

André Nunes Branquinho

Análise da propagação de fendas por fadiga em provetes de titânio obtidos por Fusão Seletiva por Laser

Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica
na Especialidade de Produção e Projeto

Julho de 2018



UNIVERSIDADE DE COIMBRA



FCTUC FACULDADE DE CIÊNCIAS
E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE COIMBRA

DEPARTAMENTO DE
ENGENHARIA MECÂNICA

Análise da propagação de fendas por fadiga em provetes de titânio obtidos por Fusão Seletiva por Laser

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

Analysis of fatigue crack propagation in specimens of titanium alloys obtained by Selective Laser Melting

Autor

André Nunes Branquinho

Orientadores

Professor Doutor José António Martins Ferreira

Investigador Mestre 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 José António Martins Ferreira
Professor Catedrático da Universidade de Coimbra

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

Coimbra, julho, 2018

« Põe quanto És no mínimo que fazes »

Ricardo Reis

Aos meus pais e avó.

Agradecimentos

A redação deste documento 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 oportunidade de realização deste trabalho.

Ao Professor Joel Alexandre da Silva de Jesus pela orientação, apoio incondicional e dedicação dispensados para a realização deste trabalho.

Ao Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa pelo apoio e disponibilidade que permitiram completar este trabalho.

Aos meus pais, pois sem o apoio e a confiança deles nada seria possível. Agradecer, também, por me terem permitido o acesso ao bem mais valioso de sempre, a educação.

Ao meu irmão e à minha avó que estiveram sempre presentes e pelo apoio ao longo de todo o percurso.

Aos meus colegas por todo o apoio disponibilizado.

Por último, mas não menos importante, quero expressar o meu agradecimento à Susana pelo apoio, motivação, compreensão e companheirismo demonstrados desde sempre.

O autor agradece o apoio da FEDER e de fundos nacionais, que financiaram a elaboração do presente documento, através do Programa Operacional Regional do Centro nos termos do edital n°2/SAICT/2017, projeto n° 028789.



UNIÃO EUROPEIA

Fundo Europeu de
Desenvolvimento Regional

Resumo

O avanço tecnológico registado no setor metalúrgico nos últimos anos reflete a constante aposta e desenvolvimento de competências permitindo que, na atualidade, se execute qualquer componente independentemente da sua geometria ou complexidade de aplicação. Neste sentido, a Manufatura por Adição é uma tecnologia no qual é permitida a elaboração de componentes independentemente da sua geometria devido à utilização de modelos em CAD. Esta tecnologia encontra-se cada vez mais utilizada nas principais indústrias, nomeadamente, a automóvel, aeroespacial e biomédica.

A elaboração do presente documento tem por objetivo o estudo do comportamento à fadiga de elementos produzidos na liga de titânio Ti6Al4V, obtidos por Fusão Seletiva por Laser. Para este estudo foram utilizados provetes C(T) de acordo com a norma ASTM E647-00. A abordagem do comportamento à fadiga destes elementos prende-se com a obtenção das curvas de propagação, determinação das constantes da lei de Paris, determinação do limiar de fadiga, avaliação do fenómeno de fecho de fenda e efeito da aplicação de sobrecarga para razões de tensão de $R=0$ e $R=0,4$.

Em suma, o estudo efetuado no presente documento permite concluir que a razão de tensão não afeta significativamente a vida útil à fadiga destes componentes. Para o regime II de propagação de $R=0,4$ verifica-se a inexistência do fenómeno de fecho de fenda e um valor de limiar de fadiga superior, comparativamente a $R=0$. Para $R=0$ o fecho de fenda junto ao limiar de fadiga por rugosidade é dominante, enquanto no regime II de propagação se verifica que o fecho de fenda induzido por plasticidade prevalece. A utilização do método ótico revelou-se adequada para a determinação do campo de deslocamentos no regime II de propagação, enquanto que o método mecânico se ajustou melhor ao limiar de fadiga.

O efeito da sobrecarga não provoca um efeito muito significativo dada a rápida recuperação da velocidade de propagação da fenda. Todavia, o efeito transitório após a aplicação da sobrecarga acentua-se para elevados níveis de ΔK , ou seja, quando a abertura da fenda se encontra mais pronunciada. A propagação da fenda não ocorre entre camadas de deposição de material.

Palavras-chave: Fecho de fenda, Fusão Seletiva por Laser, Manufatura por Adição, Propagação da fenda à fadiga, Sobrecarga, Ti6Al4V.

Abstract

The technological advance registered in the metallurgical sector in the last years reflects the constant bet and development of competences allowing, at present, if any component is executed regardless of its geometry or application complexity. In this sense, Additive Manufacturing (AM) is a technology in which it is allowed to elaborate components regardless of their geometry due to the use of CAD models. This technology is increasingly being used in major industries, namely the automotive, aerospace and biomedical industries.

The purpose of this paper is to study the fatigue behavior of elements produced in Ti6Al4V titanium alloy obtained by Selective Laser Melting (SLM) For this study, C (T) specimens were used according to ASTM E647-00. The approach to fatigue behavior of these elements is to obtain the propagation curves, determination of the constants of the Paris law, determination of the fatigue threshold, evaluation of the phenomenon of a screwdriver and effect of the application of overload for stress ratios of $R = 0$ and $R = 0,4$.

In conclusion, the study carried out in this paper shows that the stress ratio does not significantly affect the fatigue life of these components. For the propagation regime II of $R = 0,4$, the absence of the screwdriver phenomenon and a lower fatigue threshold value, compared to $R = 0$, is verified. For $R = 0$ the screw close to the fatigue threshold is induced by roughness and for the plasticity propagation regime II. The use of the optical method was adequate for the determination of the displacement field in the propagation regime II, while the mechanical method was better fitted to the fatigue threshold.

The effect of the overload does not have a very significant effect given the rapid recovery of the crack propagation velocity. However, the transient effect after the application of the overload is accentuated to high levels of ΔK , that is, when the opening of the slit is more pronounced. Crack propagation does not occur between layers of material deposition.

Keywords Additive Manufacturing, Crack closure, Fatigue crack propagation, Overload, Selective Laser Melting, Ti6Al4V.

Índice

Índice de Figuras	ix
Índice de Tabelas	xiii
Simbologia e Siglas	xv
Simbologia.....	xv
Siglas	xvii
1. Introdução.....	1
2. Revisão bibliográfica.....	3
2.1. Ligas de titânio.....	3
2.2. Processo de manufatura por adição.....	4
2.3. Propagação de fendas por fadiga	7
2.3.1. Fator de intensidade de tensões	8
2.3.2. Curvas da/dN - ΔK	11
2.3.3. Lei de Paris	13
2.3.4. Plasticidade na frente da fenda	14
2.3.5. Fecho de fenda.....	17
2.3.6. Sobrecargas.....	20
2.4. Caraterização da propagação de fendas por fadiga em ligas de titânio	23
3. Materiais e metodologia experimental	27
3.1. Caraterização do material	27
3.2. Geometria dos provetes	29
3.3. Preparação dos provetes.....	30
3.4. Ensaio de propagação de fenda por fadiga.....	30
3.5. Metodologia experimental	32
3.5.1. Ensaio com ΔK crescente	32
3.5.2. Ensaio com ΔK decrescente	32
3.6. Determinação do fecho de fenda.....	33
3.7. Sobrecargas.....	36
3.8. Medição de microdurezas	37
3.9. Metalografia.....	38
3.10. Fractografia	39
4. Análise e discussão dos resultados	41
4.1. Análise de microdurezas	41
4.2. Análise metalográfica	42
4.3. Análise da propagação de fendas por fadiga – curvas da/dN – ΔK	44
4.3.1. Análise do fenómeno de fecho de fenda na propagação de fendas por fadiga	47
4.4. Análise da aplicação de sobrecargas na propagação de fendas por fadiga.....	51
4.4.1. Fenómeno de fecho de fenda após aplicação de sobrecargas.....	54
4.5. Determinação do raio plástico	58

4.6. Análise da superfície de fratura	60
4.6.1. Análise de rugosidade	61
4.6.2. Análise da fractografia	62
5. Conclusões	71
5.1. Sugestões de trabalhos futuros	73
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	75
Apêndice A	79
Apêndice B	81

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1 - Representação esquemática das primeiras patentes de manufatura por adição, a) Ciraud e b) Housholder [3].....	5
Figura 2 - Representação esquemática do modo de funcionamento da tecnologia FSL (modificado de [6]).....	6
Figura 3 - Modos elementares de deformação.....	9
Figura 4 - Representação esquemática do diagrama $da/dN - \Delta K$	11
Figura 5 - Representação esquemática de um ciclo de carga pulsante, $R=0$	13
Figura 6 - Representação esquemática do sistema de coordenadas tridimensionais relativo à região em redor da extremidade da fenda [18].....	14
Figura 7 - Variação do deslocamento de abertura da fenda com a carga mostrando a definição de ΔK_{ef} [19].....	18
Figura 8 - Representação esquemática dos principais mecanismos de fecho de fenda [20].	19
Figura 9 - Representação da influência da aplicação de sobrecargas em função do comprimento de fenda pelo número de ciclos.....	21
Figura 10 - Representação do ciclo de carga com aplicação de sobrecarga.....	21
Figura 11 – Ilustração da evolução do mecanismo de fecho de fenda medido por correlação de imagem e <i>compliance</i> , para quatro modos de sobrecarga (modificado de [29]).	24
Figura 12 - Ilustração da curva $da/dN - \Delta K$, a), e $a-N$, b), para quatro modos de sobrecargas de uma liga de titânio Ti6AL4V (modificado de [29]).	24
Figura 13 - Ilustração da deformação introduzida após aplicação da sobrecarga, a), e na carga mínima do ciclo de carga, b), (modificado de [29]).	25
Figura 14 - Representação esquemática das dimensões do provete C(T), segundo a norma ASTM E647-00 8 [14].	29
Figura 15 - Representação esquemática do modo de construção do provete (modificado de [31])......	29
Figura 16 - Ilustração do provete de ensaio C(T), no qual se pode verificar a face polida, a), e a face pintada para análise de correlação de imagem, b).....	30
Figura 17 - Ilustração dos equipamentos utilizados: máquina de ensaios, a); equipamento de observação e medida, b); e exemplo de visualização da fenda, c).	31
Figura 18 - Ilustração dos dois métodos de medida do fecho de fenda: extensómetro mecânico e correlação de imagem.....	33

Figura 19 - Ilustração do método de determinação do fecho de fenda com recurso ao Software GOM Correlate [32].	34
Figura 20 - Representação esquemática da curva carga-deslocamento relativo a um ciclo de carga e descarga (modificado de [32]).	35
Figura 21 - Representação esquemática do gráfico da Maximização do Coeficiente de Correlação, que relaciona o coeficiente de correlação com a carga (modificado de [15]).	36
Figura 22 - Representação esquemática do perfil de durezas.	37
Figura 23 - Máquina de ensaios de dureza, <i>Struers Duramin</i> .	38
Figura 24 - Ilustração do microscópio ótico <i>Leica DM4000 M LED</i> , utilizado para visualização da microestrutura.	39
Figura 25 - Ilustração do rugosímetro da marca <i>Mitutoyo</i> , modelo <i>SURFTEST SJ-500</i> .	40
Figura 26 - Ilustração do microscópio ótico de varrimento Philips XL 30.	40
Figura 27 - Perfil de microdurezas.	41
Figura 28 - Microestrutura da liga de titânio Ti6Al4V para uma ampliação de 200x.	42
Figura 29 - Microestrutura da liga de titânio Ti6Al4V para uma ampliação de 500x.	43
Figura 30 - Microestrutura da liga de titânio Ti6Al4V para uma ampliação de 100x.	43
Figura 31 - Curva da/dN – ΔK da liga de titânio Ti6Al4V, obtida por FSL.	44
Figura 32 - Aplicação da lei de paris às curvas da/dN – ΔK obtidas para diferentes razões de tensão.	46
Figura 33 - Gráfico que relaciona a carga em função do deslocamento.	47
Figura 34 - Gráfico que relaciona o coeficiente de correlação com a carga.	48
Figura 35 - Gráfico que relaciona o parâmetro U em função de ΔK par R=0, no qual as medições são realizadas com recurso ao extensómetro mecânico.	49
Figura 36 - Gráfico que relaciona o parâmetro U em função de ΔK par R=0, no qual as medições são realizadas com recurso ao extensómetro ótico.	49
Figura 37 - Curva da/dN – ΔK relativo ao regime II de propagação, para diferentes valores de R e ΔK .	51
Figura 38 - Gráfico que relaciona a velocidade de propagação com a gama do fator de intensidade de tensão para a análise da aplicação de sobrecargas.	52
Figura 39 - Gráfico que relaciona o comprimento de fenda com o número de ciclos para a aplicação de sobrecargas.	53
Figura 40 - Gráfico de fecho de fenda para a primeira sobrecarga, medido com extensómetro ótico.	55
Figura 41 - Gráfico de fecho de fenda para a segunda sobrecarga, medido com extensómetro ótico.	56
Figura 42 - Gráfico de fecho de fenda para a terceira sobrecarga, medido com extensómetro ótico.	57

Figura 43 - Ilustração do raio plástico durante a aplicação da primeira sobrecarga [33]....	59
Figura 44 - Ilustração do raio plástico após a aplicação da primeira sobrecarga [33].	60
Figura 45 - Análise topográfica da superfície de fratura para a 1ª e 2ª sobrecarga.	61
Figura 46 - Perfil de rugosidade para ΔK decrescente.	62
Figura 47 - Ilustração do limiar de fadiga através do uso de MEV para um $\Delta K=3,18$ MPa \sqrt{m} .	63
Figura 48 - Ilustração de regime II de propagação através do uso de MEV para um $\Delta K=$ 6,5 MPa \sqrt{m} .	64
Figura 49 - Ilustração da deflexão realizada pela fenda no regime II de propagação para $\Delta K=16$ MPa \sqrt{m} .	65
Figura 50 - Ilustração da diferença entre estado plano de deformação e tensão para $\Delta K=7$ MPa \sqrt{m} .	66
Figura 51 - Ilustração da aplicação da segunda sobrecarga para um $\Delta K=14$ MPa \sqrt{m} .	67
Figura 52 - Ilustração de estrias de propagação após a aplicação da segunda sobrecarga para um $\Delta K=14,72$ MPa \sqrt{m} .	68
Figura 53 - Ilustração da análise metalográfica na superfície do provete, após fratura.	69

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 1 – Composição química da liga de titânio Ti6Al4V [28].....	28
Tabela 2 – Propriedades mecânicas de componentes obtidos por FSL.....	28
Tabela 3 – Tabela representativa dos valores de ΔK e comprimento de fenda para aplicação das sobrecargas.....	36
Tabela 4 – Parâmetros da lei de Paris.....	45
Tabela 5 – Síntese dos valores de ΔK para diferentes razões de tensão e métodos de recolha de dados.....	50
Tabela 6 – Tabela comparativa do valor de U relativamente aos dois métodos de análise de fecho de fenda.....	57
Tabela 7 – Tabela comparativa entre os raios plásticos calculados de modo teórico e experimental.....	58

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

a – Comprimento de fenda

C – Coeficiente da Lei de Paris

da/dN – Velocidade de propagação da fenda

K – Fator de intensidade de tensões

$K_{\text{máx}}$ – Fator de intensidade de tensões máximo

$K_{\text{mín}}$ – Fator de intensidade de tensões mínimo

K_{ab} – Fator de intensidade de tensões para o qual ocorre a abertura de fenda

m – Expoente da Lei de Paris

N – Número de ciclos

OLR – Razão de sobrecarga

P – Carga

$r_{y\sigma}$ - Raio plástico para estado plano de tensão

$r_{y\varepsilon}$ – Raio plástico para estado plano de deformação

R – Razão de tensão

R_a – Média aritmética dos valores absolutos das ordenadas do perfil de rugosidade

R_p – Altura do pico mais elevado do perfil de rugosidade

R_v – Profundidade do vale mais fundo do perfil de rugosidade

R_z – Valor médio aritmético da distância entre um pico e um vale consecutivo durante a distância total do perfil de rugosidade

Y – Fator geométrico

U – Razão de carga normalizada

σ_a – Amplitude de tensão alternada

σ_{ab} – Tensão para a qual ocorre a abertura completa da fenda

σ_c – Tensão de cedência

σ_m – Amplitude de tensão média

$\sigma_{m\acute{a}x}$ – Tensão máxima

$\sigma_{m\acute{m}n}$ – Tensão mínima

σ_{ced} – Tensão de cedência

$\Delta\sigma$ – Gama de tensões

ΔK – Gama do fator de intensidade de concentração de tensões

ΔK_{1c} – Gama do fator de intensidade de concentração de tensões em que ocorre

a rotura

ΔK_{ef} – Gama efetiva do fator de intensidade de tensões

ΔK_{ol} – Gama do fator de intensidade de tensões da sobrecarga

ΔK_{BL} – Gama do fator de intensidade de tensões base

ΔP – Amplitude de carga

ΔK_{lf} – Gama do fator de intensidade de tensões do limiar de fadiga

α – Parâmetro de constrangimento tensão plana/deformação plana

δ - Deslocamento

Siglas

ASTM – American Society for Testing and Materials

CAD – Computer Aided Design

C(T) – Compact Tension Specimen: provete do tipo placa com fenda lateral de acordo com a norma ASTM E647-00

FSL – Fusão Seletiva por Laser

MA – Manufatura por adição

MFLE – Mecânica da Fratura Linear Elástica

SSL – Sinterização Seletiva por Laser

1. INTRODUÇÃO

A tecnologia de Manufatura por Adição (MA) consiste num conjunto de tecnologias destinadas ao fabrico de componentes tridimensionais por sobreposição de material camada a camada, obtendo-se uma geometria muito próxima da final, ao contrário dos processos convencionais no qual há necessidade de pós-processamento (modelos subtrativos). Segundo esta tecnologia, os componentes podem apresentar qualquer forma ou geometria e são obtidos a partir de um modelo digital.

A MA surge no início dos anos 80 como um processo de prototipagem rápida que, tal como o nome indica, consistia na criação rápida de um protótipo físico do componente final. Todavia, com a evolução do setor, esta tecnologia permite a obtenção de componentes com geometria muito próximas da final, em vez de meros protótipos. Perante este avanço, a associação da MA a um processo meramente de obtenção de protótipos tornou-se obsoleta. A versatilidade destes sistemas, quer pela diversidade de materiais com que é possível produzir peças, quer pela simplificação do processo de fabrico de peças com geometrias complexas, significa que podem ser utilizados nas mais diversas áreas.

Atualmente, em Portugal esta tecnologia encontra-se em total difusão e crescimento sendo disso exemplo o Centro Tecnológico da Centimfe, na Marinha Grande, que faz uso desta tecnologia e investe no seu desenvolvimento. A nível mundial pode destacar-se a empresa *WE ARE AESROSPACE* que produz componentes através desta tecnologia para setores como o aeroespacial, o aeronáutico, o da energia, dos transportes e médico.

Por se tratar de uma tecnologia em expansão e constante desenvolvimento, o objetivo deste trabalho alcança especial interesse dado o potencial das propriedades mecânicas da liga de titânio Ti6Al4V, permitindo que seja utilizada em todos os setores. Deste modo, o presente trabalho propõe analisar o comportamento desta liga à fadiga obtida por Fusão Seletiva por Laser, FSL, viabilizando o uso, ou não, deste material. Os parâmetros analisados serão a propagação da fenda à fadiga em amplitude de tensão constante e não constante (efeito de sobrecargas) e a existência do fenómeno de fecho de fenda.

No segundo capítulo aborda-se em detalhe a génese da tecnologia de MA com ênfase no processo de Fusão Seletiva por Laser. Será, ainda, efetuada uma revisão dos conceitos teóricos necessários nos capítulos posteriores e que permitem a caracterização completa da propagação da fenda à fadiga.

No terceiro capítulo realiza-se a descrição detalhada do material utilizado (expondo a geometria, dimensões e composição química da liga utilizada no provete), da máquina de ensaios e do procedimento experimental em torno do qual se realizaram os ensaios. Neste capítulo são ainda apresentados os métodos escolhidos para análise da superfície de fratura.

No quarto capítulo discute-se os resultados obtidos e efetua-se uma análise comparativa com trabalhos anteriores acerca do comportamento apresentado pelo material em estudo. Essa análise incide, maioritariamente, na verificação de existência do fenómeno de fecho de fenda e, caso haja, compará-lo com os resultados obtidos pela correlação de imagem e com a análise da superfície de fratura.

Por último, no quinto capítulo apresentam-se as conclusões resultantes da análise efetuada no capítulo anterior e sugerem-se estudos que podem ser realizados no futuro, que permitam uma elevada dispersão de resultados acerca da caracterização do comportamento à fadiga desta liga.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

No presente capítulo será efetuada uma breve revisão aos processos de MA, ao seu surgimento, processo evolutivo e descrição de funcionamento. Contudo, falar-se-á em detalhe do processo de Fusão Seletiva por Laser (FSL), sendo esse o utilizado para obtenção dos provetes ensaiados. Será, ainda, realizada uma breve referência a outro processo de manufatura por adição, a Sinterização Seletiva por Laser (SSL), dado serem dois processos algo semelhantes, que, por vezes, pode conduzir a uma incorreta definição da tecnologia mecânica.

Irá expor-se os conceitos científicos necessários para a correta caracterização das propriedades e mecanismos de propagação à fadiga de um dado material, com recurso a métodos experimentais.

Por último, será efetuada a caracterização da propagação de fendas por fadiga em ligas de titânio.

2.1. Ligas de titânio

As ligas de titânio são atualmente consideradas um dos materiais mais promissores e importantes com o intuito de melhorar o desempenho de componentes e estruturas produzidos pela indústria aeroespacial e sistemas terrestres. Esse interesse deve-se, essencialmente, à excelente combinação das propriedades mecânicas específicas e excecional comportamento à corrosão [1].

Os elementos de liga presentes nas ligas de titânio têm uma influência direta no diagrama de equilíbrio. Segundo essa composição, a sua constituição pode ser α , $\alpha+\beta$ ou β . Estas fases serão caracterizadas em detalhe mais à frente, pelo que a presente referência serve apenas para o elucidar o leitor de que estas têm, por exemplo, influência direta nas propriedades mecânicas dos componentes. Estas ligas são vulgarmente distinguidas pelas suas fases e elementos químicos que as constituem.

A classe mais utilizada designa-se por TA6V com composição química Ti-Al6-V4 (liga $\alpha+\beta$), sendo esta a liga estudada na presente dissertação.

Por outro lado, a principal razão pelo qual o uso deste material não se encontra mais difundido deve-se ao elevado custo da matéria-prima.

A associação entre o custo e o tempo de fabrico de componentes obtidos por processos convencionais despoletou numerosas investigações acerca de novas metodologias, que apresentassem soluções economicamente mais viáveis. É, desta forma, que surge o aparecimento dos processos de manufatura por adição [1].

2.2. Processo de manufatura por adição

O atual interesse pelas tecnologias de manufatura por adição tem registado um crescimento substancial devendo-se, essencialmente, ao fato de possibilitar a rápida prototipagem e produção de componentes independentemente da sua geometria. A obtenção dos componentes traduz-se na deposição de camadas conseguida pela fusão, total ou parcial, provocada por um feixe de laser. O projeto desses componentes é realizado em CAD, permitindo um elevado nível de flexibilidade e baixo custo de produção [2].

O processo de MA foi inicialmente idealizado por Pierre Ciraud, em 1971, o qual patenteou a sua ideia descrevendo-a como um processo de manufatura de materiais metálicos, independente da geometria, com recurso a material em pó, o qual era fundido e consolidado fazendo uso de um feixe de energia [3]. Todavia, não foi possível a comercialização deste método devido à falta de meios tecnológicos à época, nos quais se destacam o baixo nível de desenvolvimento do feixe de energia e de sistemas informáticos capacitados.

Anos mais tarde, em 1977, Ross Housholder expôs um processo semelhante ao de Ciraud, referindo-se a uma tecnologia inovadora que permitia obter componentes construídos por camadas com recurso a um feixe de laser e suporte informático capaz de acompanhar o processo produtivo [3].

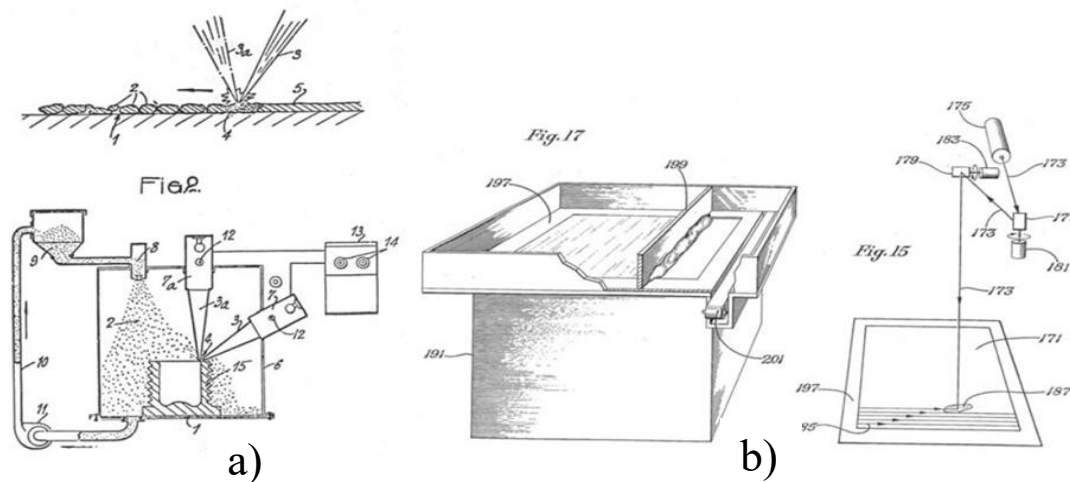


Figura 1 - Representação esquemática das primeiras patentes de manufatura por adição, a) Ciraud e b) Housholder [3].

Na Figura 1 a) e 1 b) é possível observar-se os modelos apresentados nas patentes Ciraud e Housholder, respetivamente.

Não obstante, os primeiros passos para a comercialização desta tecnologia remontam ao ano de 1984, fruto do trabalho desenvolvido por Chuck Hull. Posteriormente, registou-se uma acentuada procura pela comercialização e desenvolvimento de técnicas de manufatura por adição por parte de diversas entidades que se mantém até aos dias de hoje [3].

De acordo com a presente dissertação, a tecnologia selecionada para a obtenção dos provetes é a Fusão Seletiva por Laser (SLM), uma das principais da vasta gama de processos de MA. Esta apresenta inúmeras vantagens relativamente aos processos convencionais das quais se destacam a prototipagem rápida, a possibilidade de obter componentes com geometrias de elevado grau de complexidade e a excelente flexibilidade na mudança de geometria (p.e. ausência de moldes ou moldações) [4].

A FSL recorre à modelação 3D como fonte de informação e a um feixe de laser de alta potência para a obtenção de componentes como resultado da fusão total dos pós metálicos [5].

Tal como referido anteriormente, os componentes são obtidos camada a camada. Uma vez consolidada a primeira realiza-se a deposição da segunda e assim sucessivamente. Mais especificamente, o processo de deposição inicia-se quando o cilindro de construção se encontra cheio e, de seguida, se faz incidir o laser sob o pó metálico. Após a primeira passagem, o cilindro de construção desce, o cilindro de alimentação sobe e o distribuidor

encarrega-se de repor o nível de pó do cilindro de construção. De seguida, efetua-se a segunda deposição e repetem-se as operações descritas anteriormente até que se obtenha a geometria pretendida, como se encontra representado na Figura 2 [6].

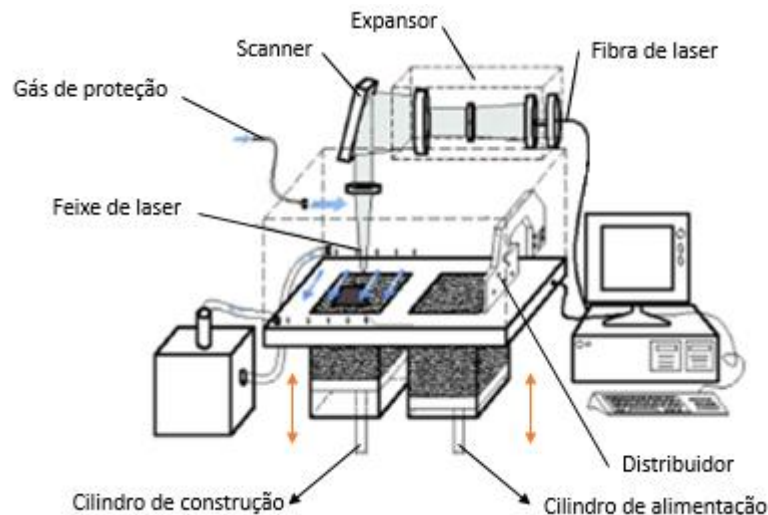


Figura 2 - Representação esquemática do modo de funcionamento da tecnologia FSL (modificado de [6]).

A espessura da camada adicionada é um parâmetro que varia, tipicamente, entre 20 a 100 μm [7].

Esta tecnologia está a ser cada vez mais utilizada nas principais indústrias, nomeadamente, a automóvel, aeroespacial e biomédica [8].

Dentro das vastas tecnologias que a MA abrange destaca-se, a título de exemplo, a Sinterização Seletiva a Laser, SSL, por se tratar de uma tecnologia semelhante e conduzir frequentemente a comunidade em equívoco. A seguir, efetuar-se-á uma breve referência à tecnologia SSL ressaltando-se a principal diferença entre as mesmas.

Deste modo, o processo de Sinterização Seletiva a Laser foi desenvolvido e patenteado por Carl Deckard e Joe Beaman, na Universidade de Texas, Austin, em meados dos anos 80 para a produção de protótipos em plástico.

Segundo Deckard e Beaman, o parâmetro que difere entre estas duas tecnologias é a potência do laser. Assim, para o caso da SSL a potência é menor conduzindo à fusão parcial dos pós. Em contrapartida, para o caso da FSL obtêm-se a fusão total dos mesmos.

Ambas as tecnologias produzem componentes com elevada densidade e sem necessidade de pós-processamento.

As propriedades mecânicas de componentes obtidos por MA dependem, fundamentalmente, da composição química, do tamanho dos pós e da tecnologia adotada. O objetivo do constante desenvolvimento das diferentes tecnologias de MA é o de aproximar as propriedades dos componentes obtidos por este processo com os processos tradicionais [5]. Shiomí et al (2004) constataram que o desempenho de componentes obtidos a partir de pós metálicos, com recurso à tecnologia FSL, é influenciado pela introdução de tensões internas resultantes do gradiente térmico e da elevada taxa de arrefecimento. Neste estudo é realizado um tratamento térmico, semelhante ao utilizado nos provetes da presente dissertação, conduzindo a uma queda da ordem dos 70% no valor das tensões residuais [9].

Regra geral, pode obter-se componentes a partir dos mais variados tipos de materiais que vão desde ligas de titânio, aços inoxidáveis, aços rápidos e de trabalho a quente, aços inoxidáveis, compósitos de matriz metálica, cobre, bronze, ligas à base de Ni e, recentemente, ligas de Mg e Al [7-8].

2.3. Propagação de fendas por fadiga

A fadiga é um fenómeno permanente, progressivo e localizado que ocorre em componentes mecânicos sujeitos a gamas de tensões dinâmicas ou repetidas, causadas por tensões nominais consideravelmente inferiores à tensão de cedência do material envolvido. Após se iniciar a fenda a ruína do componente deve-se à diminuição da secção resistente, conduzindo à rotura do mesmo [10].

As solicitações dinâmicas são, sem dúvida, as mais frequentes em órgãos de máquinas e em grande número de estruturas metálicas. Quando aplicadas num dado componente podem originar ruína por fadiga, que se sabe ser a causa de 80 a 90 % dos fenómenos de ruína em componentes e estruturas que operam numa gama de temperatura próxima da ambiente [11].

O fenómeno de ruína por fadiga é um processo que se encontra compreendido em três fases. A primeira diz respeito à nucleação, iniciação da fenda e crescimento microscópico da fenda. A segunda relaciona-se com um crescimento estável da fenda e, por fim, a terceira que corresponde a um crescimento instável terminando com a fratura repentina do componente mecânico.

A iniciação da fenda ocorre, na maioria das vezes, devido à existência de um entalhe ou outra descontinuidade geométrica presente à superfície do componente, que provoca concentração de tensões nessa região. Todavia, a iniciação da fenda depende, ainda, do diminuto restringimento existente à superfície do material, da distribuição de tensões heterogénea, descontinuidades geométricas e, por último, de rugosidade ou corrosão da superfície. A distribuição de tensões heterogénea ou a corrosão da superfície são também fatores que promovem a iniciação de fendas. A acumulação de tensões na fronteira entre o material e o meio propicia o aparecimento de planos de corte com tensões elevadas e orientados a 45° relativamente à carga aplicada. Eventualmente, o crescimento sofre uma desaceleração devido à presença de barreiras microestruturais.

Aquando da propagação da fenda começam a criar-se planos de deslizamento junto à extremidade da fenda passando o movimento a ocorrer segundo uma direção perpendicular à de aplicação da carga. Nesta fase, mantendo-se a solitação, dá-se um aumento progressivo da velocidade de propagação da fenda.

Por último, quando é atingida uma dimensão crítica da fenda ocorre uma propagação acelerada e instável provocando a rotura do componente [12].

Tal como foi visto anteriormente, a fadiga é um fenómeno catastrófico pelo que a correta compreensão e discretização dos principais parâmetros que a compreendem se torna vital.

Deste modo, nos subcapítulos que se sucedem será efetuada a revisão de todos os conceitos necessários e que serão abordados à posteriori, permitindo um claro esclarecimento ao leitor.

2.3.1. Fator de intensidade de tensões

Tendo por base a análise de tensão de Inglis, Griffith estabeleceu uma relação entre a tensão de fratura e o tamanho de fenda em sólidos frágeis conhecida como o balanço de energia de Griffith. Trata-se do ponto inicial para o desenvolvimento da Mecânica da Fratura. Apesar dos bons resultados alcançados com o vidro os seus conceitos energéticos subestimaram a tensão de fratura dos materiais estruturais comuns.

Deste modo, Irwin e Orowan modificaram a expressão de Griffith introduzindo o trabalho plástico, permitindo abranger os materiais elasto-plásticos.

Em 1957, Irwin para quantificar o campo de tensões em torno de uma fenda num componente predominantemente elástico introduziu o fator de intensidade de tensões, K , e, com isso, a Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) [13].

Uma fenda pode deformar-se de acordo com cada um dos modos elementares de deformação, tal como se sugere na Figura 3.

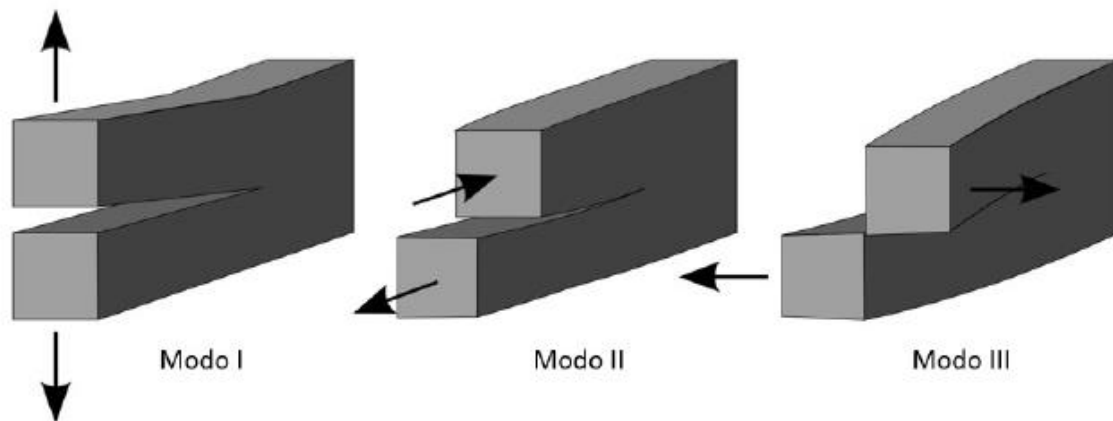


Figura 3 - Modos elementares de deformação.

Relativamente aos modos elementares de deformação representados na Figura 3 conclui-se que o modo I é o mais recorrente. Por consequência, a presente dissertação irá incidir sobre o estudo de propagação de fendas por fadiga segundo este modo.

O fator de intensidade de tensões, K , é um parâmetro que depende do comprimento da fenda, da geometria do entalhe, da geometria do componente e do modo de carregamento. Desta forma, K é dado pela seguinte equação:

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

Onde Y corresponde ao fator geométrico (adimensional), dependente da geometria do componente, da distribuição do carregamento, do posicionamento e forma da fenda; σ tem que ver com a tensão remotamente aplicada e “ a ” diz respeito ao comprimento da fenda.

Não obstante, em ensaios de fadiga, e em virtude da aplicação de uma carga cíclica, deve considerar-se a tensão aplicada como sendo a gama de tensão, $\Delta\sigma$, dada pela equação 2.

$$\Delta\sigma = \sigma_{\text{máx}} - \sigma_{\text{mín}} \quad (2)$$

De modo idêntico, é plausível representar o fator de intensidade de tensões como sendo:

$$\Delta K = K_{\text{máx}} - K_{\text{mín}} \quad (3)$$

No qual $K_{\text{máx}}$ e $K_{\text{mín}}$ dizem respeito ao valor máximo e mínimo do fator de intensidade de tensões durante um ciclo de carregamento.

Em suma, substituindo as equações (2) e (3) em (1) obtém-se uma nova expressão para o K, dada por:

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

Porém, o fator geométrico não é de fácil obtenção pelo que nos dias de hoje existem formulações de ΔK para diversas geometrias.

Segundo a norma ASTM E 647-00 [14] e de acordo com a geometria dos provetes ensaiados, a formulação para a determinação do fator de intensidade de tensões é dado por:

$$\Delta K = \frac{\Delta P}{B\sqrt{W}} \frac{(2 + \alpha)}{(1 - \alpha)^{\frac{3}{2}}} (0,886 + 4,64\alpha - 13,32\alpha^2 + 14,72\alpha^3 - 5,6\alpha^4) \quad (5)$$

Na equação 5 as variáveis B, W e “a” são dimensões intrínsecas ao provete e estabelecidas pela norma ASTM E 647-00 [14]. ΔP é a gama da carga aplicada ao ensaio e α é um parâmetro adimensional dado pela seguinte equação:

$$\alpha = \frac{W}{a} \quad (6)$$

De acordo com a norma ASTM E 647-00, a equação 5 é válida apenas para valores de α iguais ou superiores a 0,2.

2.3.2. Curvas da/dN - ΔK

Um dos objetivos da prevenção de roturas por fadiga é o desenvolvimento de métodos que possibilitem a caracterização do crescimento da fenda de fadiga em função de um parâmetro adequado capaz de quantificar a resistência intrínseca de um material à propagação da fenda para diferentes condições de carregamento, geometria do provete e geometria da própria fenda.

Geralmente, o estudo da propagação de fendas de fadiga é realizado através da análise do diagrama da/dN – ΔK do material em questão. Esse diagrama relaciona a velocidade de propagação da fenda de fadiga, da/dN, com a gama do fator de intensidade de tensões no ciclo de carga, ΔK [15].

Deste modo, a relação entre a velocidade de propagação da fenda de fadiga e o fator de intensidade de tensões pode ser estabelecida por:

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K) \quad (7)$$

Onde f é uma função contínua de ΔK que pode ser determinada teórica ou experimentalmente.

A curva da/dN – ΔK é, normalmente, obtida a partir de várias curvas experimentais a-N. Tal como se pode observar na Figura 4, numa curva da/dN – ΔK é possível definir três zonas de comportamento distinto em função dos diferentes valores de ΔK, usualmente designados por regimes de propagação I, II e III.

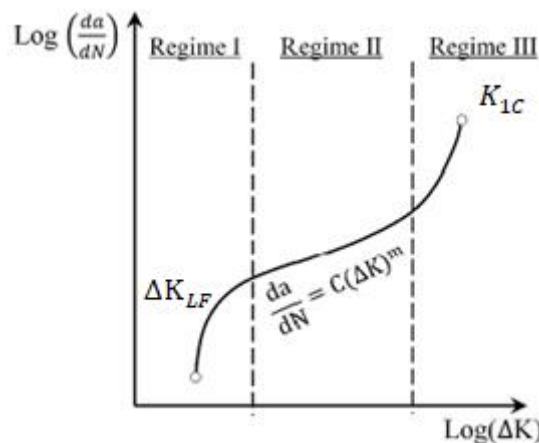


Figura 4 - Representação esquemática do diagrama da/dN – ΔK.

O regime I é caracterizado pelo crescimento muito lento da fenda. Este é limitado inferiormente por um valor de ΔK denominado por limiar de propagação de fadiga (ΔK_{If}), abaixo do qual não ocorre propagação da fenda ou efetua-se a uma velocidade inferior a 10^{-7} mm/ciclo e de forma descontínua. Neste regime as propriedades microestruturais, a tensão média e o meio ambiente podem exercer uma forte influência sobre a velocidade de propagação da fenda.

No regime II a velocidade de propagação da fenda apresenta uma relação aproximadamente linear com ΔK , sendo aplicável a Lei de Paris. Neste regime a orientação da microestrutura exerce alguma influência e a fenda evolui regularmente em cada ciclo de solicitação, aumentando a velocidade de propagação à medida que o comprimento da fenda aumenta.

O regime III manifesta-se quando o valor de intensidade de tensões máximo, $K_{m\acute{a}x}$, se aproxima do valor crítico do fator de intensidade de tensões, K_{1C} , provocando uma aceleração da fenda de fadiga até à propagação instável. Neste regime a microestrutura volta a desempenhar um papel relevante.

A influência da tensão média nas curvas de propagação $da/dN - \Delta K$ deve ser considerada, nomeadamente, no regime I e III. No regime II esta influência pode depender, por exemplo, do tipo de material em análise. O efeito da tensão média é, normalmente, indicado em termos de razão de tensão, R , definida por:

$$R = \frac{\sigma_{mín}}{\sigma_{máx}} \quad (8)$$

Para ensaios realizados à temperatura ambiente, o aumento de R conduz geralmente a um aumento da velocidade de propagação e a uma redução no valor da gama do fator de intensidade de tensões no limiar de fadiga, ΔK_{If} [15].

Na presente dissertação é utilizado um ciclo de carga pulsante para a realização dos ensaios, pois é aquele que se encontra em grande número na generalidade de sistemas dos mais diversos setores (ver Figura 5).

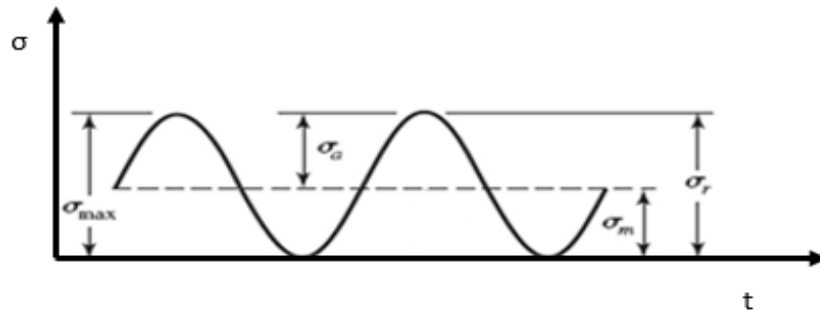


Figura 5 - Representação esquemática de um ciclo de carga pulsante, R=0.

No qual o cálculo das tensões média e alternada é dado pelas equações (9) e (10):

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{\text{máx}} + \sigma_{\text{mín}}}{2} \quad (9)$$

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{\text{máx}} - \sigma_{\text{mín}}}{2} \quad (10)$$

2.3.3. Lei de Paris

Em 1963, Paris e Erdogan estabeleceram uma relação entre da/dN e ΔK que ficou conhecida como a Lei de Paris – Erdogan [16].

De acordo a Figura 4, a curva $da/dN - \Delta K$ não apresenta um comportamento linear nos regimes I e III pelo que a lei de Paris não se aplica a esses dois regimes. Deste modo, tendo em consideração o comportamento linear do regime II, Paris e Erdogan estabeleceram uma relação que caracteriza esse regime de propagação da fenda, dada por:

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

Sendo C e m constantes do material e dependentes da tensão média, frequência, temperatura e meio ambiente.

Para a caracterização da propagação da fenda no regime I recorre-se à Lei de Paris num estado modificado:

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K - \Delta K_{If})^m \quad (12)$$

O fator ΔK_{If} determina-se experimentalmente e depende, geralmente, da tensão média.

Nos regimes II e III a caracterização da propagação da fenda é feita com recurso à Lei de Forman, que inclui o efeito da tensão média [17]:

$$\frac{da}{dN} = \frac{C(\Delta K)^m}{(1 - R)K_{1c} - \Delta K} \quad (13)$$

2.3.4. Plasticidade na frente da fenda

Em 1964, Irwin propôs um método para determinar a ordem de grandeza da zona plastificada na extremidade da fenda. O sistema de coordenadas utilizado para descrever as tensões em redor da extremidade da fenda é apresentado na Figura 6, no qual as coordenadas polares r e θ estão contidas no plano x - y , perpendicular ao plano da fenda que contém a direção segundo z [18].

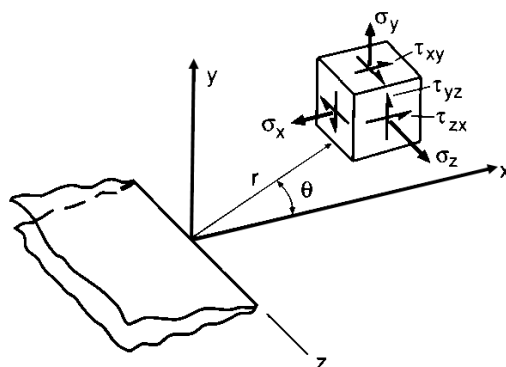


Figura 6 - Representação esquemática do sistema de coordenadas tridimensionais relativo à região em redor da extremidade da fenda [18].

Para qualquer propagação em Modo I, as tensões em redor da extremidade da fenda dependem de r e θ , dadas por:

$$\sigma_x = \frac{K_1}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] + \dots \quad (14)$$

$$\sigma_y = \frac{K_1}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] + \dots \quad (15)$$

$$\sigma_z = 0 \quad (\text{Estado plano de tensão}) \quad (16)$$

$$\sigma_z = \vartheta(\sigma_x + \sigma_y) \quad (\text{Estado plano de deformação; } \varepsilon_z = 0) \quad (17)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_1}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} + \dots \quad (18)$$

$$\tau_{yz} = \tau_{zx} = 0 \quad (19)$$

As equações expostas anteriormente baseiam-se na teoria linear elástica e permitem descrever o campo de tensões em redor da extremidade da fenda.

2.3.4.1. Região plástica para estado plano de tensão

As equações estimadas para a região plástica em estado plano de tensão são desenvolvidas com base nas equações expostas anteriormente, com $\sigma_z = 0$.

No plano da fenda, onde $\theta = 0^\circ$, as tensões são dadas por:

$$\sigma_x = \sigma_y = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \quad (20)$$

$$\sigma_z = \tau_{xy} = \tau_{yz} = \tau_{zx} = 0 \quad (21)$$

Deste modo, com base na tensão de corte máxima e nos critérios de tensão de corte octaédrica conclui-se que $\sigma_x = \sigma_y = \sigma_c$, onde σ_c corresponde à tensão de cedência do material.

Por último, tendo em conta as considerações anteriores e resolvendo a equação (20) em ordem ao raio plástico para estado plano de tensão, $r_{y\sigma}$, obtém-se que:

$$r_{y\sigma} = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K}{\sigma_c} \right)^2 \quad (22)$$

2.3.4.2. Região plástica para estado plano de deformação

Para a situação de estado plano de deformação o valor da tensão σ_z é diferente de zero, conduzindo ao aumento do valor de tensão necessário à deformação. Este facto produz uma redução do tamanho da zona plástica na extremidade da frente da fenda, comparativamente à zona plástica do estado plano de tensão.

O aparente aumento da tensão de deformação deve-se, essencialmente, a constrangimentos geométricos que conduzem à condição de $\sigma_y = \sqrt{3}\sigma_0$ [18].

Em suma, o raio plástico para estado plano de deformação, $r_{y\epsilon}$, é dado por:

$$r_{y\epsilon} = \frac{1}{6\pi} \left(\frac{K}{\sigma_c} \right)^2 \quad (23)$$

No qual, para um estado plano de deformação deve verificar-se a seguinte condição:

$$\left(\frac{r}{B} \right) \leq 2\% \quad (24)$$

Onde r corresponde ao raio plástico para um qualquer estado, anteriormente mencionado, e B encontra-se relacionado com as dimensões do provete.

2.3.5. Fecho de fenda

Em 1970, Elber introduziu o conceito de fecho de fenda de modo a explicar certas anomalias decorrentes do comportamento de uma fenda sem carga [18].

Numa situação ideal de aplicação da MFLE, uma fenda sujeita a uma solicitação de acordo com o Modo I deverá estar aberta quando se aplica qualquer valor de carga e só ficará fechada quando essa for completamente retirada. Durante o carregamento a fenda pode abrir apenas quando se atinge um determinado valor. Por outro lado, durante a descarga uma fenda de fadiga pode fechar antes de se atingida a tensão mínima [19]. Deste modo, conclui-se, que, a condições existentes à frente da extremidade da fenda e a natureza do contato entre as faces da fenda atrás da sua extremidade influenciam a velocidade de propagação da mesma.

O trabalho desenvolvido por Elber permitiu compreender a dependência entre a velocidade de propagação e outros fatores, tais como, a história do carregamento, o comprimento de fenda e o estado de tensão, dado que as condições existentes no rasto da extremidade da fenda são o resultado destes parâmetros.

Segundo Elber, só pode ocorrer propagação durante a parte do ciclo de carga no qual a fenda se encontra totalmente aberta, pois, fechada, esta pode transmitir tensões de compressão entre as duas faces e, portanto, a restante parte do ciclo é relativamente ineficiente.

Assim, a força motora da propagação da fenda de fadiga através de uma gama efetiva do fator de intensidade de tensões, ΔK_{ef} , é dada por:

$$\Delta K_{ef} = K_{m\acute{a}x} - K_{ab} \quad (25)$$

No qual K_{ab} corresponde ao fator de intensidade de tensões para o qual a fenda abre durante a fase de carregamento do ciclo de fadiga, ou seja, o valor de K correspondente a σ_{ab} .

A Figura 7 ilustra esquematicamente o efeito do fecho de fenda, comparando a variação da carga e do deslocamento de abertura da fenda durante um ciclo de carga [19].

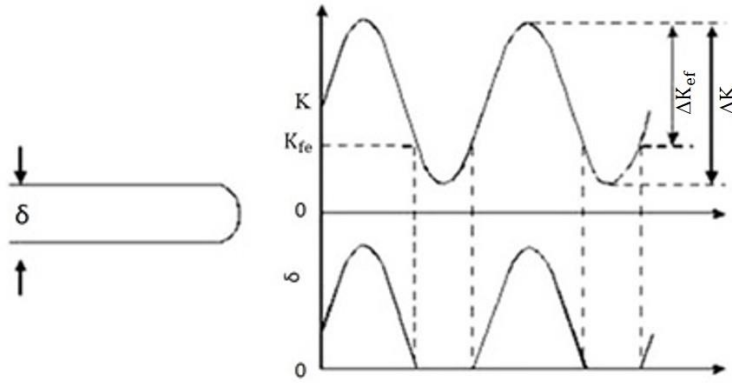


Figura 7 - Variação do deslocamento de abertura da fenda com a carga mostrando a definição de ΔK_{ef} [19].

Os parâmetros ΔK_{ef} e ΔK estão relacionados entre si através da seguinte expressão:

$$\Delta K_{ef} = U \Delta K \quad (26)$$

Onde U é um parâmetro normalizado da razão de carga, definido por Elber [18] como:

$$U = \frac{K_{m\acute{a}x} - K_{ab}}{K_{m\acute{a}x} - K_{m\acute{i}n}} \quad (27)$$

Nos últimos anos observou-se um considerável avanço na compreensão dos mecanismos de propagação da fenda, em virtude do mesmo apresentar uma variedade de diferentes causas.

Nesse sentido, o mecanismo de fecho de fenda foi apresentado por Elber devido à plasticidade induzida na extremidade da fenda durante o processo de avanço da mesma. Contudo, estudos posteriores revelaram a existência de outros mecanismos com o intuito de explicar a existência de fecho de fenda.

Na Figura 8 são apresentados os principais mecanismos de fecho de fenda [20].

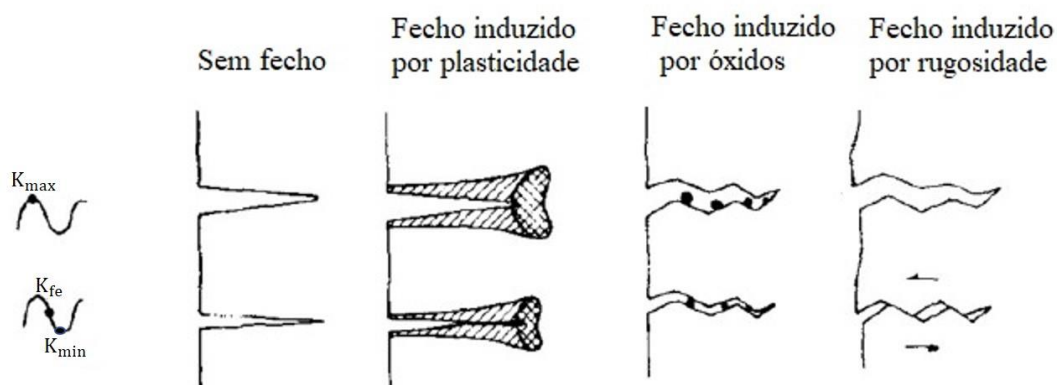


Figura 8 - Representação esquemática dos principais mecanismos de fecho de fenda [20].

De seguida, serão abordados em detalhe os principais mecanismos de fecho de fenda.

2.3.5.1. Fecho de fenda induzido por plasticidade

O mecanismo de fecho de fenda mais comum é o de plasticidade, devido à deformação plástica que ocorre na extremidade da fenda. Na verdade, a região deformada plasticamente atua como uma cunha atrás da extremidade da fenda. Deste modo, as tensões residuais de compressão, resultantes do material deformado elasticamente que rodeia a cunha, provocam o contato prematuro das superfícies de fratura, como se verifica na Figura 8 [15].

2.3.5.2. Fecho de fenda induzido por rugosidade

Segundo Bergner et al [2001] o mecanismo de fecho de fenda por plasticidade não justifica todo o tipo de retardamento da fenda, existindo outro mecanismo ativo. Deste modo, o fecho de fenda por rugosidade é assumido como um dos mecanismos capaz de explicar alguns dos efeitos da microestrutura na velocidade de propagação [21].

Este tipo de fecho proporciona uma explicação para muitos defeitos anómalos da microestrutura durante o crescimento da fenda, especialmente no regime I dos modos elementares de deformação [10].

Este mecanismo manifesta-se por efeito da interação precoce das superfícies de fratura, devido à rugosidade das mesmas, tal como esquematizado na Figura 8. De acordo

com Suresh (1998), o contorno da fenda varia à medida que esta é submetida a diferentes processos microestruturais, dando essa variação origem à abertura da fenda na sua extremidade. Contudo, durante o ciclo de carga é possível que haja sobreposição do modo II com o I traduzindo-se num desalinhamento das irregularidades das superfícies de fratura, provocando um contato prematuro.

2.3.5.3. Fecho de fenda induzido por óxidos

Paris et al (1972) propuseram o mecanismo de fecho de fenda induzido por óxidos como resultado do estudo de provetes em aço para reservatórios sobre pressão imersos em água destilada. Assim, se a propagação de fendas se efetuar em ambientes agressivos, tais como ar húmido ou água salgada, os fragmentos de óxidos presentes nas superfícies de fratura podem aumentar a carga de fecho de fenda [22].

2.3.6. Sobrecargas

Em condições de serviço os componentes mecânicos são submetidos a solicitações de amplitude variável e, normalmente, com características aleatórias. O estudo desse fenómeno requer a análise da sequência de cargas simples que sejam representativas dos acontecimentos típicos que ocorrem durante a propagação sob amplitude de carga variável. Deste modo, é pertinente o estudo de sobrecargas pontuais por apresentarem um período transitório do crescimento da fenda seguido de um retardamento muito acentuado.

Por outro lado, em contexto real, não é prática comum a aplicação de sobrecargas com o intuito de retirar partido do comportamento à fadiga de componentes. Todavia, para o cálculo da previsão de vida à fadiga de um componente é importante ter em conta a amplitude de cargas, pois este mecanismo ocorre, por exemplo, na aviação devido à pressurização e despressurização no habitáculo do avião [23-24].

Na Figura 9 é possível verificar-se o efeito de retardamento resultante da aplicação de sobrecargas.

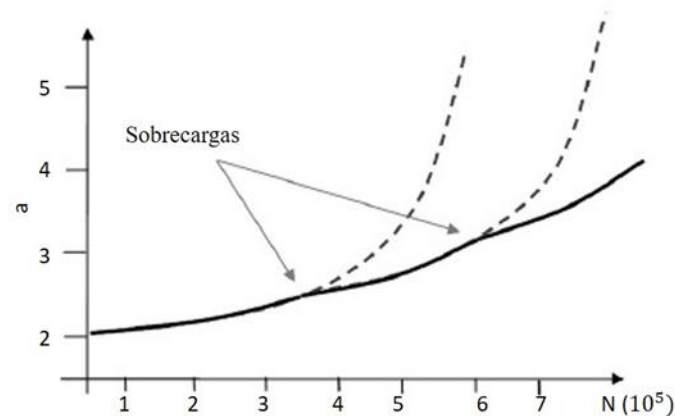


Figura 9 - Representação da influência da aplicação de sobrecargas em função do comprimento de fenda pelo número de ciclos [24].

O parâmetro definido para os ensaios de sobrecarga é dado pela razão entre o fator de intensidade de tensões da sobrecarga, ΔK_{OL} , e o fator de intensidade de tensão inicial dos ensaios regulares, ΔK_{BL} . Esta razão é definida como OLR e dada por:

$$OLR = \frac{\Delta K_{OL}}{\Delta K_{BL}} \quad (28)$$

Na Figura 10 estão representados os parâmetros utilizados na equação (28) para definir as condições de sollicitação em testes realizados com sobrecargas únicas de tração.

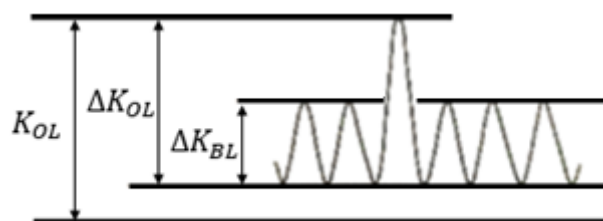


Figura 10 - Representação do ciclo de carga com aplicação de sobrecarga.

De seguida serão expostos os principais mecanismos que poderão contribuir para a aceleração e/ou retardamento do crescimento da fenda.

2.3.6.1. Arredondamento da extremidade da fenda

Esta teoria foi abordada primeiramente por Christensen, em 1959, referindo que a fenda se comporta como um entalhe devido ao arredondamento da extremidade da fenda provocada pela sobrecarga. Segundo Christensen, o retardamento da fenda deve-se ao número de ciclos de solicitação necessários para que se reinicie a fenda antes de esta poder continuar a propagar-se a partir do entalhe [25]. Apesar do retardamento que possa causar, trata-se de um mecanismo pontual que não interfere no avanço posterior da fenda [26].

2.3.6.2. Endurecimento do material na frente da extremidade da fenda

Em 1973, Jones sugeriu que a elevada deformação plástica induzida pela sobrecarga pode provocar o endurecimento da região à frente da extremidade da fenda, aumentando a resistência do material nesta zona. Neste caso, a fenda terá de se propagar para além desta região antes de retomar a velocidade de propagação correspondente à solicitação de amplitude constante [27].

2.3.6.3. Tensões residuais de compressão

Em 1962, Schijve e Broek argumentaram que as tensões geradas pela sobrecarga de tração induzem tensões residuais de compressão numa pequena zona localizada à frente da extremidade da fenda. Assim, as tensões aplicas são reduzidas pela sobreposição destas tensões residuais, o que diminui a razão de tensão local, induzindo o retardamento do crescimento da fenda nessa zona [28].

2.3.6.4. Fecho de fenda induzido por plasticidade

Em 1971, Elber sugeriu que o fecho induzido por plasticidade pode causar o fenómeno de retardamento da fenda devido à deformação plástica que ocorre na sua extremidade. Este propôs que as condições de fecho de fenda por plasticidade poderiam corresponder ao comportamento transiente observado após a aplicação de uma sobrecarga.

Deste modo, a sua aplicação irá gerar uma deformação plástica excessiva na extremidade da fenda ampliando o mecanismo de fecho de fenda por plasticidade [18].

2.4. Caracterização da propagação de fendas por fadiga em ligas de titânio

A maioria dos componentes de máquinas e elementos estruturais, como por exemplo a asa de um avião, estão sujeitos a cargas de amplitude variáveis, incluindo sobrecargas de tração e/ou compressão durante o serviço. Essas solicitações podem resultar numa mudança drástica do comportamento de fendas por fadiga que, dessa forma, conduz a uma redução drástica na vida de serviço do componente.

Assim, a compreensão do historial de carregamento assume especial interesse nomeadamente os blocos de sobrecarga ou a sequência das mesmas [29].

Chen et al (2018) estudaram o efeito de sobrecargas no comportamento de propagação de fendas por fadiga na liga Ti-Al6-V4, em provetes obtidos por processos convencionais. Os resultados comprovam que tanto o comportamento de propagação de fendas como a distribuição de tensões na extremidade da fenda são fortemente influenciados pelas condições de sobrecargas aplicadas. A aplicação de sobrecargas isoladas conduziu ao estudo do campo de deslocamentos na extremidade da fenda com o intuito de se verificar a presença dos mecanismos de fecho de fenda e de plasticidade na frente da fenda. O mecanismo de fecho de fenda foi medido com recurso a correlação de imagem, num ponto próximo da extremidade da fenda.

Como indicado na Figura 11 demonstra-se que o extensómetro ótico permite obter um parâmetro da razão de carga, U , mais preciso do que o obtido pela *compliance* (extensómetro mecânico).

A Figura 11 permite-nos concluir que existe o mecanismo de fecho de fenda induzido por plasticidade para a liga de titânio Ti6Al4V, uma vez que o parâmetro U regista uma acentuada queda do seu valor após a aplicação da sobrecarga.

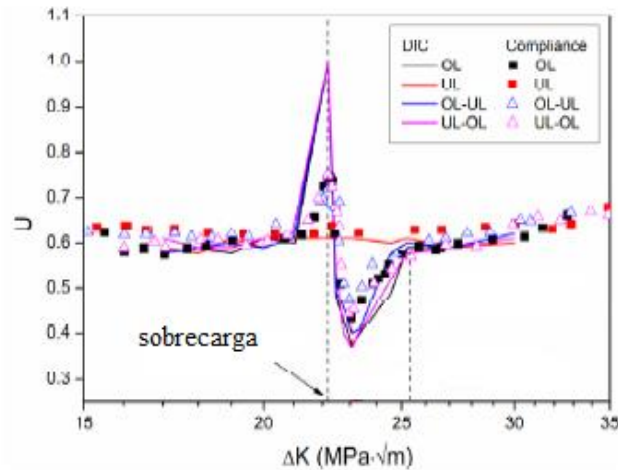


Figura 11 – Ilustração da evolução do mecanismo de fecho de fenda medido por correlação de imagem e *compliance*, para quatro modos de sobrecarga (modificado de [29]).

Como indicado na Figura 12 a) e 12 b), a aplicação de uma sobrecarga de 130% provoca um retardamento acentuado na propagação da fenda. Nesta figura deve apenas considerar-se os pontos a preto dado corresponder à aplicação da sobrecarga.

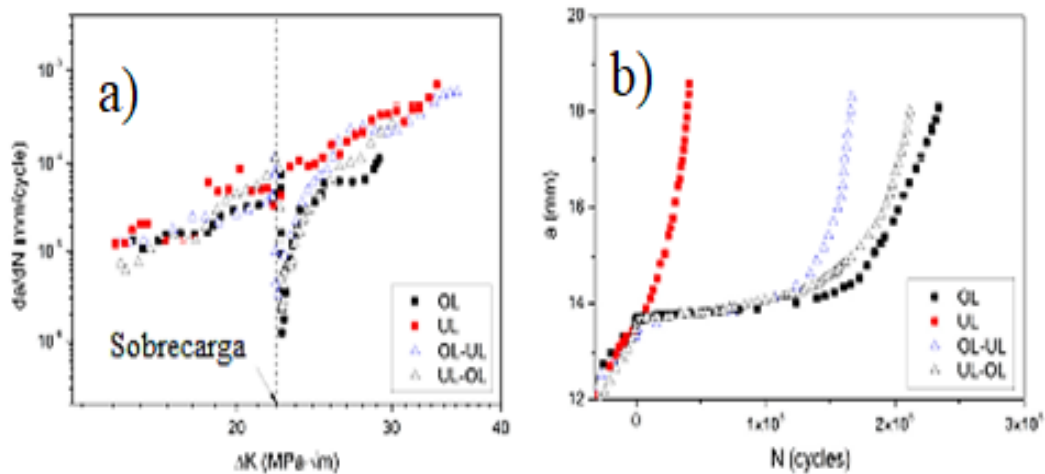


Figura 12 - Ilustração da curva $da/dN - \Delta K$, a), e $a - N$, b), para quatro modos de sobrecargas de uma liga de titânio Ti6Al4V (modificado de [29]).

Na Figura 13 a) é possível verificar-se o campo de deformação plástica após a aplicação da sobrecarga, enquanto que a Figura 13 b) diz respeito ao campo de deformações para a carga mínima. A análise conjunta das Figuras 11 e 12 permite concluir que o retardamento verificado se pode dever à deformação plástica introduzida na extremidade da fenda, aquando da aplicação da sobrecarga.

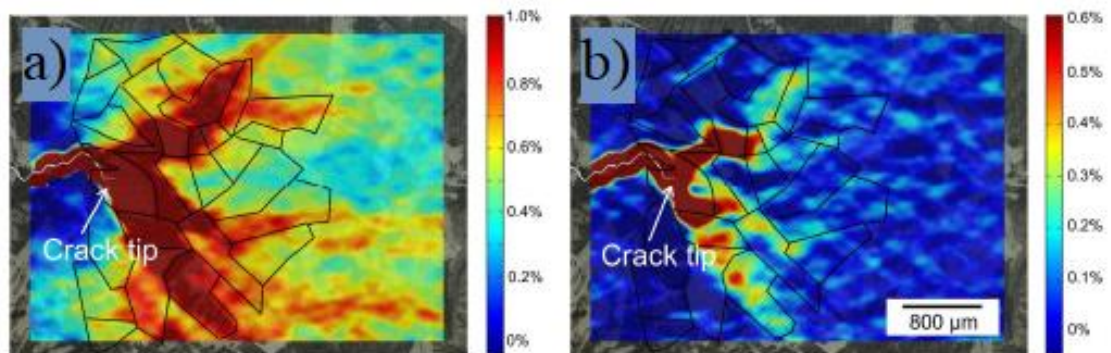


Figura 13 - Ilustração da deformação introduzida após aplicação da sobrecarga, a), e na carga mínima do ciclo de carga, b), (modificado de [29]).

Em suma, o retardamento verificado na evolução da propagação da fenda por fadiga e após a aplicação da sobrecarga é justificado pela deformação plástica na extremidade da fenda, que produz um aumento do fecho de fenda.

3. MATERIAIS E METODOLOGIA EXPERIMENTAL

No presente capítulo serão expostos os materiais e o procedimento experimental utilizados na presente dissertação.

3.1. Caracterização do material

No trabalho experimental foi utilizada uma liga de titânio Ti6Al4V tratada termicamente. Mais especificamente, o tratamento térmico diz respeito a um recozimento, no qual o componente foi sujeito a um aquecimento gradual e controlado até à temperatura de $670^{\circ}\text{C} \pm 15^{\circ}\text{C}$, mantido durante 5 horas nesse estágio e posterior arrefecimento à temperatura ambiente. Este tratamento foi realizado com o propósito da redução de tensões residuais.

Esta liga é amplamente utilizada na indústria aeroespacial devido às suas atrativas propriedades mecânicas, tais como, a excelente resistência específica, resistência a altas temperaturas e resistência à corrosão [30].

Os provetes foram fabricados através da tecnologia FSL com recurso a uma máquina da marca *3D SYSTEMS*, modelo *The proX DMP 320*, utilizando um feixe de laser de 500W.

Os componentes obtidos pela tecnologia FSL apresentam, geralmente, inconformidades devido a aspetos inerentes ao processo, como, por exemplo, contaminação do pó metálico, evaporação, falta pontual de material ou falta de fusão do mesmo [8].

Segundo Ferreira et al (2015), velocidades de passagem do laser muito elevadas (como por exemplo, 400-600 mm/s) provocam um elevado nível de porosidade e conseqüente redução drástica de algumas propriedades mecânicas, nomeadamente, rigidez e tensão de rotura.

O fabrico de componentes estruturais complexos a partir da liga de titânio com recurso a processos convencionais revelou-se caro e demorado. Deste modo, a aposta em tecnologias de MA, nomeadamente a FSL, evidenciou uma ampla gama de vantagens, das

quais se destacam o rápido fabrico do componente, a produção direta a partir de modelos CAD, o baixo nível de porosidade e um alto nível de flexibilidade. Assim, a FSL tem sido gradualmente adotada na produção de ligas de titânio [8].

Na Tabela 1 estão descritos os elementos de liga e respetiva fração mássica máxima. Na Tabela 2 encontram-se as propriedades mecânicas de componentes obtidos por FSL.

Tabela 1 – Composição química da liga de titânio Ti6Al4V [28].

Elementos químicos	Al	V	Fe	C	O	N	H	Ti
Fração mássica (%)	6,2	4,1	0,17	0,06	0,14	0,03	0,009	Restante

Tabela 2 – Propriedades mecânicas de componentes obtidos por FSL.

Dureza [HV1]	Módulo de Young [GPa]	Tensão de rotura [MPa]	Tensão de cedência [MPa]
358	120	1147	1000

3.2. Geometria dos provetes

Na presente dissertação foram utilizados provetes de tensão compacta, C(T), segundo a norma ASTM E647-00 [14], com as dimensões representadas na Figura 14.

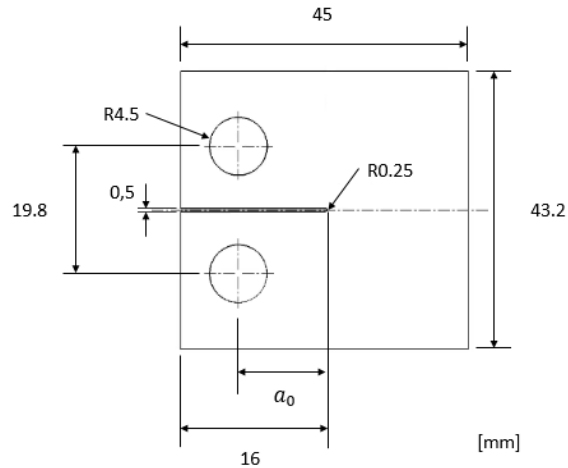


Figura 14 - Representação esquemática das dimensões do provete C(T), segundo a norma ASTM E647-00 8 [14].

Os provetes ensaiados contém uma espessura de 6 mm e um comprimento útil do entalhe, a_0 , de 6 mm.

Relativamente ao fabrico dos provetes, o modo de construção dos mesmos processa-se de acordo com o representado na Figura 15, vulgarmente designado por construção ao alto, no qual a espessura de cada camada corresponde a 30 μm .

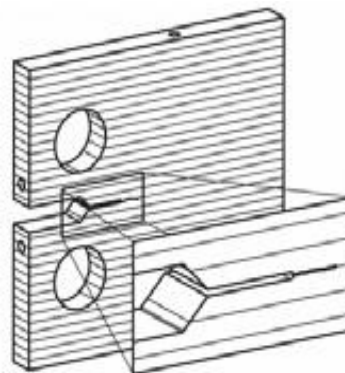


Figura 15 - Representação esquemática do modo de construção do provete (modificado de [31]).

3.3. Preparação dos provetes

Previamente à realização dos ensaios procedeu-se ao polimento de uma das faces de cada provete. Para realizar essa operação recorreu-se à utilização de uma máquina de polimento *Buehler* e a duas lixas com granulometrias P1000 e P2500, utilizadas de forma crescente. Esta permite a remoção de riscos, ou outros agentes contaminantes, facilitando o acompanhamento ótico e a medição do comprimento da fenda com maior clareza e rigor.

Por último, utilizou-se um pano de polimento juntamente com sílica coloidal, proporcionando um acabamento espelhado, tal como se verifica na Figura 16 a).

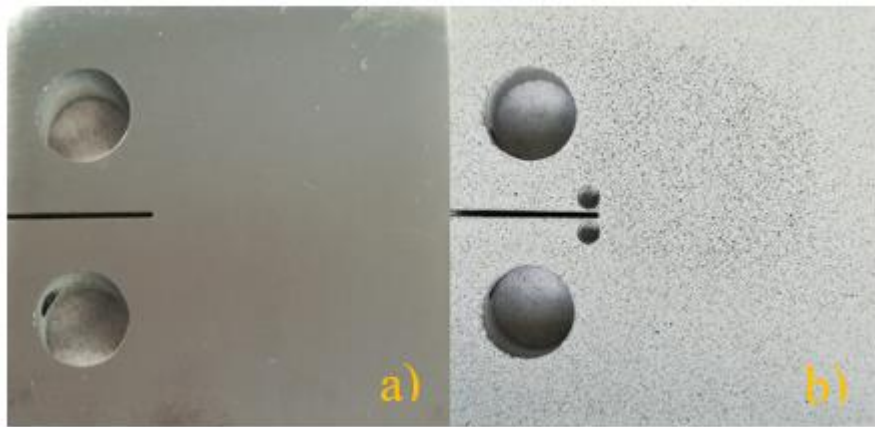


Figura 16 - Ilustração do provete de ensaio C(T), no qual se pode verificar a face polida, a), e a face pintada para análise de correlação de imagem, b).

Dado que na presente dissertação se utiliza a correlação de imagem para a determinação do fecho de fenda é obrigatório proceder à pintura da outra face. Esta operação é realizada segundo a passagem de tinta branca na superfície do provete, seguida da pulverização de tinta preta, tal como se verifica na Figura 16 b).

3.4. Ensaios de propagação de fenda por fadiga

A realização dos ensaios decorreu numa máquina elétrica *INSTRON*, modelo *ELECTROPLUS E10000* com uma capacidade de carga dinâmica máxima na ordem dos 10 kN. O controlo da máquina processa-se por intermédio de um computador no qual, através

da consola virtual e do *software* específico, é possível gerar o ciclo de carga dinâmico pretendido e proceder à aquisição de dados.

Na Figura 17 a) é possível observar-se a máquina referenciada anteriormente, enquanto que na Figura 17 b) se encontra ilustrado o equipamento de observação e medição da fenda, composto por uma luneta ótica Specwell M850-S com uma ampliação de 45 vezes e um micrómetro Mitutoyo com precisão até à milésima de milímetro. A Figura 17 c) diz respeito ao modo de medição do comprimento da fenda, no qual a banda preta central é o elemento de referência entre medições.

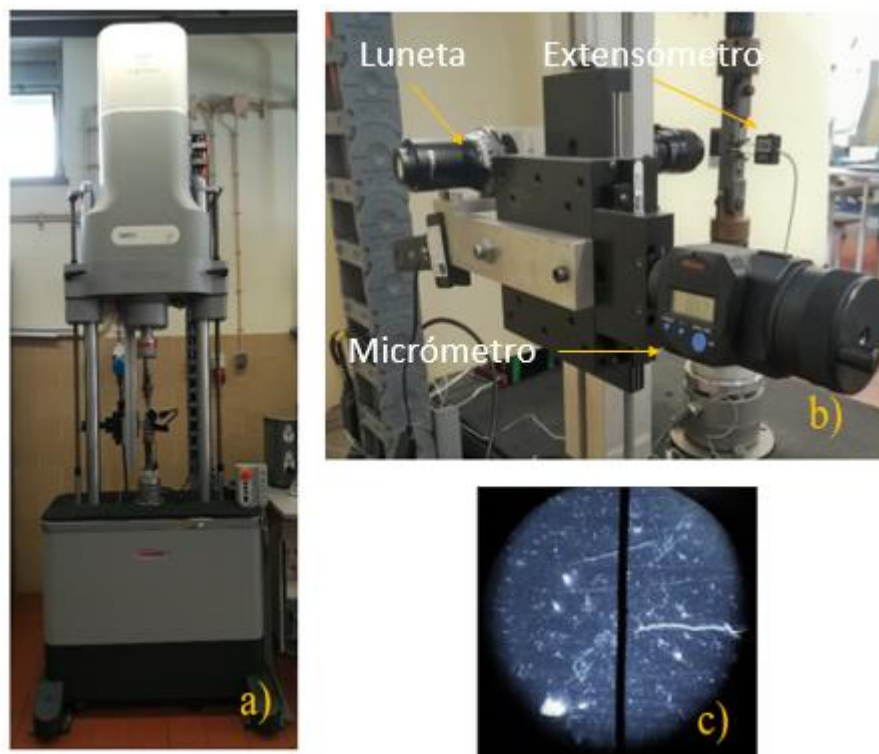


Figura 17 - Ilustração dos equipamentos utilizados: máquina de ensaios, a); equipamento de observação e medida, b); e exemplo de visualização da fenda, c).

Os ensaios de propagação decorreram segundo razões de carga de $R=0$ e $R=0,4$. Relativamente ao ciclo de carga dinâmico gerado pode referir-se que se trata de uma onda sinusoidal com uma frequência de 16 Hz. Os ensaios foram realizados à temperatura ambiente com ΔP constante e ΔP não constante, como é o caso das sobrecargas.

3.5. Metodologia experimental

A curva $da/dN - \Delta K$ é, normalmente, determinada a partir de várias curvas experimentais $a-N$. Nesta é possível definir três zonas de comportamento distinto em função dos diferentes valores de ΔK , vulgarmente designadas por regimes de propagação I, II e III.

Para a obtenção da curva é necessária a realização de dois ensaios, um para cada regime de propagação. A obtenção do regime I termina no ponto de inflexão respeitante à aproximação do limiar de fadiga, ΔK_{lf} .

A definição da velocidade de propagação, da/dN , é determinada segundo o método polinomial incremental de 5 pontos, descrito na norma ASTM E647-00 [14]. Os ensaios foram realizados em controlo de carga fixando o valor de ΔP , ou seja, não aplicação de sobrecargas.

3.5.1. Ensaio com ΔK crescente

Os ensaios de fadiga com ΔK crescente são realizados sob tensão constante desde a abertura da fenda até à rotura do componente. Tal como se pode verificar, o valor de ΔK inicial é um dos parâmetros da equação 5 sendo fundamental para a determinação do valor de ΔP . Deste modo, com base em ensaios experimentais realizados anteriormente para a liga de titânio Ti6Al4V conclui-se que o valor de ΔK inicial a utilizar é de $5,50 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ [32].

Uma vez conhecido o valor de ΔK , a determinação de ΔP realiza-se pela aplicação direta da equação 5, dado que os parâmetros B , W e α são conhecidos à priori por serem intrínsecos às dimensões do provete ensaiado, de acordo com a norma ASTM E647-00 [14].

No decurso dos ensaios são realizadas medições em incrementos de 0,2 mm, registando-se o respetivo número de ciclos. O ensaio é dado como terminado após a rotura do provete.

3.5.2. Ensaio com ΔK decrescente

Após a iniciação e propagação controlada da fenda até aos 4 mm de comprimento, os ensaios com ΔK decrescente decorreram com decaimentos de 10% no valor

de ΔP a cada 1 mm de propagação da fenda. O valor de carga utilizado para a iniciação da fenda foi igual ao aplicado nos ensaios de ΔK crescente, ou seja, $\Delta P = 1625$ N.

Nestes ensaios registou-se o número de ciclos a cada 0,2 mm de incremento da fenda, efetivando 5 pontos equidistantes em cada patamar de carga. O término do ensaio ocorreu quando se obteve velocidades de propagação da fenda na ordem dos 10^{-7} mm/ciclo, de acordo com a norma ASTM E647-00.

3.6. Determinação do fecho de fenda

Na presente dissertação a determinação do valor de fecho de fenda foi realizada através da utilização de dois métodos distintos, mais especificamente, recorrendo a um extensómetro mecânico da marca *Instron*, modelo MTS, com deslocamento máximo de $\pm 2,5$ mm, e a um extensómetro ótico, que se baseia na correlação de imagem. Tal como sugerido na Figura 18, pode verificar-se que a colocação do extensómetro mecânico se encontra a uma distância remota da extremidade da fenda, enquanto que o extensómetro ótico permite efetuar a medição do fecho de fenda a uma qualquer distância a partir da extremidade da fenda. Deste modo, é expectável que com a utilização do extensómetro ótico se obtenha valores de fecho de fenda mais credíveis, tal como sugere Chen et al (2018).

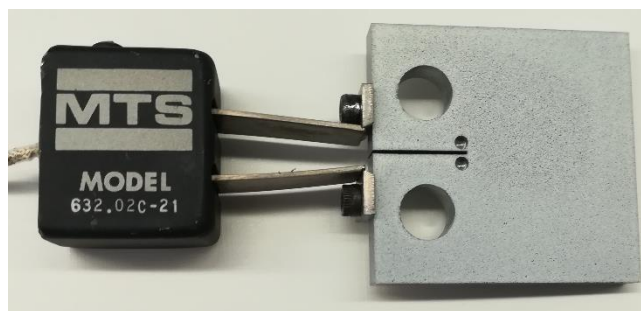


Figura 18 - Ilustração dos dois métodos de medida do fecho de fenda: extensómetro mecânico e correlação de imagem.

Relativamente ao extensómetro ótico, a determinação do fecho de fenda não é direta, ou seja, a utilização de um sistema de câmaras para captação de imagens não incorpora nenhum sistema de cálculo. Isto é, procedeu-se à utilização de um sistema de captação de imagens sendo que, posteriormente, era efetuada a análise das mesmas no *software GOM Correlate* [33]. Para esta análise extraíam-se apenas as imagens correspondentes a um ciclo de carga completo, no qual se retiravam os deslocamentos. Estes

eram, de seguida, conjugados com os valores de carga-deslocamento retirados do software que procedia à medição do deslocamento do extensómetro mecânico, fazendo corresponder o valor de carga mínimo ao deslocamento nulo. Deste modo, obtém-se uma curva carga-deslocamento para ambos os métodos de análise do fecho de fenda.

Deve ressaltar-se que a determinação do deslocamento por meio ótico se efetuou a um quarto da distância entre medições do fecho de fenda e que o extensómetro ótico tinha um comprimento de $0,125 \text{ mm} \pm 0,003$. Na Figura 19 é possível visualizar-se aquilo que foi referido anteriormente. A opção pela distância a partir da qual se mede o deslocamento e a distância do extensómetro teve em conta um estudo prévio, no qual se arbitrou vários valores para ambas, chegando-se à conclusão que aquelas seriam as dimensões ideais pois permitiam obter uma curva carga-deslocamento sem oscilações acentuadas.

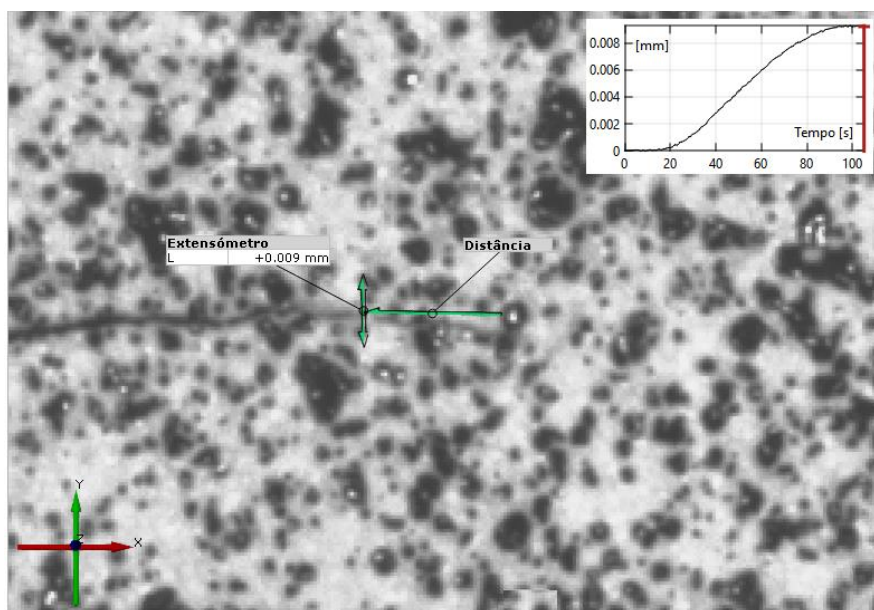


Figura 19 - Ilustração do método de determinação do fecho de fenda com recurso ao Software GOM Correlate [33].

Para os ensaios com ΔP constante iniciou-se a medição do fecho de fenda a partir dos 4 mm de fenda, de modo a ultrapassar-se uma possível região afetada pela introdução de tensões residuais devido à presença do entalhe. A medição do fecho de fenda realizou-se a cada milímetro de incremento a partir dos 4 mm iniciais.

Para os ensaios com ΔP não constante a medição do fecho de fenda realizou-se em incrementos de 0,25 mm e era efetuada para três pontos antes da aplicação da sobrecarga e para três pontos a seguir.

Tal como esperado, o objetivo destes ensaios é a medição do fecho de fenda, através da análise conjunta da curva carga-deslocamento e do método de Maximização do Coeficiente de Correlação.

Relativamente à curva carga-deslocamento, quando existe fecho de fenda a rigidez do provete altera-se, isto é, a inclinação da curva inflete. Na Figura 20 é possível observar-se o fenómeno de fecho de fenda na zona assinalada por P_{ab} , correspondente à carga de abertura, devido à alteração do declive da reta durante a aplicação de um ciclo de carga.

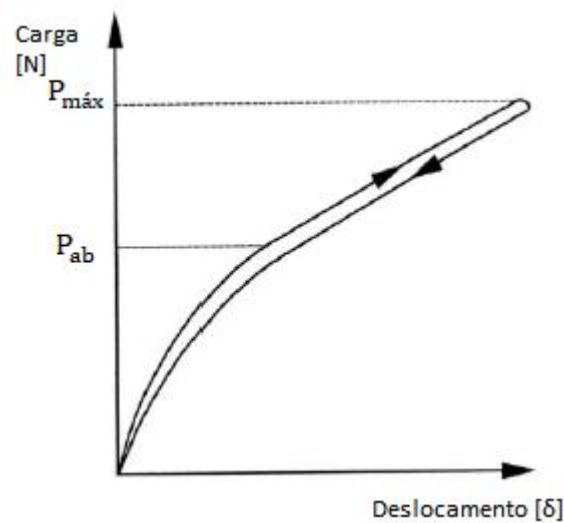


Figura 20 - Representação esquemática da curva carga-deslocamento relativo a um ciclo de carga e descarga (modificado de [32]).

O método da Maximização do Coeficiente de Correlação [34] encontra-se exemplificado na Figura 21, no qual é possível verificar-se o decréscimo do coeficiente de correlação revelando a existência de fecho de fenda onde se encontra assinalada a carga de abertura, P_{ab} [15].

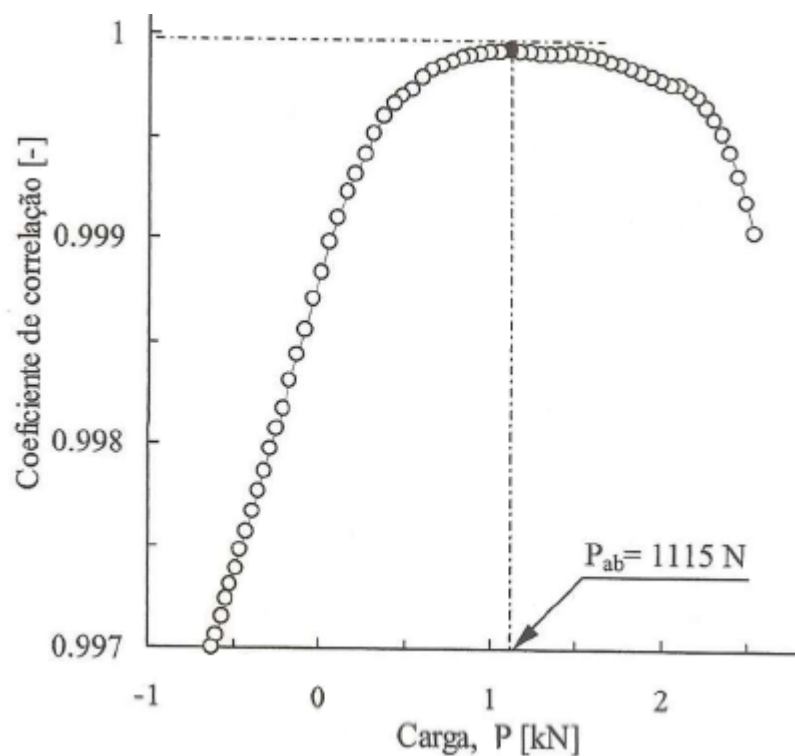


Figura 21 - Representação esquemática do gráfico da Maximização do Coeficiente de Correlação, que relaciona o coeficiente de correlação com a carga (modificado de [15]).

3.7. Sobrecargas

Para a realização dos ensaios com ΔP não constante efetuou-se o estudo de dois níveis de sobrecargas, 100% e 50%, ambos para $R=0$ e aplicados no mesmo provete.

A iniciação e propagação da fenda para este ensaio foi idêntico aos ensaios com ΔK crescente. Dessa forma, a diferença reside na aplicação da sobrecarga para valores de ΔK inicialmente selecionados, expostos na Tabela 3. Nesta é possível observar-se o comprimento de fenda associado a cada sobrecarga, a .

Tabela 3 – Tabela representativa dos valores de ΔK e comprimento de fenda para aplicação das sobrecargas.

Sobrecargas	100 %	50 %
$\Delta K \text{ [MPa}\sqrt{\text{m}}]$	9	14
$a \text{ [mm]}$	6,5	12,25

3.8. Medição de microdurezas

Os ensaios de dureza são de grande utilidade devido à sua simplicidade e caráter não destrutivo. A dureza de um dado material caracteriza a sua resistência à deformação e os resultados obtidos permitem, por exemplo, a sua classificação de acordo com isso.

O processo de medida deve ser preciso de modo a garantir a sua reprodutibilidade e a fiabilidade dos resultados. Os ensaios mais recorrentes são realizados por penetração. O princípio do ensaio de penetração consiste em aplicar um indentador no material a ensaiar, a carga constante e, por último, mede-se a dimensão da “impressão”. Esta é tanto maior quanto maior dúctil for o metal. Os ensaios clássicos são os de Brinell, Vickers e Rockwell. Na presente dissertação, o ensaio realizado foi o de Vickers.

O ensaio de Vickers consiste em “imprimir” na superfície da peça um indentador com a forma de uma pirâmide reta de base quadrada e um ângulo de 136° entre faces, sob a aplicação de uma força. A dureza Vickers é proporcional à relação F/S , no qual F corresponde à força aplicada e S à superfície da “impressão”. É um método a evitar para peças com uma microestrutura de grão grosseiro, como é o exemplo de peças fundidas. Este método permite a medição de dureza em peças com geometrias esféricas ou cilíndricas [35].

A realização do ensaio iniciou-se pela preparação da amostra, ou seja, pelo seu polimento. O ensaio realizou-se de acordo com a norma ASTM E384-11e1 [36] em que a força aplicada corresponde a 1 Kg, HV1, e um tempo de aplicação do indentador de 15 segundos. O perfil de durezas encontra-se esquematizado na Figura 22, onde o número 1 corresponde à medição segundo a transversal e o número 2 à longitudinal.

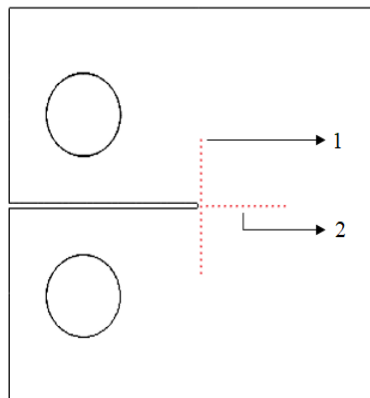


Figura 22 - Representação esquemática do perfil de durezas.

A máquina onde se realizaram os ensaios é da marca *Struers*, modelo *Duramin*, como indicado na Figura 23.



Figura 23 - Máquina de ensaios de dureza, *Struers Duramin*.

3.9. Metalografia

O exame micrográfico tem como objetivo principal pôr em evidência a microestrutura das amostras aquando da observação no microscópio ótico. Tal como foi efetuado para a medição das durezas, há um pré-procedimento essencial para se efetuar a metalografia. Trata-se da operação de polimento, realizado de acordo com o referido no subcapítulo 3.3.

Após o polimento do provete, efetuou-se um ataque químico com o reagente Kroll's segundo as seguintes dosagens: 1,5 mililitros de ácido fluorídrico, 4 mililitros de ácido nítrico e 94 ml de água destilada, de acordo com a norma ASTM E3-11 [37]. O ataque químico processa-se pela submersão da amostra na solução anteriormente referida durante 10 segundos.

Posteriormente à realização do ataque químico os provetes encontram-se preparados para a visualização da sua microestrutura ao microscópio ótico da marca *Leica*, modelo *DM4000 M LED*, como indicado na Figura 24.

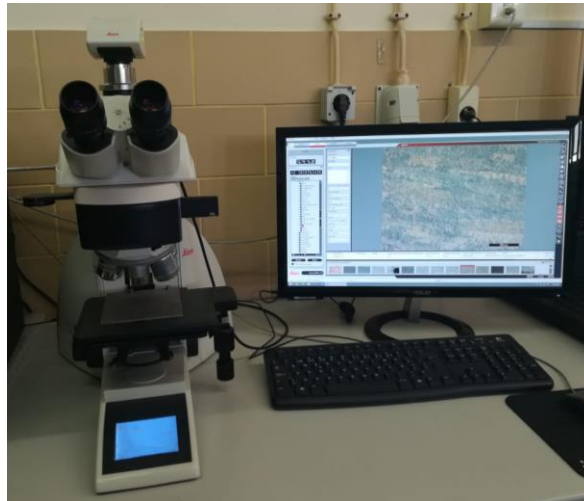


Figura 24 - Ilustração do microscópio ótico *Leica DM4000 M LED*, utilizado para visualização da microestrutura.

3.10. Fractografia

A discretização da propagação da fenda para os provetes que sofreram rotura fica concluída com a análise da superfície de fratura. Dessa forma, as metades dos provetes seleccionados para análise foram submetidas a uma limpeza com recurso a ultrassons e submergidas em álcool etílico.

De seguida, utilizou-se um microscópio eletrónico de varrimento *Philips XL 30*, indicado na Figura 25, para examinar as superfícies de fratura por Microscopia Eletrónica de Varrimento (MEV). Este tem uma aceleração de feixe máxima de 30 kV e uma resolução máxima de 3 nm.

As imagens obtidas por MEV foram efetuadas ao longo da superfície de fratura com o objetivo de visualizar as estrias de propagação, inseridas no Regime II, e compará-las com as do limiar de fadiga, identificar a região das sobrecargas e analisar o seu efeito antes e após a sua aplicação, entre outros.



Figura 26 - Ilustração do microscópio óptico de varrimento Philips XL 30.

Por último, realizou-se a medição da rugosidade da superfície de fratura através de um rugosímetro da marca *Mitutoyo*, modelo *SURFTEST SJ-500*, como indicado na Figura 26. Este equipamento possui uma resolução de medida da unidade de deteção de $0,01 \mu\text{m}$, um curso de medição de $\pm 400 \mu\text{m}$ e uma força de medição de 4 mN . As medições efetuadas realizaram-se na zona central e junto a ambas as superfícies do provete, de modo a estudar a variação de rugosidade ao longo de toda a frente de propagação da fenda



Figura 25 - Ilustração do rugosímetro da marca *Mitutoyo*, modelo *SURFTEST SJ-500*.

4. ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

Um dos objetivos do estudo apresentado no presente capítulo é determinar as propriedades básicas do comportamento à fadiga do material, no qual se inclui o limiar de fadiga, por exemplo. Será, ainda, realizado o estudo acerca do efeito das sobrecargas e do fenómeno de fecho de fenda.

De modo a confirmar a existência do fenómeno de fecho de fenda e relacionar os modos de propagação com as características morfológicas da liga em estudo efetuaram-se análises de microscopia por MEV, análises metalográficas da superfície de fratura, perfis de rugosidade e determinação do raio plástico na extremidade da fenda.

4.1. Análise de microdurezas

As microdurezas foram realizadas de acordo com o perfil de microdurezas apresentado na Figura 27, segundo a direção transversal à propagação da fenda (1) e segundo a direção longitudinal (2). Tal como sugere a Figura 27, a dureza segundo estas direções é semelhante. Mais especificamente, segundo a direção transversal obtém-se uma dureza de média 358,1 HV e segundo a longitudinal de 358,5 HV.

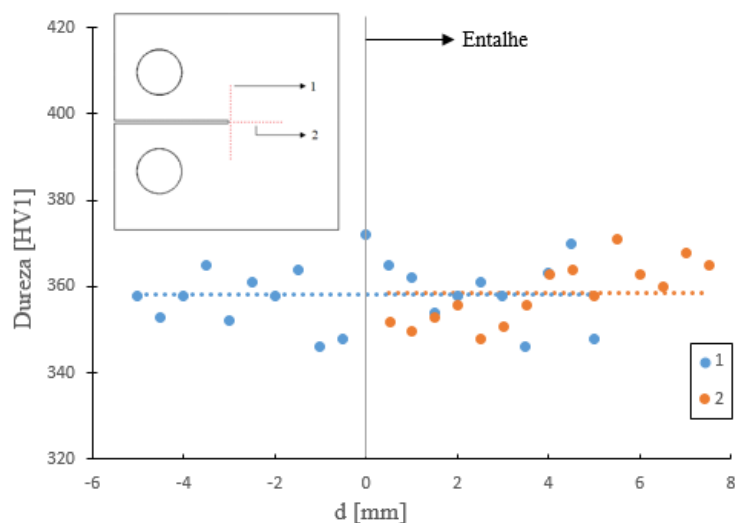


Figura 27 - Perfil de microdurezas.

Assim, conclui-se que a liga de titânio Ti6Al4V obtida por FSL apresenta um perfil de microdurezas muito semelhante, segundo as duas direções analisadas.

4.2. Análise metalográfica

A investigação prévia da microestrutura da amostra com recurso ao microscópio ótico revela a existência de um material livre de porosidade, tal como indicado na Figura 28. Contudo, para ampliações superiores ou iguais a 500x é possível verificar-se a existência de alguma porosidade (ver Figura 29).

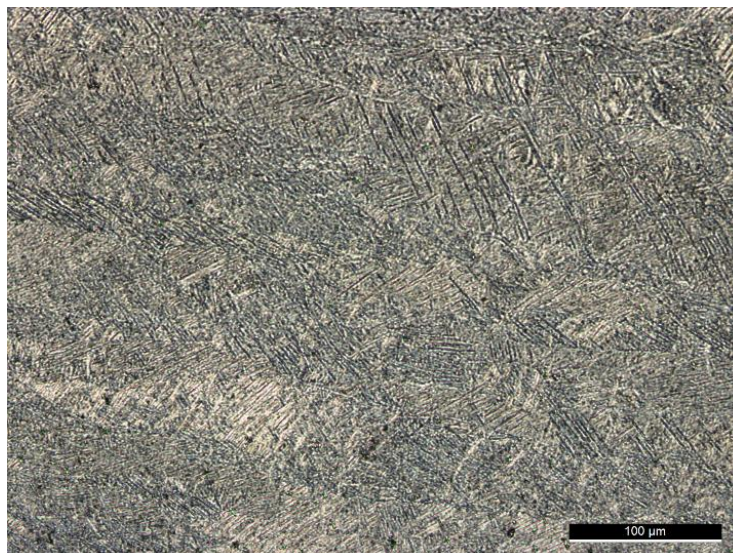


Figura 28 - Microestrutura da liga de titânio Ti6Al4V para uma ampliação de 200x.

Na Figura 29 as zonas a preto correspondem à fase α enquanto que as zonas a branco correspondem à fase β , rica em vanádio. A microestrutura, com grãos de geometria acicular, possui prevalência de lâminas α rodeadas por pequenas percentagens de lâminas β . A geometria dos grãos deve-se essencialmente à elevada taxa de arrefecimento, que caracteriza o processo FSL, e ao subsequente tratamento térmico abaixo dos 800°C [38].

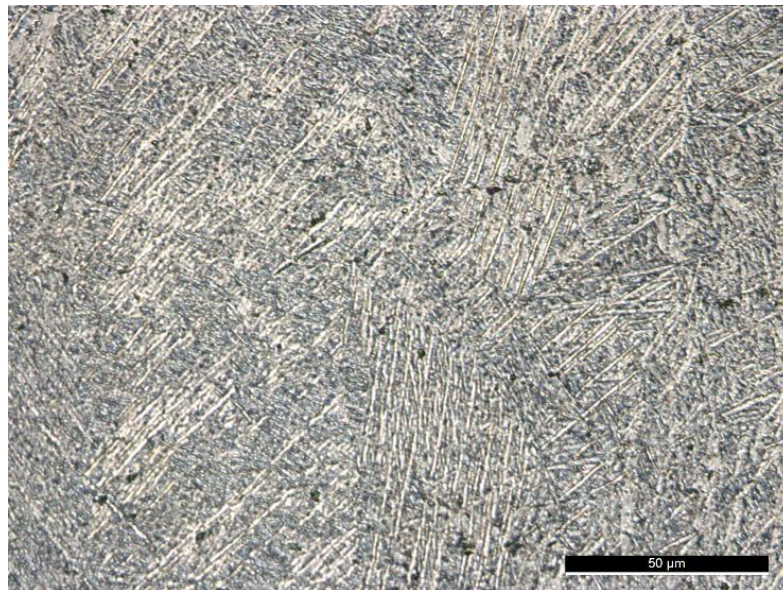


Figura 29 - Microestrutura da liga de titânio Ti6Al4V para uma ampliação de 500x.

Na Figura 30 é possível observar-se a passagem do feixe de laser utilizado para provocar a fusão total dos pós metálicos da liga Ti6Al4V.

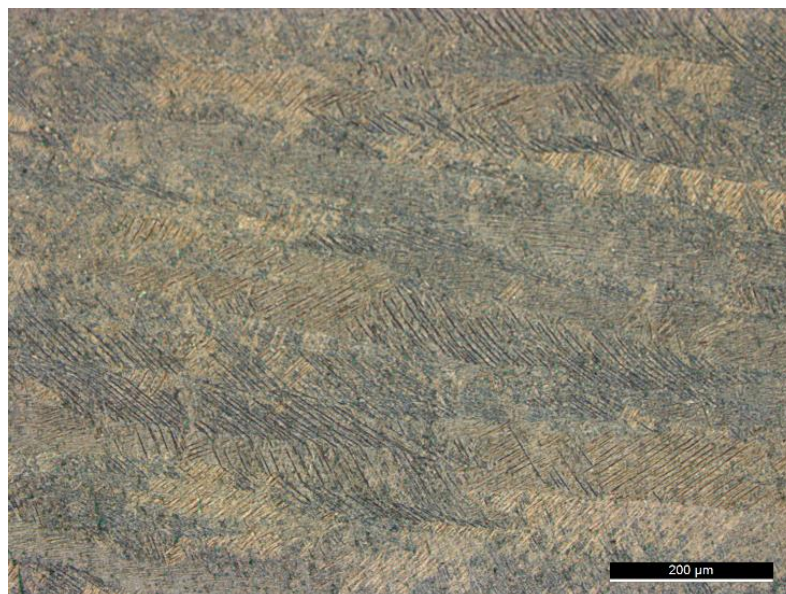


Figura 30 - Microestrutura da liga de titânio Ti6Al4V para uma ampliação de 100x.

4.3. Análise da propagação de fendas por fadiga – curvas da/dN – ΔK

A obtenção das curvas da/dN – ΔK é conseguida através da realização de ensaios experimentais para ΔK crescente e decrescente. Dessa forma, traça-se a curva da/dN – ΔK para os regimes de propagação I, II e III da liga de titânio Ti6Al4V, obtida por Fusão Seletiva por Laser, que representa a velocidade de propagação em função da gama do fator de intensidade de tensão.

As curvas da/dN – ΔK foram obtidas segundo razões de tensão de R=0 e R=0,4, tal como indicado na Figura 31.

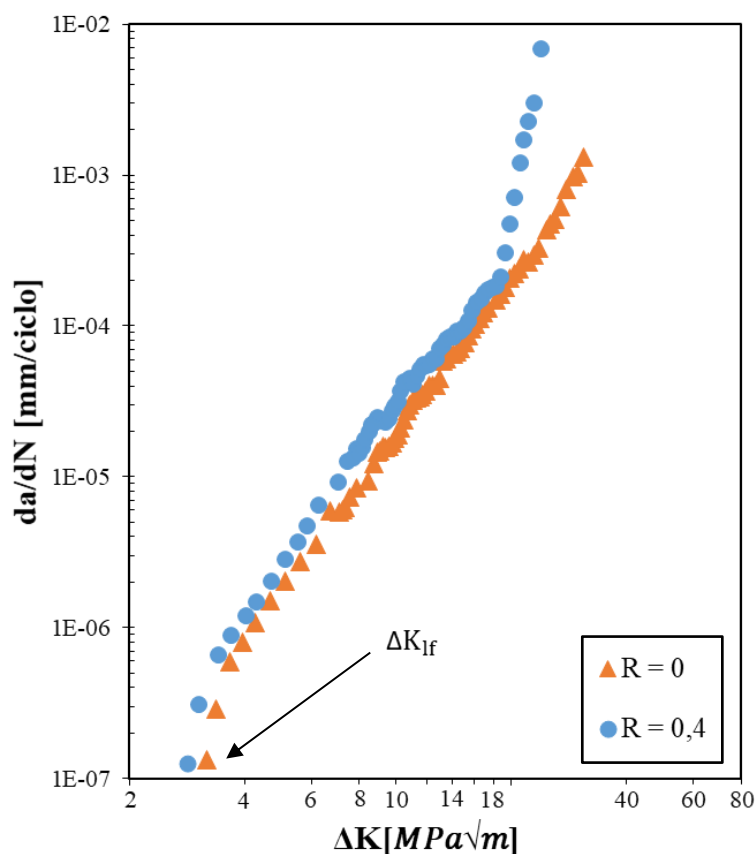


Figura 31 - Curva da/dN – ΔK da liga de titânio Ti6Al4V, obtida por FSL

Através da análise da curva obtida experimentalmente verifica-se que existe pouca influência da razão de tensões na propagação da fenda à fadiga, incluindo o limiar de fadiga. De acordo com o traçado da curva, os valores de limiar de fadiga foram obtidos por projeção sendo posteriormente efetuada uma análise comparativa com trabalhos realizados

anteriormente. Deste modo, o limiar de fadiga obtido para $R=0$ é de $\Delta K_{If} = 3,18 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ e para $R=0,4$ de $\Delta K_{If} = 2,83 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. A análise comparativa com outros trabalhos verificou-se que os valores de limiar de fadiga são semelhantes. A título de exemplo, segundo Kunz et al (2016) o limiar de fadiga para $R=0,1$ de uma liga de titânio Ti6AL4V obtida por FSL ocorre para valores de $\Delta K_{If} = 3,5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. Por outro lado, Greitemeier et al (2017) obteve um valor de $\Delta K_{If} = 3 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, ambos para as mesmas condições de ensaio.

Relativamente aos processos convencionais, segundo Boyce et al (2001) o limiar de fadiga para $R=0,1$ é superior e de $\Delta K_{If} = 4,7 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, tal como seria expectável, devido ao reduzido número de defeitos que esses processos introduzem, como é o caso das porosidades por falta de fusão que podem ocorrer para os processos FSL. Dessa forma, se o valor de ΔK_{If} para componentes obtidos por meio de processos convencionais é superior quando comparado com o processo FSL significa que a iniciação e propagação da fenda é mais demorada, conduzindo a maior vida para esses componentes.

Para esta liga e uma razão de tensão de $R=0,4$ não foram encontrados artigos com o valor de limiar de fadiga.

A partir dos resultados da curva $da/dN - \Delta K$ é efetuado o ajuste dos dados a uma das leis de propagação que caracteriza o regime II, nomeadamente a Lei de Paris.

Na Figura 32 apresenta-se a linha de tendência potencial para cada razão de tensão, permitindo retirar as constantes C e m da lei de Paris. Na Tabela 4 são apresentadas as constantes da lei de Paris e a gama do fator de intensidade de tensões para cada razão de tensão.

Tabela 4 – Parâmetros da lei de Paris.

Razão de tensão	C	m	R²	Intervalo de ΔK [MPa$\sqrt{\text{m}}$]
R=0	$7,63 \times 10^{-8}$	3,411	0,998	$3,4 \leq \Delta K \leq 26,9$
R=0,4	$1,325 \times 10^{-8}$	3,345	0,994	$3,4 \leq \Delta K \leq 18,8$

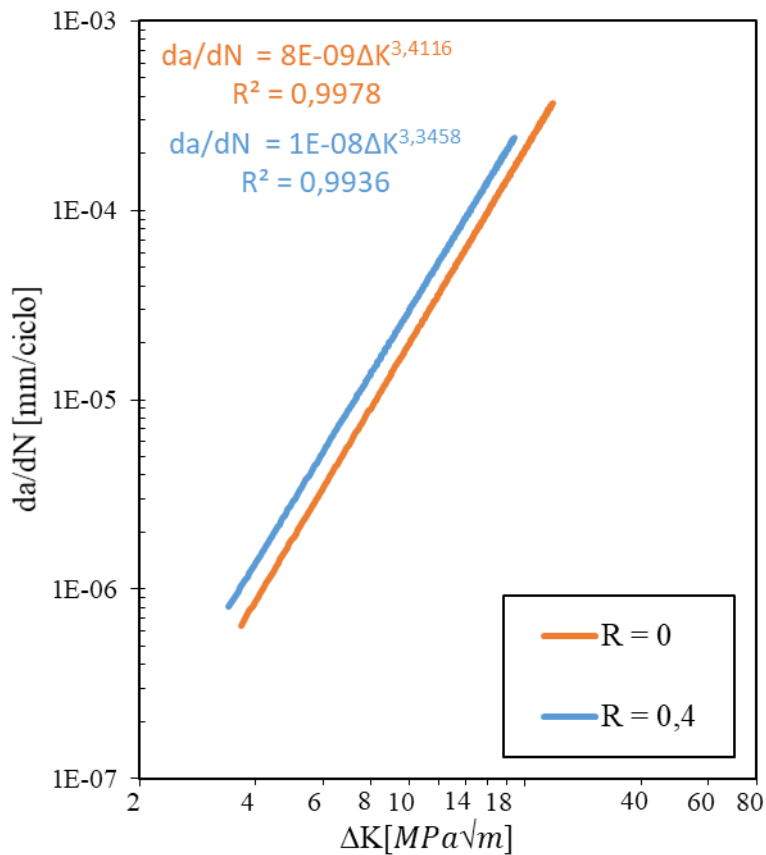


Figura 32 - Aplicação da lei de paris às curvas $da/dN - \Delta K$ obtidas para diferentes razões de tensão.

A análise da Figura 32 permite verificar que as curvas $da/dN - \Delta K$ para diferentes valores de R se encontram desfasadas, tal como seria expectável. A influência de R repercute-se diretamente na vida à fadiga dos componentes, no qual o seu aumento conduz a uma redução da vida dos mesmos. De modo a justificar tal fato, é possível verificar-se que a curva relativa a $R=0,4$ inicia o regime III de propagação antes da curva para $R=0$, proporcionando a rutura precoce do componente quando comparada com $R=0$.

Conclui-se, ainda, que para o mesmo valor do fator de intensidade de tensões a velocidade de propagação é superior para $R=0,4$. Dessa forma, a rutura do componente para que esta razão de tensão ocorre em primeiro do que para $R=0$, tal como visto anteriormente.

4.3.1. Análise do fenómeno de fecho de fenda na propagação de fendas por fadiga

Tal como referido no subcapítulo 3.6, o método utilizado para determinação do fecho de fenda é o de Maximização do Coeficiente de Correlação, o qual permite obter, geralmente, uma correta avaliação do valor de fecho de fenda.

Este método baseia-se em considerar os dados do registo da carga-deslocamento correspondente ao período de carregamento e calcular o coeficiente de correlação linear através do método dos mínimos quadrados.

A título de exemplo, na Figura 33 ilustra-se o modo de determinação do fecho de fenda tendo por base a curva carga-deslocamento, no qual a partir do ponto de alteração de rigidez se verifica o fenómeno de fecho de fenda. A determinação desse valor processa-se primeiramente através do conhecimento da carga de abertura, P_{ab} , sinalizada por um ponto vermelho na Figura 33. De seguida, recorre-se à equação (27) com o intuito de conhecer o parâmetro da razão de carga, U . Para além do P_{ab} , este parâmetro depende dos valores de ΔP e carga máxima, $P_{m\acute{a}x}$, conhecidos pelo ciclo de carga efetuado.

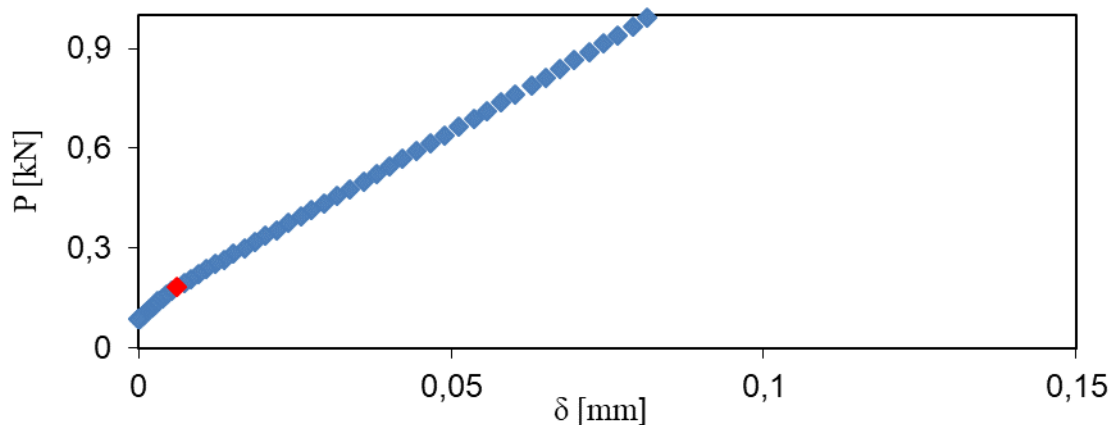


Figura 33 - Gráfico que relaciona a carga em função do deslocamento.

Na Figura 34 apresenta-se o método de Maximização do Coeficiente de Correlação, bem como o ponto a partir do qual se retira o valor da carga de abertura que, posteriormente, se substitui na equação (27) e se determina o coeficiente de correlação.

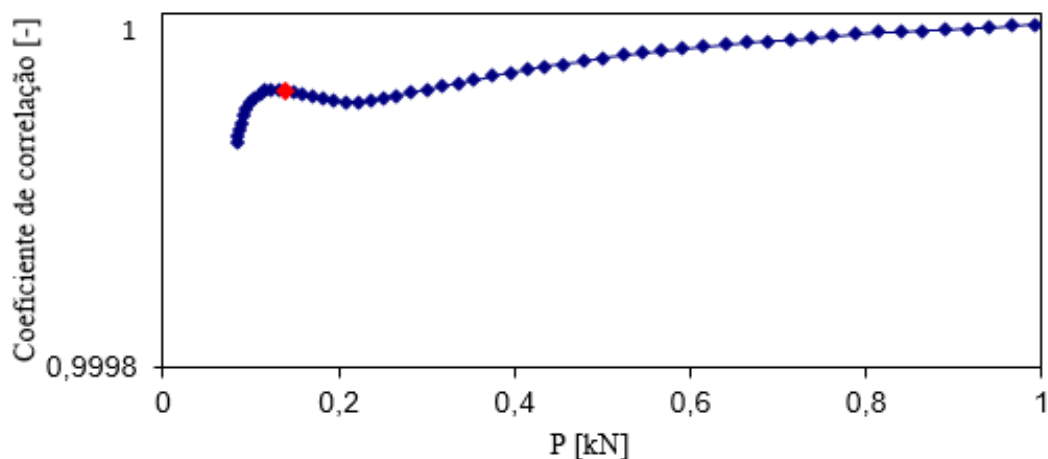


Figura 34 - Gráfico que relaciona o coeficiente de correlação com a carga.

De seguida, nas Figuras 35 e 36, apresentam-se os gráficos que relacionam o parâmetro de razão de carga (U) em função da carga. Relativamente a $R=0,4$ verificou-se a inexistência de fecho de fenda ao longo do regime II de propagação. Por outro lado, à medida que o regime I se manifesta regista-se uma diminuição do valor de U , indicando a presença de fecho de fenda, sendo que para este regime o fecho de fenda é induzido por rugosidade (será verificado mais adiante). A inexistência de fecho de fenda significa que U é 1 e, portanto, não há mudança de rigidez do material durante a propagação. No apêndice A encontram-se os gráficos que relacionam o parâmetro da razão de carga, U , em função da carga para $R=0,4$. Nestes gráficos é possível verificar-se que o extensómetro mecânico possui maior sensibilidade na região do limiar de fadiga. Esse fato pode justificar-se com a incapacidade do extensómetro ótico em captar os deslocamentos à superfície do provete. O extensómetro ótico apresenta maior sensibilidade para o regime II de propagação.

Em contrapartida, para $R=0$ verifica-se a existência do fenómeno de fecho de fenda, tal como sugerido nas Figuras 35 e 36, para medições efetuadas com recurso a extensómetro de lâminas e ótico, respetivamente. Nestas é possível verificar que a curva que relaciona o parâmetro U em função de ΔK descreve a existência do fenómeno de fecho de fenda induzido por plasticidade para o regime II de propagação. Para o regime I de $R=0$ é possível verificar-se a existência do fenómeno de fecho de fenda induzido por rugosidade, no qual o parâmetro U apresenta valores muito inferiores quando comparados com os de $R=0,4$.

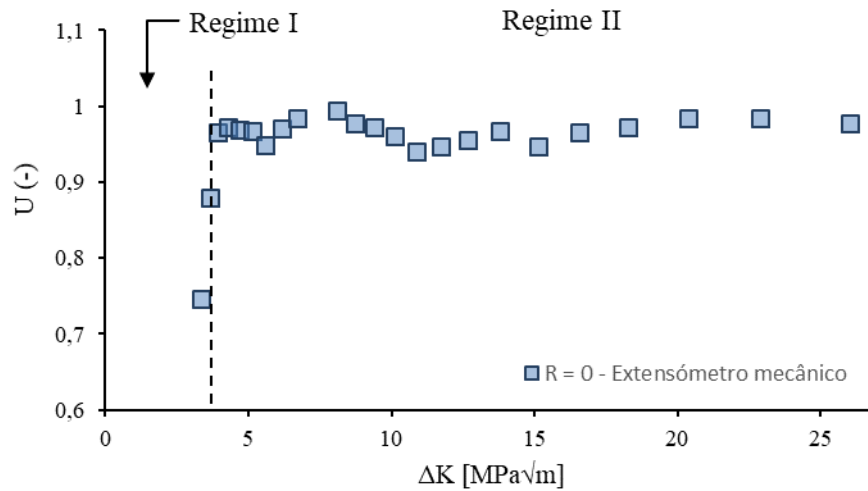


Figura 36 - Gráfico que relaciona o parâmetro U em função de ΔK par R=0, no qual as medições são realizadas com recurso ao extensómetro mecânico.

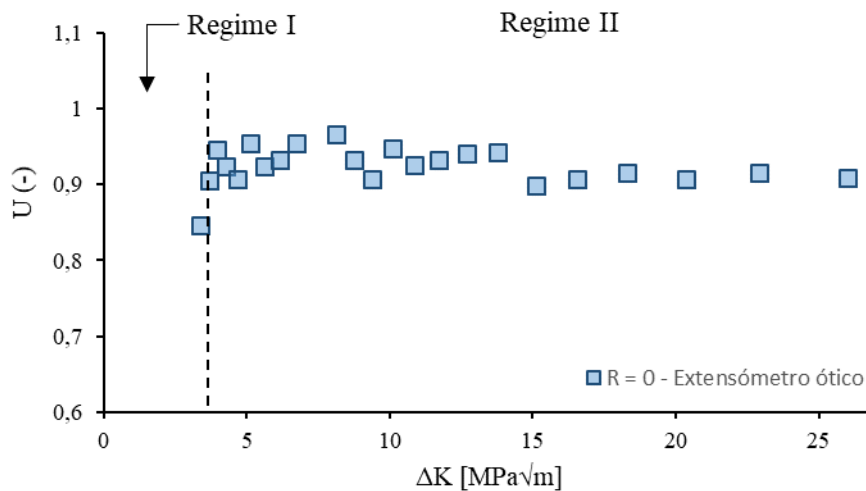


Figura 35 - Gráfico que relaciona o parâmetro U em função de ΔK par R=0, no qual as medições são realizadas com recurso ao extensómetro óptico.

Na Tabela 5 apresentam-se os valores de U para o limiar de fadiga (U_{If}) relativo a cada razão de tensão, bem como a média de valores do regime II de propagação (\bar{U}).

Deste modo, conclui-se que estes dois métodos complementam a análise do fecho de fenda pelo que em análises posteriores far-se-á sempre a exposição de ambos, confrontando-os.

Tabela 5 – Síntese dos valores de ΔK para diferentes razões de tensão e métodos de recolha de dados.

Razão de tensão	Extensómetro mecânico		Extensómetro ótico	
R=0	$U_{lf} = 0,747$	$\bar{U} = 0,968$	$U_{lf} = 0,846$	$\bar{U} = 0,928$
R=0,4	$U_{lf} = 0,889$	$\bar{U} = 1$	$U_{lf} = 0,919$	$\bar{U} = 1$

Por último, tal como indicado na Tabela 5 é possível verificar-se que o fecho de fenda para $R=0,4$ é igual à unidade, independentemente do método de análise. Assim, recorrendo à equação (26) é possível confirmar o parâmetro U para $R=0$ com base no valor médio de fecho de fenda obtido para o regime II de propagação, segundo o extensómetro ótico. Na equação (26) o ΔK_{ef} corresponde ao valor calculado por via experimental e o $\bar{U} = 0,928$, calculando-se o valor de ΔK modificado.

Deste modo, na Figura 37 comprova-se que o fecho de fenda induzido por plasticidade determinado anteriormente é credível, dado que a reta assinalada no gráfico a traço-ponto se ajusta praticamente ao longo de todo o regime II de propagação à reta para $R=0$.

Nesta figura indica-se, com recurso à reta a vermelho, o valor de ΔK_{ef} para $R=0$, traduzindo o efeito real da gama do fator de intensidade de tensão.

Como para $R=0,4$ possui um parâmetro da razão de carga, U , igual à unidade conclui-se que o ΔK_{ef} é igual a ΔK . Por outras palavras, o ΔK calculado teoricamente é, de fato, o valor de ΔK efetivo no provete.

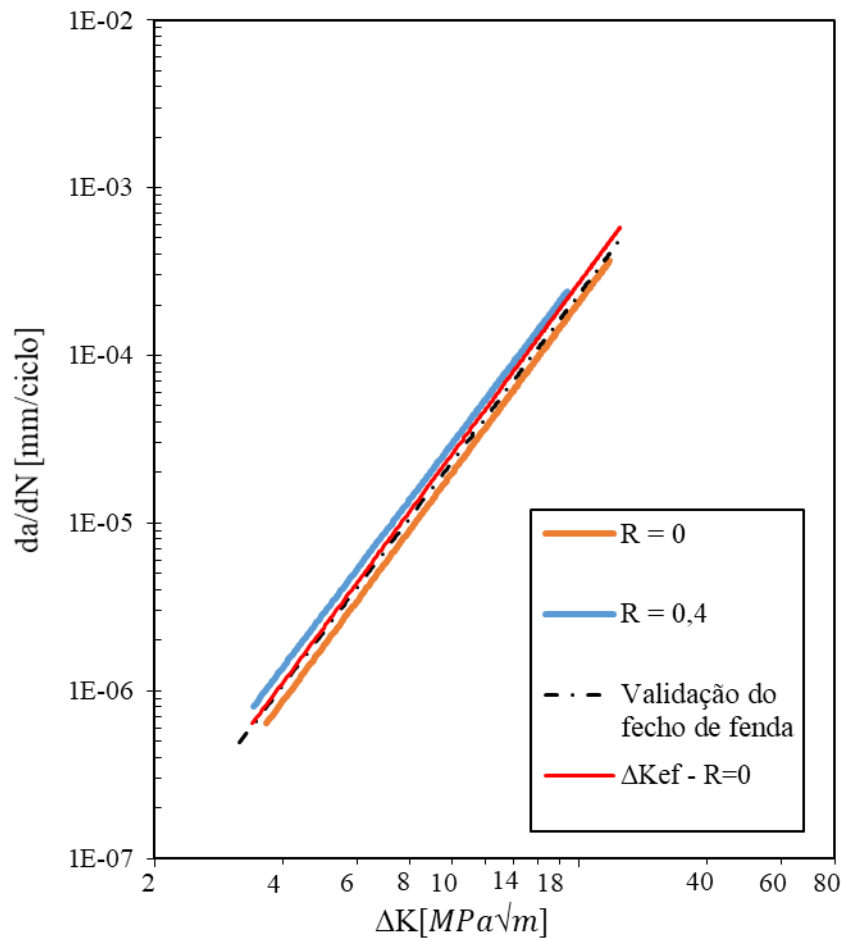


Figura 37 – Curva $da/dN - \Delta K$ relativo ao regime II de propagação, para diferentes valores de R e ΔK .

4.4. Análise da aplicação de sobrecargas na propagação de fendas por fadiga

Para o estudo do efeito de sobrecargas na propagação de fendas por fadiga efetuou-se a aplicação de sobrecargas de 100% e 50% com frequência de 1 Hz, 2 ciclos de carga e para valores de ΔK de 9, 14 e 20 $MPa\sqrt{m}$. As sobrecargas de 100% correspondem a valores de ΔK de 9 e 14 $MPa\sqrt{m}$, enquanto que a de 50% se realizou para 20 $MPa\sqrt{m}$.

O gráfico da Figura 38 representa a velocidade de propagação da fenda em função da gama do fator de intensidade de tensão, obtido pela aplicação do método da tangente de dois pontos. Nesta figura observa-se que a primeira sobrecarga surte pouco efeito

na velocidade de propagação da fenda, enquanto a segunda e terceira sobrecargas apresentam um efeito de retardamento mais acentuado na velocidade de propagação da fenda.

O retardamento da velocidade de propagação da fenda é justificado pela plasticidade introduzida na extremidade da fenda aquando da aplicação da sobrecarga, formando uma região plástica em forma de rim em torno da mesma, podendo existir a introdução de tensões residuais compressivas e encruamento do material [29]. Após a aplicação da sobrecarga a fenda tende a contornar a elevada deformação plástica introduzida, deixando um rasto semelhante ao raio plástico como se verificará mais a frente, devido ao endurecimento da região na extremidade da fenda. O endurecimento dessa região aumenta a resistência mecânica do material nessa zona.

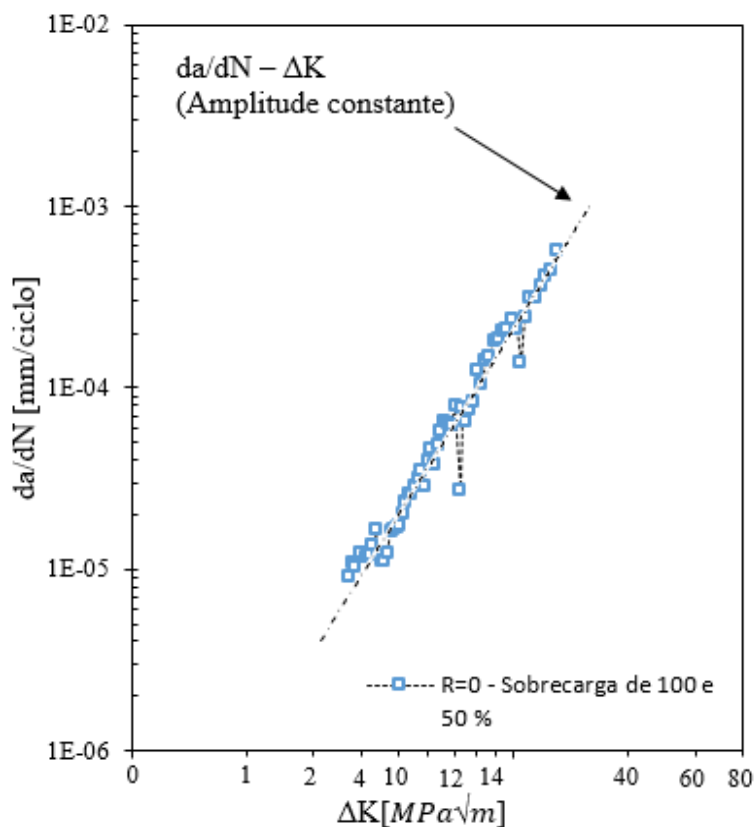


Figura 38 - Gráfico que relaciona a velocidade de propagação com a gama do fator de intensidade de tensão para a análise da aplicação de sobrecargas.

O efeito das sobrecargas pode ser apresentado segundo a análise do comprimento da fenda em função do número de ciclos realizados. Esta análise permite, por exemplo, conhecer o número de ciclos que cada sobrecarga induz no retardamento da velocidade de propagação da fenda. Para isso, os valores de N e “a” foram modificados de modo a deslocar a origem para o momento da aplicação da primeira sobrecarga.

A criação do gráfico da Figura 39 permite caracterizar o efeito transitório após a aplicação de cada sobrecarga.

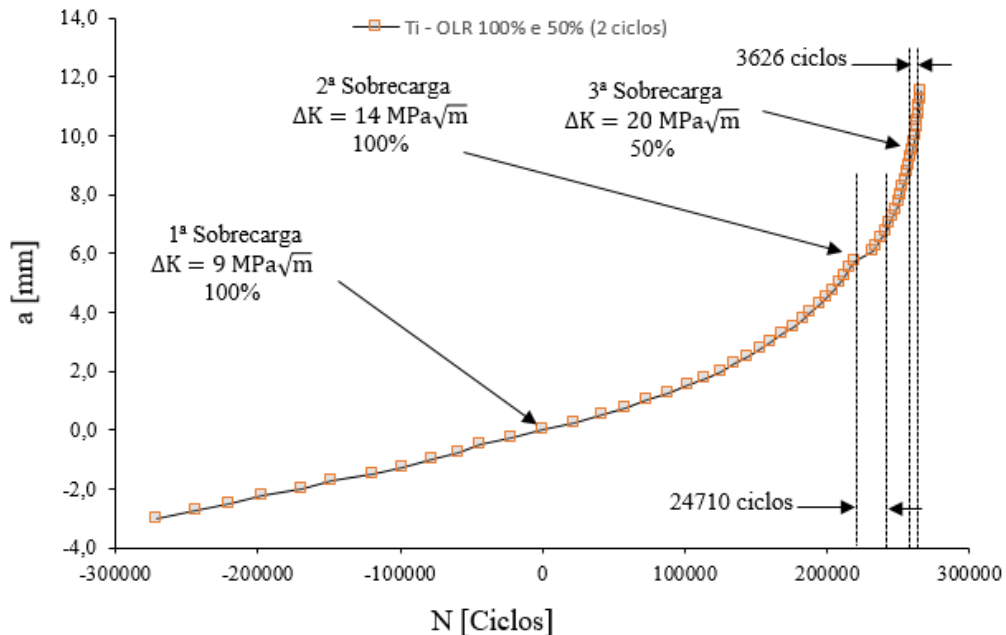


Figura 39 - Gráfico que relaciona o comprimento de fenda com o número de ciclos para a aplicação de sobrecargas.

A análise da Figura 39 permite comprovar o que foi dito anteriormente relativamente ao efeito da primeira sobrecarga. Ou seja, esta não tem qualquer efeito na velocidade de propagação da fenda, sendo expectável que o fecho de fenda induzido por plasticidade relativo à primeira sobrecarga seja inferior ao registado para as outras sobrecargas. Tal como apresentado no subcapítulo 4.1, a dureza desta liga é elevada pelo que a um comprimento de fenda baixo corresponde uma abertura dos flancos da fenda também baixo.

Relativamente às sobrecargas subsequentes, conclui-se que apesar de possuírem amplitudes diferentes ambas contribuem para o retardamento da velocidade de propagação da fenda. No entanto, o regime transitório é curto, restabelecendo-se rapidamente o comportamento normal. Tal como se pode verificar na Figura 39, a segunda sobrecarga induz um retardamento da ordem dos 24710 ciclos, enquanto que a terceira sobrecarga apresenta um retardamento de 3626 ciclos.

No subcapítulo seguinte abordar-se-á o efeito do fecho de fenda aplicado às sobrecargas, o que poderá permitir justificar o retardamento verificado com o aumento do fecho de fenda induzido por plasticidade.

4.4.1. Fenómeno de fecho de fenda após aplicação de sobrecargas

Tal como visto nos capítulos anteriores, o fenómeno de fecho de fenda é expresso através do parâmetro U . Para a análise deste fenómeno é efetuada a medição dos deslocamentos com recurso a extensómetros mecânico e ótico.

Desta análise resultou que o fecho de fenda calculado com recurso ao extensómetro de lâminas não apresenta a sensibilidade suficiente para a sua determinação, tal como Chen et al (2018) concluíram no seu estudo. A apresentação dos gráficos relativos ao fecho de fenda medido por extensómetro mecânico encontra-se no apêndice B, Figuras B.1, B.2 e B.3, dado que a medição remota deste fenómeno não conduz a valores credíveis.

Nas Figuras 40, 41 e 42 apresenta-se a relação do parâmetro da razão de carga, U , em função de ΔK para a primeira, segunda e terceira sobrecarga, respetivamente. Dessa forma, é possível verificar-se o aumento do fecho de fenda à medida que o valor de ΔK aumenta.

Na Figura 39 observa-se um valor de fecho de fenda por plasticidade baixo e praticamente igual ao valor médio relativo ao regime II de propagação, indo ao encontro das considerações tecidas anteriormente à cerca da influência da primeira sobrecarga na curva a-N.

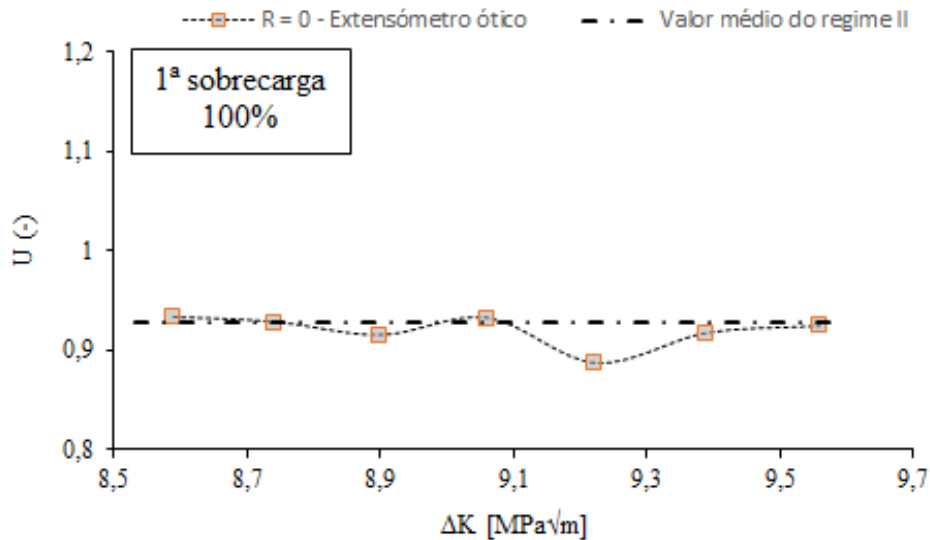


Figura 40 - Gráfico de fecho de fenda para a primeira sobrecarga, medido com extensómetro ótico.

Na Figura 41 apresenta-se a relação do parâmetro U em função de ΔK para a segunda sobrecarga. É possível verificar-se que antes da sua aplicação há um aumento do parâmetro U seguido da queda abrupta do mesmo. Este fenómeno é característico do fenómeno de fecho de fenda induzido por plasticidade após uma sobrecarga que surta efeito, permitindo concluir que o retardamento da segunda sobrecarga se deve ao aumento do fecho de fenda induzido por plasticidade.

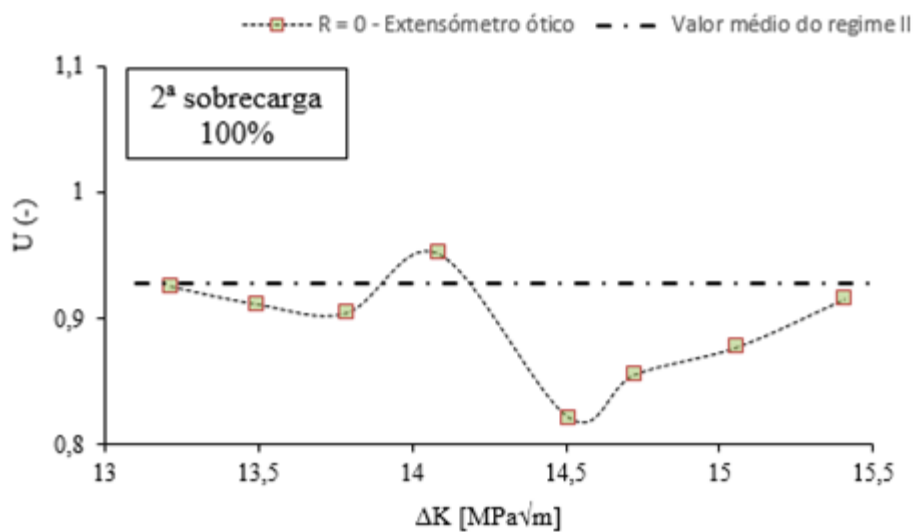


Figura 41 - Gráfico de fecho de fenda para a segunda sobrecarga, medido com extensômetro ótico.

Após a aplicação da sobrecarga verifica-se que o parâmetro U não recupera de imediato o seu valor em torno da média do regime II, introduzindo a possibilidade de existência de uma zona deformada plasticamente na extremidade da fenda, obrigando-a a contorná-la. Esta mudança de direção provoca um retardamento na velocidade de propagação da fenda, aumentando o fecho de fenda induzido por plasticidade, tal como indicado na Figura 41.

Por último, na Figura 42 é possível observar-se que o fecho de fenda induzido por plasticidade aumenta comparativamente com as análises anteriores. Embora a aplicação da sobrecarga de 50% tenha uma amplitude inferior, a plasticidade na extremidade da frente aumenta devido ao aumento de ΔP . A valores elevados de comprimento de fenda correspondem valores elevados de ΔK , pelo que o encruamento na extremidade da fenda devido à deformação plástica produz um fecho de fenda induzido por plasticidade superior. O fato da fenda apresentar um elevado comprimento desencadeia um aumento do raio plástico em torno da sua extremidade.

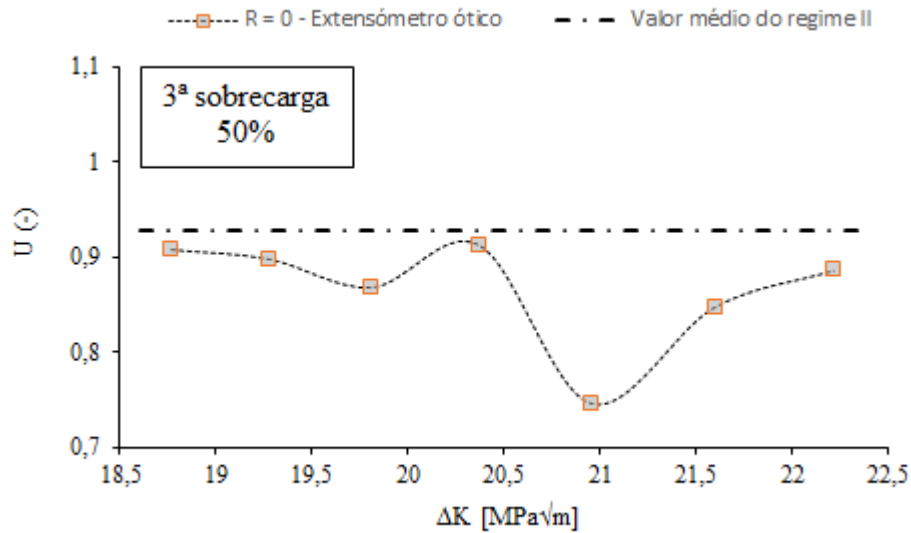


Figura 42 - Gráfico de fecho de fenda para a terceira sobrecarga, medido com extensómetro ótico.

Na Tabela 6 apresenta-se uma análise comparativa entre o valor médio antes e após a aplicação da sobrecarga, de acordo com o modo de medição dos deslocamentos, ou seja, o método mecânico e ótico. Esses valores de U correspondem ao valor de carga de abertura, P_{ab} , que possibilitam o cálculo do fecho de fenda.

Tabela 6 – Tabela comparativa do valor de U relativamente aos dois métodos de análise de fecho de fenda.

U [-]	Extensómetro mecânico		Extensómetro ótico	
	Valor médio	Após sobrecarga (valor mínimo)	Valor médio	Após sobrecarga (valor mínimo)
1ª sobrecarga		0,947		0,887
2ª sobrecarga	0,968	0,9	0,928	0,822
3ª sobrecarga		0,932		0,745

Como se pode verificar na Tabela 6, após a aplicação da sobrecarga o extensómetro ótico reflete com precisão o valor de fecho de fenda induzido por plasticidade,

dado que U apresenta uma queda mais acentuada no seu valor, indicando a possibilidade de manifestação desse fenómeno.

4.5. Determinação do raio plástico

O presente capítulo incide no estudo do rasto provocado pela aplicação de uma sobrecarga. Deste modo, a sua aplicação produz um aumento de deformação plástica na extremidade da fenda provocando plastificação do material nessa região.

A determinação do raio plástico será efetuado segundo dois modos. Um teórico, que se baseia na aplicação das equações propostas por Irwin de acordo com o estado de tensão, e outro experimental que assenta na utilização do programa *GOM Correlate*.

Dessa forma, de acordo com a equação (25) é possível verificar o estado de tensão da região plástica considerada. Contudo, para que seja possível aplicar a equação (25) é necessário determinar a solução das equações (23) e (24), relativas ao cálculo do raio plástico para o estado plano de tensão e deformação. Conhecidos esses valores aplica-se a equação (25) da qual se conclui que a região plástica no interior do provete se encontra em estado plano de deformação. Por outro lado, a superfície do provete encontra-se em estado plano de tensão.

Na Tabela 7 são apresentados os raios plásticos teórico e experimental, bem como a análise efetuada aquando da aplicação da primeira sobrecarga.

Tabela 7 – Tabela comparativa entre os raios plásticos calculados de modo teórico e experimental.

Sobrecargas	ΔK_{OLR} [MPa \sqrt{m}]	$r_{y\epsilon}$ – Teórico [mm]	$r_{y\epsilon}$ – Experimental (Correlação de imagem) [mm]
Durante a 1 ^a – 100%	18	0.172	0.1323
Após a 1 ^a – 100%	9	0.0429	0.0777
Após a 2 ^a – 100%	14	0.1039	0.107
Após a 3 ^a – 50%	16	0.2173	0.192

Nesta tabela é possível verificar-se que para cada sobrecarga a diferença no valor do raio plástico segundo os dois métodos é mínima, concluindo-se que o método experimental se ajusta ao expectável em termos teóricos.

Por outro lado, é possível verificar-se que durante a aplicação da primeira sobrecarga o raio plástico duplica. Isto significa que a aplicação da sobrecarga introduz deformação plástica na extremidade da fenda, favorecendo o retardamento da velocidade de propagação e, com isso, obrigando a fenda a contornar ou a atravessar essa região, aumentando o fecho de fenda induzido por plasticidade.

Na Figura 43 apresenta-se o raio plástico durante a aplicação da primeira sobrecarga, comprovando a existência de uma região deformada plasticamente em torno da extremidade da fenda.

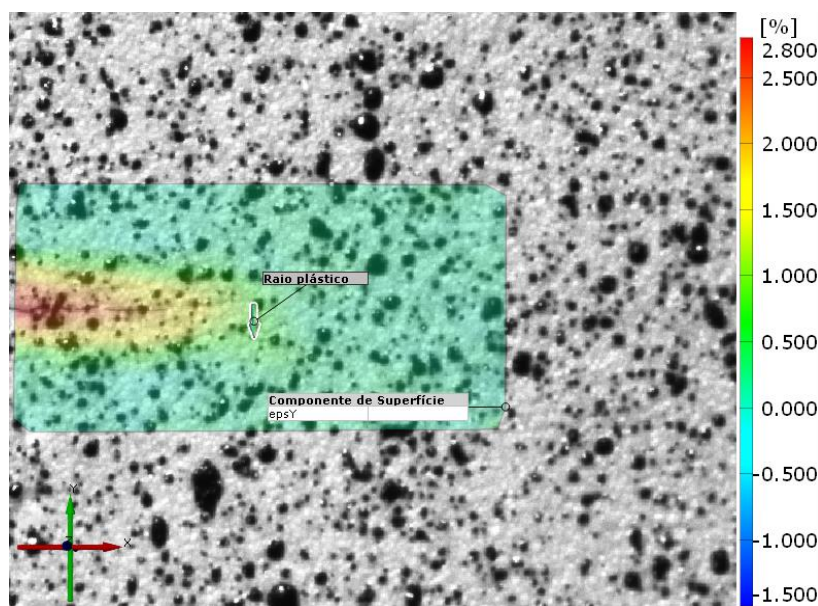


Figura 43 - Ilustração do raio plástico durante a aplicação da primeira sobrecarga [33].

Na Figura 44 é possível observar-se a diminuição do raio plástico após a aplicação da primeira sobrecarga, no qual para um valor de ΔP inferior é notória a redução de deformação plástica na extremidade da fenda.

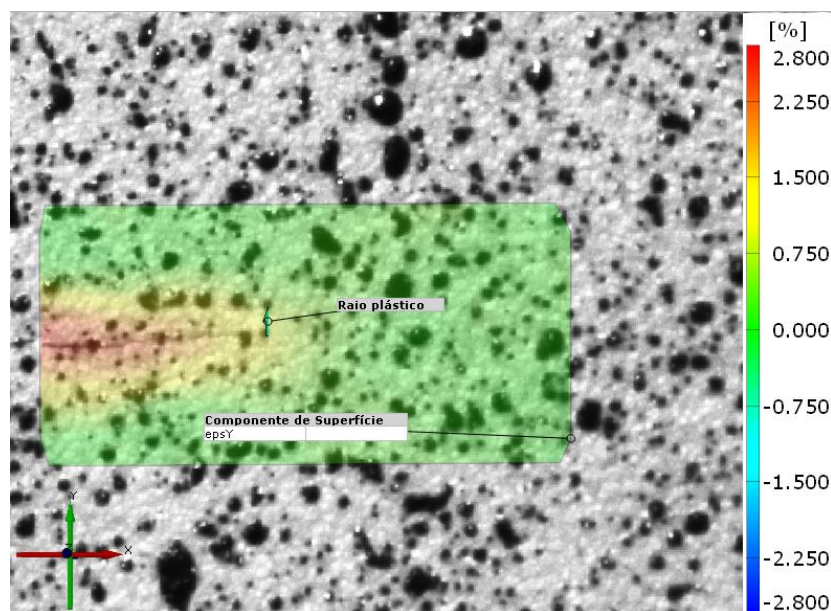


Figura 44 - Ilustração do raio plástico após a aplicação da primeira sobrecarga [33].

4.6. Análise da superfície de fratura

A análise da superfície de fratura permite complementar as análises efetuadas anteriormente na medida em que o rasto plástico provocado pela propagação da fenda nos regimes I e II espelha o historial de carregamento e o comportamento de resposta do material a essas solicitações.

Deste modo, com o auxílio do rugosímetro foi possível traçar a topografia da primeira e segunda sobrecarga sendo que para a primeira não se deteta uma demarcação prenunciada da deformação plástica em seu redor, ao contrário do que se verifica para a segunda. Esta análise é apresentada na Figura 45 tendo sido realizada a medição no centro do provete, isto é, em total estado plano de deformação. É possível verificar-se que o raio plástico após a segunda sobrecarga é muito semelhante ao raio plástico teórico e experimental apresentado anteriormente (0,1039 e 0,107 μm , respetivamente), concluindo-se que o efeito da sobrecarga induz o aumento do fecho de fenda induzido por plasticidade devido ao aumento da região plastificada em torno da extremidade da mesma.

Na Figura 45 encontra-se assinalado comprimento de fenda correspondente à aplicação da segunda sobrecarga na qual se identifica o raio plástico após a sua aplicação.

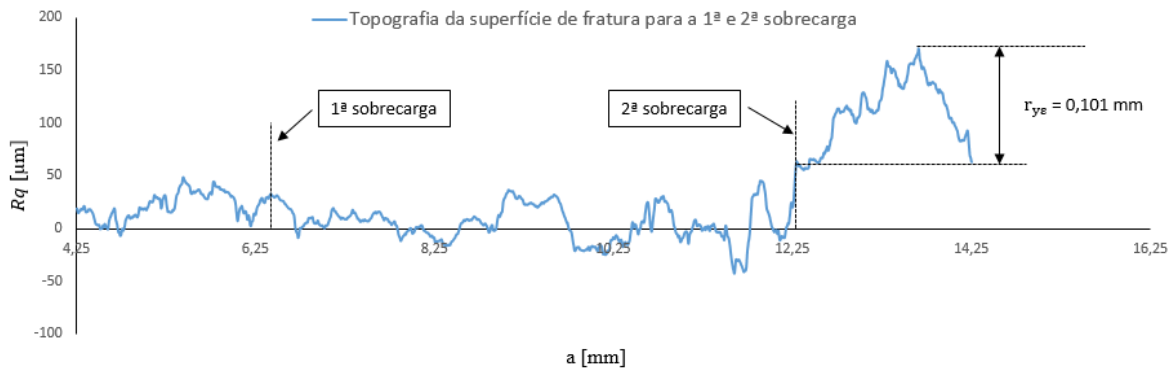


Figura 45 - Análise topográfica da superfície de fratura para a 1ª e 2ª sobrecarga.

4.6.1. Análise de rugosidade

A medição da rugosidade superficial das peças efetuar-se, geralmente, por palpação ao longo de uma superfície com exploração bidimensional da superfície. O perfil de rugosidade é caracterizado pela sucessão de picos separados por vales, ou, por outras palavras, por irregularidades geométricas do perfil.

Na presente dissertação recorre-se ao desvio médio quadrático de modo a permitir traçar o perfil de rugosidades pretendido, de acordo com a norma EN ISO 4287 [42]. Este desvio é definido como a raiz quadrada dos quadrados das ordenadas do perfil efetivo em relação à linha média dentro do percurso de medição.

Na Figura 46 apresenta-se o perfil de rugosidades para ΔK decrescente na qual se verifica que com a aproximação do limiar de fadiga a rugosidade tende a aumentar, apresentando o valor máximo de rugosidade para um valor de $\Delta K = 3,18 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, ou seja, correspondendo ao valor do limiar de fadiga.

Deste modo, conclui-se que o aumento do fecho de fenda junto do limiar de fadiga, presente no subcapítulo 4.3.1, se justifica devido ao aumento de rugosidade. Dessa forma, trata-se do fenómeno de fecho de fenda induzido por rugosidade, responsável pela redução abrupta da velocidade de propagação da fenda.

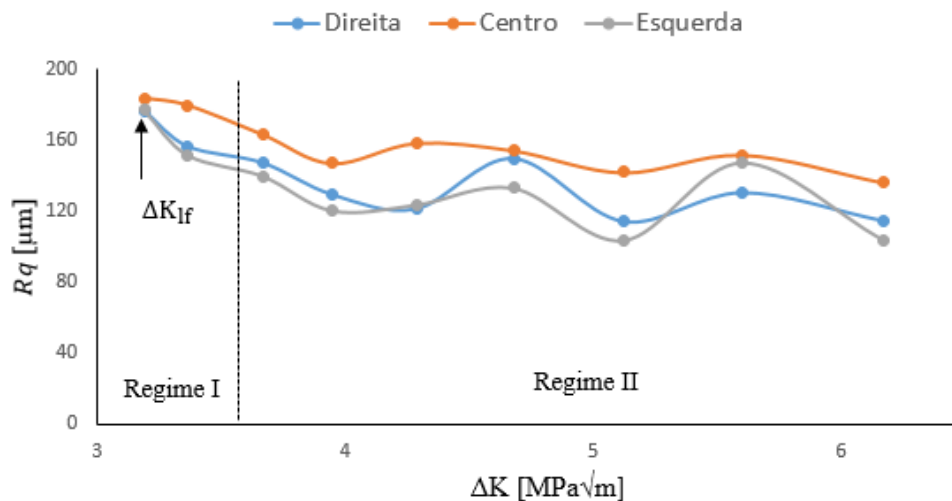


Figura 46 - Perfil de rugosidade para ΔK decrescente.

4.6.2. Análise da fractografia

A análise por MEV permite uma elevada gama de ampliação sendo particularmente utilizada no estudo da superfície de amostras, possibilitando o conhecimento de algumas características dos materiais, tais como, a morfologia, a micrografia e a topografia da superfície de fratura. A aplicação desta técnica exige que o material seja condutor eletricamente ou, caso não o seja, é necessária a elaboração de procedimentos de modo a torná-lo.

Deste modo, a análise por MEV incide particularmente no limiar de fadiga, no regime de propagação da fenda e na região onde foram aplicadas as sobrecargas. Nestes procura-se verificar a existência de marcas deixadas na superfície de fratura que permitam provar, por exemplo, o fenómeno de fecho de fenda ou a presença das sobrecargas.

Relativamente ao limiar de fadiga sugere-se a Figura 47 na qual é possível observar-se uma rugosidade local muito acentuada, permitindo o fecho de fenda induzido por rugosidade se manifeste no regime I. Esta análise vai ao encontro das conclusões retiradas anteriormente relativamente ao aumento do parâmetro de razão de carga, U , nesta região, bem como o aumento de rugosidade registado na Figura 46.

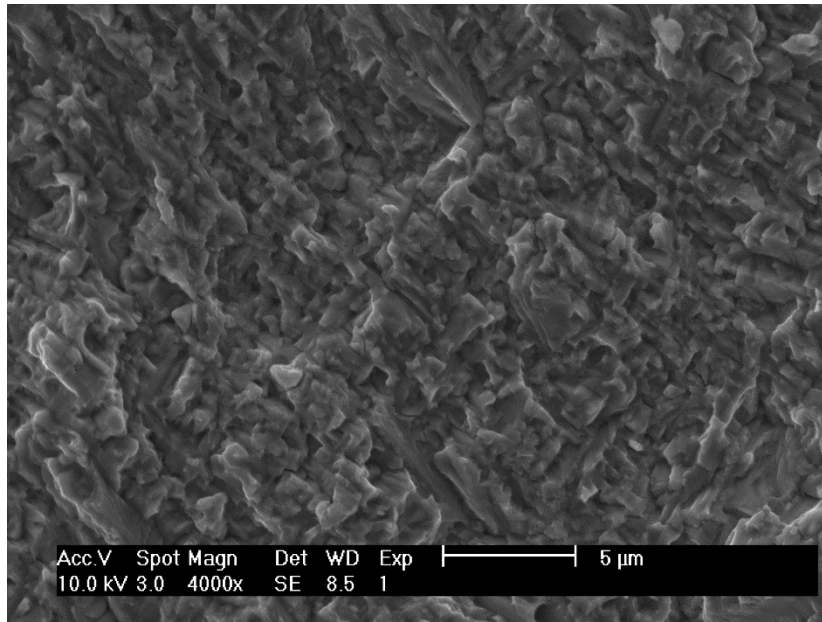


Figura 47 - Ilustração do limiar de fadiga através do uso de MEV para um $\Delta K=3,18 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

Por outro lado, a Figura 48 diz respeito ao regime II de propagação na qual é possível verificar-se uma rugosidade global uniforme com picos e vales acentuados pontualmente, encontrando-se sinalizado um desses vales referidos anteriormente.

Esta topografia da superfície traduz-se num fecho de fenda induzido por rugosidade, podendo existir fecho de fenda induzido por plasticidade ou um misto de ambos.

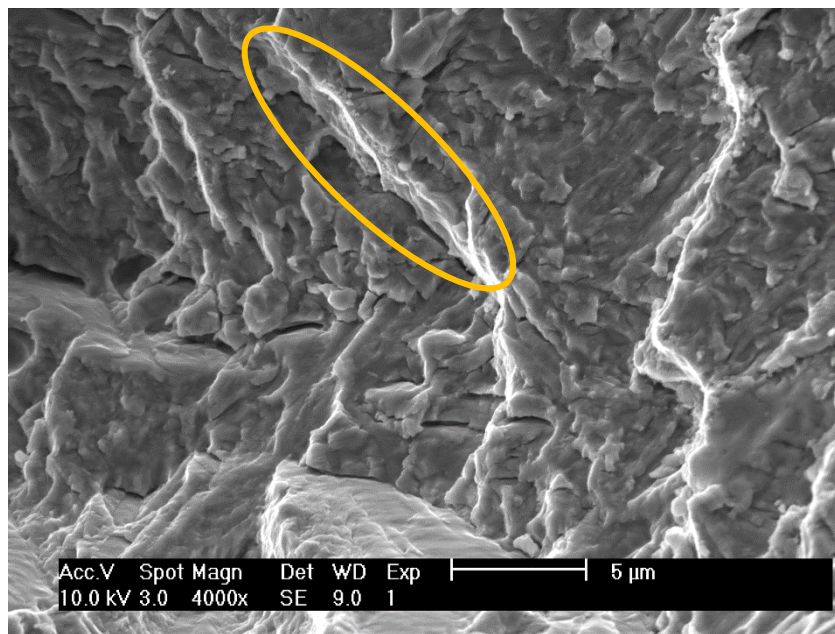


Figura 48 - Ilustração de regime II de propagação através do uso de MEV para um $\Delta K= 6,5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

A Figura 49 diz respeito ao regime II de propagação e pretende ilustrar-se o contorno efetuado pela fenda em torno de uma das fases (α ou β) presentes na microestrutura do material.

Segundo Dahar et al (2017), para componentes de titânio Ti6Al4V obtidos por FSL a propagação da fenda por fadiga não apresenta um comportamento linear. Ou seja, tal como indicado na Figura 49, a fenda propaga-se tanto intragranular como intergranular. A trajetória efetuada pela fenda é influenciada pela dureza apresentada pela fase no qual ocorre propagação intergranular. A fratura em forma acicular resulta das elevadas tensões de corte presente na fronteira de grão e da elevada dissipação plástica, resultante da solicitação efetuada.

Zhou et al (2018) afirmaram que após tratamento térmico a fase α se transforma em lamelas longas, grossas e aciculares enquanto β corresponde à fase presente em torno dos grãos α . Deste modo, pode afirmar-se que a fase α possui maior dureza que a β dado o contorno da fenda em torno da mesma. Todavia, o estudo das nanodurezas destas duas fases permitiria a possibilidade de se afirmar categoricamente a análise efetuada anteriormente.

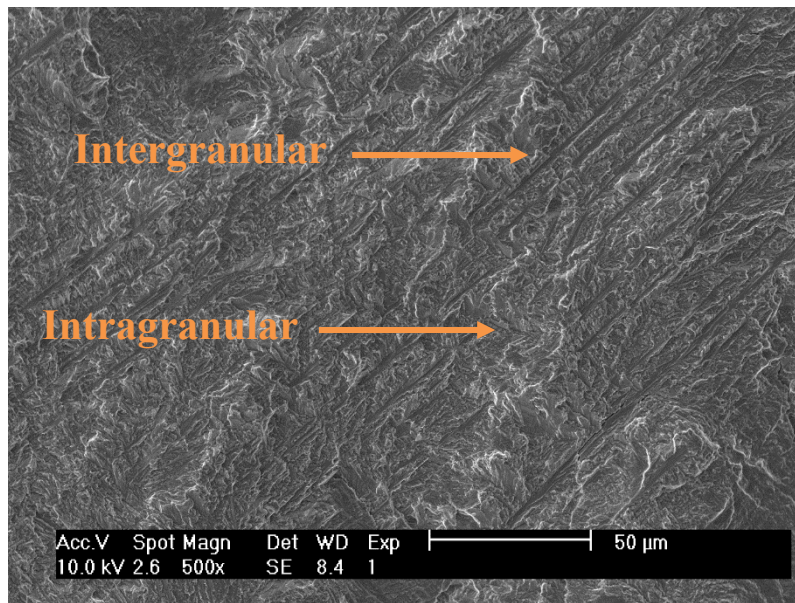


Figura 49 - Ilustração da deflexão realizada pela fenda no regime II de propagação para $\Delta K=16\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$.

Relativamente ao regime II de propagação sugere-se a apresentação da Figura 50 na qual se observa que na proximidade da superfície a rugosidade é muito reduzida. Deste modo, era expectável que assim fosse, pois junto à superfície do provete as tensões normais segundo x e y são diferentes de zero, ao contrário das tensões de corte e normal segundo z. Ou seja, à medida que a fenda se aproxima da face do provete ocorre uma mudança de estado plano de deformação (centro do provete) para estado plano de tensão. A acumulação de tensões na fronteira entre o material e o meio propicia o aparecimento de planos de corte, tal como se verifica na Figura 50.

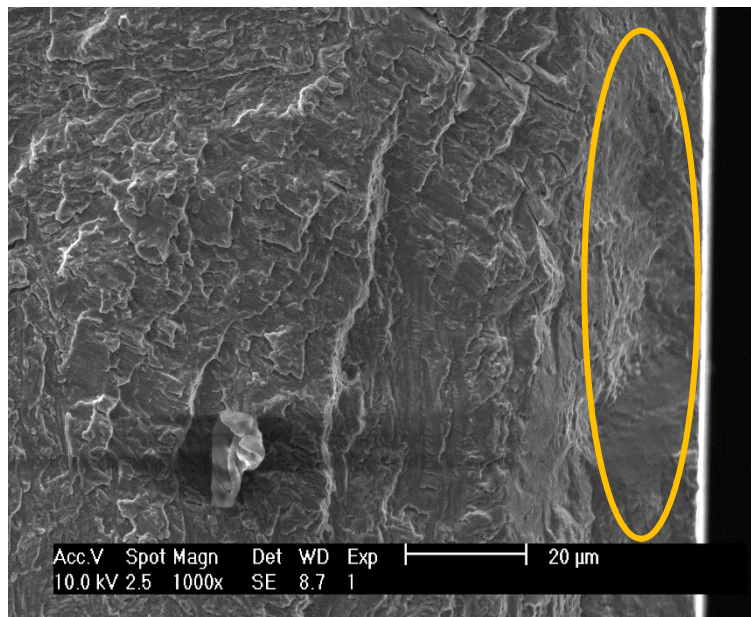


Figura 50 - Ilustração da diferença entre estado plano de deformação e tensão para $\Delta K=7 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

A análise por MEV para avaliar o efeito das sobrecargas é efetuada apenas para a segunda, porque foi onde se registaram resultados mais satisfatórios e capazes de explicar o fenómeno de fecho de fenda.

A aplicação de uma sobrecarga introduz na extremidade da fenda um aumento de deformação plástica que se manifesta ao longo de toda a frente de propagação. Desta forma, na Figura 51 é possível observar-se que a sobrecarga foi efetuada na região assinalada, dada a regularidade desse defeito ao longo de toda a frente de propagação. Neste caso a influência da sobrecarga não se encontra tão demarcada dado corresponder a uma subida, tal como indicado no perfil de rugosidades. No perfil de rugosidades é ainda detetável que a rugosidade se mantém praticamente constante antes e após a aplicação da sobrecarga, o que também é perceptível pela análise da Figura 51.

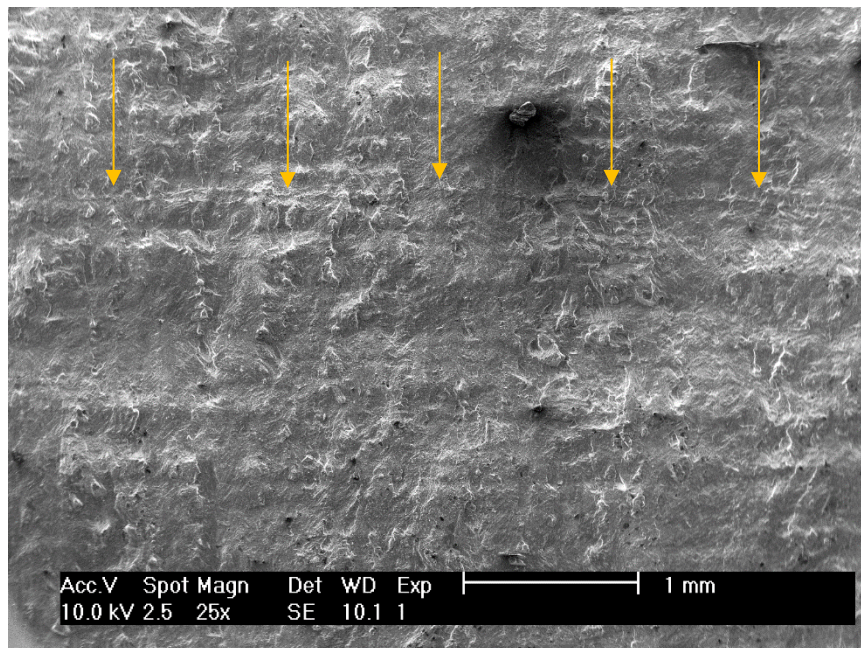


Figura 51 - Ilustração da aplicação da segunda sobrecarga para um $\Delta K=14 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

Tal como observado no subcapítulo 4.4.1, o fecho de fenda após a aplicação da sobrecarga tende gradualmente a recuperar e estabilizando para $\Delta K=15 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

Da análise da Figura 51 decorre que não se verifica o efeito de unha, ou seja, a frente da fenda apresenta um avanço totalmente perpendicular às faces do provete. Este efeito é característico dos materiais dúcteis que apresentam elevado fecho de fenda induzido por plasticidade. Como os valores de fecho de fenda determinados anteriormente são baixos o efeito de unha é inexistente.

A Figura 52 diz respeito a instantes após a aplicação da sobrecarga no qual se verificam estrias de propagação devido, essencialmente, à clivagem entre planos que se encontram em contacto. Na Figura 48 apresenta-se a superfície de fratura relativa ao regime II de propagação podendo efetuar-se uma análise comparativa com a Figura 52, uma vez que esta corresponde a um valor de ΔK superior ao da aplicação da sobrecarga. Deste modo, verifica-se que as duas superfícies de fratura são semelhantes concluindo-se que a sobrecarga produz um aumento de deformação localizado, não se estendendo para valores de ΔK superiores.

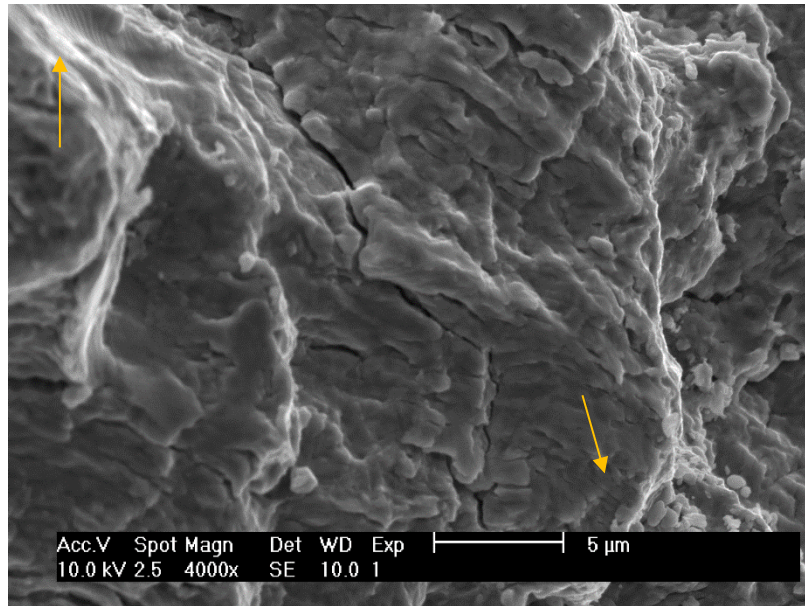


Figura 52 - Ilustração de estrias de propagação após a aplicação da segunda sobrecarga para um $\Delta K=14,72 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

Por último, na Figura 53 apresenta-se a análise metalográfica efetuada na face do provete na qual se verifica que a fenda atravessa as fases α e β independentemente da sua dureza, ao contrário do que se verificou anteriormente para a região central do provete.

Por outras palavras, em estado plano de tensão a fenda atravessa os grãos independentemente da sua composição química e resistência mecânica. Em estado plano de deformação a fenda tende a contornar a fase α porque possivelmente apresenta uma resistência mecânica superior.

Por último, percebe-se que a propagação da fenda não ocorre entre as camadas de deposições do material, intercetando várias ao longo do seu percurso, ao contrário do que acontece em alguns materiais obtidos por FSL.

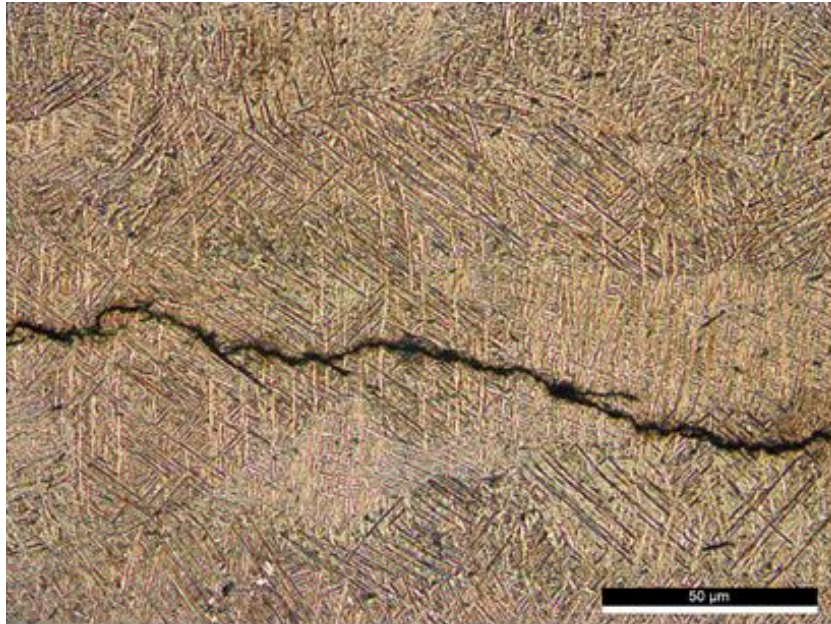


Figura 53 - Ilustração da análise metalográfica na superfície do provete, após fratura.

5. CONCLUSÕES

Na presente dissertação foi estudada a propagação de fendas à fadiga em provetes obtidos por Fusão Seletiva por Laser, tendo sido possível estabelecer as seguintes conclusões:

- A liga de titânio Ti6Al4V obtida por FSL apresenta um perfil de microdurezas isotrópico;
- A sua microestrutura revela a existência de um baixo nível de porosidade, à medida de componentes obtidos por meio de processos convencionais. Contudo, para ampliações da ordem de 500x é possível verificar-se, pontualmente, porosidades;
- A razão de tensão não apresenta influência significativa na propagação de fendas à fadiga, uma vez que o ajuste efetuado pela lei de Paris permite verificar que as constantes m são semelhantes. No que à constante C diz respeito verifica-se que esta é superior para $R=0,4$, traduzindo-se numa menor vida;
- Independentemente da razão de tensão, o limiar de fadiga apresenta um valor inferior quando comparado com os processos convencionais, mas não muito díspar;
- Para uma razão de tensão de 0,4 verificou-se a rutura precoce do provete, comparativamente com $R=0$, dado que a tensão máxima é superior para $R=0,4$;
- Relativamente à velocidade de propagação concluiu-se que para $R=0,4$ se registam velocidades superiores, diminuindo a vida útil do provete;
- A determinação do fecho de fenda depende do método de análise utilizado para medição do campo de deslocamentos;
- Para o regime I o extensómetro mecânico apresenta maior precisão. Para o regime II de propagação o método ótico é melhor;

- Para o regime II de propagação de $R=0,4$ não existe fenómeno de fecho de fenda, registado para ambos os métodos de análise;
- A aplicação de sobrecargas não altera significativamente a vida útil do componente. A aplicação da segunda e terceira sobrecarga apresentou um comportamento transitório após a sua aplicação, devido ao aumento do fecho induzido por plasticidade;
- A aplicação da primeira sobrecarga de 100 % surte pouco efeito, enquanto que a segunda produz um retardamento de 24710 ciclos. A terceira sobrecarga, de 50%, produz em retardamento de 3626 ciclos;
- Após a aplicação da segunda e terceira sobrecarga verificou-se um aumento do valor de fecho fenda induzido por plasticidade;
- A terceira sobrecarga é a que apresentou maior fecho de fenda induzido por plasticidade, devido ao estado avançado da fenda, pois o ΔK nesse ponto é muito superior relativamente ao ΔK do ponto de aplicação da segunda sobrecarga. Ou seja, o ΔK base da terceira é superior e o $K_{m\acute{a}x}$ também;
- Durante a aplicação da primeira sobrecarga constatou-se o duplicar do valor do raio plástico na extremidade da fenda;
- O raio plástico aumenta à medida que a fenda se propaga, sendo os valores obtidos por via teórica e experimental muito semelhantes;
- A análise da superfície de fratura permitiu verificar uma topografia praticamente constante ao longo de todo o regime de propagação, à exceção da região correspondente à aplicação da segunda sobrecarga;
- O aumento de perfil nessa região corresponde ao raio plástico da segunda sobrecarga, indiciando o fenómeno de fecho de fenda induzido por plasticidade;
- A análise conjunta da metalografia e da fractografia permitiram concluir que a fenda tende a propagar-se inter e intragranularmente, de acordo com a resistência mecânica de cada fase;
- A análise metalográfica da superfície do provete permite concluir que a propagação não ocorre entre camadas de deposição do material, ao contrário do que se verifica noutros materiais.

5.1. Sugestões de trabalhos futuros

A realização do presente trabalho permitiu a compreensão aprofundada sobre a propagação de fendas à fadiga de componentes obtidos por FSL. Todavia, é possível retirar-se ilações acerca de trabalhos futuros, nomeadamente:

- A medição do campo de deslocamentos por meio ótico para determinação do fenómeno de fecho de fenda, porém com câmaras que possuam uma resolução superior àquelas que foram utilizadas no presente trabalho. Essas terão mais precisão acerca dos deslocamentos apresentados em torno da extremidade da fenda, permitindo o cálculo do fecho de fenda para o regime I de propagação. Tal como se verificou anteriormente, se o método ótico captasse os deslocamentos no regime I de propagação, tão bem quanto o mecânico, seria adotado como a solução mais viável, pois conduz a excelentes resultados para o regime II de propagação.
- Os resultados medidos experimentalmente, por meio de ambos os métodos, conduzem ao conhecimento dos deslocamentos durante os ensaios de propagação da fenda à fadiga. Todavia, seria interessante uma análise teórica no qual se utilizasse a equação de Westergaard [45] de modo a confrontar os deslocamentos experimentais com os teóricos.
- Por outro lado, de acordo com a equação de Pommier e Hamam [46] podia efetuar-se o cálculo dos deslocamentos plástico e elástico aquando da propagação da fenda à fadiga.
- Determinando esses deslocamentos com elevada precisão é possível proceder-se à determinação do ΔK_{ef} contabilizando diretamente o fenómeno de fecho de fenda, através dos métodos teóricos mencionados nos dois pontos anteriores.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] B. Dutta and F. H. (Sam. Froes, “The Additive Manufacturing (AM) of titanium alloys,” *Met. Powder Rep.*, vol. 72, no. 2, pp. 96–106, 2017.
- [2] E. Sachs, M. Cima, and J. Cornie, “Three-dimensional printing: rapid tooling and prototypes directly form a CAD model,” *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 39, no. 1, pp. 201–204, 1990.
- [3] M. Shellabear and O. Nyrhilä, “DMLS – Development History and State of the Art,” *Lane 2004*, pp. 1–12, 2004.
- [4] R. P. N. C. Balc, P. Berce, “Comparison between SLM and SLS in producing complex metal parts,” *Ann. DAAAM 2010 Proceeding 21st Int. DAAAM Symp.*
- [5] G. Casalino, S. L. Campanelli, N. Contuzzi, and A. D. Ludovico, “Experimental investigation and statistical optimisation of the selective laser melting process of a maraging steel,” *Opt. Laser Technol.*, vol. 65, pp. 151–158, 2015.
- [6] Y. Bai, Y. Yang, D. Wang, and M. Zhang, “Influence mechanism of parameters process and mechanical properties evolution mechanism of maraging steel 300 by selective laser melting,” *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 703, no. June, pp. 116–123, 2017.
- [7] “Materials laser melting - Concept Laser, (2016).”
- [8] L. M. S. Santos, J. A. M. Ferreira, J. S. Jesus, J. M. Costa, and C. Capela, “Fatigue behaviour of selective laser melting steel components,” *Theor. Appl. Fract. Mech.*, vol. 85, pp. 9–15, 2016.
- [9] M. Shiomi, K. Osakada, K. Nakamura, T. Yamashita, and F. Abe, “Residual stress within metallic model made by selective laser melting process,” *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 53, no. 1, pp. 195–198, 2004.
- [10] S. Suresh, *Fatigue of Materials*, 2nd ed. 1998.
- [11] A. Branco, C.; Martins Ferreira, J; Domingos da Costa, J.; and Silva Ribeiro, “Projecto de órgãos de máquinas,” *Fundação Calouste Gulbenkian*, vol. Serviço de, 2012.
- [12] A. International, “Fatigue,” *Elem. Metall. Eng. Alloy.*, pp. 243–265, 2008.

- [13] G. Irwin, “Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate,” *J. Appl. Mech*, pp. 361–364, 1957.
- [14] ASTM E 647 – 00, 2001.
- [15] L. Filipe Pires Borrego, “Propagação de fendas de fadiga a amplitude de carga variável em ligas de alumínio AlMgSi,” Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra, 2001.
- [16] P. Paris and F. Erdogan, “A Critical Analysis of Crack Propagation Laws,” *J. Basic Eng.*, vol. 85, no. 4, p. 528, 1963.
- [17] R. M. Forman, R.G., Keary, V.E., Engle, “Numerical analysis of crack propagation in cyclic-loaded structures,” *J. Basic Eng.*, vol. 89, pp. 459–464, 1967.
- [18] W. Elber, “The significance of fatigue crack closure,” *Damage Toler. Aircr. Struct. ASTM STP 486, Am. Soc. Test. Mater.*, pp. 230–242, 1971.
- [19] J. Domingos Moreira da Costa, “Análise da tolerância de defeitos em ligas de alumínio,” Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra, 1991.
- [20] R. O. Ritchie and S. Suresh, “Some considerations on fatigue crack closure at near-threshold stress intensities due to fracture surface morphology,” *Metall. Trans. A*, vol. 13, no. 5, pp. 937–940, 1982.
- [21] F. Bergner, G. Zouhar, and G. Tempus, “The material-dependent variability of fatigue crack growth rates of aluminium alloys in the Paris regime,” *Int. J. Fatigue*, vol. 23, no. 5, pp. 383–394, 2001.
- [22] P. C. Paris, “Extensive study of low fatigue crack grow in A533 e A508 steels,” in *Stress analysis and growth of cracks*, 1972, pp. 67–69.
- [23] M. LANG and G. MARCI 1, “The influence of single and multiple overloads on fatigue crack,” *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, vol. 22, pp. 257–271, 1999.
- [24] L. P. Borrego, J. M. Ferreira, J. M. Pinho da Cruz, and J. M. Costa, “Evaluation of overload effects on fatigue crack growth and closure,” *Eng. Fract. Mech.*, vol. 70, no. 11, pp. 1379–1397, 2003.
- [25] R. H. Christensen, “Fatigue crack, fatigue damage and their detection,” *Met. fatigue. New York MacGraw-Hill.*, 1959.
- [26] J. R. Rice, “Mechanics of Crack Tip Deformation and Extension by Fatigue,” *Fatigue Crack Propag.*, vol. ASTM STP 4, no. October, pp. 247–309, 1967.
- [27] R. E. Jones, “FATIGUE SINGLE-CYCLE GROWTH RETARDATION AFTER

- PEAK OVERLOAD IN Ti-6Al-4V TITANIUM,” *Eng. Fract. Mech.*, vol. 5, pp. 585–604, 1973.
- [28] J. Schijve and D. Broek, “The result of a test program based on a gust spectrum with variable amplitude loading,” *Aircr. Eng.*, vol. 34, pp. 314–316, 1962.
- [29] C. Chen, D. Ye, L. Zhang, and J. Liu, “DIC-based studies of the overloading effects on the fatigue crack propagation behavior of Ti-6Al-4V ELI alloy,” *Int. J. Fatigue*, vol. 112, pp. 153–164, 2018.
- [30] H. Oguma and T. Nakamura, “Fatigue crack propagation properties of Ti-6Al-4V in vacuum environments,” *Int. J. Fatigue*, vol. 50, pp. 89–93, 2013.
- [31] 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, 1998.
- [32] S. Leuders *et al.*, “On the mechanical behaviour of titanium alloy TiAl6V4 manufactured by selective laser melting: Fatigue resistance and crack growth performance,” *Int. J. Fatigue*, vol. 48, pp. 300–307, 2013.
- [33] “GOM Correlate.” 2017.
- [34] J. Barralis and G. Maeder, “Prontuário de metalurgia,” in *Elaboração, estruturas, propriedades e normalização*, 2005.
- [35] A. F. Ritchie, R. O., Yu, W., Holm, D.K., Blom, “Development of fatigue crack closure with the extension of long and short cracks in aluminum alloy 2124: a comparison of experimental and numerical results,” *Mech. Fatigue Crack Closure*, ASTM STP 982, pp. 171–185, 1988.
- [36] ASTM E347-11e1, 2003.
- [37] ASTM E3-11, 2003.
- [38] S. M. J. Razavi, P. Ferro, and F. Berto, “Fatigue Assessment of Ti–6Al–4V Circular Notched Specimens Produced by Selective Laser Melting,” *Strength Mater.*, vol. 49, no. 5, p. 738, 2017
- [39] R. Konečná, L. Kunz, A. Bača, and G. Nicoletto, “Long Fatigue Crack Growth in Ti6Al4V Produced by Direct Metal Laser Sintering,” *Procedia Eng.*, vol. 160, no. Icmfm Xviii, pp. 69–76, 2016.
- [40] D. Greitemeier, F. Palm, F. Syassen, and T. Melz, “Fatigue performance of additive manufactured TiAl6V4 using electron and laser beam melting,” *Int. J.*

- Fatigue*, vol. 94, pp. 211–217, 2017.
- [41] B. L. Boyce and R. O. Ritchie, “Effect of load ratio and maximum stress intensity on the fatigue threshold in Ti-6Al-4V,” *Eng. Fract. Mech.*, vol. 68, no. 2, pp. 129–147, 2001.
- [42] EN ISO 4287 - Surface texture: Profile method, 1997.
- [43] M. S. Dahar, S. A. Tamirisakandala, and J. J. Lewandowski, “Fatigue crack growth and fracture behavior of as-cast Ti-43.5Al-4Nb-1Mo-0.1B (TNM) compared to Ti-48Al-2Nb-2Cr (4822),” *Intermetallics*, vol. 91, no. July, pp. 158–168, 2017.
- [44] B. Zhou, J. Zhou, H. Li, and F. Lin, “A study of the microstructures and mechanical properties of Ti6Al4V fabricated by SLM under vacuum,” *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 724, pp. 1–10, 2018.
- [45] H. M. Westergaard, “Bearing pressures and cracks,” *Journal of Applied Mechanics*, vol. 61. pp. A49–A53, 1939.
- [46] S. Pommier and R. Hamam, “Incremental mode I for fatigue crack growth based on a displacement partitioning hypothesis of mode I elastic-plastic displacement fields,” *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 2006.

APÊNDICE A

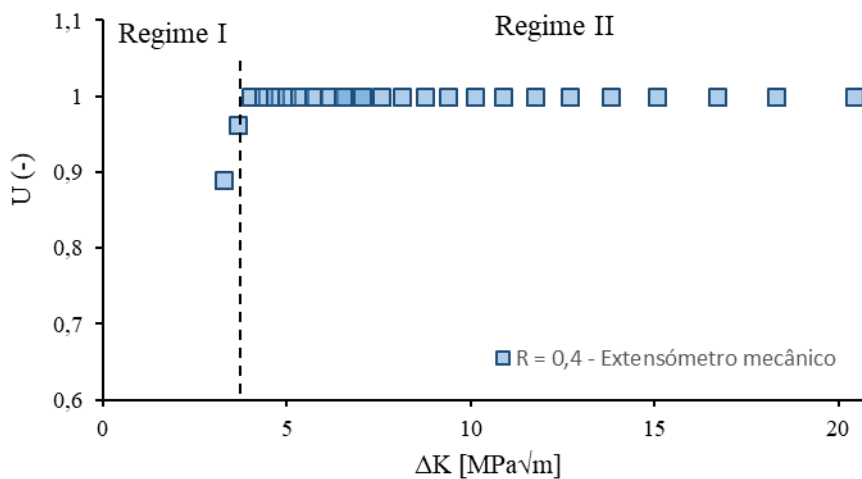
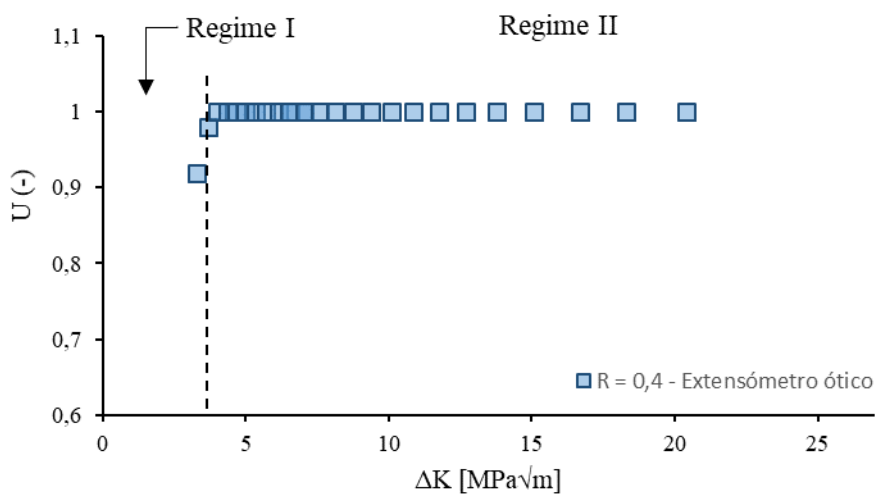


Figura A.1 – Gráfico de fecho de fenda para R=0,4, medido com extensômetro de lâminas.



APÊNDICE B

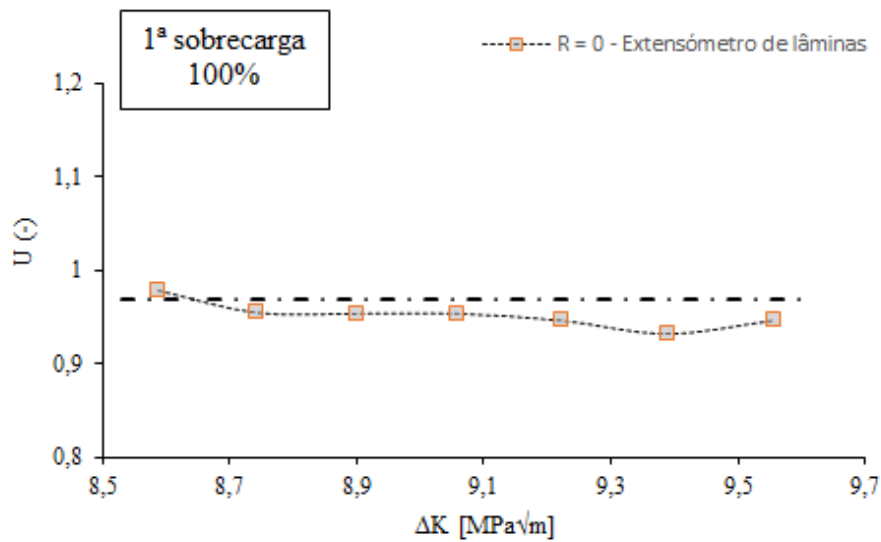


Figura B.1 – Gráfico do fecho de fenda relativo à primeira sobrecarga, medido com extensómetro de lâminas.

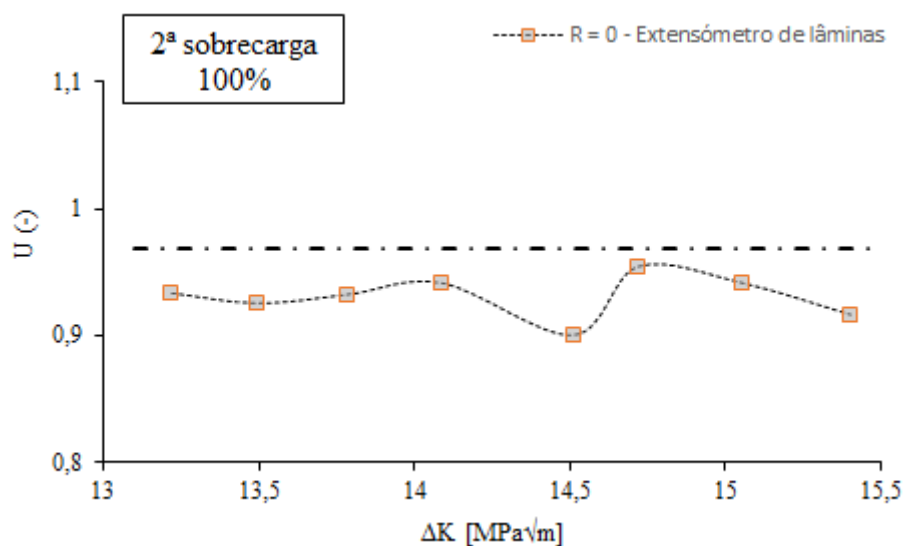


Figura B.2 - Gráfico do fecho de fenda relativo à segunda sobrecarga, medido com extensómetro de lâminas.

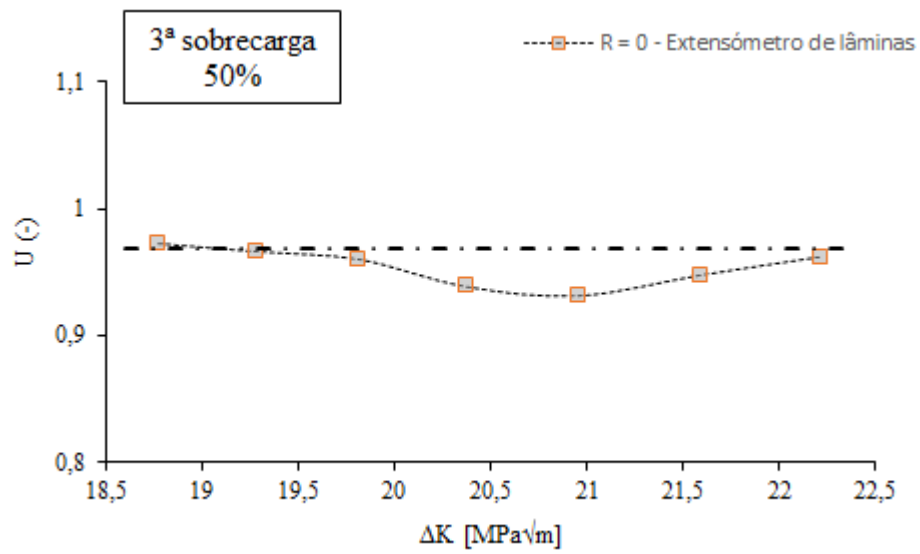


Figura B.3 - Gráfico do fecho de fenda relativo à terceira sobrecarga, medido com extensómetro de lâminas.