

1 2 9 0



UNIVERSIDADE D
COIMBRA

Gonçalo Edgar Bento dos Santos

**PROPAGAÇÃO DE FENDAS POR FADIGA EM
TITÂNIO Ti6Al4V PRODUZIDO POR SLM
PARA SOLICITAÇÕES EM MODO MISTO I+II**

Dissertação no âmbito do Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica, na especialidade de Produção e Projeto orientada pelo Professor Doutor José António Martins Ferreira e pelo Professor Doutor Joel Alexandre da Silva de Jesus, apresentada ao Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra.

Outubro de 2020

1 2



9 0

FACULDADE DE
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE
COIMBRA

Propagação de fendas por fadiga em Titânio Ti6Al4V produzido por SLM para solicitações em modo misto I+II

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

Fatigue crack growth in titanium Ti6Al4V produced by SLM under mixed-mode I+II

Autor

Gonçalo Edgar Bento dos Santos

Orientadores

Professor Doutor José António Martins Ferreira

Professor Doutor Joel Alexandre da Silva de Jesus

Júri

Presidente Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa
Professor Associado com Agregação da Universidade de
Coimbra

Orientador Professor Doutor Joel Alexandre da Silva de Jesus
Professor Auxiliar convidado da Universidade de Coimbra

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

Coimbra, Outubro, 2020

“O sucesso não é o final, falhar não é fatal: é a coragem para continuar que conta.”

Winston Churchill

Agradecimentos

A realização da presente dissertação e, por conseguinte, a conclusão deste ciclo de estudos não teria sido possível sem o apoio de um conjunto de pessoas, às quais gostaria de prestar o meu agradecimento.

Ao Professor Doutor José António Martins Ferreira pela orientação e pela oportunidade de realização deste trabalho.

Ao Professor Doutor Joel Alexandre da Silva de Jesus por estar sempre presente, pela dedicação e orientação na realização desta dissertação.

Ao professor Doutor Ricardo Nuno Madeira Soares Branco pelo apoio nesta realização deste trabalho.

Ao professor Doutor Carlos Manuel Franco Leal por todo o apoio aos longo destes anos.

Ao professor Doutor Luís Miguel Carlos Vilhena Pereira da Silva pela ajuda no trabalho realizado.

Aos meus pais por todo o apoio incondicional ao longo destes anos, e pelo esforço que fizeram para me proporcionar este bem precioso que é a educação.

Aos meus amigos e colegas que foram um pilar fundamental na conclusão desta etapa.

À minha madrinha e avó pelo apoio e conforto que desde sempre me deram.

Aos meus irmãos Valhalla Wolves, pela irmandade, companheirismo e suporte de todo o processo.

À Patrícia pelo seu apoio, companheirismo, suporte e por sempre ter acreditado em mim.

O autor agradece o apoio financeiro fornecido pelo Fundo Europeu de Desenvolvimento Regional (FEDER), através do programa PT2020, no âmbito do Programa Operacional Regional do Centro (CENTRO-01-0145-FEDER-028789) e pela Fundação para a Ciência e a Tecnologia IP/MCTES, através de fundos nacionais (PIDDAC), para a elaboração do presente documento.



Resumo

Este estudo revela-se particularmente interessante devido à variedade de indústrias que utiliza este tipo da liga de titânio Ti6Al4V, desde a indústria aeroespacial, à biomédica e a outras aplicações de engenharia de alto desempenho. Para que esta liga de titânio seja utilizada de forma segura e consciente, é necessário o conhecimento de todas as suas propriedades e comportamentos nas mais diversas situações de aplicação.

Este trabalho teve como principal tema a propagação de fendas por fadiga em provetes de titânio Ti6Al4V produzidos por SLM para solicitações em modo misto I+II. Para o efeito, usaram-se provetes CTS e diferentes ângulos de carregamento, começando no modo I puro para ângulo de carregamento $\alpha=0^\circ$ e passando pelo modo misto I+II para ângulos $\alpha=15^\circ$, 30° e 45° . Neste estudo foram realizados ensaios de propagação de fendas por fadiga para $R=0$, de onde resultaram curvas $da/dN - \Delta K$, a análise do fenómeno do fecho de fenda, a comparação de modelos para o cálculo do fator de intensidade de tensões e o estudo da fractografia.

Dos ensaios realizados para o modo I puro e para modo misto I+II foi possível aplicar dois métodos diferentes para o cálculo de ΔK_I e ΔK_{II} em cada um dos casos estudados ($\alpha=0^\circ$, $\alpha=15^\circ$, $\alpha=30^\circ$, $\alpha=45^\circ$), obtendo-se uma boa correlação entre ambos os métodos. O método proposto nesta dissertação demonstrou ser um método válido e com maior simplicidade quando comparado a outros já existentes. Foi possível também verificar que o fecho de fenda foi diminuindo com o aumento do ângulo de carregamento (α), devido à diminuição da componente do carregamento que provoca o modo I de propagação com o aumento do ângulo α . A análise da superfície de fratura revelou poucas diferenças entre os provetes ensaiados, onde foram encontrados defeitos típicos do processo L-PBF (SLM) tais como: porosidade, partículas por fundir e inclusão por contaminação.

Palavras-chave: Fadiga, Ti6Al4V, L-PBF, Manufatura por adição, Propagação de fendas por fadiga, Fator intensidade de tensões, Fecho de fenda, Prensagem Isostática a Quente, Fractografia.

Abstract

This study proves to be particularly interesting due to the variety of industries that use this type of titanium alloy Ti6Al4V, from the aerospace industry, to biomedical and other high performance engineering applications. For this titanium alloy to be used safely and consciously, it is necessary to know all of its properties and behaviors in the most diverse application conditions.

This work had as a main theme fatigue crack propagation in titanium Ti6Al4V produced by SLM for loads in mixed mode I+II and its main purpose was the study of fatigue crack propagation in CTS test pieces for different loading angles, starting with pure mode I for loading angle $\alpha=0^\circ$ and passing through the mixed mode I+II for loading angles $\alpha=15^\circ$, 30° e 45° . In this study, fatigue crack propagation tests were performed for $R=0$, resulting in $da/dN - \Delta K$ curves, the analysis of crack closure phenomenon, the models' comparison for the calculation of the stress intensity factor and the study of fractography.

From the tests performed for pure mode I and mixed mode I+II, it was possible to apply two different methods for the calculation of ΔK_I e ΔK_{II} in each of the studied cases ($\alpha=0^\circ$, $\alpha=15^\circ$, $\alpha=30^\circ$, $\alpha=45^\circ$), obtaining a good correlation between both methods. The proposed method in this dissertation proved to be a valid and simpler method when compared to existing ones. It was also possible to verify that the crack closure was decreased with the increase of the loading angle (α), due to the decrease of the loading component that causes mode I of propagation with the increase of the angle α . The analysis of the crack surface revealed only few differences between the test specimens, where typical defects of the L-PBF (SLM) process were found, such as: porosity, unmelted particles and contamination inclusion.

Keywords Fatigue, Ti6Al4V, Laser Powder Bed Fusion, Additive Manufacturing, Stress intensity factor, Fatigue crack propagation, Crack closure, Hot Isostatic Pressing, Fractography.

Índice

Índice de Figuras	viii
Índice de Tabelas	x
Simbologia e Siglas	xi
Simbologia.....	xi
Siglas	xii
1. Introdução.....	1
1.1. Estrutura da dissertação	3
1.2. Objetivos.....	3
1.3. Tarefas	4
2. Revisão bibliográfica.....	5
2.1. Titânio e Ligas de Titânio.....	5
2.2. Processos de manufatura por adição.....	7
2.3. Prensagem isostática a quente	9
2.4. Propagação de fendas por fadiga.....	9
2.4.1. Fator de intensidade de tensões	10
2.4.2. Curvas da/dN- ΔK	15
2.4.3. Fecho de fenda.....	17
2.4.4. Propagação de fendas por fadiga sujeita a carregamentos em modo misto I+II	19
3. Materiais e metodologia experimental	21
3.1. Caracterização do material	21
3.2. Manufatura dos provetes	21
3.3. Preparação dos provetes	23
3.4. Ensaio de fadiga.....	23
3.5. Determinação do fecho de fenda	25
3.6. Fratografia	27
4. Análise e discussão dos resultados	28
4.1. Trajetória de fenda.....	28
4.2. Análise e comparação de modelos para a obtenção dos fatores de intensidade de tensões ΔKI e ΔKII	33
4.3. Comparação de modelos para obtenção do fator de intensidade de tensões equivalente.....	38
4.4. Análise do fecho de fenda	42
4.5. Análise da superfície de fratura	44
5. Conclusões.....	46
5.1. Sugestões para trabalhos futuros	47
Referências Bibliográficas.....	48
Bibliografia Web	52
Anexo A.....	53

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1. Representação esquemática do processo L-PBF, [1].	8
Figura 2. Representação do processo HIP, [2].	9
Figura 3. Modos de deformação.	11
Figura 4. Provetes usados no estudo da propagação de fenda em modo misto, Qian e Fatemi, 1996.	13
Figura 5. Esquema da representação do ângulo de deflexão da fenda.	14
Figura 6. Representação esquemática do diagrama da/dN- ΔK , Chambel, 2014.	16
Figura 7. Esquema da definição de ΔK_{ef} , José Costa, 1991.	18
Figura 8. Geometria e dimensões dos provetes.	22
Figura 9. Metalografia da liga de titânio Ti6Al4V produzidas por CTS e submetidas ao processo HIP, Ferreira et al, 2020.	23
Figura 10. Dispositivos usados para os ensaios de propagação de fendas por fadiga. ...	24
Figura 11. Método para o cálculo da carga de abertura: a) DIC; b) curva carga-deslocamento; c) curva coeficiente de correlação-carga.	26
Figura 12. Esquema representativo do ângulo de deflexão da fenda, β .	28
Figura 13. Esquema representativo do ângulo de deflexão da fenda, θ .	29
Figura 14. Deflexão e modos de propagação, $\alpha=0^\circ$.	29
Figura 15. Deflexão e modos de propagação, $\alpha=15^\circ$.	30
Figura 16. Deflexão e modos de propagação, $\alpha=30^\circ$.	31
Figura 17. Deflexão e modos de propagação, $\alpha=45^\circ$.	31
Figura 18. Trajetória experimental das fendas. a) $\alpha=15^\circ$ b) $\alpha=30^\circ$ c) $\alpha=45^\circ$.	32
Figura 19. ΔKI vs ΔKI *.. a) $\alpha=0^\circ$, b) $\alpha=15^\circ$, c) $\alpha=30^\circ$ e d) $\alpha=45^\circ$.	34
Figura 20. ΔKII vs ΔKII *.. a) $\alpha=15^\circ$, b) $\alpha=30^\circ$ e c) $\alpha=45^\circ$.	34
Figura 21. Comparação de modelos para obtenção de ΔK , $\alpha=0^\circ$.	36
Figura 22. Comparação de modelos para obtenção de ΔK_{eq} , $\alpha=15^\circ$.	36
Figura 23. Comparação de modelos para obtenção de ΔK_{eq} , $\alpha=30^\circ$.	37
Figura 24. Comparação de modelos para obtenção de ΔK_{eq} , $\alpha=45^\circ$.	37
Figura 25. Comparação de modelos para obtenção de ΔK_{eq} , através de Tanaka, 1974.	38
Figura 26. Comparação de modelos para obtenção de ΔK_{eq} , através de Richard et al, 1983.	39

Figura 27. Comparação de modelos para obtenção de ΔK_{eq} , Irwin, 1957.	39
Figura 28. Modelo Antunes et al, 2019, com ΔK_{eq} através da expressão de Irwin, 1957.	41
Figura 29. Modelo proposto com ΔK_{eq} através da expressão de Irwin, 1957.	41
Figura 30. Modelo Antunes et al, 2019, com ΔK_{eq} através da expressão Salami-Majd et al, 2016.	42
Figura 31. Valores do fecho de fenda.	43
Figura 32. Fratografia SEM. a) $\alpha=0^\circ$, b) $\alpha=15^\circ$, c) $\alpha=30^\circ$ e d) $\alpha=45^\circ$	45

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 1. Expressões utilizadas na literatura para calcular o ΔK_{eq}	17
Tabela 3.1. Composição química da liga de titânio Ti6Al4V, em fração mássica.....	21

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

α - Fase microestrutural Alfa

β - Fase microestrutural Beta

K - Fator de Intensidade de Tensões

Y - Fator Geométrico

σ - Tensão Aplicada

a - Comprimento da Fenda

θ – Ângulo de deflexão da fenda

$\Delta\sigma$ - Gama de Tensão

σ_{\min} – Tensão Mínima

σ_{\max} - Tensão Máxima

ΔK - Gama de Fator de Intensidade de Tensões

K_{\max} - Fator de Intensidade de Tensões Máxima

K_{\min} - Fator de Intensidade de Tensões Mínimo

F - Carregamento Aplicado

W - Comprimento do provete

T - Espessura do provete

K^* - Fator de Intensidade de Tensões Angulares

ΔK_{ef} - Gama Efetiva do Fator de Intensidade de Tensões

K_{ab} - Fator de Intensidade de Tensões na Abertura da fenda

ΔK_{lf} - Gama de intensidade de tensões limiar de fadiga

$T_{\Delta K}$ - Fator de dispersão

β - Ângulo de deflexão β , para o modelo proposto por Antunes, et al 2019

θ – Ângulo de deflexão θ , para o modelo proposto nesta dissertação

Siglas

L-PBF - Laser Powder Bed Fusion

MA- Manufatura por Adição

FSL - Fusão Seletiva por Laser

HIP - Hot Isostatic Pressure

CAD - Computer Aided Design

HCP - Estrutura Cristalina Hexagonal Compacta

CCC - Estrutura Cristalina Cúbica de Corpo Centrado

SLM - Selective Laser Melting

CTS - Compact Tension Shear

$C(T)$ - Compact Tension Specimen

M(T) – Middle tension Specimen

SEM – Scanning Electron Microscopy

1. INTRODUÇÃO

Hoje em dia, existe uma pressão crescente sobre os engenheiros para reduzir o nível de conservadorismo nos sistemas de engenharia, com a finalidade de cumprir metas, tais como: custo, peso, durabilidade, fiabilidade e emissões. Neste âmbito, o conhecimento das propriedades e do comportamento mecânico dos materiais utilizados em engenharia torna-se essencial.

Um dos modos de falhas mais frequentes em elementos de máquinas é a falha por fadiga, responsável por 80% a 90% das falhas em componentes mecânicos em funcionamento.

Este fenómeno é um tipo de falha que ocorre em materiais/elementos sujeitos a cargas cíclicas onde ocorre nucleação, iniciação e propagação de fenda(s) que provocam a rotura do material, provocando assim a falha do componente. Torna-se então imprescindível o estudo do comportamento à fadiga de materiais.

Estes estudos permitem disponibilizar informação essencial para a utilização de materiais para construções mecânicas. O domínio da propagação de fendas, por exemplo, é uma ferramenta muito útil para a prevenção de falhas à fadiga, que permitem inspeções periódicas que ajudam à manutenção de equipamentos mecânicos.

Uma das técnicas desenvolvidas recentemente para produzir elementos com um grau de complexidade elevado é a fusão de pós por laser, da língua inglesa Laser Powder Bed Fusion (L-PBF), mais conhecida por Fusão Seletiva a Laser, do inglês Selective Laser Melting (SLM).

O processo de L-PBF é uma tecnologia de Manufatura Aditiva (MA), da língua inglesa Additive Manufacturing (AM), cada vez mais utilizada atualmente devido a permitir um maior grau de complexidade, como foi referido anteriormente. Permite também a poupança de tempo de manufatura, a diminuição de desperdício de material e a utilização de diversos materiais, tais como o aço, as ligas de titânio, as ligas de níquel, as ligas de alumínio, entre outros.

Esta tecnologia é especialmente utilizada em indústrias como biomédica, aeroespacial, aeronáutica, automóvel, entre outras. Devido aos altos gradientes de temperatura, esta tecnologia pode induzir tensões residuais internas, prejudiciais na

distorção dos elementos produzidos, assim como alguns defeitos de fabrico, como faltas de fusão e porosidades. Com o intuito de diminuir estes inconvenientes, os elementos produzidos por esta tecnologia são normalmente submetidos a tratamentos térmicos, dos quais se destaca o tratamento termomecânico de Prensagem Isostática a Quente (PIQ), da língua inglesa Hot Isostatic Pressure (HIP). Esta técnica consiste no aquecimento do componente numa câmara a uma elevada pressão.

Devido a estes processos serem uma nova tecnologia, existe a necessidade de se estudarem materiais/componentes produzidos e submetidos por este processo para uma adequada utilização em funcionamento.

Um dos materiais mais utilizados no processo L-PBF é a liga de titânio Ti6Al4V devido a ser uma liga leve, caracterizada pelas suas excelentes propriedades mecânicas e pela sua resistência à corrosão. Esta liga é frequentemente utilizada na indústria aeroespacial, biomédica e noutras aplicações de engenharia de alto desempenho.

A análise de propagação de fenda por fadiga em componentes produzidos pelas técnicas anteriormente enunciadas é um tópico muito pouco explorado, sendo que a aplicação da mecânica da fratura geralmente concentra-se em problemas de propagação de fendas em modo I de carregamento (tração/compressão). No entanto, muitas falhas em serviço ocorrem devido à propagação de fendas submetidas a carregamento em modo misto I+II (tensões normais e de corte), pelo que é importante estudar este modo de propagação. A diferença da propagação de fendas em modo I e modo misto I+II é que as fendas não se propagam longitudinalmente à fenda inicial, propagando-se sim numa direção oblíqua em relação à fissura inicial.

O modo misto I+II é composto por dois mecanismos de fratura diferentes: o modo I por fratura devido a tensões de tração/compressão e o modo II por fratura devido tensões de corte. A propagação de fadiga em modo misto I+II é um tópico bastante complexo, porque os ensaios neste modo não estão padronizados, havendo provetes com diferentes tipos de geometria, conduzindo a diferentes soluções para analisar a propagação de fendas por fadiga em modo misto I+II.

A comunidade científica ainda não chegou a um consenso geral para materiais metálicos de modo a analisar com exatidão a propagação de fenda por fadiga em modo misto I+II. Este trabalho pretende dar um contributo para a compreensão deste tema através da análise de ensaios de propagação de fenda por fadiga em modo misto I+II,

aplicando vários ângulos de carga sem pré-fenda no modo I em provetes CTS, do inglês Compact Tension Shear, em liga Ti6Al4V produzidos pelo processo L-PBF. Ao longo deste trabalho serão aplicados diversos modelos afim de se encontrar uma solução simples e satisfatória para este caso em estudo.

1.1. Estrutura da dissertação

A presente dissertação é composta por mais quatro capítulos, sendo este o capítulo introdutório.

No segundo capítulo, serão abordados todos os conceitos teóricos fundamentais para um bom enquadramento do leitor, de modo a facilitar a compreensão desta dissertação.

No terceiro capítulo, é realizada uma exposição pormenorizada de todos os aspetos experimentais e das técnicas utilizadas.

No quarto capítulo, são apresentados e analisados os resultados obtidos do conjunto de ensaios realizados, e a discussão da aplicação de diferentes modelos para a compreensão do caso em estudo.

Por fim, no quinto capítulo, são apresentadas as principais conclusões retiradas da análise efetuada no capítulo quatro, seguindo-se algumas propostas de estudos futuros.

1.2. Objetivos

Os objetivos desta dissertação contemplam a análise do comportamento da propagação de fendas por fadiga em amostras de titânio TI6Al4V produzidas por L-PBF submetidas a carregamentos em modo misto I+II para diferentes ângulos de carregamento, e pela utilização de modelos que permitam entender a aplicabilidade dos mesmos neste caso de estudo.

1.3. Tarefas

Para atingir os objetivos anteriormente descritos foram realizadas as seguintes tarefas:

- Realização de ensaios de propagação de fenda por fadiga em provetes produzidos por L-PBF de titânio Ti6Al4V sujeitos a carregamentos em modo misto I+II para diferentes ângulos de carga;
- Análise do fecho de fenda para cada ângulo de carregamento;
- Aplicação de modelos que se ajustem ao caso em estudo;
- Análise da superfície de fratura.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo vão ser abordados os processos de MA, desde a origem e história, até à evolução dos processos e descrição do seu funcionamento. Tendo em conta que os provetes utilizados no trabalho foram produzidos por L-PBF, este processo vai ser abordado com mais profundidade.

Neste ponto vão ser abordados conceitos científicos necessários para que o leitor consiga compreender com exatidão a correta caracterização das propriedades e mecanismos de propagação à fadiga no material utilizado.

Por fim, a liga de titânio vai caracterizada relativamente à propagação de fendas por fadiga.

2.1. Titânio e Ligas de Titânio

O titânio, como o conhecemos atualmente, foi descoberto em 1791 por um mineralogista inglês, William Gregor. Este minério pode ser encontrado no rutilo ou na ilmenite que são compostos por dióxido de titânio (TiO_2) e por óxido natural de ferro com titânio (FeTiO_3). Este tipo de minério é facilmente encontrado em quase todos os tipos de rochas e solos da litosfera. Para a produção de titânio e para a sua comercialização, é preciso transformá-lo no composto que se conhece como titânio, através de dois processos possíveis, o *Kroll* e o *Hunter*.

Destes processos obtém-se uma substância conhecida como tetracloreto de titânio (TiCl_4). Esta substância é bastante impura e para a sua purificação, é necessário passar por uma destilação fracionada que depois é introduzida num reator entre os 800°C e os 850°C com magnésio líquido, de onde finalmente se obtém o titânio com um elevado grau de pureza.

O titânio tem vindo a demonstrar-se como uma mais valia no mundo industrial. Apesar de apresentar um custo elevado, este material exhibe propriedades bastante específicas, como: baixa densidade (mais de 60% menos do que o aço), limite de resistência mecânica comparável a alguns aços, temperaturas de serviço até aos 600°C sem perda das propriedades mecânicas, grande resistência à corrosão superior à dos aços

inoxidáveis em grande parte os ambientes e uma boa biocompatibilidade com o corpo humano. Estas propriedades abrem um grande leque na sua utilização em indústrias como a biomédica, a aeroespacial, a aeronáutica, a automóvel, entre outras.

Para a sua utilização, é necessário ser transformado, e as técnicas mais utilizadas são o forjamento, a fundição, a MA e por técnicas especializadas de maquinação.

Depois de refinado, o titânio puro cristalizado apresenta uma estrutura cristalina hexagonal compacta (CHP), que se designa fase α para baixas temperaturas. No entanto, a partir dos 880°C este tende a transformar-se em fase β . Esta fase apresenta uma estrutura cristalina cúbica de corpo centrado (CCC). Estas duas fases descritas conduzem às propriedades das várias ligas de titânio que são utilizadas atualmente.

A capacidade de deformação destas ligas está diretamente relacionada com a sua estrutura cristalina. Na fase α apresenta uma estrutura CHP, onde o módulo elástico varia entre os 100 GPa e 140 GPa , dependendo da aplicação de carga e da sua direção. Já na fase β o seu módulo elástico é sempre menor do que na fase α , normalmente variando entre os 70 GPa e os 90 GPa , apresentando uma estrutura cristalina CCC. Com isto percebe-se que o módulo de elasticidade, a dureza e a resistência mecânica são maiores na fase α do que na fase β .

As ligas de titânio podem ser divididas em três grupos:

- Ligas de titânio só de fase α , onde é preciso introduzir estabilizadores como: nitrogénio, oxigénio, carbono; porém o mais utilizado é o alumínio;
- Ligas de titânio só de fase β , em que é preciso introduzir estabilizadores como: molibdénio, vanádio, tântalo e nióbio;
- Ligas de titânio de fase $\alpha+\beta$, que são obtidas com a combinação de estabilizadores das duas fases.

No caso em estudo a liga Ti6Al4V foi criada pelo Instituto Tecnológico de Illinois nos anos 50, o que veio revolucionar as ligas de titânio como as conhecemos hoje, visto que atualmente é a liga mais utilizada na indústria.

Esta utilização deve-se ao facto desta liga de titânio apresentar boas propriedades mecânicas, como baixa densidade, boa ductilidade, boa resistência mecânica, boa resistência à corrosão e boa tenacidade à fratura. Na sua microestrutura

apresenta estabilidade entre ambas as fases ($\alpha+\beta$), onde o alumínio é responsável pela fase α e o vanádio pela fase β . Esta liga apresenta a fase β com grãos colunares primários e a fase α com uma morfologia acicular com aspeto de agulhas martensíticas, conhecida com o nome de martensite α . A manifestação desta martensite α deve-se ao rápido arrefecimento da fase β .

2.2. Processos de manufatura por adição

Refletido na exigência do mercado, a indústria tem a necessidade de produzir componentes rapidamente e com geometrias complexas. Dada essa necessidade, um dos processos mais utilizados é a manufatura por adição. Este processo criado em 1984 por Charles Hull, consiste na deposição de várias camadas de pó de matéria-prima, e através da incidência de uma fonte de energia, cria-se uma fusão dos pós. Esta técnica pode ser considerada como impressão 3D, e sofreu uma evolução ao longos dos tempos, visto que atualmente as fontes de energia utilizadas conseguem realizar a fusão de um leque mais alargado de materiais, como pós metálicos e polímeros.

Dentro dos processos que utilizam o feixe de laser como fonte de energia para a fusão de pós metálicos, podemos destacar o processo de Fusão Seletiva a Laser, da língua inglesa Selective Laser Melting (SLM), sendo que as normas ASTM/ISO52941:2019 sugerem o uso da nomenclatura L-PBF, da língua inglesa Laser Powder Bed Fusion.

A grande utilização do L-PBF deve-se ao facto de que através de um software CAD se pode obter a impressão 3D de qualquer geometria. Esta impressão é feita através da deposição de camadas de matéria-prima fundidas por laser. Esta técnica pode ser aplicada em materiais metálicos como aços, superligas de níquel, ligas de alumínio, ligas de magnésio, ligas com base de cobalto e ligas de titânio.

Na Figura 1, é possível observar um pequeno esquema da descrição do processo de L-PBF, onde primeiramente o sistema de alimentação vai adicionando camada a camada de pó, que posteriormente com a incidência do feixe laser o material irá fundir. A geometria da peça é criada com ajuda do software CAD, desenhada numa fase de anteprojecto. O pó que não é fundido é posteriormente reaproveitado, com a ajuda

de um rolo, para futuras utilizações. Este processo acontece várias vezes visto que para a formação das peças são precisas várias camadas até a peça estar concluída.

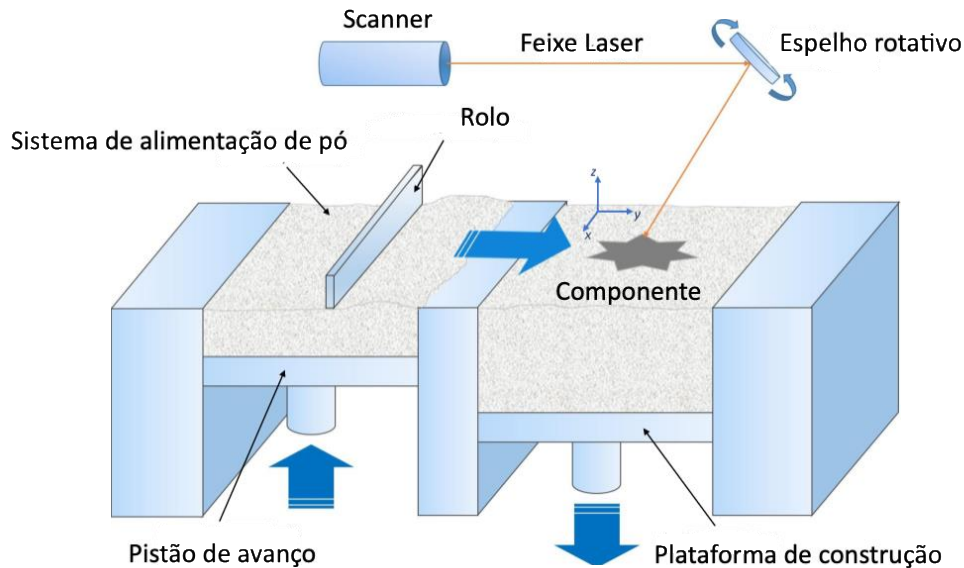


Figura 1. Representação esquemática do processo L-PBF, [1].

Este processo de fabrico apresenta as seguintes vantagens da sua utilização: a execução de componentes com uma vasta complexidade geométrica, uma significativa redução do tempo de produção e poucas perdas de matéria-prima.

Por outro lado, esta técnica também apresenta desvantagens, designadamente algumas limitações nos materiais que se conseguem utilizar, as dimensões das peças produzidas, o acabamento superficial, a presença de defeitos internos, alguma distorção na geometria final devido aos altos gradientes de temperatura e o custo elevado dos equipamentos. Visto que as peças produzidas por este processo têm de ser submetidas a técnicas de melhoria do acabamento superficial, à redução ou eliminação de defeitos internos e à redução de tensões internas, todos estes processos conduzem a um incremento do custo do produto final.

Os principais parâmetros que influenciam o processo L-PBF são: a granulometria do pó a fundir, a potência do laser, a velocidade e a dimensão do feixe laser, a direção e a espessura de cada camada depositada.

A comercialização desta técnica ocorreu em 2000 e deve-se à “MCP Technology” antes designada por “F&S Company”, e que desde de 2011 tem como nome Solutions .

2.3. Prensagem isostática a quente

O processo de prensagem isostática a quente (PIQ), da língua inglesa Hot Isostatic Pressure (HIP), é um processo utilizado na indústria, onde, através de alta temperatura e pressão, é possível reduzir a porosidade, os defeitos internos, aumentar a densidade, alterar o campo de tensões residuais e/ou promover alterações microestruturais. Por estes motivos, o processo HIP é muito utilizado em componentes produzidos por L-PBF, dado que o processo HIP ajuda a diminuir alguns defeitos de fabrico já descritos anteriormente no processo L-PBF

Na Figura 2, está esquematizado o processo HIP. Os componentes são introduzidos numa câmara, onde são aquecidos até uma determinada temperatura, dependendo do material, e pressões entre 20 MPa e 100 MPa. O componente permanece durante algum tempo, até as suas propriedades serem alteradas conforme pretendido.

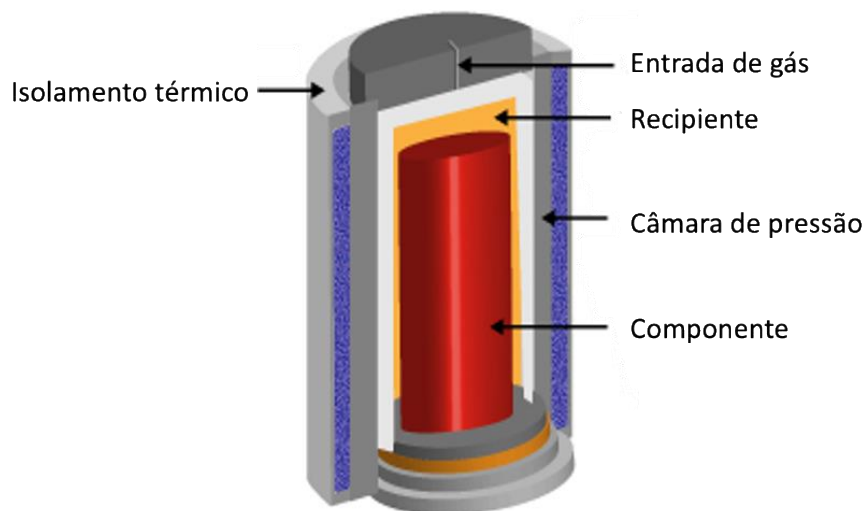


Figura 2. Representação do processo HIP, [2].

2.4. Propagação de fendas por fadiga

A fadiga é um modo de falha permanente, progressivo e localizado que se desenvolve em componentes mecânicos que estão sujeitos a tensões dinâmicas, ou seja, que variam no tempo. Este fenómeno é responsável por 80% a 90% da ruína de componentes mecânicos em serviço.

O fenómeno de ruína por fadiga está dividido em três fases. Na primeira fase, existe a nucleação/iniciação de uma ou mais fendas. A segunda fase corresponde ao

crescimento estável da fenda ou das fendas. E, por fim, uma última fase que corresponde ao crescimento instável, culminando com a fratura do componente mecânico.

Após a iniciação de uma ou várias fendas e conseqüentemente à sua propagação, conduz-se a uma diminuição da seção resistente que acaba por não suportar o carregamento aplicado. A fadiga dos materiais é um fenômeno bastante interessante, porque pode ocorrer mesmo em aplicações em que as tensões são consideravelmente inferiores à tensão de cedência do material. Normalmente a iniciação de fenda ocorre devido à existência de uma descontinuidade geométrica, que provoca a concentrações de tensões nessa região. No momento da propagação de fenda estável e microscópica verifica-se um aumento constante da velocidade de propagação com o aumento progressivo do comprimento de fenda sem a alteração do carregamento.

Tal como referido anteriormente, o fenômeno da fadiga é um modo de falha catastrófico, pelo que a sua correta compreensão e descrição é fundamental em áreas como construções e projeto mecânico. Deste modo, nos capítulos seguintes será efetuada uma revisão de todos os conceitos necessários para a melhor compreensão do capítulo quatro referente à apresentação e discussão de resultados.

2.4.1. Fator de intensidade de tensões

A mecânica da fratura linear elástica tem por base a análise da intensidade e a distribuição do campo de tensões na frente da fenda. Esta distribuição é possível ser quantificada pelo fator de intensidade de tensões (K) proposto por Irwin, 1957 e Williams, 1957.

O campo de tensões na frente da fenda está diretamente relacionado com os três modos de carregamento. Este fator possui unidades do tipo $MPa\sqrt{m}$ e apresenta-se em função das dimensões do carregamento aplicado ao componente.

Na Figura 3, é possível consultar os diferentes modos de deformação propostos por Irwin, 1957, sendo eles o modo I (tração e compressão), modo II (corte) e modo III (corte).

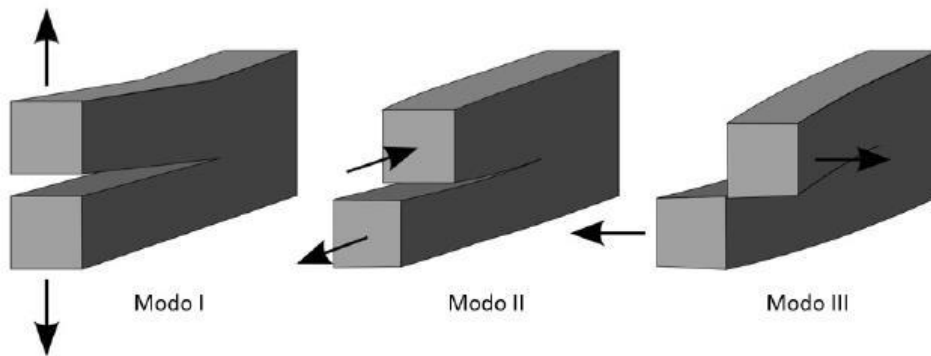


Figura 3. Modos de deformação.

Para caracterizar o fator de intensidade de tensões é necessário recorrer à Equação 1:

$$K = Y\sigma\sqrt{\pi a} \quad (1)$$

Nesta equação, o fator de intensidade de tensões K depende do comprimento da fenda, da geometria do entalhe, da geometria do componente e do modo de carregamento. O parâmetro Y corresponde ao fator geométrico, adimensional, que depende da geometria do componente, da distribuição do carregamento, da forma da fenda e do seu posicionamento. Por último, σ é a tensão aplicada e a representa o comprimento da fenda.

Os fatores de intensidade de tensões associados aos modos de carregamento em modo I, II e III correspondem a K_I , K_{II} e K_{III} . Para K_{II} e K_{III} substitui-se na equação (1) o fator σ por τ para corresponder às tensões de corte. Nos ensaios de fadiga a tensão é representada, aplicando σ dada é pela equação (2):

$$\Delta\sigma = \sigma_{m\acute{a}x} - \sigma_{m\acute{i}n} \quad (2)$$

De modo idêntico é possível representar a gama do fator de intensidade de tensões como sendo:

$$\Delta K = K_{m\acute{a}x} - K_{m\acute{i}n} \quad (3)$$

Como apresentado acima, $K_{m\acute{a}x}$ e $K_{m\acute{i}n}$ representam o valor máximo e mínimo do fator de intensidade de tensões. Assim, substituindo as equações (2) e (3) na equação (1) obtém-se a equação (4):

$$\Delta K = Y\Delta\sigma\sqrt{\pi a} \quad (4)$$

A determinação do fator de intensidade de tensões não é uma tarefa fácil devido à dificuldade na obtenção do fator geométrico, dado que depende da geometria do componente, da distribuição do carregamento, da forma da fenda e do seu posicionamento. Segundo a norma ASTM E 647, já foram estabelecidas no passado formas de obter o fator de intensidade de tensões do modo I, ou seja (K_I), para diferentes geometrias como provetes C(T) e M(T).

A aplicação da mecânica da fratura foca-se frequentemente em problemas de propagação de fendas em modo I, em que a fenda se propaga longitudinalmente à fenda inicial. Contudo, em muitas aplicações, a propagação de fenda é sujeita a carregamentos biaxiais (modo misto) onde a fenda se propaga de forma oblíqua à fenda inicial. Para este efeito foram criadas diferentes geometrias, onde é possível estudar a propagação de fenda em modo misto, onde alguns exemplos estão contemplados na Figura 4.

Este estudo foca-se essencialmente na geometria S9 da Figura 4, frequentemente denominada como Compact Tension and Sharspecimen (CTS), que permite a análise da propagação de fendas por fadiga em modo misto I+II. No passado foram criados modelos que permitem calcular o fator de intensidade de tensões para cada uma das componentes (modo I e modo II).

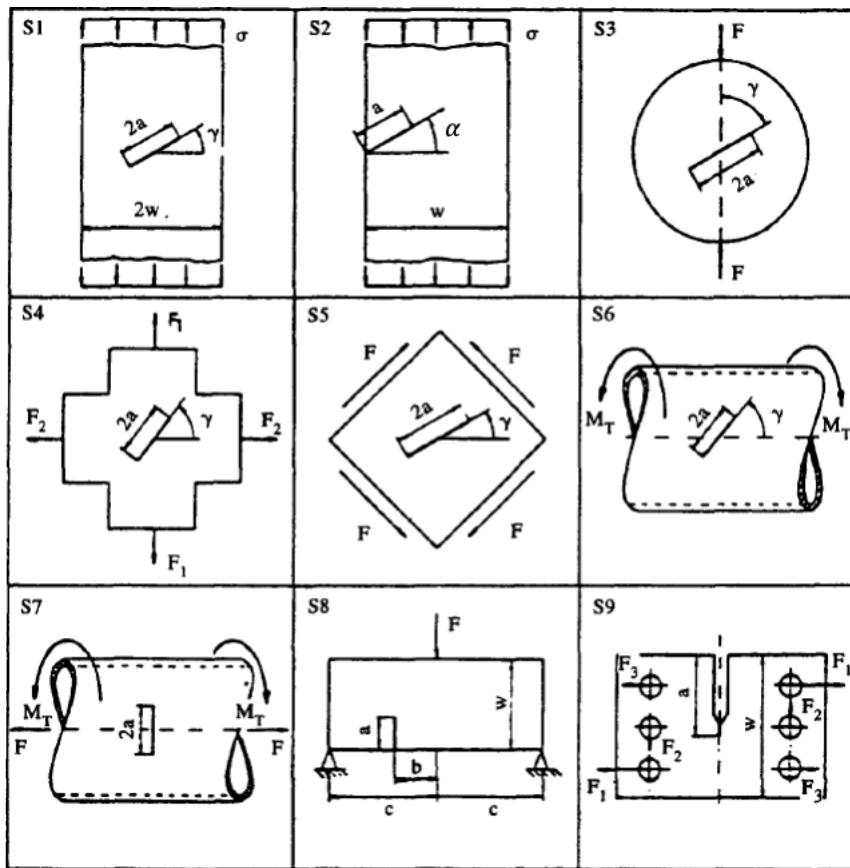


Figura 4. Provetes usados no estudo da propagação de fenda em modo misto, Qian e Fatemi, 1996.

Richard et al,1983, obtiveram soluções para o fator de intensidade de tensões em modo I e modo II para provetes CTS, dadas pelas seguintes equações (5) e (6):

$$K_I = \frac{F}{W \cdot t} \sqrt{\pi \cdot a} \frac{\cos \alpha}{1 - a/W} \sqrt{\frac{0.26 + 2.65 \frac{a}{W-a}}{1 + 0.55 \frac{a}{W-a} - 0.08 \left(\frac{a}{W-a}\right)^2}} \quad (5)$$

$$K_{II} = \frac{F}{W \cdot t} \sqrt{\pi \cdot a} \frac{\sin \alpha}{1 - a/W} \sqrt{\frac{-0.23 + 1.40 \frac{a}{W-a}}{1 + 0.67 \frac{a}{W-a} + 2.08 \left(\frac{a}{W-a}\right)^2}} \quad (6)$$

onde, F é o carregamento aplicado, a é o comprimento de fenda, W é o comprimento do provete, t é a espessura do provete e α é o ângulo de carregamento. Estas equações só são válidas para o intervalo de $0,5 \leq \frac{a}{W} \leq 0,7$. Contudo, este modelo é inadequado para analisar fendas com um determinado ângulo de inclinação θ , ou seja, não tendo uma propagação longitudinal à fenda inicial. Na prática, este modelo pode ser usado apenas para análise de fratura.

Hussain e Pu, 1974, apresentaram o conceito de fator de intensidade de tensões angular K_I^* , K_{II}^* e K_{III}^* para propagação de fendas em modo misto I+II, através das seguintes equações (7), (8) e (9):

$$K_I^*(\theta) = \left(\frac{4}{3 + (\cos \theta)^2} \right) \left(\frac{\pi - \theta}{\pi + \theta} \right)^{\frac{\theta}{2\pi}} \left(K_I \cos \theta - \frac{3}{2} K_{II} \sin \theta \right) \quad (7)$$

$$K_{II}^*(\theta) = \left(\frac{4}{3 + (\cos \theta)^2} \right) \left(\frac{\pi - \theta}{\pi + \theta} \right)^{\frac{\theta}{2\pi}} \left(K_{II} \cos \theta - \frac{3}{2} K_I \sin \theta \right) \quad (8)$$

$$K_{III}^*(\theta) = \left(\frac{\pi - \theta}{\pi + \theta} \right)^{\frac{\theta}{2\pi}} K_{III} \quad (9)$$

em que K_I e K_{II} são os fatores de intensidade de tensões correspondentes ao modo I e modo II de uma fenda que se propaga longitudinalmente e β é o ângulo de deflexão da fenda. Na Figura 5 é possível observar um pequeno esquema que permite identificar o ângulo θ .

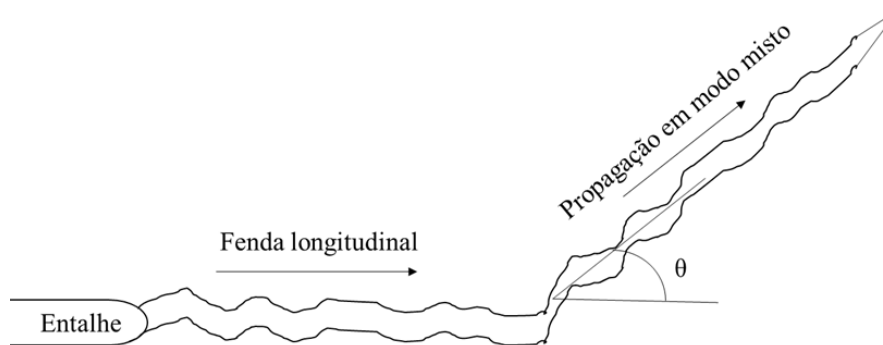


Figura 5. Esquema da representação do ângulo de deflexão da fenda.

Com o desenvolvimento de ferramentas numéricas foi possível criar uma nova aproximação para obter K_I e K_{II} em propagação de fendas em provetes CTS tendo

em conta o ângulo de deflexão. Antunes et al, 2019, desenvolveram através de 1120 análises numéricas em geometrias CTS um procedimento para retirar o K_I e K_{II} através do integral J . O integral J consiste no integral de linha numa região que possibilita quantificar a taxa de libertação da energia de deformação e este integral para propagação de fendas, está definido em torno da extremidade da fenda.

O método proposto por Antunes et al, 2019, está caracterizado no Apêndice A. Este modelo considera então a deflexão da fenda e é válido para o intervalo x e y (coordenadas), α (ângulo de carga) e β (ângulo de deflexão da fenda) $\alpha \in [0; 60^\circ]$; $\frac{x}{W} \in [0,4; 0,75mm]$; $y/W \in [0; 0,167]$. O único inconveniente encontrado nesta solução é o facto de depender de 39 variáveis diferentes, o que dificulta o processo de cálculo.

2.4.2. Curvas da/dN- ΔK

Ao longo do tempo foram desenvolvidos métodos de modo a poder realizar a prevenção de falhas por fadiga quando a propagação de fenda é dominante. Estes métodos possibilitam a caracterização do crescimento de fenda em função de um parâmetro capaz de quantificar a resistência intrínseca do material, pelo que foram criadas as curvas da/dN – ΔK em que da/dN quantifica a velocidade de propagação de fenda enquanto que ΔK é a gama do fator de intensidade de tensões já descrito anteriormente.

Na Figura 6, é possível observar um esquema do aspeto de uma curva da/dN – ΔK . Estas curvas apresentam um aspeto sigmoidal, divididas em três diferentes regiões.

A região I corresponde ao regime I de propagação que é caracterizado por uma propagação muito lenta da fenda e é limitado inferiormente pelo valor de ΔK_{If} (gama de intensidade de tensões limiar de fadiga), abaixo do qual não ocorre propagação de fendas ou ocorre a uma velocidade inferior a $10^{-7}mm/ciclo$. Neste regime, as propriedades microestruturais, a tensão média e o meio ambiente podem exercer uma grande influência sobre a velocidade de propagação das fendas.

Na região II, a velocidade de propagação de fenda apresenta uma relação linear com o ΔK . Esta região corresponde ao regime II da propagação de fendas por fadiga, também conhecido como regime de Paris, devido ao qual é possível aplicar a Lei de Paris (Paris e Erdogan, 1973), dada pela equação 10.

$$\frac{da}{dN} = C\Delta K^m \quad (10)$$

Neste regime há um crescimento linear da velocidade de propagação com declive constante, sendo que a orientação da microestrutura exerce alguma influência e a velocidade de propagação vai aumentando conforme a fenda se vai propagando.

Ao atingir valores de ΔK elevados, entra-se na região III que corresponde ao regime III da propagação de fendas por fadiga e é caracterizado por uma propagação instável, que conduz posteriormente à rotura do componente.

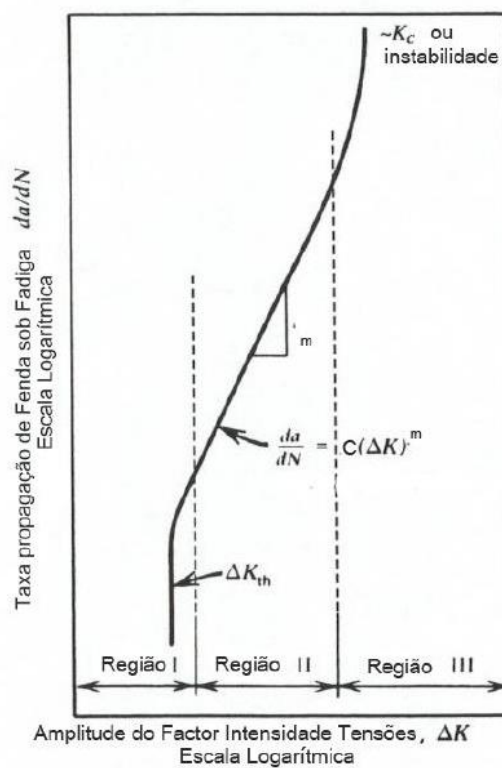


Figura 6. Representação esquemática do diagrama $da/dN-\Delta K$, Chambel, 2014.

Para modos de carregamentos individuais em modo I, II ou III é possível criar curvas $da/dN - \Delta K$ para cada gama de intensidade de tensões ΔK_I , ΔK_{II} , ou ΔK_{III} . Para carregamentos em modo misto, é necessário recorrer ao conceito da gama de intensidade de tensões equivalente (ΔK_{eq}) que permite relacionar a componente de ΔK para cada modo de carregamento. As expressões mais utilizadas na literatura para calcular o ΔK_{eq} no caso de carregamentos mistos I+II, são:

Tabela 1. Expressões utilizadas na literatura para calcular o ΔK_{eq} .

Autor	ΔK_{eq}
Irwin, 1957	$\Delta K_{eq} = \sqrt{\Delta K_I^2 + \Delta K_{II}^2}$
Richard et al, 1983	$\Delta K_{eq} = \frac{\Delta K_I}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{\Delta K_I^2 + 6\Delta K_{II}^2}$
Tanaka, 1974	$\Delta K_{eq} = (\Delta K_I^4 + 8\Delta K_{II}^4)^{1/4}$
Salami-Majd et al, 2016	$\Delta K_{eq} = \sqrt{\Delta K_I^2 + (\alpha\Delta K_{II})^2}$

Para o regime II de propagação em modo misto é possível reescrever a equação de Paris da seguinte forma:

$$\frac{da}{dN} = C\Delta K_{eq}^m \quad (11)$$

2.4.3. Fecho de fenda

Elber, 1971, introduziu o conceito do fecho de fenda de modo a explicar o fecho das faces da fenda. Para todos os efeitos, a aplicação da mecânica da fratura linear elástica pressupõe que uma fenda estará completamente aberta com a aplicação de uma carga qualquer, e estará completamente fechada se essa carga deixar de ser aplicada.

No entanto, a extremidade da fenda apresenta uma região deformada plasticamente, ou seja, quando a fenda avança através desta região, o material deformado ao relaxar devido à sua separação forma uma “cunha”. Esta “cunha” faz com que as faces da fenda entrem em contacto prematuro durante o descarregamento, o que conduz a que a fenda necessite de uma carga mínima para a sua abertura total, ao contrário do que seriam as condições ideais.

As principais causas para o procedimento de fecho de fenda podem ser a plasticidade na região da ponta da fenda, a rugosidade da superfície de fratura e a oxidação ou a inclusão de partículas na superfície de fratura.

Segundo Elber, só pode haver propagação da fenda na parte do ciclo de carregamento em que a fenda está totalmente aberta, pois, estando fechada, pode transmitir tensões de compressão entre as duas faces e portanto essa restante parte do ciclo tem pouca influência ou nenhuma na propagação da fenda. Assim, a força motriz da propagação da fenda pode-se definir através da gama efetiva do fator de intensidade de tensões ΔK_{ef} e é dada pela equação 12:

$$\Delta K_{ef} = K_{m\acute{a}x} - K_{ab} \quad (12)$$

No qual K_{ab} corresponde ao fator de intensidade de tensões aquando da carga de abertura da fenda. Na Figura 7 está apresentado um esquema para facilitar o entendimento do ΔK_{ef} , onde é possível perceber que o ΔK_{ef} é a porção efetiva do carregamento cíclico, que de facto propaga a fenda.

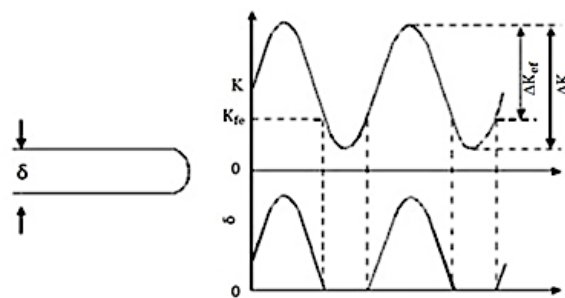


Figura 7. Esquema da definição de ΔK_{ef} , José Costa, 1991.

Tendo em conta o conceito na teoria de Elber, é possível caracterizar a propagação de fenda por fadiga em função de o valor ΔK_{ef} podendo-se relacionar com ΔK através da equação 13:

$$\Delta K_{ef} = U \Delta K \quad (13)$$

em que o U é um parâmetro adimensional pela equação 14:

$$U = \frac{K_{m\acute{a}x} - K_{ab}}{K_{m\acute{a}x} - K_{m\acute{i}n}} \quad (14)$$

2.4.4. Propagação de fendas por fadiga sujeita a carregamentos em modo misto I+II

Apesar da falta de informação no âmbito de propagação de fenda por fadiga em modo misto I+II na liga Ti6Al4V em componentes produzidos por L-PBF foi possível encontrar estudos sobre propagação de fenda por fadiga em modo misto I+II noutros materiais como titânio puro, alumínio e aço fundido. Zhang et al, 2020, analisaram o comportamento da propagação de fenda por fadiga em modo misto I+II em razão de cargas negativas e zero para amostras de titânio puro comercial em provetes CTS e notaram que a fenda se desvia gradualmente do crescimento em modo I em direção ao modo II, ficando então em propagação no modo misto I+II. Neste ponto ocorre a deflexão da fenda. Estes autores obtiveram também os valores de fecho de fenda e concluíram que o fecho de fenda é controlado pelo contacto entre as superfícies de fratura aquando do fecho da fenda. Além disso, os valores de fecho de fenda diminuem com o crescimento do ângulo de carregamento.

Miao et al, 2018, concluíram que a propagação de fendas por fadiga em modo misto I+II em provetes CTS de titânio puro, a trajetória de propagação em modo I é predominante relativamente ao modo II.

Borrego et al, 2005, investigaram a propagação de fenda por fadiga na liga de alumínio 6082-T6 em provetes CTS para $R=0,05$ em modo misto I+II, concluindo que a direção de propagação da fenda altera-se imediatamente quando o ângulo de carga é modificado. Por outro lado, o ΔK_{eq} correlaciona satisfatoriamente a influência do carregamento misto I+II e o carregamento em modo I apenas para valores baixos de ΔK_{eq} . Também foi afirmado que os valores de fecho de fenda para carregamentos em modo misto I+II aumentam em comparação ao modo I.

Lesiuk et al, 2017, analisaram a propagação de fendas por fadiga em provetes CTS fabricados em ferro fundido para $R=0,1$ submetidos a carregamentos em modo misto I+II onde verificaram que o conceito de ΔK_{eq} é útil para a descrição das curvas $da/dN - \Delta K$. Para um ângulo de carregamento de 30° , os dados experimentais em termos de propagação de fendas por fadiga mostraram uma boa correlação com o modo I para o critério de Richard et al, 1983, enquanto que para um ângulo de carregamento de 45° apenas valores de $\Delta K_{eq} < 18 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ mostraram uma boa correlação com o modo I.

Rozumek et al, 2018, estudaram a propagação de fenda por fadiga em provetes CTS fabricados em aço S355J0 sujeitos a carregamentos em modo misto I+II, concluindo que a vida à fadiga se prolonga com o aumento do ângulo de carregamento.

Sajith et al, 2019, ao realizarem estudos sobre a propagação de fendas por fadiga em provetes CTS fabricados em aço inoxidável AISI 316 aplicando cargas em modo misto I+II para vários ângulos de carregamento, observaram que o uso dos modelos de Irwin, 1957, e Tanaka, 1974, para calcular o ΔK_{eq} , previram curvas de $da/dN - \Delta K_{eq}$ muito próximas do dados experimentais, ou seja, uma boa correlação com o modo I. Por outro lado, o modelo de Richard et al, 1983, mostrou-se inadequado para estimar as curvas $da/dN - \Delta K_{eq}$.

Contudo a comunidade científica ainda não atingiu um consenso para uma solução geral para materiais metálicos, de modo a analisar a propagação de fendas em modo misto I+II.

3. MATERIAIS E METODOLOGIA EXPERIMENTAL

Neste capítulo serão descritos em pormenor todos os procedimentos e metodologias utilizados nesta dissertação, começando pelo material e geometria dos provetes utilizados, passando pela descrição do processo HIP aplicado aos provetes, assim como a caracterização pormenorizada da obtenção das curvas $da/dN - \Delta K$ e dos valores de fecho de fenda. Por último, será feita a caracterização do procedimento utilizado para a avaliação das superfícies de fratura.

3.1. Caracterização do material

O material utilizado nesta dissertação trata-se de uma liga de titânio Ti6Al4V, cuja a composição química pode ser consultada Tabela 3.1.

Tabela 3.1. Composição química da liga de titânio Ti6Al4V, em fração mássica.

Al	V	O	N	C	H	Fe	Y	Ti
5,50-6,50	3,50-4,50	<0,15	<0,04	<0,08	<0,012	<0,25	<0,005	Bal.

3.2. Manufatura dos provetes

Para a realização dos ensaios de propagação de fenda por fadiga foi escolhida a geometria CTS para os provetes com $3mm$ de espessura, de modo a poder utilizar as amarras existentes no laboratório de construções mecânicas da Universidade de Coimbra, que possibilitam carregamentos em modo misto I+II.

Na Figura 8, é possível consultar a geometria e as dimensões dos provetes utilizados na presente dissertação.

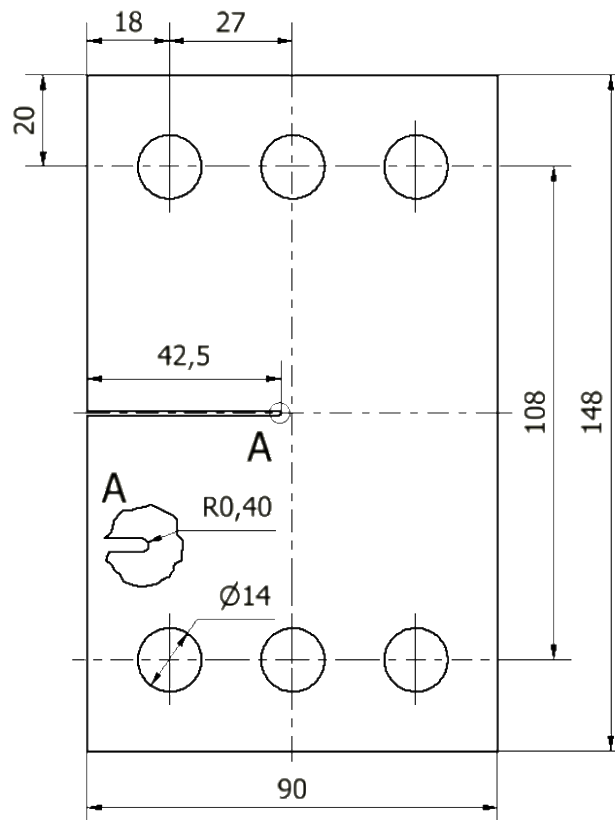


Figura 8. Geometria e dimensões dos provetes.

Os provetes foram fabricados através do processo L-PBF, utilizando um equipamento de manufatura aditiva 3D Systems modelo ProXDPM320. A densidade de energia usada no fabrico dos provetes foi de $57 J/m^3$ e a geometria foi construída através da deposição de camadas de $30 \mu m$ na direção longitudinal à fenda inicial (entalhe).

Após a manufatura dos provetes, estes foram submetidos a um processo termomecânico HIP que consistiu no seu aquecimento controlado até uma temperatura de $920^\circ C$ e mantidos a essa temperatura durante duas horas numa câmara com uma pressão de $100 MPa$. Após este período, os provetes são arrefecidos ao ar livre até à temperatura ambiente. Na Figura 9 encontra-se uma fotografia do resultado microestrutural obtido para esta liga de titânio após a aplicação do tratamento HIP. Nesta figura é possível distinguir as duas fases presentes nesta liga de titânio, correspondendo à fase β as zonas escuras (grãos columnares primários) e à fase α as zonas mais claras, sendo esta última do tipo agulhas de martensite α . Segundo Ferreira et al, 2020, o valor médio para a sua

dureza foi de 350 HV1, 1142 MPa e 1106 MPa para a resistência à tração e a tensão de cedência, respetivamente.

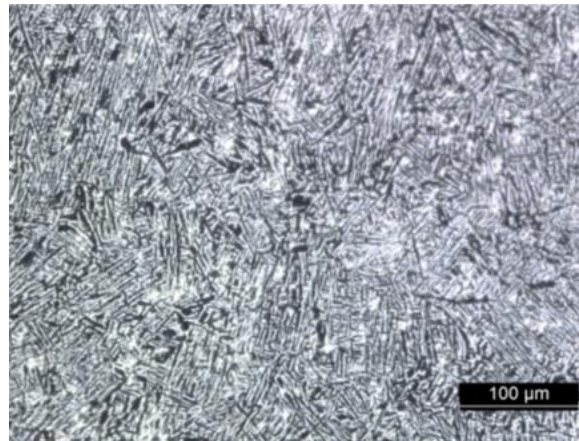


Figura 9. Metalografia da liga de titânio Ti6Al4V produzidas por CTS e submetidas ao processo HIP, Ferreira et al, 2020.

3.3. Preparação dos provetes

De modo a conseguir uma medição precisa do comprimento da fenda, todos os provetes foram polidos de forma a obter a superfície com um acabamento espelhado (de acordo com a norma ASTM E3 2011). A outra face dos provetes foi preparada de modo a poder utilizar a técnica de correlação de imagem digital. Para este propósito, foi necessário pintar uma das faces dos provetes com um fundo branco e um padrão de “pintas pretas”.

3.4. Ensaios de fadiga

Os ensaios de propagação de fenda por fadiga foram realizados numa máquina servo hidráulica DARTEC. O ciclo de carga aplicado consistiu numa onda sinusoidal a 10Hz de frequência cuja razão de cargas é $R=0.05$. A Figura 10, apresenta os dispositivos usados nos ensaios de propagação de fenda por fadiga.

O sistema de medida do comprimento de fenda foi composto por uma luneta ótica Specwell M850-S (45x) com uma precisão de $10\mu m$ acoplada a uma base com dois micrómetros Mitutoyo de precisão milimétrica de modo a poder medir a posição horizontal (x) e a vertical (y), assim como o comprimento oblíquo da fenda.

O sistema DIC, da língua inglesa Digital Image Correlation (DIC), foi constituído por uma câmara de 50 mm e um sistema de aquisição de imagem. Por último, o sistema de amarras permite a aplicação de diferentes ângulos de carga que vão desde $\alpha=0^\circ$ até $\alpha=90^\circ$.

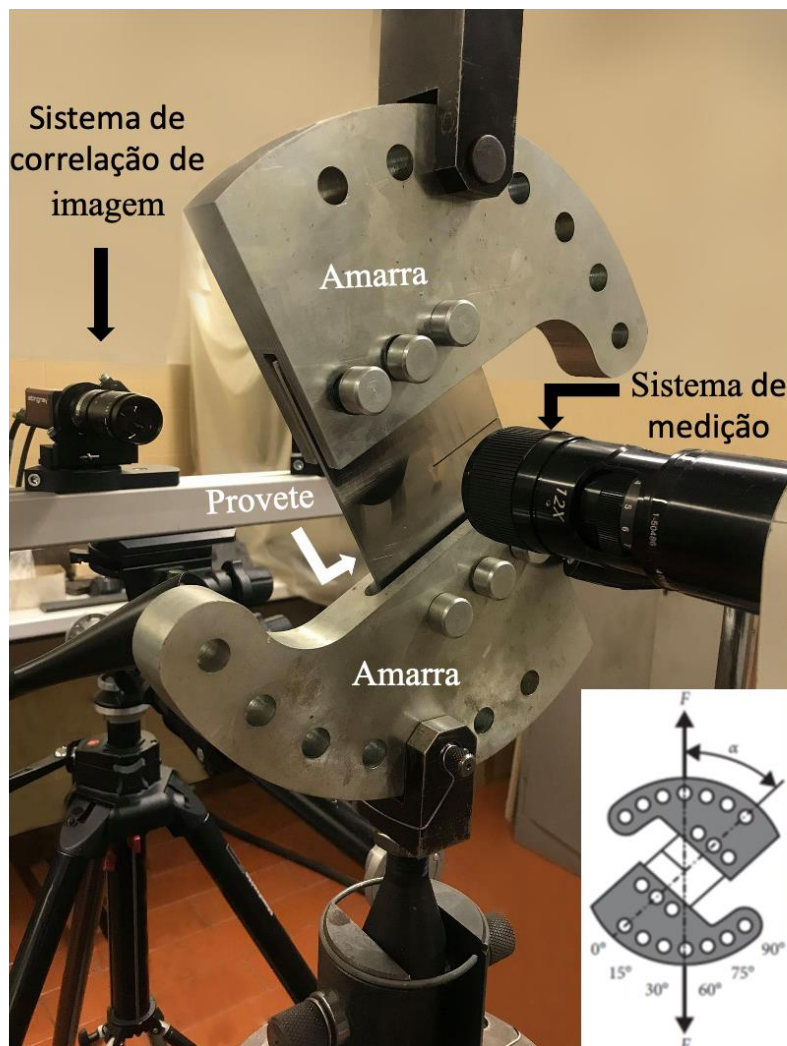


Figura 10. Dispositivos usados para os ensaios de propagação de fendas por fadiga.

Os ângulos de carga utilizados nesta dissertação foram de 0° , 15° , 30° e 45° , sendo que os respetivos ΔK_{eq} iniciais foram de 10, 12 e 14 $MPa\sqrt{m}$. O ΔK_{eq} inicial foi calculado através da primeira equação da tabela 1 em que ΔK_1 e ΔK_2 foram calculados usando as equações 5 e 6. Todos os ensaios decorreram a F constante. A definição da velocidade de propagação da/dN é determinada segundo o polinómio incremental de 5 pontos, descrito na norma ASTM E647.

3.5. Determinação do fecho de fenda

A fração do ciclo de carregamento em que a fenda permanece totalmente aberta pode ser representada através do parâmetro U e calculada através da equação 15.

$$U = \frac{P_{m\acute{a}x} - P_{ab}}{P_{m\acute{a}x} - P_{m\acute{i}n}} \quad (15)$$

A carga da abertura P_{ab} pode ser estimada através do método da maximização do coeficiente de correlação (Allison et al, 1988). Este método consiste em calcular o coeficiente de correlação através do método dos mínimos quadrados, ou seja, dos primeiros 10% dos dados da curva carga-deslocamento. Este método repete-se de forma consecutiva, adicionando um a um os seguintes dados da curva carga-deslocamento. O ponto onde o coeficiente de correlação atinge o seu máximo define a carga de abertura P_{ab} , só então é possível calcular o parâmetro U através da equação 15.

Com base num trabalho anterior (Jesus et al, 2019), na Figura 11 mostra-se a sequência para obter o P_{ab} através da técnica DIC, que monitoriza o deslocamento da abertura da fenda a $250 \mu m$ da extremidade da fenda, como mostra a Figura 11a, usando o software de correlação de imagem, GOM Correlate, através de um extensómetro virtual de $125 \mu m$, conseguido pelo processamento das imagens captadas num ciclo de carga a um frame/s. É então construída uma curva de deslocamento obtida pela técnica DIC em função da carga monitorizada pela máquina de fadiga (Figura 11b).

Por último, é então possível aplicar o método da maximização da correlação aos dados da curva da Figura 11b e assim criar uma curva do coeficiente de correlação em função da carga aplicada, como está representado na Figura 11c. Este processo foi repetido a cada $1mm$ de propagação permitindo obter o parâmetro U para um ΔK_{eq} específico. As fotografias captadas também serviram para estimar o ângulo de deflexão da fenda através do software CAD Inventor®.

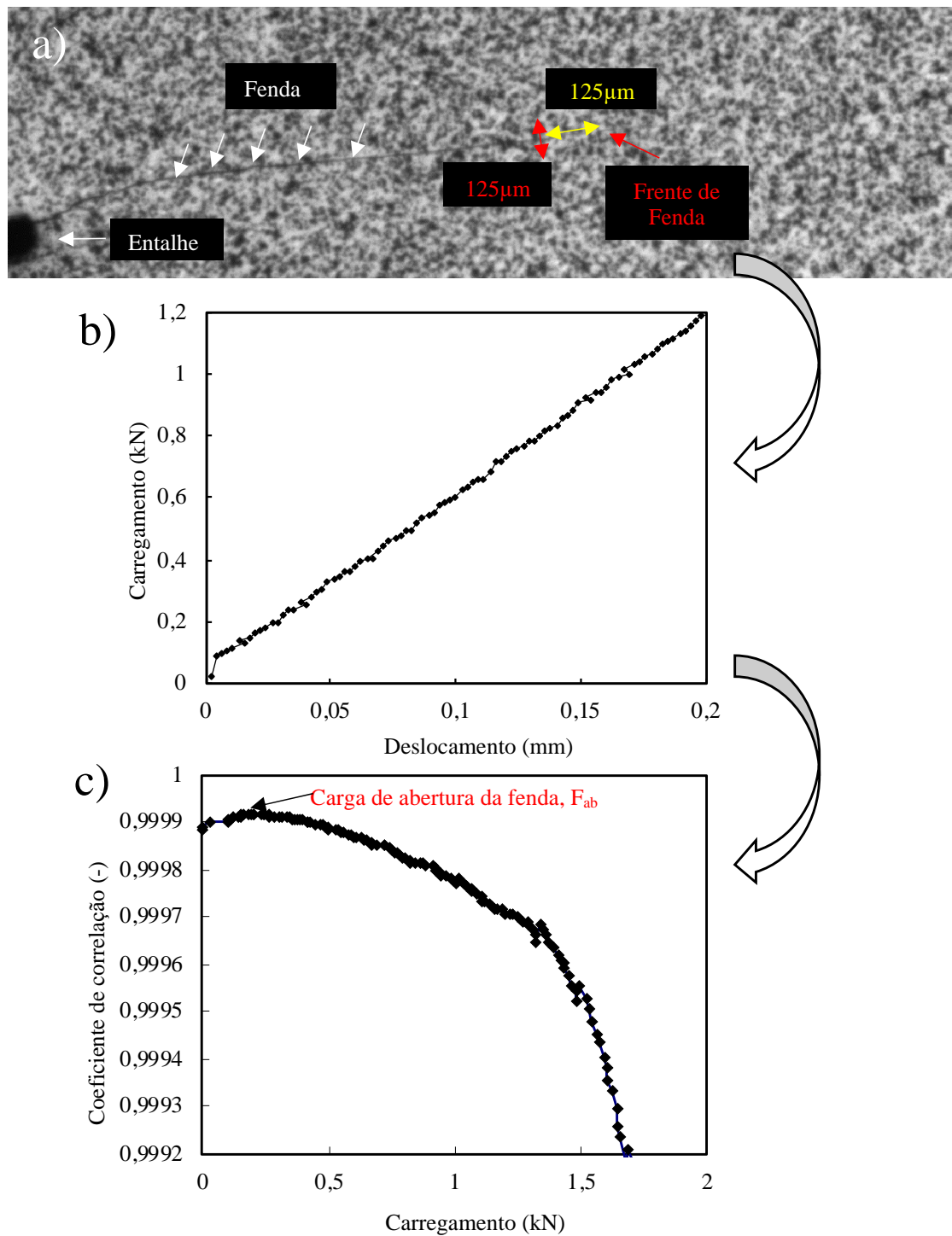


Figura 11. Método para o cálculo da carga de abertura: a) DIC; b) curva carga-deslocamento; c) curva coeficiente de correlação-carga.

3.6. Fratografia

Uma vez que os provetes são levados à rotura, foi possível analisar as superfícies de fratura de cada um. Para este efeito as amostras fraturadas foram submetidas a um processo de limpeza com recurso a ultrassons e submergidas em álcool etílico. Posteriormente, as superfícies de fratura das amostras foram observadas através de um microscópio eletrónico de varrimento Philips XL30. Este tem uma aceleração máxima de feixe de eletrões de 30 *Kv* e uma resolução máxima de 3 *nm*.

4. ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

4.1. Trajetória de fenda

De modo a enquadrar o leitor sobre os diferentes ângulos de deflexão medidos, apresenta-se a Figura 12, onde é possível observar um esquema que permite a melhor compreensão da forma como foi medido o ângulo β , que posteriormente será utilizado no modelo de cálculo do ΔK através da metodologia proposta por Antunes et al, 2019.

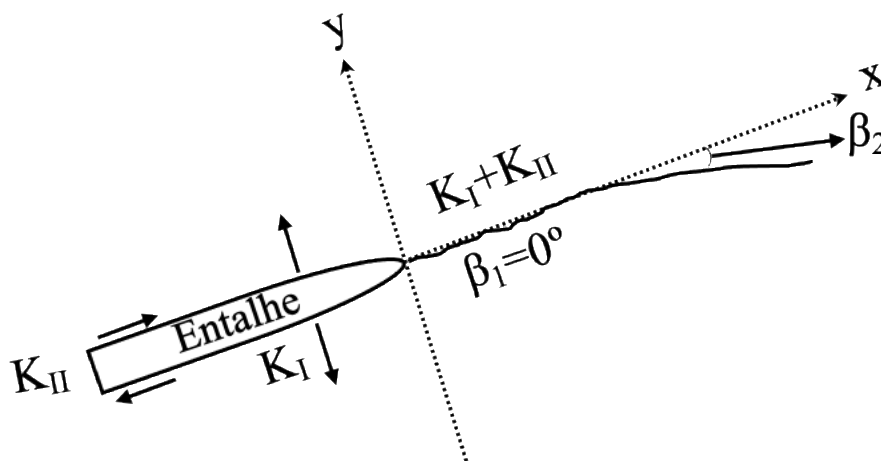


Figura 12. Esquema representativo do ângulo de deflexão da fenda, β .

Por outro lado, a Figura 13 mostra um esquema onde é possível visualizar a forma como foi obtido o ângulo θ de modo a ser posteriormente aplicado no modelo proposto por Hussain e Pu, 1974. Uma das diferenças entre ambos os modelos está na utilização de diferentes ângulos de deflexão, num caso ângulo θ e noutro caso ângulo β , medidos de forma diferente como foi descrito anteriormente. Uma das sugestões deste trabalho é a adaptação do modelo de cálculo do ΔK de Hussain e Pu, 1974, a provetes CTS. Outra diferença entre ambos é a utilização das coordenadas x e y da trajetória da fenda no caso do modelo proposto por Antunes et al, 2019, enquanto o modelo proposto neste trabalho utiliza o valor da resultante, ou seja, o comprimento efetivo da fenda para cada incremento.

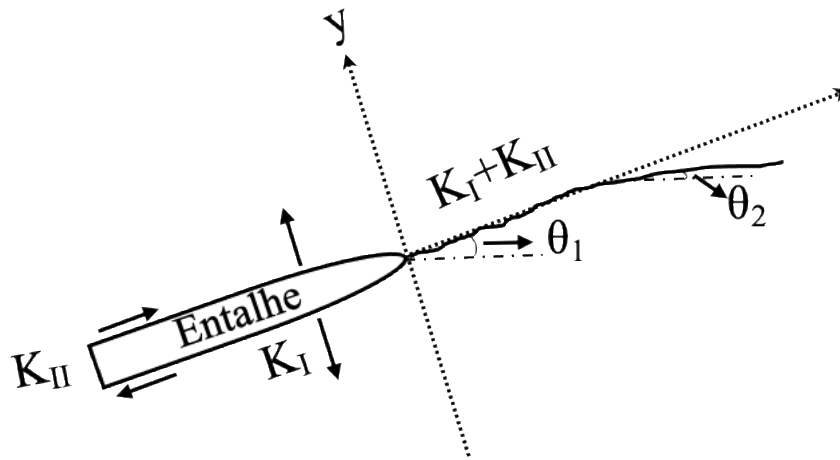


Figura 13. Esquema representativo do ângulo de deflexão da fenda, θ .

Para um ângulo de carregamento igual a 0° , é possível observar através da Figura 14 que a fenda se propagou de forma perpendicular ao carregamento aplicado e longitudinalmente à fenda inicial (entalhe), pelo que se pode afirmar que a fenda se propagou apenas no modo I de carregamento. Por esta razão, a Figura 14 não apresenta nenhum tipo de deflexão da fenda ao longo da sua propagação, ou seja, $\alpha=0$ e $\beta=0$.

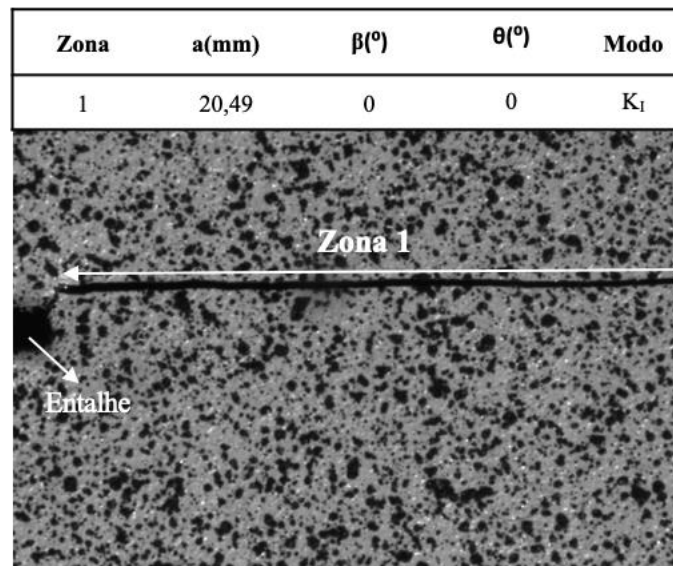


Figura 14. Deflexão e modos de propagação, $\alpha=0^\circ$.

Com a alteração do ângulo de carregamento é possível verificar ocorrência de deflexão da fenda. Na Figura 15, é possível observar uma imagem da trajetória da fenda

onde o ângulo de carregamento aplicado foi de $\alpha=15^\circ$. Através da figura é possível distinguir duas zonas diferentes, a zona 1 onde é possível considerar que a fenda se propagou em modo misto I+II com igual contribuição das componentes I e II. Após 1,37 mm de propagação a fenda continuou a propagar-se em modo misto I+II, mas componente y da força é maior do que a componente x, contudo nesta zona 2 o modo I torna-se preponderante relativamente ao modo II o que torna trajetória da fenda quase perpendicular ao carregamento. Nesta figura é possível também consultar os diferentes ângulos de deflexão para cada zona.

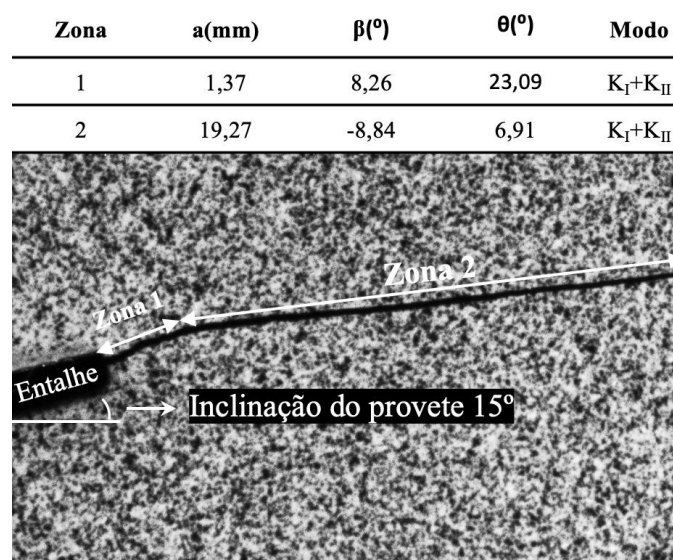


Figura 15. Deflexão e modos de propagação, $\alpha=15^\circ$.

De forma análoga a Figura 16 mostra a trajetória da fenda para o caso onde o ângulo de carregamento aplicado foi de $\alpha=30^\circ$. Neste caso, também é possível visualizar duas zonas diferentes, uma zona onde a propagação de fenda se deu em modo I+II (zona 1), e outra zona onde a propagação de fenda ocorreu já em modo I+II (zona 2) onde o modo I é predominante. Neste caso, a componente y da força continua a ser maior do que a componente x, pelo que o modo I é preponderante relativamente ao modo II, mas ainda assim o modo II teve a sua influência na trajetória da propagação da fenda.

Zona	a(mm)	$\beta(^{\circ})$	$\theta(^{\circ})$	Modo
1	1,81	0	8,84	K_I+K_{II}
2	19,92	8,98	-21,14	K_I+K_{II}



Figura 16. Deflexão e modos de propagação, $\alpha=30^{\circ}$.

A Figura 17 ilustra a trajetória da fenda onde o ângulo de carregamento aplicado foi de $\alpha=45^{\circ}$. Como é possível perceber pela figura a fenda propagou-se sempre em modo misto I+II sendo apenas possível detetar a zona 2. Este caso teve um comportamento diferente aos dois anteriores devido a que nesta situação a componente em x e y da força aplicada é da mesma ordem, logo há uma influência semelhante do modo I e do modo II, o que não permitiu a predominância do modo II.

Zona	a(mm)	$\beta(^{\circ})$	$\theta(^{\circ})$	Modo
1	20,49	-36,08	9,28	K_I+K_{II}

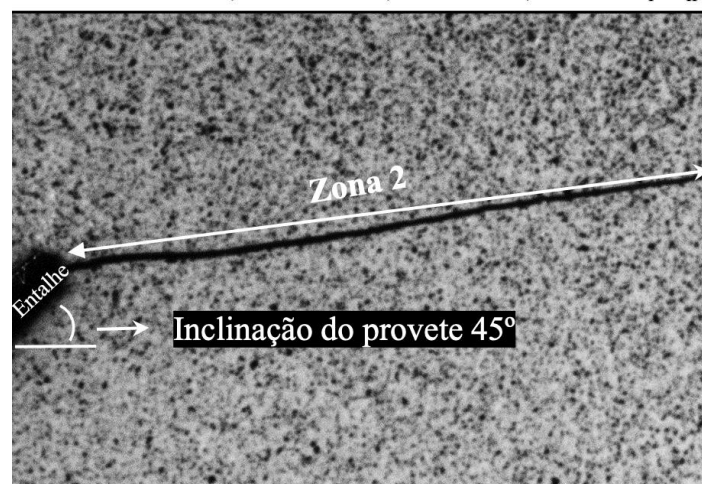


Figura 17. Deflexão e modos de propagação, $\alpha=45^{\circ}$.

A Figura 18 apresenta a trajetória experimental da fenda para cada ângulo de carregamento. Na Figura 18 a) corresponde a $\alpha=15^\circ$, b) corresponde a $\alpha=30^\circ$ e c) $\alpha=45^\circ$. É possível então perceber pela análise das figuras que existiu um elevado grau de correlação entre a trajetória real da fenda e a trajetória medida experimentalmente. Estes dados experimentais serão importantes para a posterior aplicação do modelo de cálculo do ΔK proposto por Antunes et al, 2019.

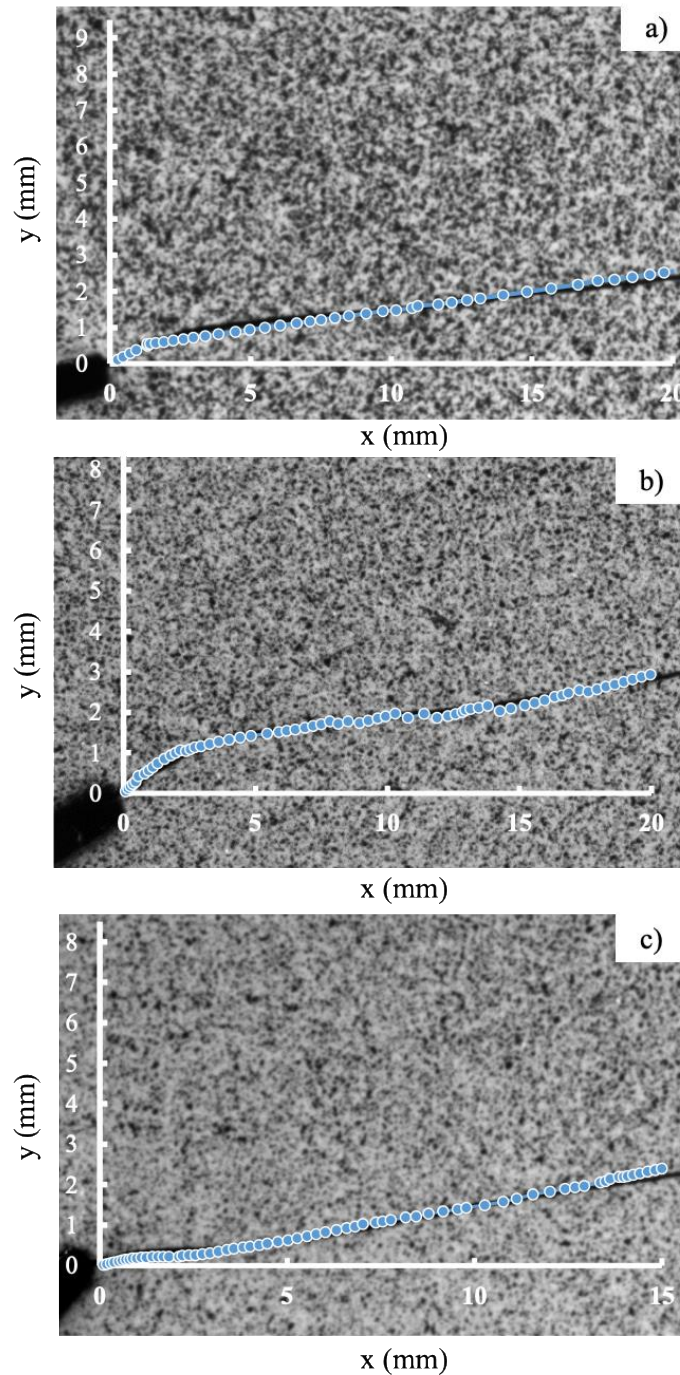


Figura 18. Trajetória experimental das fendas. a) $\alpha=15^\circ$ b) $\alpha=30^\circ$ c) $\alpha=45^\circ$.

4.2. Análise e comparação de modelos para a obtenção dos fatores de intensidade de tensões ΔK_I e ΔK_{II}

Os modelos estudados neste trabalho foram aplicados da seguinte forma: para a obtenção do ΔK_{eq} foi necessário obter o ΔK_I e o ΔK_{II} ; para obter o valor ΔK_I e o ΔK_{II} recorreu-se ao modelo proposto por Antunes, et al, 2019, referente ao Apêndice A; utilizaram-se os dados experimentais das coordenadas x , y e β da trajetória da fenda para cada caso estudado. Para o modelo proposto neste trabalho foram utilizadas as equações (5) e (6) onde a é o comprimento efetivo da fenda. Posteriormente ao cálculo de ΔK_I e o ΔK_{II} são transformados em ΔK_I^* e ΔK_{II}^* através das equações (7) e (8). Por fim os valores de ΔK_{eq} foram calculados através da expressão de Irwin, 1957, apresentada na Tabela 1.

De forma a estudar a aplicabilidade dos modelos anteriormente descritos foram criadas curvas $da/dN - \Delta K$ de modo a poder comparar ambos os casos. Numa primeira fase serão comparados os modelos de cálculo para ΔK_I e ΔK_{II} e posteriormente, serão comparados em termos de curvas $da/dN - \Delta K_{eq}$.

A Figura 19 apresenta uma comparação entre o ΔK_I e o ΔK_I^* para os diferentes ângulos de carregamentos utilizados. As Figuras 19 a), b), c) e d) correspondem a $\alpha=0^\circ$, 15° , 30° e 45° , respetivamente. De um modo geral é possível afirmar que ambos métodos de cálculo têm uma boa correlação entre si, sendo que a diferença máxima encontra-se para valores de ΔK_I mais elevados e atinge uma diferença de cerca de 10%. No caso de $\alpha=0^\circ$, os valores de ΔK_I são superiores aos de valores de ΔK_I^* . Já para os restantes casos de $\alpha=15^\circ$, 30° e 45° , verificou-se que ΔK_I são inferiores a ΔK_I^* .

De forma semelhante, a Figura 20 representa uma comparação entre o ΔK_{II} e o ΔK_{II}^* obtidos através dos dois modelos apresentados, em que às Figuras 20 a), b) e c) correspondem os ângulos de carregamento $\alpha=15^\circ$, 30° e 45° , respetivamente. Analisando as figuras, é possível afirmar que existe uma boa correlação entre ambos os modelos. Por outro lado, verifica-se também um aumento do ΔK_{II} e ΔK_{II}^* com aumento do ângulo de carregamento, e consequentemente, o ΔK_I e o ΔK_I^* vão diminuindo com o aumento do ângulo de carregamento. Isto deve-se essencialmente ao aumento da componente x responsável pelo modo II de carregamento, com o aumento do ângulo da força. Conforme a componente x aumenta, a componente em y diminui, componente esta responsável pelo modo I de carregamento.

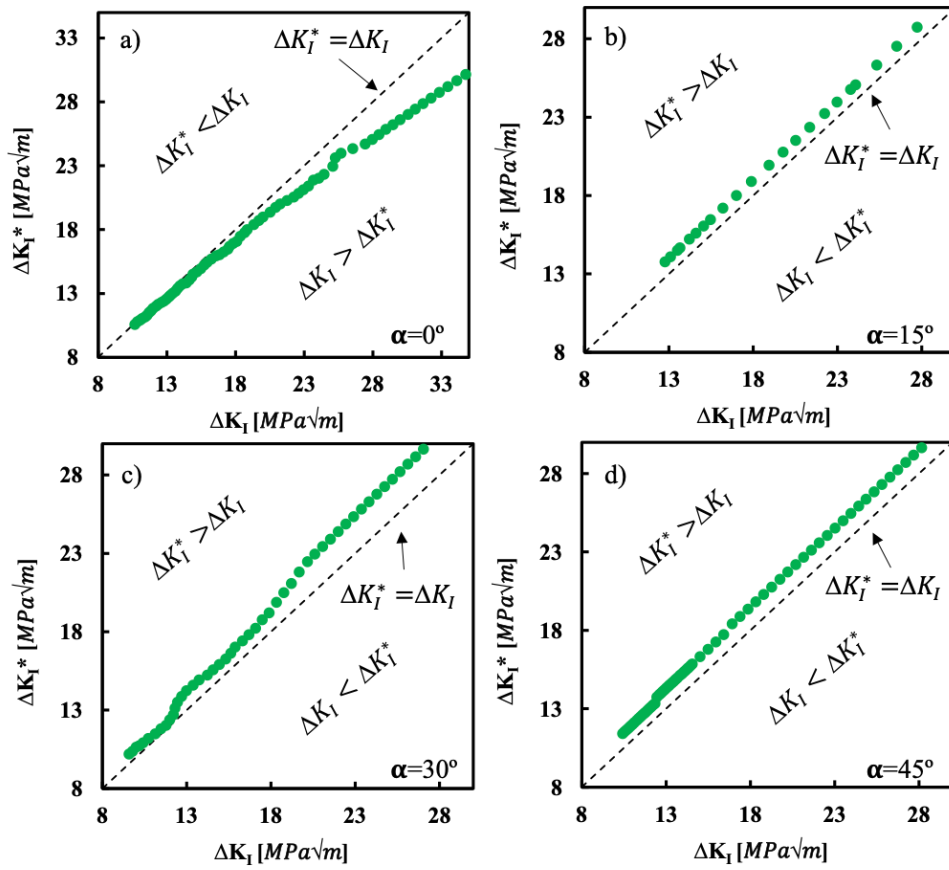


Figura 19. ΔK_I vs ΔK_I^* . a) $\alpha=0^\circ$, b) $\alpha=15^\circ$, c) $\alpha=30^\circ$ e d) $\alpha=45^\circ$.

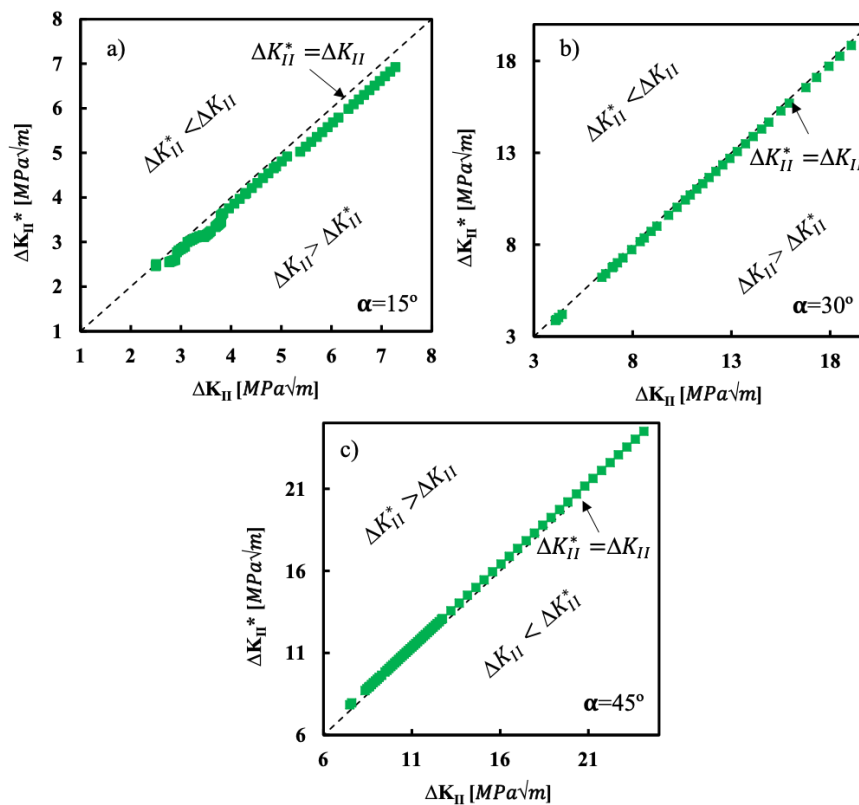


Figura 20. ΔK_{II} vs ΔK_{II}^* . a) $\alpha=15^\circ$, b) $\alpha=30^\circ$ e c) $\alpha=45^\circ$

A Figura 21 apresenta uma comparação entre ambos os modelos para a obtenção de ΔK no ensaio para $\alpha=0$. Os resultados obtidos mostram uma boa correlação entre os modelos, sobretudo para ΔK inferiores a $16 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. Para valores superiores a $16 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, existe uma diferença crescente em termos de ΔK sendo que o modelo proposto por Antunes et al, 2019, apresentou valores ΔK superiores, o que significa que o modelo proposto neste trabalho é um modelo mais conservativo. Isto deve-se à limitação da equação (5) cujo intervalo é válido para $0,5 \leq \frac{a}{W} \leq 0,7$ dado que para $\theta=0^\circ$ na equação (7) $\Delta K_I^* = \Delta K_I$ e na equação (8) $\Delta K_{II}^* = \Delta K_{II}$.

A Figura 22 ilustra os resultados obtidos na aplicação dos modelos para $\alpha=15^\circ$. Neste caso é possível verificar que existe uma boa correlação entre os modelos, tendo ambas as curvas o mesmo declive, verificando-se apenas uma diferença constante entre os valores de ΔK em que o modelo proposto neste trabalho mostrou valores superiores de ΔK .

De igual forma, as Figuras 23 e 24 apresentam os resultados obtidos na aplicação dos modelos utilizados nesta dissertação para $\alpha=30^\circ$ e $\alpha=45^\circ$, respetivamente. Ambas as figuras mostram uma boa correlação entre os dois modelos mostrando mais uma vez que o modelo proposto neste estudo tem valores de ΔK um pouco superiores a Antunes et al, 2019.

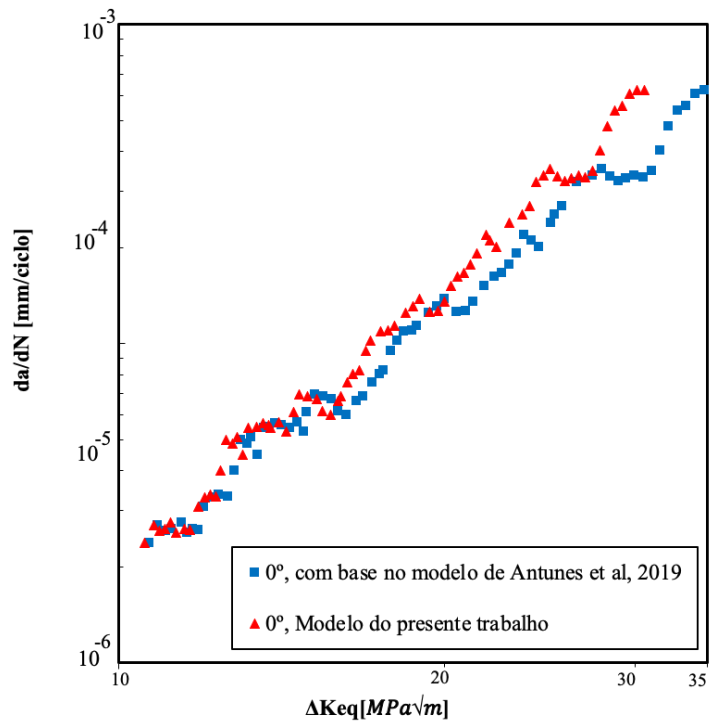


Figura 21. Comparação de modelos para obtenção de ΔK , $\alpha=0^\circ$.

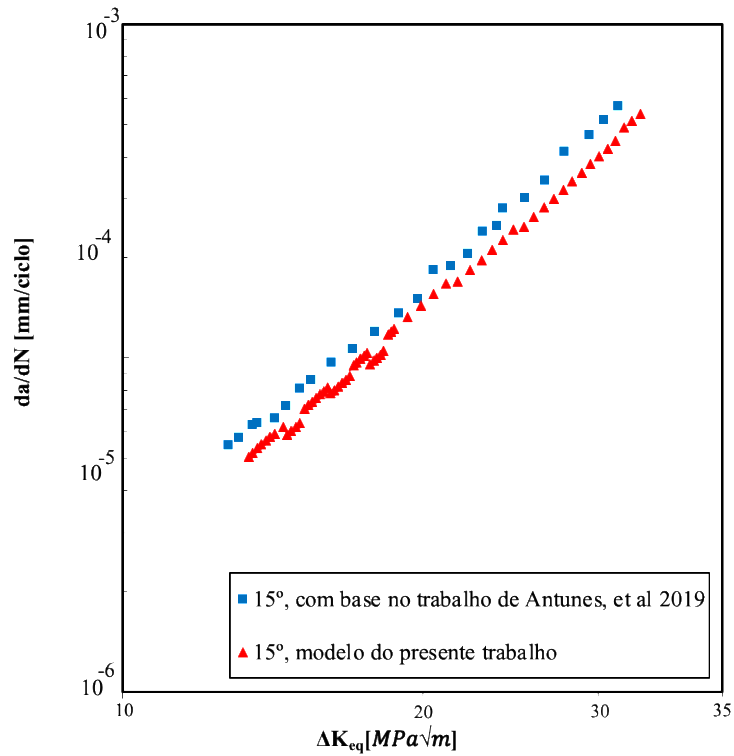


Figura 22. Comparação de modelos para obtenção de ΔK_{eq} , $\alpha=15^\circ$.

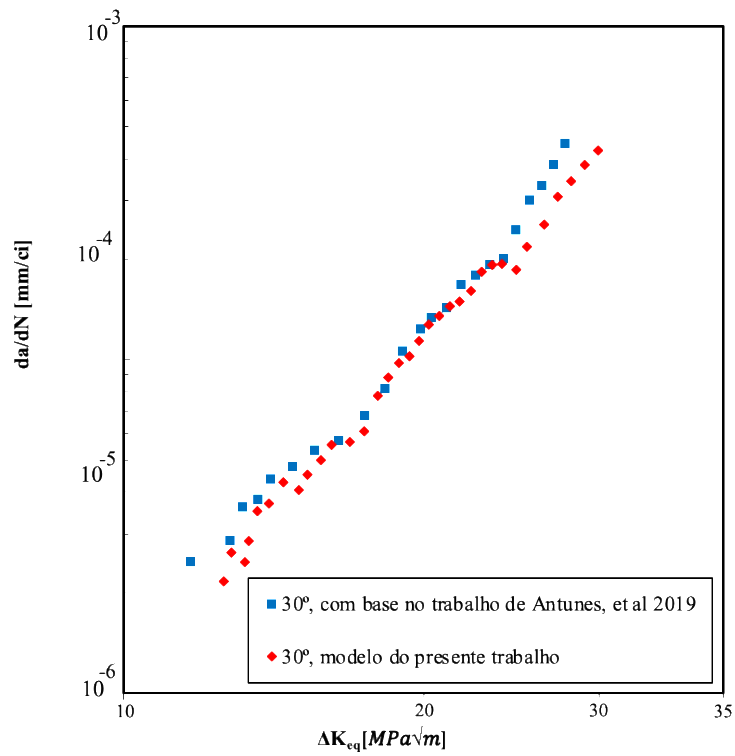


Figura 23. Comparação de modelos para obtenção de ΔK_{eq} , $\alpha=30^\circ$.

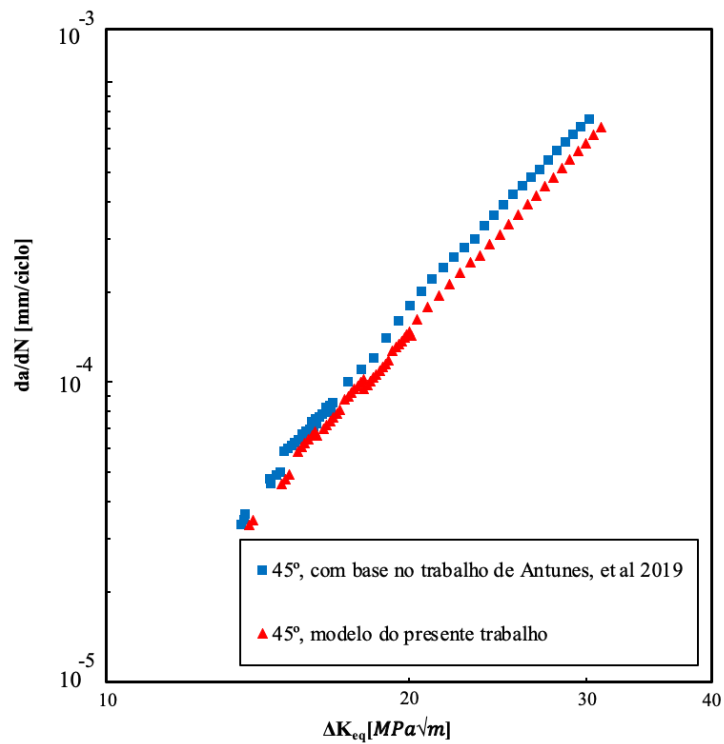


Figura 24. Comparação de modelos para obtenção de ΔK_{eq} , $\alpha=45^\circ$.

4.3. Comparação de modelos para obtenção do fator de intensidade de tensões equivalente

No subcapítulo anterior foi realizado uma comparação dos dois modelos utilizados para o cálculo do ΔK_I e ΔK_{II} , aplicando para o efeito a primeira equação da Tabela 1 nos casos em que foi necessário calcular o ΔK_{eq} , sendo este modelo o mais simples para calcular o ΔK_{eq} . O objetivo deste subcapítulo passa pela comparação dos diferentes modelos de cálculo do ΔK_{eq} referenciados na Tabela 1.

Para o devido funcionamento do conceito de ΔK_{eq} é necessário que haja uma boa ou excelente correlação entre os valores de ΔK_{eq} para $\alpha=0$ e os valores de ΔK_{eq} para qualquer que seja o ângulo de carregamento. Isto porque ΔK_{eq} representa a resultante entre ΔK_I e ΔK_{II} . Neste estudo comparativo foi apenas utilizado o modelo proposto nesta dissertação para o cálculo de ΔK_I e ΔK_{II} .

Nas Figuras 25 e 26 estão representados os valores de ΔK_{eq} obtidos para os modelos propostos por Tanaka, 1974, e Richard et al, 1983, respetivamente. Em ambas as figuras é possível observar uma péssima correlação entre os diferentes valores, o que leva a concluir que a utilização destes dois modelos para este caso em concreto não se adequa.

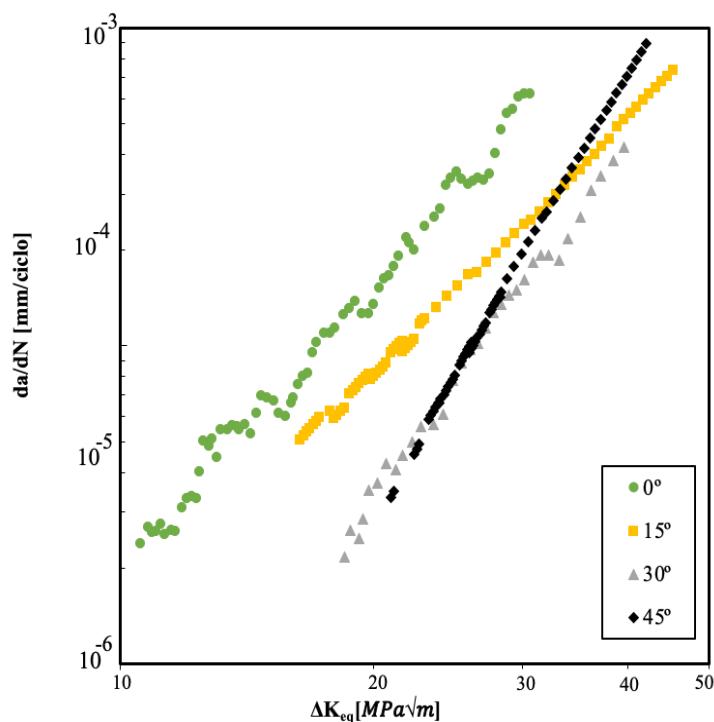


Figura 25. Comparação de modelos para obtenção de ΔK_{eq} , através de Tanaka, 1974.

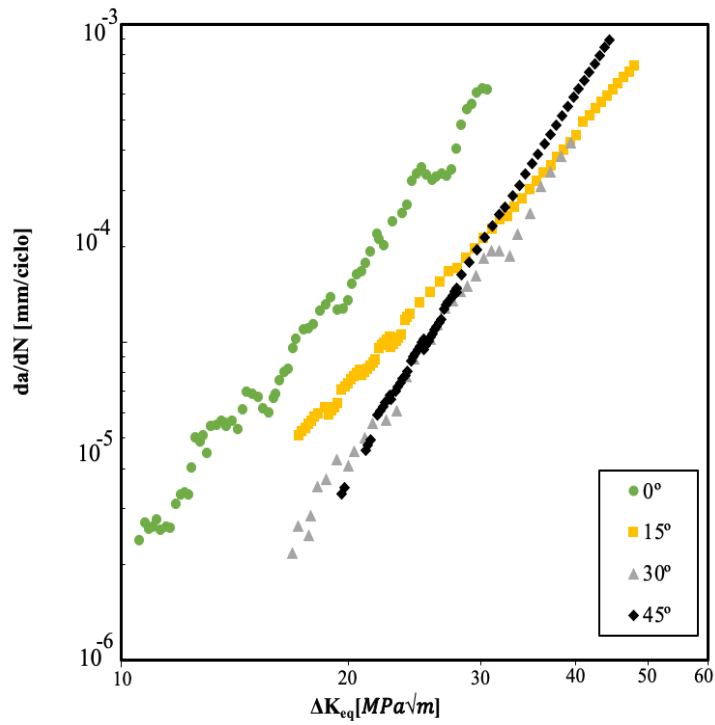


Figura 26. Comparação de modelos para obtenção de ΔK_{eq} através de Richard et al, 1983.

Ao contrário dos modelos anteriores, o modelo utilizado na Figura 27 (Irwin, 1957) apresentou uma melhor correlação entre os valores obtidos pelo que este modelo se adequa aos casos em estudo.

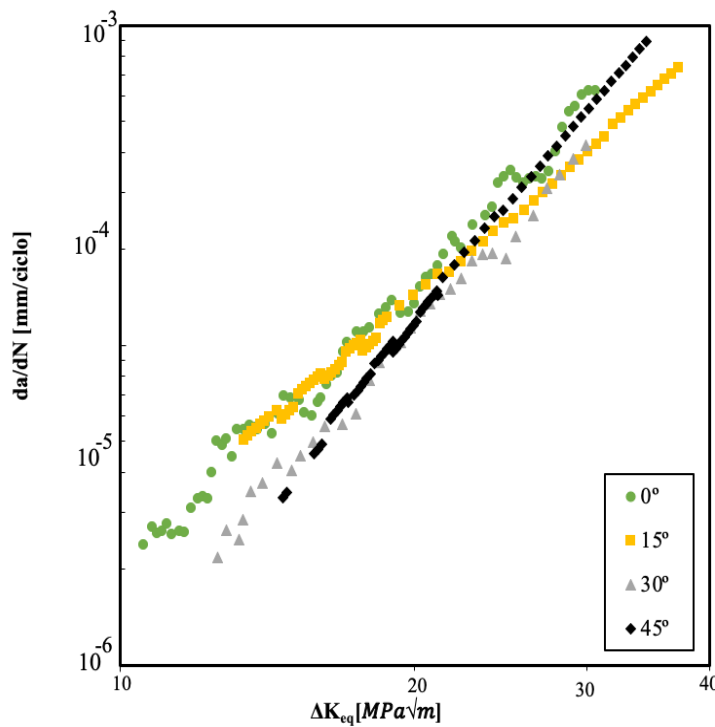


Figura 27. Comparação de modelos para obtenção de ΔK_{eq} , Irwin, 1957.

Devido aos modelos de cálculo de ΔK_I e ΔK_{II} comparados no ponto anterior terem uma boa correlação, é desnecessário calcular o ΔK_{eq} para as formulações de Tanaka, 1974, e Richard et al, 1983, dado que, independentemente do modelo utilizado para calcular o ΔK_I e ΔK_{II} , a correlação em ambas as formulações continuaria a ser fraca.

As análises seguintes serão apenas realizadas utilizando a formulação de Irwin, 1957 (primeira equação da Tabela 1) e a sua versão modificada proposta por Salami-Majd et al, 2016 (a quarta equação da Tabela 1).

As Figuras 28 e 29 mostram os valores de ΔK_{eq} obtidos utilizando a expressão de Irwin, 1957, para todos os casos estudados. A diferença entre as figuras é que para a Figura 28 o modelo de cálculo de cada componente de ΔK foi o proposto por Antunes et al, 2019, enquanto que para a Figura 29 as componentes foram calculadas através do modelo proposto. Nestes dois casos também existe uma correlação, pois o fator de dispersão $T_{\Delta K}$, em ambos os casos, é semelhante. Por outro lado, a correlação de todas as curvas foi de $R^2 = 0,95$ e $R^2 = 0,96$ para a Figura 28 e 29, respetivamente. Pode considerar-se então que foi obtida uma boa correlação entre as curvas em modo misto I+II e em modo I puro, o que quer dizer que a aplicação da expressão de Irwin, 1957, tem um funcionamento correto relativamente ao conceito de ΔK_{eq} para os casos estudados.

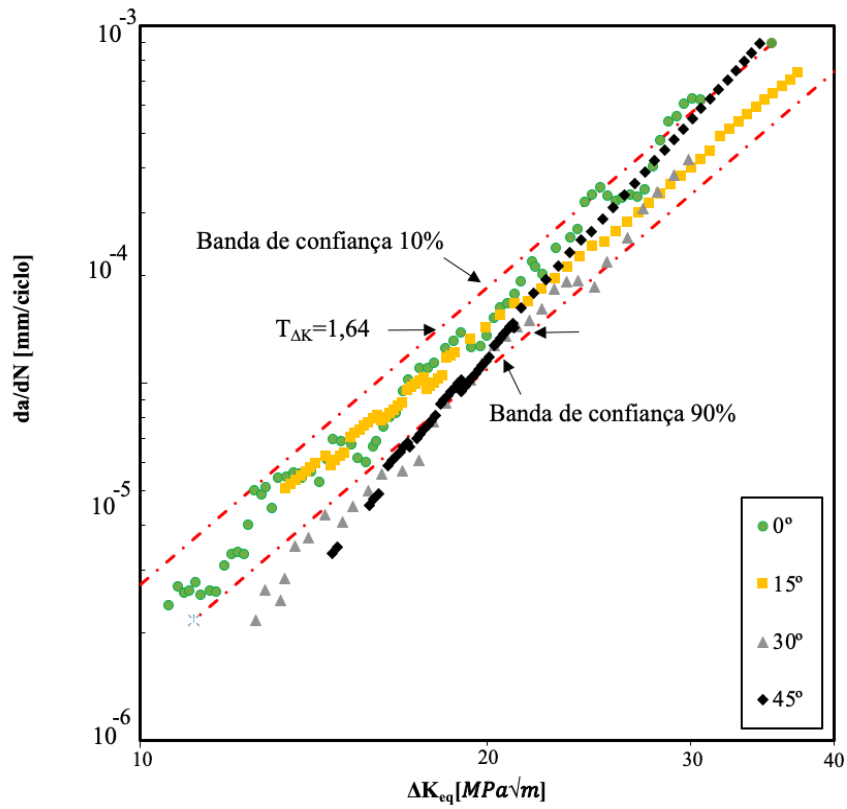


Figura 28. Modelo Antunes et al, 2019, com ΔK_{eq} através da expressão de Irwin, 1957.

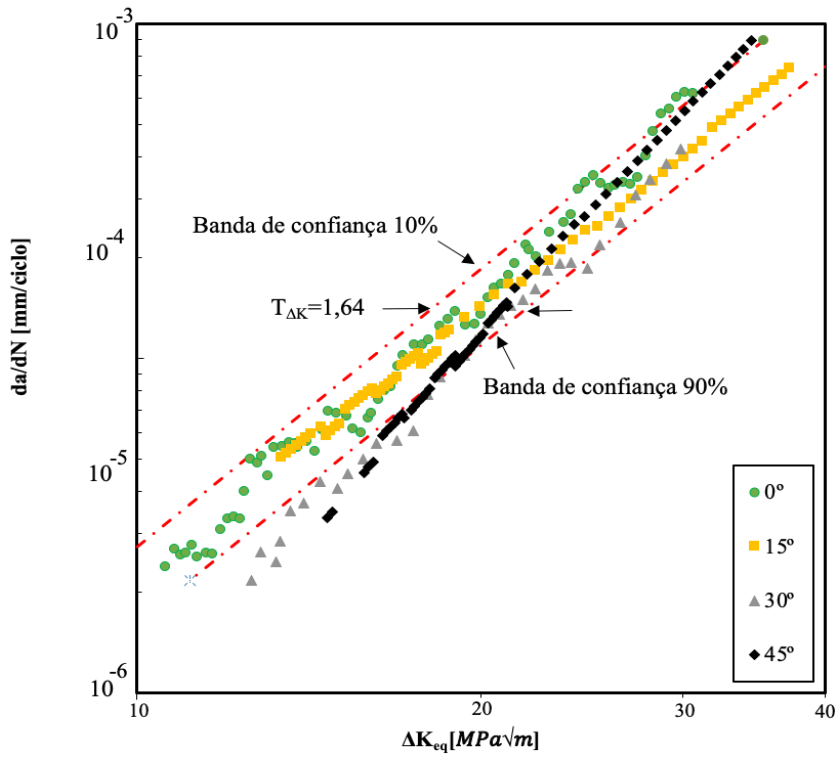


Figura 29. Modelo proposto com ΔK_{eq} através da expressão de Irwin, 1957.

Foi possível ainda maximizar a correlação entre as diferentes curvas utilizando a solução de Salami-Majd et al, 2016 (quarta equação da Tabela 1), para um fator $\alpha = 0,85$ que foi determinado por tentativa erro, como mostra a Figura 30. Esta maximização foi conseguida apenas utilizando para o cálculo de ΔK_I e ΔK_{II} o modelo proposto passando para um fator de dispersão $T_{\Delta K} = 1,52$ e $R^2 = 0,97$. Sendo então este o caso mais favorável de todos os estudados, pode-se concluir que o modelo proposto neste dissertação de cálculo de ΔK_I e ΔK_{II} , conjuntamente com a solução de Salami-Majd et al, 2016, se adequa aos casos estudados dada a sua boa correlação e simplicidade.

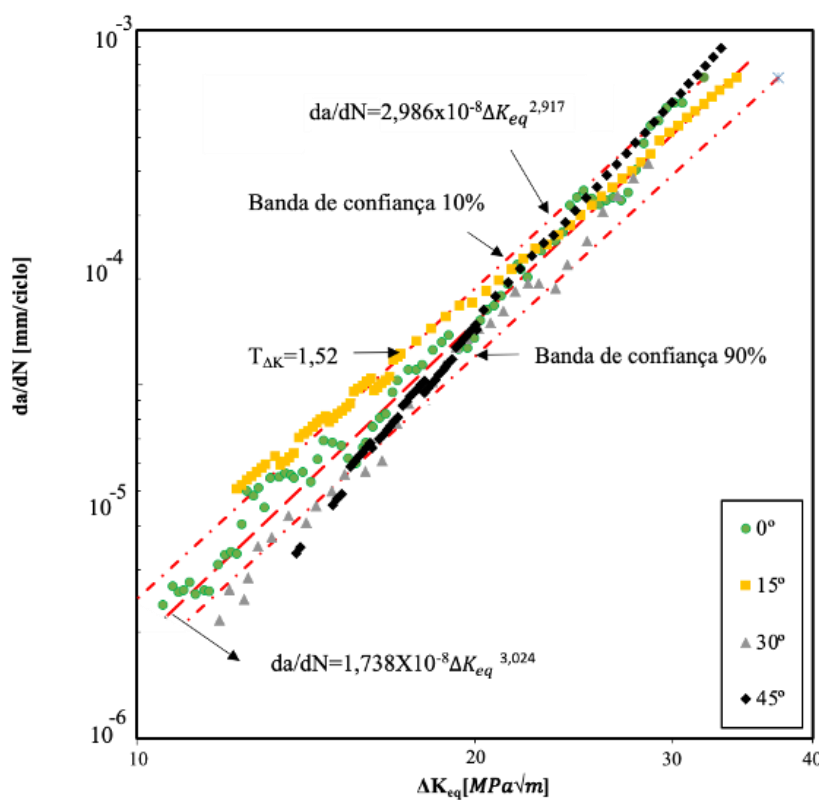


Figura 30. Modelo Antunes et al, 2019, com ΔK_{eq} através da expressão Salami-Majd et al, 2016.

4.4. Análise do fecho de fenda

Tal como foi descrito por Zhang et al, 2020, o valor de fecho de fenda, representado pelo parâmetro U , vai aumentando com o aumento do ângulo de carregamento, o que se traduz num decrescimento do fecho de fenda. Resultados semelhantes foram obtidos neste trabalho como é possível observar pela Figura 31, que apresenta os valores do parâmetro U em função ΔK_{eq} (Irwin, 1957) para os diferentes

ângulos de carregamento. Para o modo I puro, o valor médio do fator U foi de 0,88 ou seja, 88% do ciclo de carga é responsável pelo avanço da fenda. Com o aumento do ângulo de carregamento, o fator U vai aumentando, ou seja, diminuindo o efeito do fecho de fenda. A ordem dos valores médios do fator U foi: 0,88 ($\alpha=0^\circ$) < 0,90 ($\alpha=15^\circ$) < 0,91 ($\alpha=30^\circ$) < 0,92 ($\alpha=45^\circ$). Estes factos revelam que o valor de fecho de fenda é maior no modo I puro do que no modo misto I+II.

Este comportamento deve-se ao facto que em modo I puro a componente em y do carregamento é igual ao próprio carregamento, isto é, não existe nenhuma componente em x . À medida que o ângulo α vai aumentando, essa componente tende a diminuir e a força motriz para a propagação da fenda torna-se mais baixa, logo, a deformação plástica na frente da fenda diminui, o que também reduz o efeito de cunha, reduzindo assim o nível de fecho de fenda. Apesar do aumento da componente em x do modo II, este não contribui necessariamente para o fecho de fenda induzido pela plasticidade num estado plano de tensão, Matsunaga et al, 2013.

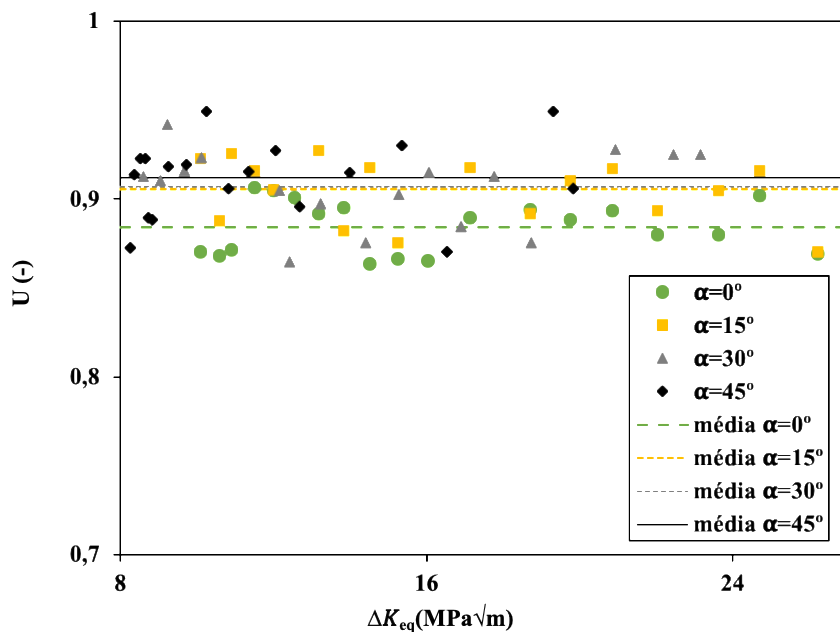


Figura 31. Valores do fecho de fenda.

4.5. Análise da superfície de fratura

A análise das superfícies de fratura de cada amostra está representada na Figura 32, sendo que as Figuras 32 a), b), c) e d) correspondem ao ângulo de carregamento aplicado $\alpha=0^\circ$, $\alpha=15^\circ$, $\alpha=30^\circ$ e $\alpha=45^\circ$, respetivamente. Todas as imagens foram captadas na zona da propagação da fenda em que o valor de ΔK_{eq} seria de $19 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. De uma forma geral, ao comparar todas as figuras, é possível perceber que a superfície de fratura para a amostra ensaiada com $\alpha=0^\circ$ detém a superfície de fratura mais irregular. Isto evidencia uma maior facilidade em existir um contato prematuro entre as superfícies de fratura revelando um valor maior de fecho de fenda como foi discutido no ponto anterior. Não foram detetadas, em nenhuma das amostras, as típicas estrias na superfície de fratura devido à propagação da fenda por fadiga, dado que este material não apresenta esta característica, como também foi observado por Jesus et al, 2020.

Foram encontrados alguns defeitos de fabrico típicos do processo L-PBF, tais como porosidades nas Figuras 32 c) e d), partículas não fundidas na Figura 32 a) e inclusões por contaminação na Figura 32 b). Todos estes defeitos não foram totalmente eliminados com a aplicação do processo HIP e a sua presença aumenta a velocidade de propagação da fenda, como já foi discutido no capítulo da revisão bibliográfica.

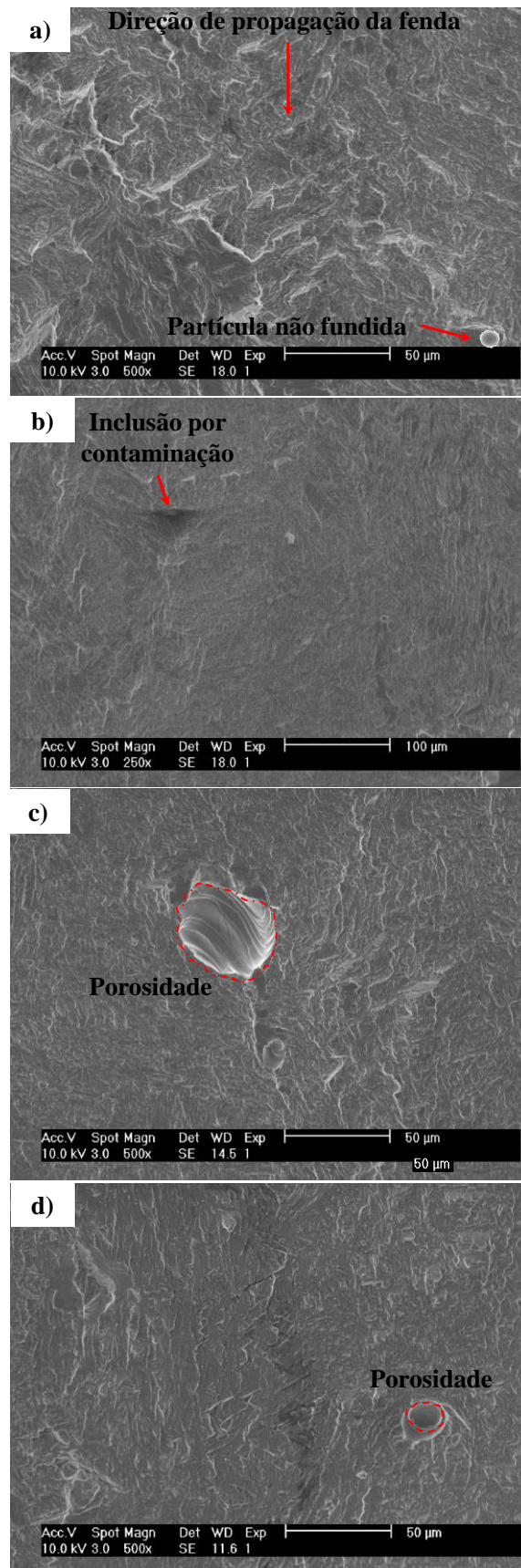


Figura 32. Fratografia SEM. a) $\alpha=0^\circ$, b) $\alpha=15^\circ$, c) $\alpha=30^\circ$ e d) $\alpha=45^\circ$.

5. CONCLUSÕES

Na presente dissertação foi analisada a propagação de fendas por fadiga em modo I+II em provetes CTS obtidos pelo processo L-PBF numa liga de titânio Ti6Al4V, tendo sido possível extrair as seguintes conclusões:

- A trajetória da fenda para uma carga aplicada de 15° e 30° apresentou uma zona inicial de propagação em modo I, defletindo para uma zona em que a propagação ocorreu em modo I+II (modo misto). Por outro lado, a trajetória da fenda para uma carga aplicada de 45° deu-se em modo I+II em toda sua extensão. A metodologia de medida das coordenadas e do comprimento efetivo da fenda tiveram uma boa correlação com a trajetória real da fenda;
- Foram aplicados dois métodos diferentes para o cálculo de ΔK_I e ΔK_{II} em cada um dos casos estudados ($\alpha=0^\circ$, $\alpha=15^\circ$, $\alpha=30^\circ$ e $\alpha=45^\circ$), obtendo uma boa correlação entre ambos os métodos. O método proposto nesta dissertação demonstrou ser um método válido e com maior simplicidade quando comparado com o método proposto por Antunes et al, 2019;
- O método de cálculo de ΔK_{eq} que mais se adaptou aos casos em estudo foi o de Salimi-Majd et al, 2016, em que $\alpha=0,85$, e se calculou o ΔK_I e o ΔK_{II} através da metodologia proposta nesta dissertação. Este método de cálculo provou ter a dispersão de resultados menor e maior correlação com todos os casos estudados, enquanto que as formulações de Tanaka et al, 1974, e Richard et al, 1991, não se adequaram aos casos em estudo;
- O fecho de fenda foi diminuindo com o aumento do ângulo de carregamento (α), devido à diminuição da componente do carregamento que provoca o modo I de propagação ao aumentar o ângulo α ;
- A superfície de fratura para o teste realizado com $\alpha=0^\circ$ apresentou uma superfície mais irregular do que os outros casos, o que permitiu um contacto mais prematuro das faces fraturadas e conduziu a valores de fecho de fenda

mais elevados. A alteração do ângulo de carregamento não provocou grandes mudanças entre as diferentes superfícies de fratura. Foram também encontrados defeitos típicos do processo L-PBF tais como porosidade, partículas por fundir e inclusão por contaminação.

5.1. Sugestões para trabalhos futuros

A presente dissertação permitiu uma melhor compreensão do tema proposto: propagação de fendas por fadiga em titânio Ti6AL4V produzidas por SLM para solicitações em modo misto I+II. Contudo, com a realização do trabalho, foi possível refletir em possíveis trabalhos futuros, como:

- Fazer o ensaio da propagação de fenda por fadiga em modo II puro, e uma comparação de resultados com os valores obtidos na presente dissertação;
- Uso de câmaras com uma melhor resolução do que as utilizadas no presente trabalho para uma medição mais precisa, que resultaria num cálculo do fecho de fenda com mais rigor;
- Realizar um estudo semelhante onde fosse possível introduzir mais uma variável, como utilizar provetes que tenham passado por meios corrosivos

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Allison JE, Ku RC, Pompetzki MA. A comparison of measurement methods and numerical procedures for the experimental characterization of the fatigue crack closure. In: Newman JC Jr, Elber W (eds) Mechanics of fatigue crack closure, ASTM STP 982. American Society for Testing and Materials, Philadelphia, pp 171 – 85, 1988

Antunes F.V., Branco., Ferreira J.A.M., Borrego L.P. Stress intensity factor solutions for CTS mixed mode specimen, *Frattura ed Integrità Strutturale*, 48 676-692; DOI: 10.3221/IGF-ESIS.48.64, 2019.

Allison JE, Ku RC, Pompetzki MA. A comparison of measurement methods and numerical procedures for the experimental characterization of the fatigue crack closure. In: Newman JC Jr, Elber W (eds) Mechanics of fatigue crack closure, ASTM STP 982. American Society for Testing and Materials, Philadelphia, pp 171 – 85, 1988.

ASTM Standard E3 (2011) Standard guide for preparation of metallographic specimens. ASTM International, West Conshohocken. <https://doi.org/10.1520/E0003-11>, www.astm.org.

Dariusz Rozumek, Zbigniew Marciniak, Grzegory Lesiuk, José A. Correia, Abílio M.P de Jesus. Experimental and numerical investigation of mixed mode I+III fatigue crack growth in S355J0 steel. pp. 160-170, 2018.

Davood Salimi-Majd, Farhad Shahabi, Bijan Mohammadi. Effective local stress intensity factor criterion for prediction of crack growth trajectory under mixed mode fracture conditions. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 85, 207-216, 2016.

Fábio F. Ferreira, Diogo M. Neto, Joel S. Jesus, Pedro A. Prates and Fernando V. Antunes. Numerical prediction of the fatigue crack growth rate in SLM Ti-6Al-4V based crack tip plastic strain. *Metals*, 10, 1133; doi:10.3390/met10091133, 2020.

Grzegory Lesiuk, Powel Kucharshi, José A.F.O Correia, A.M.P De Jesus, C. Rebelo, L. Simões da Silva. Mixed mode (I+II) fatigue crack growth in puddle iron. *Engineering Fracture Mechanics*, 185, 175-192, 2017.

H. Matsunaga, M. Makizaki, K. Yanase. Finite element modeling of plasticity-induced crack closure due to occasional mode II loading on mode I fatigue crack growth. *Engineering Fracture Mechanics*, 111, 38-40, 2013.

Irwin, G.R. Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate. *J. Appl. Mech.* 24, 361-364, 1957.

José Domingos Moreira da Costa. Análise de tolerância de efeitos em ligas de alumínio. Universidade de Coimbra, 1991.

L.P. Borrego, F.V. Antunes b, J.M. Costa b, J.M Ferreira. Mixed-mode fatigue crack growth behavior in aluminium alloy. p. 619-625, 2005.

M.A. Hussain, S.L. Pu, J.H. Underwood, Stran energy release rate for a crack under combined mode I and mode II, *Fract. Anal. ASTM STP 560*, 2-28, 1974.

Miao, Q. Yu, C.-Y. Zhou, J. Li, Y. -Z. Wang, and X. -H. He, “Experimental and numerical investigation on fracture behavior of CTS specimen under I-II mixed mode loading,” *European Journal of Mechanics – A/Solids*, vol. 72, pp.235-244, 2018.

Richard, H.A and Benitz, K. A loading for the creation of mixed mode in fracture mechanics, *international Journal of Fracture*, 22, pp. R55-R58, 1983.

Richard H, Linnig W, Henn K. Fatigue crack propagation under combined loading. *Forensic Eng*, vol. 3, pp. 99 – 109, 1991 theory and practice, EMAS Lts, Warley, 2; p. 1104 – 13, 1088.

ISO and ASTM International, “Additive manufacturing – System performance and reliability – Stand test method for acceptance of powder-bed fusion machines for metallic materials for aerospace application (ISO/ASTM 52941:2019).”.

SLM Solutions, acessido em 12 de Junho de 2014 em: <http://stage.slm-solutions.vom/index.php?index-en>

Peng Zhang, Lin-Qi Xie, Chang-Yu, Xiao-Hua He. Experimental and numerical investigation on fatigue crack growth behavior of commercial pure titanium under I-II mode loading at negative load ratios. *International Journal of Fatigue*, vol 138, 105700, 2020.

P. J. P Chambel, «Propagação de fendas por fadiga quando sujeitas a carregamentos em Modo I ou Modo III», FCT – UNL, 2014.

P. Paris and F. Erdogan, “A Critical Analysis of Crack Propagation Laws,” *J. Basic Eng.*, vol. 85, no. 4, p. 528, 1963.

P. J. P Chambel, «Propagação de fendas por fadiga quando sujeitas a carregamentos em Modo I ou Modo III», FCT – UNL, 2014.

Richard H, Linnig W, Henn K. Fatigue crack propagation under combined loading. *Forensic Eng*, vol. 3, pp. 99 – 109, 1991 theory and practice, EMAS Lts, Warley, 2; p. 1104 – 13, 1988.

Tanaka, K.. Fatigue crack propagation from a crack inclined to the cyclic tensile axis. *Eng Fract. Mech.* 6, 493 – 507, 1974. [https://doi.org/10.1016/0013-7944\(74\)90007-1](https://doi.org/10.1016/0013-7944(74)90007-1).

W. Elber, “The significance of fatigue crack closure, “Damage Toler. Aircr. Struct. ASTM STP 486, Am. Soc. Test. Mater., pp. 230 – 242, 1971.

BIBLIOGRAFIA WEB

[1] <https://www.custompartnet.com/wu/selective-laser-sintering>

[2] <https://www.semanticscholar.org/paper/Cost-driven-build-orientation-and-bin-packing-of-in-Griffiths-Scanlan/01b4da25ad7526d169974e0ef42c288a5663a86d/figure/0>

ANEXO A

O método proposto por Antunes et al, 2019 está caracterizado neste anexo. Este modelo considera então que a deflexão da fenda e é válido para o intervalo x e y (coordenadas), α (ângulo de carga) e β (ângulo de deflexão da fenda) $\alpha \in [0; 60^\circ]$; $\frac{x}{W} \in [0,4; 0,75mm]$; $y/W \in [0; 0,167]$. O único inconveniente encontrado nesta solução é o facto de ela depender de 39 variáveis diferentes, o que dificulta o processo de cálculo.

$$F_1 = F_6 = F \cdot \left(\frac{1}{2} \cos \alpha + \frac{c}{b} \sin \alpha \right)$$

$$F_2 = F_5 = F \cdot \sin \alpha$$

$$F_3 = F_4 = F \cdot \left(\frac{1}{2} \cos \alpha - \frac{c}{b} \sin \alpha \right)$$

$$K_I, K_{II} = \tilde{f}(\sigma, W, x_P, y_P, \alpha, \beta)$$

$$Y_I = \frac{K_I}{\sigma \sqrt{\pi \cdot x}} = \tilde{f} \left(\frac{x}{W}, \frac{y}{W}, \alpha - \beta, \beta \right)$$

$$Y_{II} = \frac{K_{II}}{\sigma \sqrt{\pi \cdot x}} = \tilde{f} \left(\frac{x}{W}, \frac{y}{W}, \alpha - \beta, \beta \right)$$

$$K_I = \sqrt{\frac{E \cdot J_I}{1 - \nu^2}}$$

$$K_{II} = \sqrt{\frac{E \cdot J_{II}}{1 - \nu^2}}$$

$$Y_I = m \cdot (W/(W - x))^{1.5} + b$$

$$m = a_m(\alpha - \beta)^2 + b_m(\alpha - \beta) + c_m$$

$$a_m = m_{am} \cdot (y/W) + b_{am}$$

$$m_{am} = 8.4471 \times 10^{-9} \cdot \beta^2 - 4.6826 \times 10^{-8} \cdot \beta - 1.5894 \times 10^{-4}$$

$$b_{am} = 1.2076 \times 10^{-8} \cdot \beta^2 - 1.9219 \times 10^{-7} \cdot \beta - 1.3955 \times 10^{-4}$$

$$b_m = m_{bm} \cdot (y/W) + b_{bm}$$

$$m_{bm} = -2.3457 \times 10^{-6} \cdot \beta^2 - 2.9335 \times 10^{-4} \cdot \beta + 4.1625 \times 10^{-2}$$

$$b_{bm} = 9.6990 \times 10^{-7} \cdot \beta^2 - 2.4575 \times 10^{-4} \cdot \beta - 2.8677 \times 10^{-4}$$

$$c_m = m_{cm} \cdot (y/W) + b_{cm}$$

$$m_{cm} = -2.7508 \times 10^{-4} \cdot \beta^2 + 4.3628 \times 10^{-2} \cdot \beta - 3.7856 \times 10^{-2}$$

$$b_{cm} = -1.5507 \times 10^{-4} \cdot \beta^2 - 9.5592 \times 10^{-4} \cdot \beta + 1.0744$$

$$b = a_b(\alpha - \beta)^2 + b_b(\alpha - \beta) + c_b$$

$$a_b = a_{ab} \cdot \beta^2 + b_{ab} \cdot \beta + c_{ab}$$

$$a_{ab} = 4.9864 \times 10^{-8} \cdot (y/W) + 1.4723 \times 10^{-8}$$

$$b_{ab} = -2.9412 \times 10^{-6} \cdot (y/W) - 1.9886 \times 10^{-6}$$

$$c_{ab} = -2.6726 \times 10^{-6} \cdot (y/W) + 3.0499 \times 10^{-5}$$

$$b_b = a_{bb} \cdot \beta^2 + b_{bb} \cdot \beta + c_{bb}$$

$$a_{bb} = -4.3391 \times 10^{-5} \cdot (y/W)^2 + 2.1155 \times 10^{-6} \cdot (y/W) - 5.3868 \times 10^{-6}$$

$$b_{bb} = 2.1858 \times 10^{-3} \cdot (y/W)^2 - 9.6565 \times 10^{-4} \cdot (y/W) + 5.8686 \times 10^{-4}$$

$$c_{bb} = 5.7786 \times 10^{-2} \cdot (y/W)^2 - 2.6952 \times 10^{-3}$$

$$c_b = a_{cb} \cdot \beta^2 + b_{cb} \cdot \beta + c_{cb}$$

$$a_{cb} = -6.9194 \times 10^{-4} \cdot (y/W)^2 - 2.6846 \times 10^{-4}$$

$$b_{cb} = 7.8256 \times 10^{-2} \cdot (y/W)^2 + 5.9363 \times 10^{-4}$$

$$c_{cb} = 2.0543 \cdot (y/W)^2 - 6.2440 \times 10^{-3} \cdot (y/W) - 1.5349 \times 10^{-1}$$

$$Y_{II} = a \cdot \sin(|\alpha - \beta| - t)$$

$$a = a_a \cdot (x/W)^2 + b_a \cdot (x/W) + c_a$$

$$a_a = a_{aa} \cdot \beta^2 + b_{aa} \cdot \beta + c_{aa}$$

$$a_{aa} = -1709.472357 \cdot (y/W)^2 + 519.545852 \cdot (y/W) + 21.384622$$

$$b_{aa} = 959.716917. (y/W)^2 - 249.236159(y/W) + 6.561228$$

$$c_{aa} = -98.482311. (y/W)^2 + 4.234582(y/W) + 1.006272$$

$$b_a = a_{ba} \cdot \beta^2 + b_{ba} \cdot \beta + c_{ba}$$

$$a_{ba} = 1953.567396. (y/W)^2 - 541.35909(y/W) - 19.747265$$

$$b_{ba} = -1101.79278. (y/W)^2 + 255.808188(y/W) - 7.044048$$

$$c_{ba} = 113.285142. (y/W)^2 - 3.803387(y/W) + 0.704463$$

$$c_a = a_{ca} \cdot \beta^2 + b_{ca} \cdot \beta + c_{ca}$$

$$a_{ca} = -529.091514. (y/W)^2 + 143.768493(y/W) + 4.296419$$

$$b_{ca} = 299.064879. (y/W)^2 - 71.861075(y/W) + 1.74509$$

$$c_{ca} = -27.688878. (y/W)^2 + 1.127385(y/W) + 0.773005$$

$$t = a_t(x/w)^2 + b_t(x/w) + c_t$$

$$a_t = a_{at} \cdot \beta^2 + b_{at} \cdot \beta + c_{at}$$

$$a_{at} = -31.328451. (y/W)^2 - 189.201651(y/W) - 13.342750$$

$$b_{at} = -75.128472. (y/W)^2 + 152.527046(y/W) + 11.48976$$

$$c_{at} = 32.715576. (y/W)^2 - 17.576125(y/W) - 0.138782$$

$$b_t = a_{bt} \cdot \beta^2 + b_{bt} \cdot \beta + c_{bt}$$

$$a_{bt} = -15.361974. \left(\frac{y}{W}\right)^2 + 209.112802 \left(\frac{y}{W}\right) + 11.726069$$

$$b_{bt} = 116.101593. (y/W)^2 - 166.317934(y/W) - 1.819130$$

$$c_{bt} = -41.982624. (y/W)^2 - 19.603112(y/W) - 0.083306$$

$$c_t = a_{ct} \cdot \beta^2 + b_{ct} \cdot \beta + c_{ct}$$

$$a_{ct} = 31.329018. (y/W)^2 - 53.553350(y/W) - 2.292627$$

$$b_{ct} = -50.034429. (y/W)^2 + 44.725843(y/W) + 1.819130$$

$$c_{ct} = 12.967452. (y/W)^2 - 5.665219(y/W) - 0.011360$$