprimentos de fenda.



**Figura 5.21:** (a) CTOD vs força; (b)  $da/dN$  vs comprimento de fenda, para o par de materiais 7050-6082 em estado plano de tensão e sem contacto.

Comparando o estado plano de deformação nas situações com contacto e sem contacto, Figura 5.19 e Figura 5.22, respetivamente, observa-se que as curvas são coincidentes para os mesmos comprimentos de fenda, tal como acontece com as velocidades de propagação (Figura 5.5 (b)). Assim, pode-se concluir que, para o estado plano de deformação, não há influencia de considerar ou não o contacto entre as faces da fenda. Em todos os casos estudados, quer para os materiais únicos, quer para o par de materiais, verifica-se que o estado plano de tensão possui valores de abertura da ponta da fenda inferiores aos obtidos para o estado plano de deformação. Isto pode ser explicado, pelo facto de o estado plano de deformação ter um fecho de fenda quase inexistente o que aumenta a abertura da fenda e consequentemente os valores de CTOD.

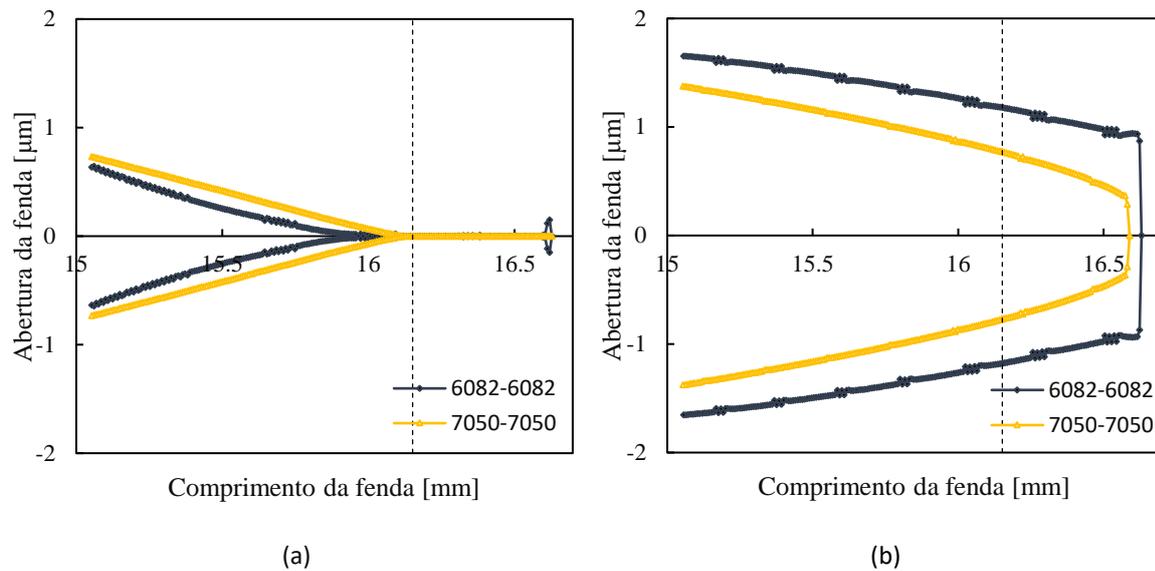


**Figura 5.22:** (a) CTOD vs força; (b)  $da/dN$  vs comprimento de fenda, para o par de materiais 7050-6082 em estado plano de deformação e sem contacto.

## 5.4. Perfil da fenda

De forma a avaliar o fecho de fenda parcial, esta secção apresenta os perfis da fenda obtidos no instante de carga mínima para diferentes comprimentos de fenda. Os resultados são apresentados para materiais únicos e para o par de materiais, tanto em estado plano de tensão como em estado plano de deformação, apenas nas situações com contacto entre as faces da fenda.

Para materiais simples, o perfil da fenda foi analisado para um comprimento  $a=16.64$  mm. No caso dos pares de materiais foram considerados os seguintes comprimentos  $a=16.184$  mm e  $a=16.64$  mm, em que o primeiro corresponde a uma zona imediatamente após a transição entre materiais.

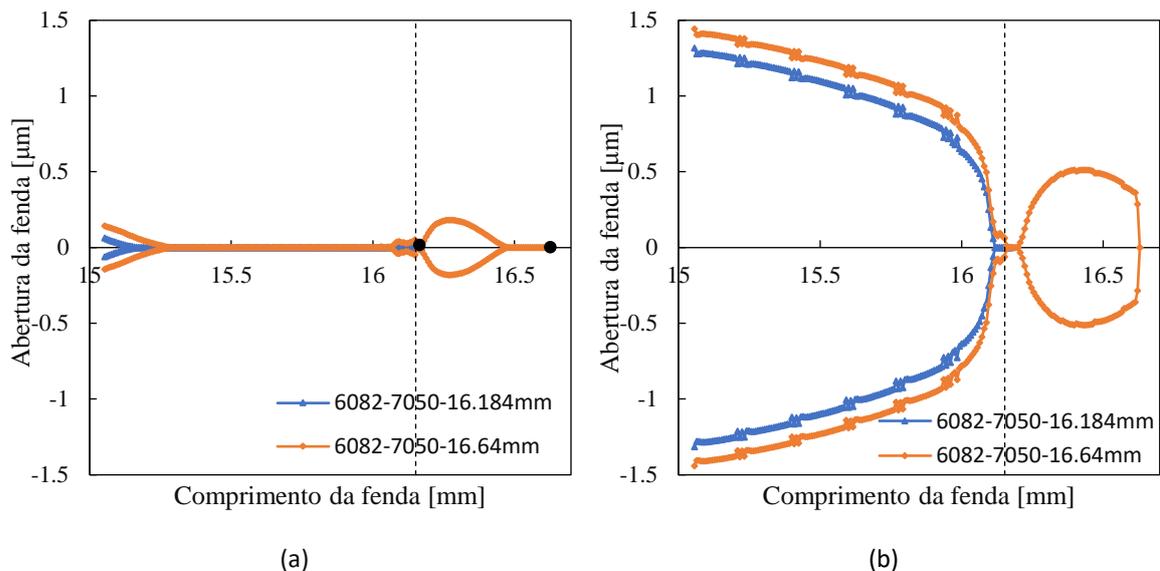


**Figura 5.23.** Abertura da fenda vs comprimento da fenda, para materiais únicos e para um comprimento  $a=16.64\text{mm}$ , com contacto, à carga mínima: (a) Estado plano de tensão; (b) Estado plano de deformação.

Na Figura 5.23 estão expostos os perfis da fenda para as ligas de alumínio 6082-T6 e 7050-T6 para um comprimento da fenda igual a 16.64 mm. A Figura 5.23 (a) e (b) referem-se ao estado plano de tensão e estado plano de deformação, respetivamente. Em estado plano de tensão, os dois materiais possuem fecho de fenda, como se pode observar pelas curvas do CTOD da Figura 5.11 (a). No caso da liga de alumínio 7050-T6 existe fecho total da fenda a partir de um comprimento  $a=16.12\text{ mm}$ . Por outro lado, o perfil da fenda da liga de alumínio 6082-T6 é caracterizado pelo fenómeno de fecho parcial. O fecho parcial é o contacto das faces da fenda a uma certa distância atrás da ponta da fenda, estando os pontos imediatamente atrás da ponta da fenda abertos. Em outras palavras, a fenda fecha-se numa zona relativamente antes da extremidade da fenda e em seguida volta-se a abrir. De acordo com Paris *et al.* [37] e Kujawski [21] este fenómeno produz uma contribuição significativa para o dano por fadiga abaixo da carga de abertura da fenda, ou seja, a fenda parece estar fechada, mas na verdade ela está aberta na extremidade da fenda e a diminuição da carga ainda produz deformação plástica. Assim, no caso da liga de alumínio 6082-T6 o CTOD é praticamente constante mas de valor diferente de zero para cargas relativamente baixas (Figura 5.11 (a)). Este fenómeno não se observa na liga AA7050-T6.

Em estado plano de deformação, Figura 5.23 (b), não existe fecho de fenda. Isto está de acordo com os resultados da Figura 5.11 (b). O material 6082-T6 possui uma abertura

da fenda superior ao material 7050-T6, o que indica que se deforma mais facilmente, pois a tensão de cedência do material 6082-T6 é inferior ao do 7050-T6 (ver Figura 3.5). Além disso, os resultados obtidos da abertura da fenda para o estado plano de deformação são significativamente superiores aos do estado plano de tensão.

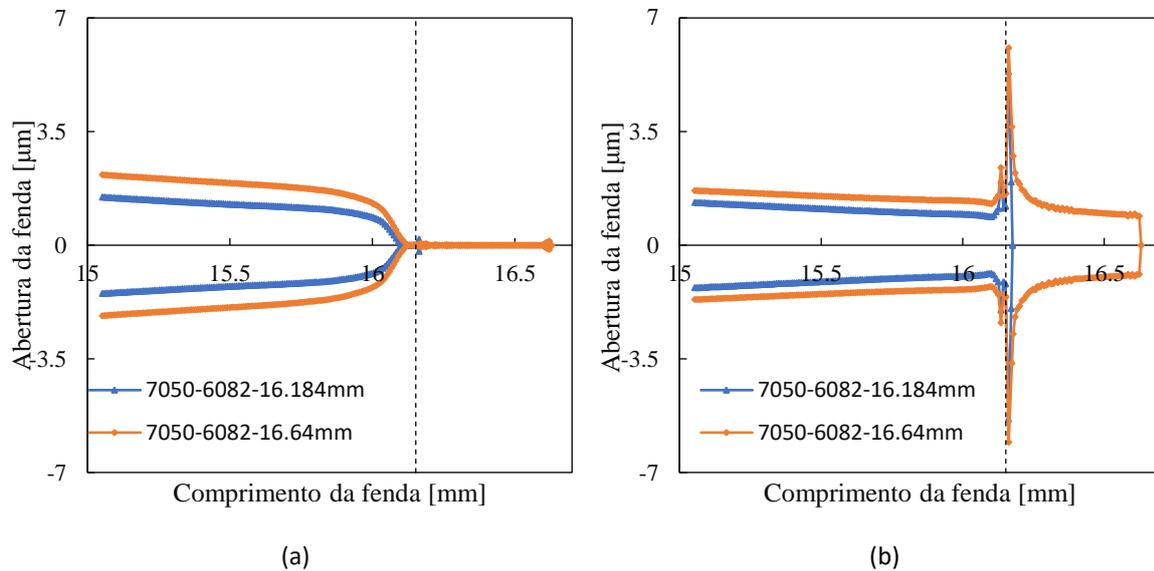


**Figura 5.24.** Abertura da fenda vs comprimento da fenda, para o par de materiais 6082-7050, com contacto, à carga mínima: (a) Estado plano de tensão; (b) Estado plano de deformação.

A Figura 5.24 (a) representa o perfil da fenda para o material bimetalítico 6082-7050 em estado plano de tensão. O fecho de fenda é mais visível para um comprimento correspondente imediatamente após a transição ( $a=16.184$  mm), em que a fenda permanece fechada a partir de um comprimento igual a  $15.16$  mm. Como se pode observar pela Figura 5.13 (b), este comprimento corresponde a velocidade mínima, o que indica que a diminuição da velocidade é explicada pelo fecho da fenda. Para um comprimento de fenda  $a=16.64$  mm, a fenda fecha-se a partir de  $15.23$  mm mas na zona de transição tende a abrir seguida de um ligeiro fecho que posteriormente volta-se a abrir. A partir de um comprimento  $x=16.48$  mm a fenda volta-se a fechar completamente.

Em estado plano de deformação, Figura 5.24 (b), para uma zona imediatamente após a transição a fenda fecha-se. Enquanto para o comprimento  $a=16.64$  mm, após a transição para o segundo material existe um pequeno fecho na zona de transição dos dois materiais que posteriormente volta a abrir. Verifica-se que, em estado plano de deformação,

a abertura da fenda é maior do que em estado plano de tensão pela mesma razão explicada anteriormente.



**Figura 5.25.** Abertura da fenda vs comprimento da fenda, para o par de materiais 7050-6082, com contacto, à carga mínima: (a) Estado plano de tensão; (b) Estado plano de deformação.

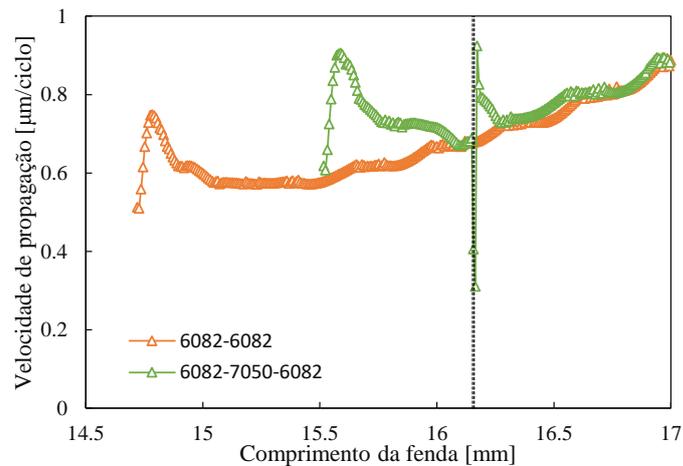
No caso do material bimetálico 7050-6082, o perfil da abertura da fenda é apresentado na Figura 5.25, o qual difere do observado no material 6082-7050. Em estado plano de tensão, Figura 5.25 (a), quer para um comprimento de fenda  $a=16.184$  mm quer para  $a=16.64$  mm a fenda fecha-se a um comprimento igual a 16.11 mm, aproximadamente. No caso da zona imediatamente após a transição, nota-se uma ligeira abertura da fenda. Enquanto para o comprimento de 16.64 mm, a fenda permanece fechada até 16.59 mm, seguida de uma pequena abertura na extremidade.

Em estado plano de deformação, Figura 5.25 (b), o perfil da abertura da fenda é idêntico para os dois comprimentos analisados, em que para o comprimento  $a=16.64$  mm a evolução da abertura da fenda é ligeiramente superior ao do comprimento 16.184 mm. Na zona da transição entre materiais, verifica-se uma maior abertura da fenda que depois tende a diminuir. Este aumento acentuado da abertura da fenda pode ser justificado pelo facto que, esta zona corresponder à velocidade máxima, Figura 5.2.

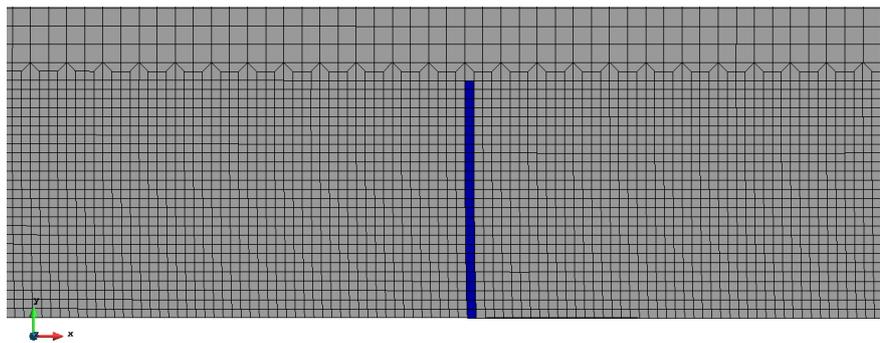
## 5.5. Barreira de um material resistente num provete CT

Neste subcapítulo é estudado o efeito na velocidade de propagação de introduzir uma barreira de um material mais resistente (7050) num provete CT de um material mais macio (6082).

Na Figura 5.26 representa-se o  $da/dN$  versus comprimento de fenda, dos materiais 6082-6082 e 6080-7070-6082, em estado plano de tensão e com contacto entre as faces da fenda. No caso dos materiais 6082-7050-6082 fez-se o tratamento de dados para um comprimento inicial de fenda  $a_0=15.5$  mm, que corresponde a  $\Delta K=13.12$  MPa. $m^{0.5}$ . Nesta simulação numérica foi considerado um provete com material AA6082-T6 incluindo uma pequena zona do material AA7050-T6 (ver Figura 5.27). As dimensões da zona deste último material são 8  $\mu$ m de comprimento e 0.208 mm de altura. O comportamento da velocidade de propagação dos materiais 6082-7050-6082 é idêntica à do 6082-6082, à exceção na zona de transição entre materiais. De facto, no primeiro caso, o valor de  $da/dN$  tende a diminuir na aproximação para o segundo material 7050 até atingir o valor mínimo. Imediatamente após a transição, a velocidade aumenta de forma brusca até atingir o seu valor máximo. Após o valor máximo verifica-se uma redução de  $da/dN$  num comprimento relativamente pequeno correspondente a um valor de 0.128 mm apesar desta zona já corresponder ao material 6082, que depois volta a ter o mesmo comportamento do material 6082-6082. Assim, apesar de considerar apenas uma pequena zona do material AA7050-T6, verifica-se que existe influência deste na evolução da velocidade de propagação nas zonas imediatamente antes e depois da zona de transição entre materiais.



**Figura 5.26.** Velocidade de propagação vs comprimento da fenda, para os materiais 6082-6082 e 6082-7050-6082 em estado plano de tensão e com contacto no provete CT.

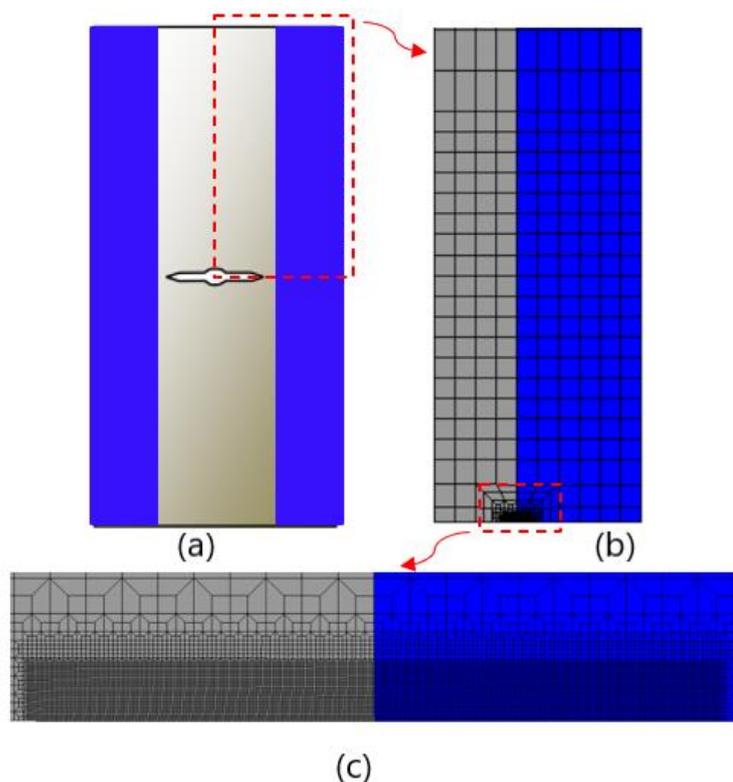


**Figura 5.27.** Zona refinada da malha de elementos finitos do material 6082 contendo uma barreira do material 7050, no provete CT.

## 5.6. Provete MT versus provete CT

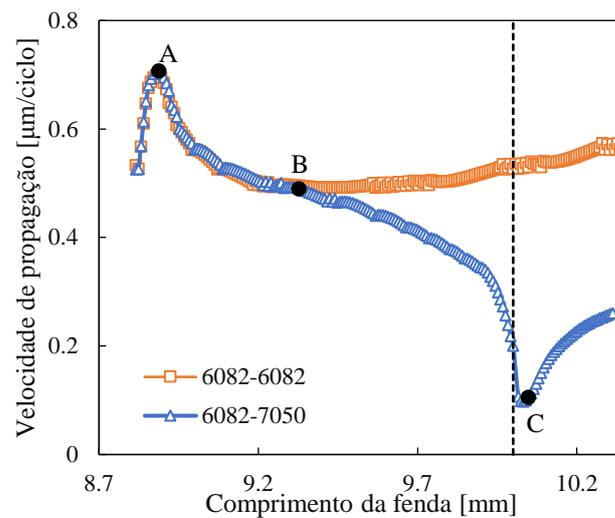
Nesta secção é estudada o efeito da geometria do provete para o caso dos materiais 6082-6082 e 6082-7050, comparando a evolução da velocidade de propagação num provete CT e num MT. Tendo em conta a geometria do provete MT e os seus eixos de simetria, apenas 1/8 do provete é estudado, estabelecendo-se as condições de fronteira adequadas. Na Figura 5.28 é apresentada uma representação esquemática do modelo físico. Tal como no caso do provete CT, a malha de elementos finitos é dividida em duas zonas principais, uma zona da extremidade da fenda com grande refinamento contendo elementos quadrados com  $8 \times 8 \mu\text{m}^2$  e um menor refinamento para as zonas mais afastadas. Esta malha

compreende 10436 elementos lineares isoparamétricos e 21304 nós com apenas uma camada de elementos ao longo da espessura.



**Figura 5.28.** (a) Provete do tipo MT; (b) e (c): Representação da zona refinada da malha de elementos finitos de 1/8 do provete.

A Figura 5.29 ilustra a evolução de  $da/dN$  no caso do provete MT, com comprimento de fenda inicial  $a_0=8.8$  mm. Tem como objetivo verificar se a mudança da evolução da velocidade, que se observa na aproximação da transição (ver Figura 5.1) é devida à geometria do provete ou pelo facto de haver influência do segundo material. Assim, apenas foi analisada a evolução de  $da/dN$  para o material único 6082 e para o par de materiais 6082-7050 em estado plano de tensão e com contacto entre as faces da fenda.



**Figura 5.29.** Velocidade de propagação vs comprimento da fenda, para o material único 6082 e o par de materiais 6082-7050, em estado plano de tensão e com contacto no provete MT.

Inicialmente, a velocidade de propagação aumenta de forma acentuada até ao ponto A num comprimento de fenda relativamente pequeno para os dois casos de materiais. A partir desse ponto, o valor de  $da/dN$  inicia uma fase descendente até ao ponto B, tal como acontece para o provete CT (ver Figura 5.1). A partir do ponto B, no caso do material 6082-6082 verifica-se um aumento da velocidade com o comprimento da fenda, resultante do aumento dos campos de tensão na ponta da fenda. Por outro lado, para o par de materiais 6082-7050 existe uma diminuição de  $da/dN$  até atingir o valor mínimo no ponto C. Assim sendo, a diminuição da velocidade que se verifica para o caso do par de materiais, pode ser explicada, não pela geometria do provete, mas pelo facto de na aproximação da transição haver influência do segundo material.

## 6. CONCLUSÕES

Nesta dissertação foi estudado numericamente o comportamento à fadiga, nomeadamente a propagação de fendas entre dois materiais distintos através da utilização de provetes bimetálicos AA6082-T6 e AA7050-T6. As principais conclusões que se podem retirar deste estudo são:

- Independentemente de ser estado plano de tensão ou estado plano de deformação, o material AA6082-T6 tem uma dimensão da zona plástica maior em comparação com o material AA7050-T6. Como resultado, a velocidade de PFF é maior para o AA6082-T6, embora este material tenha um valor crítico da deformação plástica acumulada mais alto.
- O fecho de fenda tem um efeito significativo em ambos os materiais, produzindo uma diminuição significativa da gama de carga efetiva e, portanto, de  $da/dN$  no caso do estado plano de tensão. Por outro lado, em estado plano de deformação não existe fecho de fenda.
- O material bimetálico 6082-7050 apresenta uma diminuição acentuada de  $da/dN$  antes da transição entre materiais, o que indica que há influência da região à frente da ponta da fenda na velocidade de PFF. Imediatamente após a transição há uma diminuição adicional de  $da/dN$ , até um valor mínimo, seguido por um aumento progressivo do valor  $da/dN$  correspondente ao material único 7050-T6. Os efeitos transientes começaram quando a zona plástica monótona do material 6082 atingiu o material 7050.
- No material bimetálico 7050-6082 há um aumento de  $da/dN$  antes da transição de material, mais uma vez o que indica a influência do material à frente. Imediatamente após a transição há um aumento adicional de  $da/dN$  até um valor máximo seguido de uma diminuição progressiva até corresponder ao material único 6082-T6. O comportamento transiente começou quando a deformação plástica começa no material 6082, à frente da extremidade da fenda.

- Estes fortes efeitos transientes desaparecem quando é removido o contacto entre as faces da fenda, o que indica que o fecho de fenda desempenha um papel determinante neste contexto.
- O fecho de fenda possui dois mecanismos fundamentais: a formação da onda plástica residual que promove o contacto dos flancos da fenda e o arredondamento da ponta da fenda que afasta os flancos reduzindo o fecho de fenda. Ambos os mecanismos estão ligados à deformação plástica da ponta da fenda, mas um tem efeito imediato enquanto o outro só é efetivo após a propagação. Nos materiais bimetálicos, o arredondamento da extremidade da fenda tem um papel importante.

No seguimento deste trabalho seria interessante:

- Comparar as previsões numéricas com resultados experimentais. Neste momento decorre a preparação de provetes bi-metálicos, em que a liga de alumínio AlSi10Mg é adicionada por produção aditiva numa chapa metálica da liga AA7050-T6;
- Estudar a propagação de fenda em juntas soldadas, considerando a variação de propriedades.

---

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] A. R. C. Branco, J. Ferreira, J. Domingos, “Projecto de Órgãos de Máquinas,” 2012.
- [2] Q. Xin, *Diesel engine system design*. Woodhead Publishing Limited, 2011.
- [3] M. F. Borges, D. M. Neto, and F. V. Antunes, “Revisiting Classical Issues of Fatigue Crack Growth Using a Non-Linear Approach,” *Materials (Basel)*, vol. 13, no. 23, pp. 1–14, 2020.
- [4] F. F. Ferreira, D. M. Neto, J. S. Jesus, P. A. Prates, and F. V. Antunes, “Numerical Prediction of the Fatigue Crack Growth Rate in SLM Ti-6Al-4V Based on Crack Tip Plastic Strain,” *Met. 2020, Vol. 10, Page 1133*, vol. 10, no. 9, p. 1133, Aug. 2020, doi: 10.3390/MET10091133.
- [5] D. M. Neto, M. F. Borges, F. V. Antunes, and J. Jesus, “Mechanisms of fatigue crack growth in Ti-6Al-4V alloy subjected to single overloads,” *Theor. Appl. Fract. Mech.*, vol. 114, p. 103024, 2021, doi: 10.1016/J.TAFMEC.2021.103024.
- [6] M. F. Borges *et al.*, “Fatigue crack propagation analysis in 2024-T351 aluminium alloy using nonlinear parameters,” *Int. J. Fatigue*, vol. 153, p. 106478, Dec. 2021, doi: 10.1016/J.IJFATIGUE.2021.106478.
- [7] M. F. Borges, D. M. Neto, and F. V. Antunes, “Numerical simulation of fatigue crack growth based on accumulated plastic strain,” *Theor. Appl. Fract. Mech.*, vol. 108, Aug. 2020, doi: 10.1016/J.TAFMEC.2020.102676.
- [8] ASTM, “ASTM Annual Book, American Society for testing and Materials, West Conshohoken, PA,” 2004.
- [9] G. R. Irwin, “Elasticity and Plasticity,” *Springer, Berlin, Heidelb.*, vol. 3, no. 6, pp. 551–590, 1958.
- [10] J. R. Rice, “Mechanics of Crack Tip Deformation and Extension by Fatigue,” *Fatigue Crack Propag.*, no. January 1967, p. 247, 1967.
- [11] F. V. Antunes, S. Serrano, R. Branco, and P. Prates, “Fatigue crack growth in the 2050-T8 aluminium alloy,” *Int. J. Fatigue*, vol. 115, pp. 79–88, Oct. 2018, doi: 10.1016/J.IJFATIGUE.2018.03.020.
- [12] ELBER W, “Fatigue crack closure under cyclic tension,” *Eng. Fract. Mech.*, vol. 2,

- no. 1, pp. 37–45, Jul. 1970, doi: 10.1016/0013-7944(70)90028-7.
- [13] R. O. Ritchie, S. Suresh, and C. M. Moss, “Near-threshold fatigue crack growth in 2 ¼ Cr-1Mo pressure vessel steel in air and hydrogen,” *J. Eng. Mater. Technol. Trans. ASME*, vol. 102, no. 3, pp. 293–299, 1980.
- [14] S. Suresh and R. O. Ritchie, “A Geometric Model for Fatigue Crack Closure Induced by Fracture Surface Roughness,” pp. 1627–1631, 1982.
- [15] S. Suresh and R. O. Ritchie, “On the influence of fatigue underloads on cyclic crack growth at low stress intensities,” *Mater. Sci. Eng.*, vol. 51, no. 1, pp. 61–69, 1981.
- [16] F. V. Antunes, “Fatigue Crack Growth In Metallic Materials,” Universidade de Coimbra, 2021.
- [17] J. D. M. Costa and J. A. M. Ferreira, “Effect of stress ratio and specimen thickness on fatigue crack growth of CK45 steel,” *Theor. Appl. Fract. Mech.*, vol. 30, no. 1, pp. 65–73, Sep. 1998, doi: 10.1016/S0167-8442(98)00044-5.
- [18] L. P. Borrego, J. M. Ferreira, and J. M. Costa, “Fatigue crack growth and crack closure in an AlMgSi alloy,” *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, vol. 24, no. 4, pp. 255–265, Apr. 2001, doi: 10.1046/J.1460-2695.2001.00383.X.
- [19] A. K. Vasudevan, K. Sadananda, and N. Louat, “Scripta Metallurgica RECONSIDERATION OF FATIGUE CRACK CLOSURE,” vol. 27, pp. 1673–1678, 1992.
- [20] K. Donald and P. C. Paris, “An evaluation of  $\Delta K_{eff}$  estimation procedures on 6061-T6 and 2024-T3 aluminum alloys,” *Int. J. Fatigue*, vol. 21, no. SUPPL. 1, pp. S47–S57, Sep. 1999, doi: 10.1016/S0142-1123(99)00055-9.
- [21] D. Kujawski, “Enhanced model of partial crack closure for correlation of R-ratio effects in aluminum alloys,” *Int. J. Fatigue*, vol. 23, no. 2, pp. 95–102, Jan. 2001, doi: 10.1016/S0142-1123(00)00085-2.
- [22] M. Lugo and S. R. Daniewicz, “The influence of T-stress on plasticity induced crack closure under plane strain conditions,” *Int. J. Fatigue*, vol. 33, no. 2, pp. 176–185, Feb. 2011, doi: 10.1016/J.IJFATIGUE.2010.08.002.
- [23] L. P. Borrego, J. M. Ferreira, and J. M. Costa, “Fatigue crack growth and crack closure in an AlMgSi alloy,” *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, vol. 24, no. 4, pp. 255–265, Apr. 2001, doi: 10.1046/J.1460-2695.2001.00383.X.
- [24] S. K. Paul and S. Tarafder, “Cyclic plastic deformation response at fatigue crack

- tips,” *Int. J. Press. Vessel. Pip.*, vol. 101, pp. 81–90, Jan. 2013, doi: 10.1016/J.IJPVP.2012.10.007.
- [25] T. Sousa, “Propagação de fendas por fadiga: Influência do contacto nos parâmetros de extremidade de fenda,” Tese de Mestrado em Engenharia Mecânica, Universidade de Coimbra, 2014.
- [26] A. A. Wells, “Unstable Crack Propagation in metals, Cleavage and Fast Fracture,” *Crack Propag. Symp. Cranf.*, vol. 1, no. 84, pp. 210–230, 1961.
- [27] TIAGO JORDÃO GRILO, “ESTUDO DE MODELOS CONSTITUTIVOS ANISOTRÓPICOS PARA CHAPAS METÁLICAS,” Universidade de Aveiro, 2011.
- [28] P. Prates, “Inverse Methodologies for Identifying Constitutive Parameters of Metal Sheets,” Coimbra, 2014.
- [29] F. K. G. Odquist, “Math. Mech.,” vol. 13, p. 360, 1933.
- [30] E. Voce, “‘The relationship between stress and strain for homogeneous deformation’, *J. Inst. Met.*,” vol. 74, pp. 537–562, 1948.
- [31] C. O. Frederick and P. J. Armstrong, “A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect,” *Mater. High Temp.*, vol. 24, no. 1, pp. 1–26, 2007.
- [32] F. V. Antunes, R. Branco, P. A. Prates, and L. Borrego, “Fatigue crack growth modelling based on CTOD for the 7050-T6 alloy,” *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, vol. 40, no. 8, pp. 1309–1320, 2017, doi: 10.1111/FFE.12582.
- [33] L. S. Lasdon, A. D. Waren, and A. Jain, “Design and Testing of a Generalized Reduced Gradient Code for Nonlinear Programming,” 1975.
- [34] J. P. F. Pais, “Propagação de fendas por fadiga comparação entre resultados numéricos e experimentais,” Universidade de Coimbra, 2021.
- [35] D. M. Neto, E. R. Sérgio, M. F. Borges, L. P. Borrego, and F. V. Antunes, “Effect of load blocks on fatigue crack growth,” *Int. J. Fatigue*, vol. 162, p. 107001, Sep. 2022, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2022.107001.
- [36] M. C. Oliveira, J. L. Alves, and L. F. Menezes, “Algorithms and strategies for treatment of large deformation frictional contact in the numerical simulation of deep drawing process,” *Arch. Comput. Methods Eng.*, vol. 15, no. 2, pp. 113–162, 2008.
- [37] J. D. PC Paris, H Tada, “Service load fatigue damage- a historical perspective,” *Int. J. Fatigue* 21, pp. S35–S46, 1999.



## ANEXO A – CÁLCULO DO VALOR DE K

- **Provete CT**

O fator de intensidade de tensão é dado por (ASTM-E647):

$$K = \frac{F}{t\sqrt{W}} \frac{2 + \frac{a}{W}}{\left(1 - \frac{a}{W}\right)^{1.5}} \left[ 0.886 + 4.64 \frac{a}{W} - 13.32 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 14.72 \left(\frac{a}{W}\right)^3 - 5.6 \left(\frac{a}{W}\right)^4 \right]$$

onde F representa a força de carregamento,  $a$  o comprimento de fenda,  $t$  a espessura do provete e  $W$  a largura do provete.

- **Provete MT**

- Tada et al. (2000):

$$K = \left( 1 - 0.025 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 0.06 \left(\frac{a}{W}\right)^4 \right) \frac{P}{B \cdot W} \sqrt{\sec\left(\frac{\pi \cdot a}{W}\right)} \sqrt{\pi \cdot a}$$

- Antunes et al. (2016):

$$Y = \frac{K}{\sigma\sqrt{\pi \cdot a}} = 1.187086 \left(\frac{a}{W}\right)^3 - 0.068016 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 0.113481 \left(\frac{a}{W}\right) + 1.009325$$

onde Y representa o fator geométrico,  $\sigma$  a tensão nominal,  $a$  o comprimento da fenda e  $W$  a largura do provete. Esta solução é válida para  $0.04 \leq a/W \leq 0.6$