



FCTUC FACULDADE DE CIÊNCIAS
E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE COIMBRA

DEPARTAMENTO DE
ENGENHARIA MECÂNICA

Propagação de fendas de fadiga em elementos híbridos de aço com implante por sinterização a laser

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

Autor

Maria Margarida de Jesus França Gonçalves Conde

Orientadores

Professor Doutor José António Martins Ferreira

Professor Mestre Joel Alexandre da Silva de Jesus

Júri

Presidente Professor Doutor José Domingos
da Universidade de Coimbra

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

Coimbra, Setembro, 2017

Agradecimentos

A realização deste trabalho foi apenas possível com o contributo de algumas pessoas às quais agradeço.

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

Ao Professor Mestre Joel Alexandre da Silva Jesus pela dedicação e paciência na orientação desta dissertação.

Ao Professor Mestre Pedro Alexandre de Almeida do Vale Antunes e ao Professor Doutor José Domingos Moreira da Costa pela disponibilidade e comentários que ajudaram a completar este trabalho.

Ao Professor Doutor Carlos Capela, ao Engenheiro Luís e à Erofio pela disponibilização dos provetes para a realização dos ensaios.

À minha família e amigos pelo apoio e motivação ao longo desta etapa.

O autor agradece o apoio da Fundação para a Ciência e a Tecnologia através do projeto de 016713 (PTDC/EMS-PRO/1356/2014), no âmbito do qual a tese foi desenvolvida, financiado pelo Projeto 3599 PROMOVER a Produção Científica e Desenvolvimento Tecnológico e a Constituição de Redes Temáticas (3599-PPCDT) e por fundos FEDER. Agradecem também à empresa EROFIO SA, Batalha, pelo fornecimento das amostras para ensaio.



Resumo

Com o avanço tecnológico houve a necessidade do fabrico de peças com geometrias complexas que os processos de fabrico convencionais não permitem. De modo a resolver este problema, desenvolveram-se processos de manufatura por adição (AM) que além de permitirem geometrias complexas, também permitem uma prototipagem rápida auxiliando-se de modelos em CAD directamente transferidos para a máquina.

O Direct Metal Laser Sintering (DMLS) é um dos processos de fabricação e prototipagem (AM) mais avançados atualmente. Esta técnica permite criar peças complexas através da deposição de materiais em pó fundido camada por camada através da passagem de um laser.

Este trabalho recai na reconstrução de peças através de implantes sinterizados, sendo que é feito o estudo da resistência à fadiga para os dois aços comerciais diferentes, AISI H13 e AISI 420, onde foram construídos implantes de aço AISI 18Ni300 de DMLS com duas velocidades de passagem de laser diferentes (200mm/s e 400mm/s). Foram usados provetes CT, de acordo com a norma ASTM E647 – 00.

Neste estudo obtiveram-se as curvas de propagação de fenda, as constantes para aplicação da lei de Paris, procedeu-se à avaliação do efeito de sobrecarga e medição do fecho de fenda, com $R=0$, $R=0,3$ e $R=0,6$ para os provetes sinterizados à velocidade de laser de 200mm/s e com $R=0$ para 400mm/s.

Este processo (DMLS) cria uma zona de interface entre o aço comercial e o implante sinterizado. A propagação da fenda para todas as amostras ocorreu no limite da interface, precisamente na zona de material sinterizado e desenvolve entre as camadas sinterizadas. Verificou-se também que a razão de tensões não altera substancialmente a velocidade de propagação.

Abstract

Because of the technological advance, it was necessary to manufacture parts with complex geometries and rapid prototyping. Conventional manufacturing methods were too limited and did not allowed it. To solve this problem, additive manufacturing (AM) processes were developed, which in addition to allowing complex geometries also allowed a rapid prototyping since CAD files are directly transferred to the machinery.

Direct Metal Laser Sintering (DMLS) is one of the most advanced manufacturing and prototyping (AM) methods nowadays. This technique allows to create complex parts by depositing molten powder materials layer by layer through the passage of a laser. This work is concerned on parts that include sintered implants, being that the fracture toughness for the two different commercial steels, AISI H13 and AISI 420, where AISI 18Ni300 of DMLS steel implants were built with two different laser passage speeds (200mm/s and 400mm/s), being CT samples the final shape.

For this study, we obtained the crack growth rate and Paris law application, overload influence and crack closure for the load ratios of $R=0$, $R=0.3$ and $R=0.6$ for the sintered samples at the laser speed of 200mm/s and for $R=0$ for 400mm/s.

This process (DMLS) creates an interface zone between the commercial steel and the sintered implant. The crack growth path for all samples occurred in the limit of the interface, precisely in the zone of sintered material and develops between the sintered layers. It was also noticed that the load ratio does not substantially alter the rate of the propagation.

Keywords Sintering, DMLS, Crack growth, Overload, Crack Closure.

ÍNDICE

Índice de Figuras	ix
Índice de Tabelas.....	xi
Simbologia e Siglas.....	xii
Simbologia	xii
Siglas	xiii
1. Introdução.....	1
2. Revisão bibliográfica.....	3
2.1. Processo de manufatura por adição	3
2.2. Propagação de fendas por fadiga	5
2.2.1. Fator de intensidade de tensões.....	6
2.2.2. Curvas da/dN – ΔK	7
2.2.3. Lei de Paris.....	Erro! Marcador não definido.
2.2.4. Efeito do fecho de fenda na propagação de fendas de fadiga	10
2.2.5. Sobrecarga.....	12
3. Materiais e procedimentos	15
3.1. Caracterização do Material.....	15
3.2. Geometria dos provetes	17
3.3. Preparação dos provetes	Erro! Marcador não definido.
3.4. Máquina de ensaios	18
3.5. Método experimental.....	20
3.6. Determinação do fecho de fenda	21
3.7. Efeito da sobrecarga	23
3.8. Análise da superfície de fratura	24
4. Análise de resultados.....	26
4.1. Curvas da/dN – ΔK	26
4.2. Lei de Paris	30
4.3. Efeito das sobrecargas	35
4.4. Análise às superfícies de fratura.....	39
5. Conclusões	45
Bibliografia.....	47

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1- Ilustração do processo AM.....	4
Figura 2- Ilustração do processo DMLS.....	4
Figura 3- Exemplo de ciclo de carga.....	5
Figura 4- Modos de fratura.....	6
Figura 5- Esquema representativo da curva $da/dN - \Delta K$	9
Figura 6- Mecanismos de fecho de fenda.....	11
Figura 7- Gráfico de exemplo de fecho de fenda.....	12
Figura 8- Comprimento de fenda medido e calculado em função do número de ciclos, durante a aplicação de um pico de sobrecarga e subcarga.....	13
Figura 9- Taxa de crescimento da fenda em função do comprimento da fenda quando aplicada sobrecarga.....	13
Figura 10- Gráfico de tensão em relação ao tempo de um ciclo de sobrecarga.....	14
Figura 11- Relação entre dimensões da amostra CT.....	17
Figura 12- Geometria, dimensão da amostra e direção de crescimento.....	18
Figura 13- Equipamento utilizado para a realização dos ensaios.....	19
Figura 14- Equipamento de observação.....	19
Figura 15- Extensómetro usado.....	21
Figura 16- Exemplo de gráfico carga-deslocamento com fecho de fenda.....	22
Figura 17- Gráfico de correlação-carga.....	22
Figura 18- Microscópio eletrónico por varrimento Philips XL 30.....	25
Figura 19- Curvas $da/dN - \Delta K$ para $R=0$ das diferentes amostras de 200mm/s.....	27
Figura 20- Curvas $da/dN - \Delta K$ para amostras ST/SS de 200mm/s para as diferentes razões de tensão.....	28
Figura 21- Curvas $da/dN - \Delta K$ para amostra totalmente sinterizada e amostra híbrida de 400mm/s em $R=0$	29
Figura 22- Aplicação da Lei de Paris nas curvas $da/dN - \Delta K$ obtidas com $R=0$ para diferentes amostras de 200mm/s.....	30

Figura 23- Aplicação da Lei de Paris nas curvas da/dN – ΔK obtidas para diferentes razões de tensão de amostras híbridas de 200mm/s.....	31
Figura 24- Aplicação da Lei de Paris nas curvas da/dN – ΔK obtidas com R=0 para diferentes amostras de 400mm/s.....	32
Figura 25- Gráfico carga-deslocamento para R=0 de amostras ST/SS.....	34
Figura 26- Gráfico coeficiente de correlação-carga para R=0 de amostra ST/SS com a=2mm.....	35
Figura 27- Gráfico do efeito da sobrecarga na velocidade de propagação da fenda com $\Delta K > 10 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$	36
Figura 28- Gráfico carga-deslocamento para R=0, 0,07mm após a aplicação dos primeiros 10 ciclos de sobrecarga.....	38
Figura 29- Gráfico coeficiente de correlação-carga para R=0, 0,07mm após a aplicação dos primeiros 10 ciclos de sobrecarga.....	38
Figura 30- Imagem observação MEV de amostra ST/SS de 200mm/s.....	39
Figura 31- Imagem observação MEV de amostra ST/SS de 200mm/s.....	40
Figura 32- Imagem observação MEV de amostra ST/SS de 200mm/s.....	41
Figura 33- Imagem microscópica da microestrutura ao longo da fenda (20 μm).....	42
Figura 34- Imagem microscópica da microestrutura ao longo da fenda (500 μm).....	42
Figura 35- Imagem microscópica da microestrutura ao longo da fenda (200 μm).....	43
Figura 36- Imagem microscópica 3D da superfície de fratura.....	44

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 1- Composição química dos respetivos aços fornecida pelo fabricante.....	16
Tabela 2- Propriedades de tração para os respetivos aços.....	16
Tabela 3- Valores iniciais de ΔK crescente para as diferentes razões de tensão.....	20
Tabela 4- Valores iniciais de ΔK decrescente para as diferentes razões de tensão.....	20
Tabela 5- Valores de aplicação de sobrecarga nos ensaios.....	23
Tabela 6- Amostras analisadas com velocidade de laser de 200mm/s.....	27
Tabela 7- Parâmetros da Lei de Paris.....	33
Tabela 8- Resultados dos ensaios de sobrecargas.....	37

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

K – Fator intensidade de tensões

ΔK – Gama do fator intensidade de tensões

Y – Fator geométrico

a – Comprimento de fenda

$\Delta\sigma$ – Gama de tensão

σ_{\min} – Tensão mínima

σ_{\max} – Tensão máxima

ΔP – Gama de carga

P_{\min} – Carga mínima

P_{\max} – Carga máxima

R – Razão de tensões

C, m – Constantes da lei de Paris

N – Número de ciclos

ΔK_{th} – Limiar de propagação por fadiga

ΔK_{eff} – Gama do fator intensidade de tensões efetivo

K_{op} – Fator intensidade de tensão de abertura de fenda

P_{op} – Carga de abertura

K_{\max} – Fator intensidade de tensão máximo

U – Parâmetro normalizado da razão de carga

OLR – Razão de sobrecarga

ΔK_{ol} – Variação do fator intensidade de tensões de sobrecarga

N_{ol} – Número de ciclos em que foi aplicada a sobrecarga

a_{ol} – Comprimento de fenda em que foi aplicada a sobrecarga

N_p – Número de ciclos após sobrecarga

a_p – Comprimento de fenda após sobrecarga

Siglas

AM – Aditive Manufacturing

DMLS – Direct Metal Laser Sintering

SLS – Selective Laser Sintering

SLM – Selective Laser Melting

MFLE – Mecânica da Fratura Linear Elástica

MEV – Microscopia Eletrónica de Varrimento

EDM - Electrical Discharge Machining

1. INTRODUÇÃO

Nos principais sectores industriais, como a indústria automóvel, aeronáutica, biomédica, de turbomáquinas ou moldes, os materiais sinterizados a laser são cada vez mais usados, uma vez que permitem o fabrico de componentes com geometrias complexas e a reconstrução ou reparação de peças. Existem vários tipos de sinterização a laser, sendo os de maior relevância a técnica Selective Laser Sintering (SLS) e Direct Metal Laser Sintering (DMLS), esta última técnica é a adotada pelo fabricante das amostras deste estudo.

Tratando-se de uma tecnologia relativamente recente, comparativamente a outros processos convencionais ainda é bastante dispendiosa, é de interesse avaliar o comportamento mecânico de componentes obtidos através deste método.

O objetivo deste trabalho é analisar peças que englobam implantes sinterizados, concentrando-se no estudo da propagação de fendas à fadiga para dois aços comerciais, AISI H13 E AISI420, onde foram construídos implantes de aço AISI 18Ni300 de DMLS com duas velocidades de passagem de laser diferentes (200 mm/s e 400 mm/s).

No segundo capítulo será apresentada uma revisão sobre os conceitos teóricos necessários na realização deste trabalho, abordando detalhadamente a propagação de fenda à fadiga e o processo de fabrico utilizado para produzir as amostras.

No terceiro capítulo são apresentados os diferentes materiais utilizados na realização dos ensaios, a geometria e dimensões das amostras, além da máquina de ensaios e métodos utilizados no decurso dos ensaios.

No quarto capítulo encontram-se expostos os resultados obtidos, onde são comparados com outros materiais afim de determinar se o material estudado é de relevância em projeto de sistemas mecânicos. Sendo do interesse da comunidade científica, é feita a avaliação da existência ou não de fecho de fenda e a sua magnitude. De modo a determinar o mecanismo de fratura presente durante a propagação de fenda à fadiga e o próprio percurso da fenda, são apresentadas imagens microscópicas das superfícies de fratura.

Nos últimos dois capítulos encontram-se as conclusões tiradas pela análise dos resultados obtidos ao longo deste trabalho e a bibliografia de todos os recursos literários que dispus para a compreensão e realização deste estudo.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo será apresentada a história do surgimento de processos de AM, bem como o seu progresso evolutivo, será também feita uma descrição sobre o seu funcionamento.

Para a obtenção de uma correta caracterização das propriedades de propagação à fadiga de um material usando métodos experimentais, irão ser expostos os conceitos científicos necessários.

2.1. Processo de manufatura por adição

A Manufatura por Adição consiste na fusão e consolidação de pós metálicos sobre um feixe de laser de alta potência. Este processo realiza-se por camadas e após cada camada, o recipiente onde se encontra o componente sobe e um braço de varredura adiciona novamente o pó, criando condições para iniciar outra interação, ou seja, adição de outra camada. O projeto dos componentes é realizado em CAD [1].

A ideia de criar materiais metálicos por aplicação de pó metálico aquecido localmente por meio de um feixe de energia, remonta a 1971, quando Pierre Ciraud tentou patentear a sua ideologia [2]. No entanto o processo não foi desenvolvido devido à falta de meios tecnológicos relativos à época. Anos mais tarde, em 1977, Ross Householder, expôs um processo semelhante, fazendo já referência ao fabrico de componentes por camadas, tecnologia informática e de laser. Devido ao elevado custo dos lasers na época, Householder acabou por apenas usar uma variação desse processo que não envolvia lasers [2].

O processo de sinterização a laser apresenta-se uma ótima opção graças ao seu fabrico por camadas, que possibilita a criação de projectos com geometrias bastante complexas e à criação de componentes em diferentes tipos de materiais e combinações, tornando-se muito útil para os requisitos tecnológicos existentes actualmente, utilizada na indústria automóvel, aeronáutica, biomédica, de turbo-maquinaría e de moldes [3]. O facto dos pós não fundidos serem reaproveitados para uso posterior, torna o desperdício de material praticamente nulo [4].

Apesar de todos se designarem por AM (Aditive Manufacturing), o nome do processo varia consoante o fabricante, podendo também ser designados por SLM (Selective Laser Melting), SLS (Selective Laser Sintering) ou DMLS (Direct Metal Laser Sintering), sendo este último termo o adoptado pelo fabricante da máquina usada para o fabrico das amostras utilizadas neste estudo. As Figura 1 e 2 pretendem ilustrar os processos AM e DMLS respectivamente.

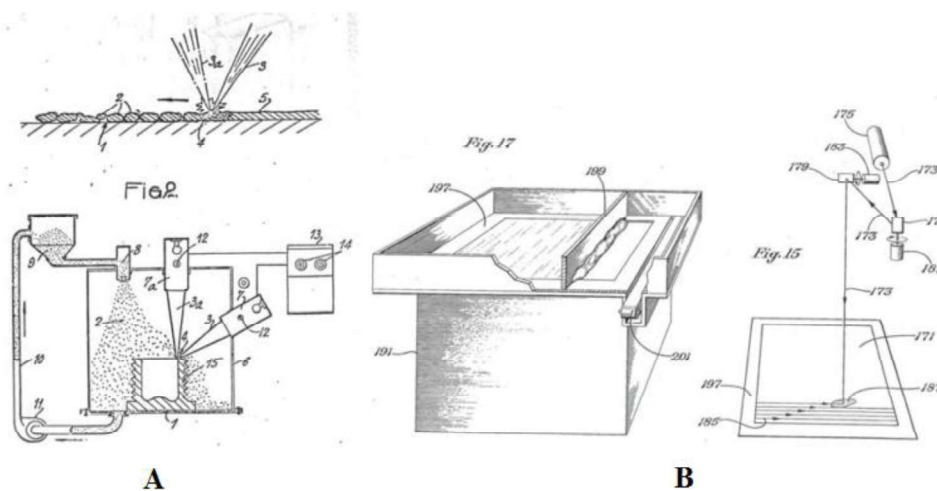


Figura 1- Ilustrações das primeiras patentes de AM de A) Ciraud e B) Housholder (modificado de [2])

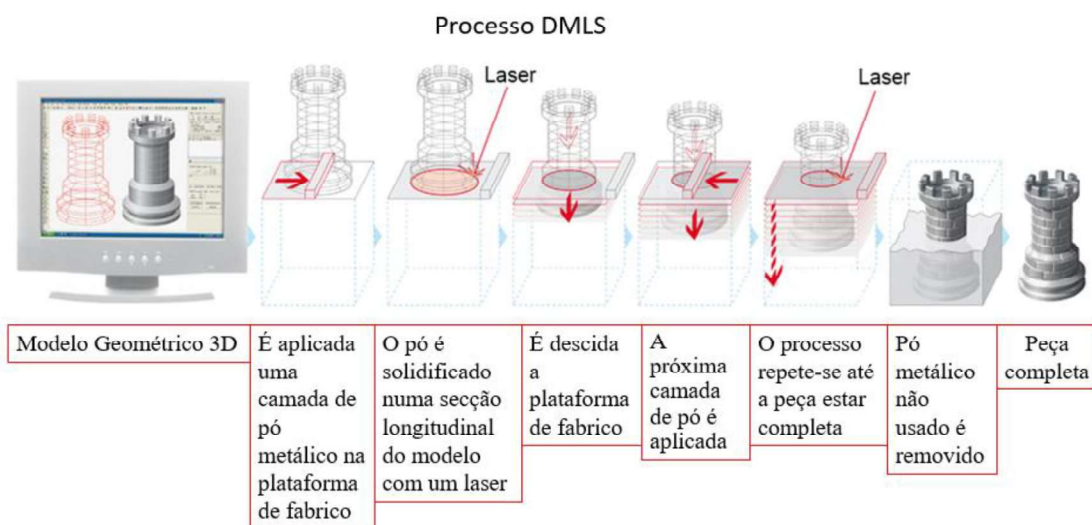


Figura 2- Ilustração do processo DMLS (Modificado de www.EOS.info).

Vários materiais como o titânio, ligas com base de níquel, ferro, alumínio, bronze, cobre, aços inoxidáveis, aços rápidos e de trabalho a quente, bem como componentes de matriz metálica, podem ser usados através deste processo [3,5].

2.2. Propagação de fendas por fadiga

Fadiga é o principal mecanismo de falha em componentes estruturais sujeitos a cargas dinâmicas.

Neste processo ocorre a nucleação relativamente lenta da fenda, seguida do seu crescimento/propagação até uma dimensão crítica, onde não suporta as tensões cíclicas aplicadas, conduzindo à rotura instável do componente.

A nucleação da fenda dá-se geralmente à superfície devido à maior concentração de tensões nessa zona, num defeito ou entalhe do componente, e, pelo menor constrangimento que o material do interior, favorecendo a ocorrência de deformação plástica, além do possível efeito desfavorável do meio ambiente [6].

A propagação de fendas por fadiga resulta de cargas dinâmicas que podem seguir ciclos com amplitude de tensão constante ou variável.

No caso de ciclos de amplitude de tensão constante, a tensão induzida ao corpo sollicitado varia entre dois valores correspondentes à tensão máxima e à tensão mínima.

A Figura 3 representa um exemplo de ciclo de cargas, onde outros parâmetros relevantes neste estudo, como a tensão média e alternada são representados:

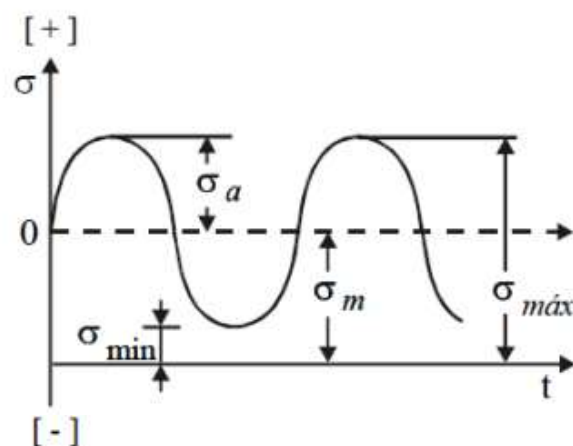


Figura 3– Exemplo de ciclo de carga.

2.2.1. Fator de intensidade de tensões

Baseado na análise de tensão de Inglis, Griffith estabeleceu uma relação entre tensão de fratura e tamanho de fenda em sólidos frágeis, conhecida como o balanço de energia de Griffith e trata-se do ponto inicial para o desenvolvimento da Mecânica da Fratura.

Embora Griffith tenha obtido bons resultados trabalhando com vidros, os seus conceitos energéticos subestimam a tensão de fratura dos materiais estruturais comuns.

Irwin e Orowan modificaram independentemente a expressão de Griffith, introduzindo o trabalho plástico, assim abrangendo os materiais elasto-plásticos.

Em 1957, Irwin para quantificar o campo de tensões em torno de uma fenda numa peça predominantemente elástica introduziu o fator de intensidade de tensões K , e assim a mecânica da fratura linear elástica (MFLE) [7].

A concentração de tensões depende do comprimento da fenda e da geometria do componente e o fator K é dado pela expressão geral:

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

onde σ é a tensão aplicada, a o comprimento de fenda, e Y é o fator geométrico adimensional dependente da geometria do componente, da fenda e do carregamento.

A deformação de uma fenda pode apresentar cada um dos seguintes modos elementares de deformação esquematizados na Figura 4.

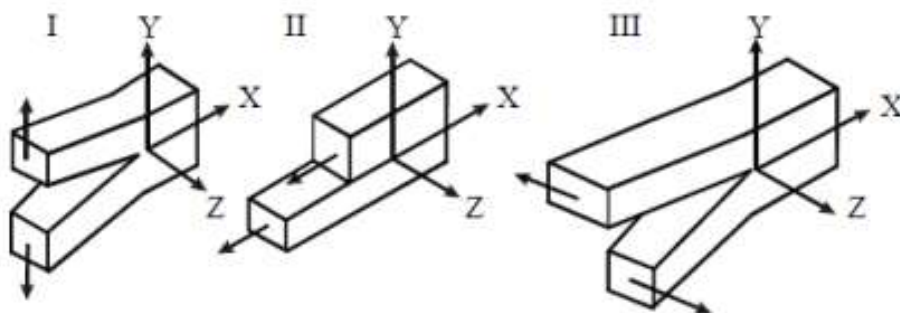


Figura 4 – Modos de fratura.

Em Mecânica da Fratura, apesar de uma deformação poder englobar os três modos em simultâneo, considera-se o primeiro o de maior relevância prática, sendo os estudos sobre propagação de fendas por fadiga realizados neste modo de deformação.

2.2.2. Curvas $da/dN - \Delta K$

A rotura por fadiga em estruturas metálicas é um fenómeno associado à aplicação de cargas cíclicas variáveis ao longo do tempo. É fundamental desenvolver métodos que caracterizem o 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 da própria fenda.

A vida de um componente pode ser expressa como o número de ciclos necessário para iniciar uma fenda por fadiga e para propagar a fenda até um tamanho crítico provocando a rotura do componente.

Tendo como intuito caracterizar a propagação à fadiga de um material, Paris et al [8] sugeriram o uso de número de ciclos de carga por incremento de fenda (da/dN). Embora permita obter graficamente a taxa de crescimento da fenda com o número de ciclos, esses resultados só podem ser relacionados com a geometria específica do provete utilizado.

Em 1961, Paris et al [8] relacionaram a velocidade de fenda (da/dN) com a gama do fator de intensidade de tensões, ΔK , assim possibilitando relacionar os valores obtidos com a resistência à fadiga efetiva do material.

A gama do fator de intensidade de tensões, ΔK , corresponde à diferença entre os valores máximo e mínimo de K durante um ciclo de carga:

$$\Delta K = K_{max} - K_{min} \quad (2.2)$$

Aplicando em (2.1.):

$$K_{máx} = Y\sigma_{máx}\sqrt{\pi a} \quad (2.3)$$

e:

$$K_{min} = Y\sigma_{min}\sqrt{\pi a} \quad (2.4)$$

Atualmente existem formulações de ΔK para diversas geometrias para contornar a difícil obtenção do fator geométrico. Neste estudo foram usados provetes segundo a norma ASTM E 647 00 [9] e a formulação para determinar o fator de intensidade de tensão é dada por:

$$\Delta K = \frac{\Delta P}{B\sqrt{W}} \frac{(2 + \alpha)}{(1 - \alpha)^{3/2}} (0,886 + 4,64\alpha - 13,32\alpha^2 + 14,72\alpha^3 - 5,6\alpha^4) \quad (2.5)$$

sendo ΔP a variação de carga aplicada no ensaio, B, W e α variáveis relativas à geometria do provete e α é um parâmetro adimensional dado pela expressão:

$$\alpha = \frac{a}{W} \quad (2.6)$$

A expressão de ΔK dada pela norma é válida apenas para valores de α maiores ou iguais a 0,2.

A Figura 5 representa uma curva típica da/dN- ΔK onde se identificam os três regimes de propagação, Nucleação (I), Propagação (II) e Propagação Instável (III).

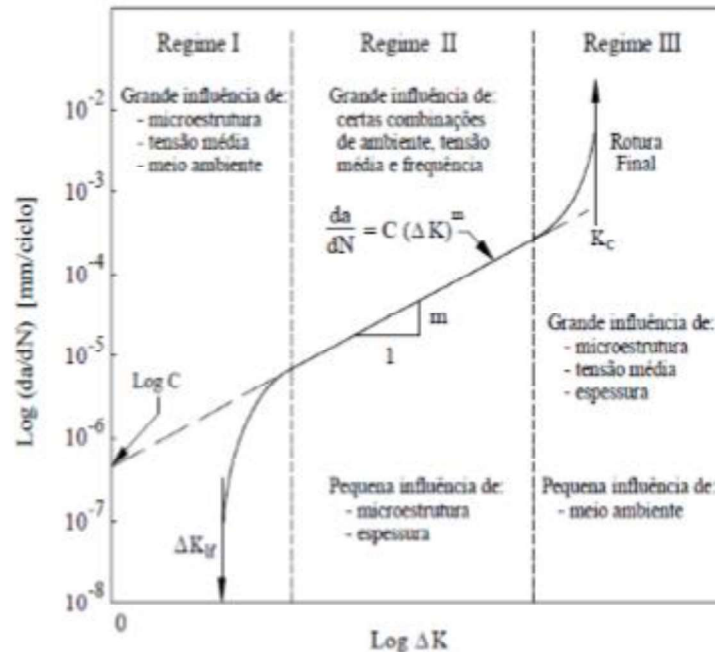


Figura 5 - Esquema representativo da curva da/dN - ΔK [Borrego,2001].

Observando a Figura 5, o regime I inicia num limiar de propagação K_{th} abaixo do qual a fenda não se propaga, onde a derivada da curva decresce à medida que ΔK aumenta. No regime II a derivada da curva é aproximadamente constante. Já o Regime III, a derivada da curva cresce à medida que ΔK aumenta até que o fator de intensidade máximo de tensões, $K_{m\acute{a}x}$, atinge o valor crítico de tenacidade do material K_{Ic} , provocando a ruptura do componente.

A lei de Paris traduz o comportamento da fenda no regime II, onde a propagação é aproximadamente constante, pela seguinte expressão:

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

C e m dependem do material e são obtidas através de ensaios de propagação de fendas.

Para caracterizar o comportamento da fenda no Regime I, recorre-se à Lei de Paris Modificada:

$$\frac{da}{dN} = C_0(\Delta K - \Delta K_0)^{m_0} \quad (2.8)$$

Enquanto para o Regime III é utilizada a Lei de Forman:

$$\frac{da}{dN} = \frac{A(\Delta K)^m}{(1 - R)K_c - \Delta K} \quad (2.9)$$

2.2.3. Efeito do fecho de fenda na propagação de fendas de fadiga

Este fenómeno foi introduzido por Elber [10] quando observava o comportamento da flexibilidade elástica de algumas amostras e detetou que na fase de descarga de um ciclo de fadiga ocorria o fecho de fenda antes do ciclo de cargas atingir P_{min} . Desde então, o fecho de fenda tem sido estudado para a maioria dos materiais de engenharia procurando explicar a propagação de fendas sob cargas de amplitude variável e, conseqüentemente, o reconhecimento da influência do fecho de fenda no comportamento da fenda.

Além do fecho de fenda provocado por plasticidade, existem outras causas para fecho de fenda, tais como, a rugosidade de superfícies de fenda e a oxidação das superfícies de fenda [11]. Na Figura 6 são apresentados os diferentes tipos de fecho de fenda referidos anteriormente.

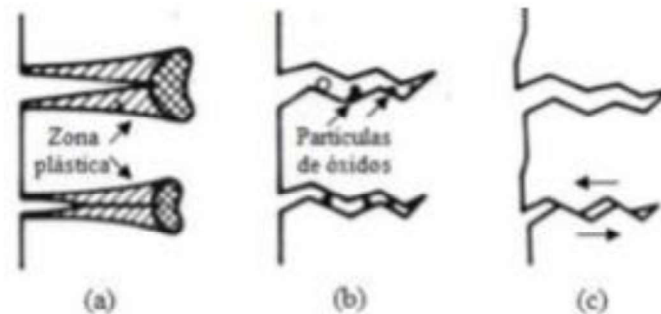


Figura 6 – Mecanismos de fecho de fenda: Fecho induzido por (a) plasticidade, (b) óxidos, (c) rugosidade [Suresh&Ritchie, 1981]

Serão descritos os mecanismos de fecho de fenda com maior probabilidade de ocorrência no caso deste estudo.

2.2.3.1. Fecho de fenda induzido por plasticidade

O fecho de fenda induzido por plasticidade é o mais comum entre os materiais metálicos e caracteriza-se pelo facto de que não são apenas as zonas na frente da fenda responsáveis pelo comportamento do material à fadiga, assim como as zonas após a abertura da fenda deformadas anteriormente, resultando numa cunha de regiões deformadas e ao consequente contacto precoce entres superfícies de fratura.

2.2.3.2. Fecho de fenda induzido por rugosidade

O fecho de fenda induzido por rugosidade deve-se ao facto das superfícies da fenda não serem polidas, causando uma interação prematura entre as mesmas. Uma deformação pode ocorrer durante o ciclo de cargas, não só em modo I, como também em modo II. Caso se verifique esta condição, ocorre uma deflexão de fenda e haverá um desalinhamento das irregularidades da superfície de fratura provocando contato antecipado [12].

Caso exista fecho de fenda, a equação dada anteriormente (2.2) deixa de ser válida e o ΔK efetivo passa ser dado pela equação:

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{op} \quad (2.10)$$

em que K_{op} é o valor de K necessário para o início de abertura da fenda.

Introduziu-se o parâmetro U para quantificar o fecho de fenda e, não passa da razão entre ΔK_{eff} e o valor inicial de ΔK sem considerar o fecho de fenda.

$$\Delta K_{eff} = U\Delta K \quad (2.11)$$

Na Figura 7 está representada a definição de ΔK_{eff} pelos gráficos de K e abertura de fenda versus tempo.

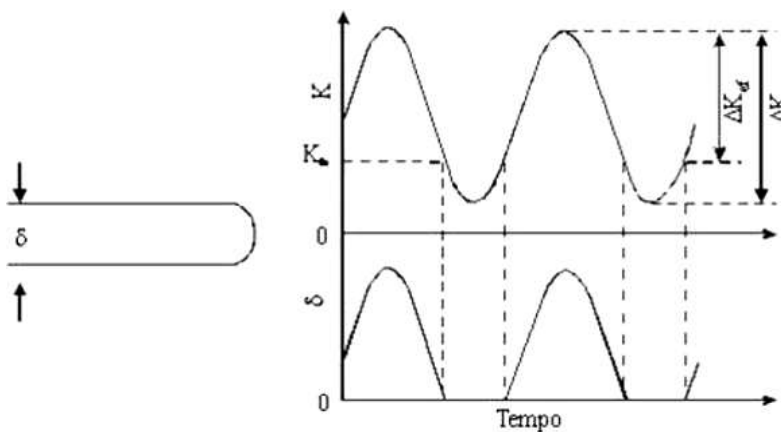


Figura 7 – Gráfico de exemplo de fecho de fenda.

2.2.4. Sobrecargas

As estruturas, máquinas ou veículos, nas condições de serviço, geralmente envolvem amplitude aleatória ou variável, em vez de condições de carga de amplitude constante. Acelerações ou atrasos significativos na taxa de crescimento da fenda podem ocorrer como resultado dessas variações de carga. Assim, uma previsão precisa da vida de fadiga requer uma avaliação adequada desses efeitos de interação de carga [13].

Pelo estudo realizado por Newman (1997), Figura 8, é visível a influência da sobrecarga no atraso imediato na propagação da fenda, enquanto a aplicação da subcarga imediatamente a seguir à sobrecarga reduz o atraso induzido pela sobrecarga.

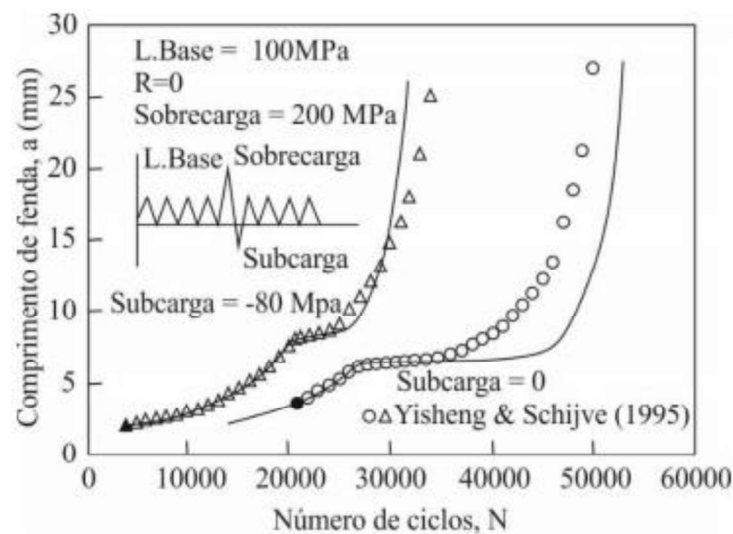


Figura 8 - Comprimento de fenda medido e calculado como função do número de ciclos, durante a aplicação de um pico de sobrecarga e subcarga [Newman, 1997]

Através de gráficos que relacionam a taxa de propagação da fenda com o comprimento de fenda, Figura 9, é possível constatar que existe um breve período inicial de aceleração da fenda imediatamente a seguir à aplicação da sobrecarga. Posteriormente, a velocidade de propagação decresce progressivamente até atingir o valor mínimo e, por último, retoma gradualmente à velocidade verificada em amplitude constante [13].

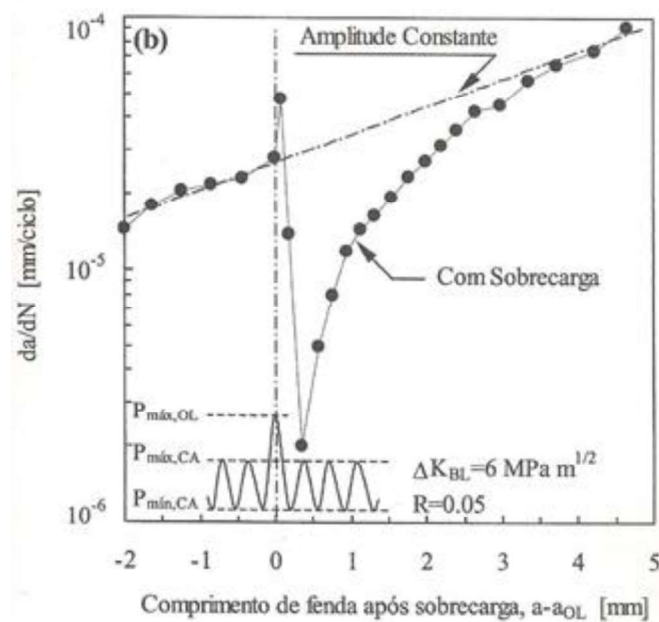


Figura 9 – Taxa de crescimento da fenda em função do comprimento da fenda quando aplicada sobrecarga [Borrego, 2001].

O pequeno gráfico representado na Figura 9 facilita a identificação do ponto em que foi aplicada a sobrecarga, $P_{\text{máx,OL}}$, bem como as cargas de amplitude constante.

O parâmetro a definir para os ensaios de sobrecarga será designado por OLR e será o rácio entre o fator de intensidade de tensão da sobrecarga, ΔK_{ol} , e o valor de ΔK base dos ensaios regulares, ΔK_{BL} .

$$\text{OLR} = \frac{\Delta K_{\text{ol}}}{\Delta K_{\text{BL}}} \times 100. \quad (2.12)$$

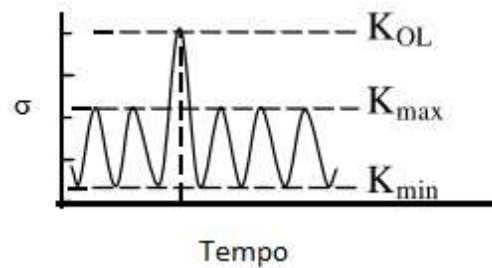


Figura 10 - Gráfico de tensão em relação ao tempo de um ciclo de sobrecarga.

3. MATERIAIS E PROCEDIMENTOS

3.1. Caracterização dos materiais

Para este estudo foram fabricados dois tipos diferentes de amostras híbridas para as quais meia amostra de aço convencional e o restante um implante de AISI 18Ni300, aço com boas características mecânicas, boa soldabilidade e estabilidade dimensional, construído através do processo DMLS. Os dois aços convencionais utilizados foram o aço de ferramentas AISI H13 (referência: ST/HS) e o aço inoxidável AISI 420 (referência: ST/SS).

Para o processo de DMLS recorreu-se a uma máquina da marca “Concept Laser” modelo “M3 Linear” usando tecnologia Lasercusing®, com velocidades de passagem de laser de 200 mm/s e 400 mm/s, onde o laser do tipo Nd: YAG com potência máxima de 100 W, em modo contínuo de onda e um comprimento de onda de 1064 nm. Cada camada de laser tem 30µm de espessura, dando cada camada construída ao alto a partir da secção de material convencional.

É regular obter-se componentes porosos através do processo DMLS causados por contaminação do pó metálico, evaporação ou por falta pontual de material numa determinada camada. A porosidade do material aumenta com o aumento da velocidade de laser, como já foi registado em estudos anteriores [14].

Na tabela 1 são apresentados os elementos constituintes de cada aço e na tabela 2 as respetivas propriedades mecânicas.

Tabela 1 – Composição química dos respectivos aços fornecida pelo fabricante.

Aços	C	Ni	Co	V	Mo	Ti	Al	Cr	P	Si	Mn	Fe
18Ni300	0.01	18.2	9.0	-	5.0	0.6	0.05	0.3	0.01	0.1	0.04	Restante
AISI H13	0.4	-	-	0.94	1.30	-	-	5.29	0.017	1.05	0.036	Restante
AISI 420	0.37	-	-	0.17	-	-	-	14.22	0.021	0.64	0.037	Restante

Tabela 2 – Propriedades de tração para os respectivos aços [19].

Amostras	18Ni300		ST/SS		ST/HS	
Velocidade de laser (mm/s)	200	400	200	400	200	400
Tensão de rotura [MPa]	1147	1032	1135	1000	1146	1000
Yield Stress [MPa]	1000	910	1115	900	1125	900
Porosidade [%]	6	2.2	3.6	1.5	4.2	1.7
Módulo de Young [GPa]	180	180	190	180	190	180

3.2. Geometria dos provetes

Foram utilizados provetes de tensão compacta (CT) pela norma ASTM E647-00 sendo as suas dimensões dependentes de W como pode ser observado na Figura 11.

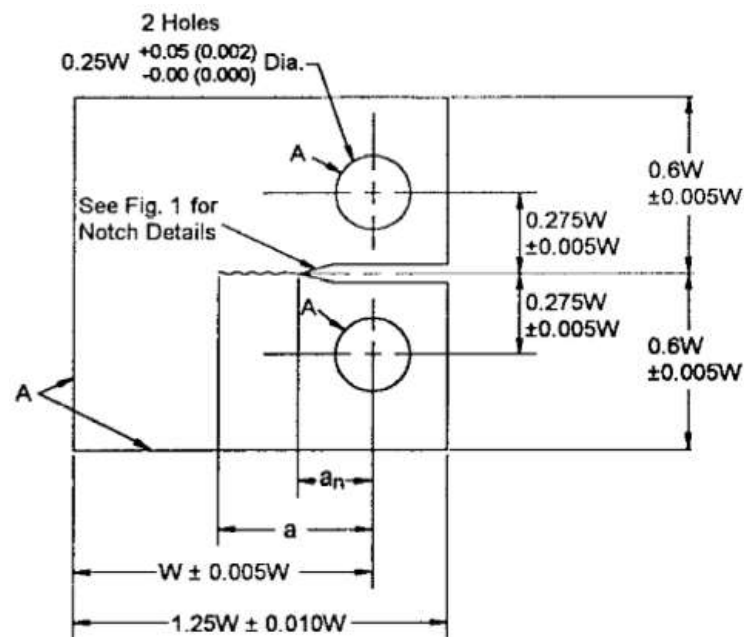


Figura 11 – Relação entre dimensões da amostra CT segundo a norma ASTM E647 – 00 [9].

A Figura 12 mostra as dimensões das amostras com espessura de 6 mm, como também a sua geometria. Foi introduzido um entalhe de 3 mm em todas as amostras por meio de eletroerosão por fio (EDM).

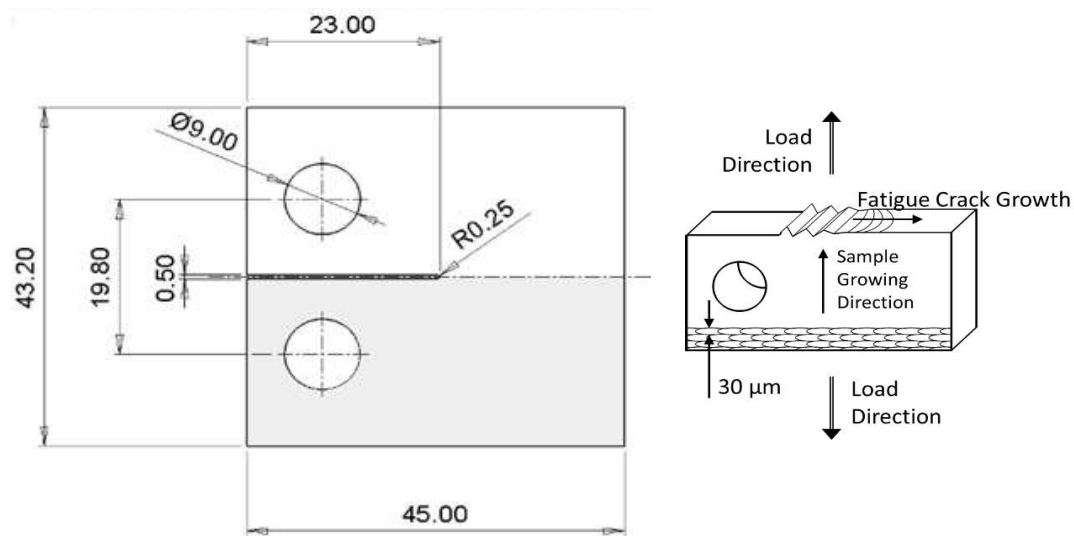


Figura 12 – Geometria, dimensões da amostra e direção de crescimento.

As amostras foram polidas para uma boa medição e observação através de uma máquina de polimento Buehler utilizando lixas ordenadas P360, P600, P1000 e P2500.

Para um melhor acabamento, as amostras passaram por um prato de polimento juntamente com pasta diamantada de 3 µm.

3.3. Máquina de ensaios de fadiga

Foi utilizada uma máquina de ensaios elétrica INSTRON ELECTROPULS E10000, com capacidade de carga dinâmica de 10 kN para realizar os testes de propagação de fenda e fecho de fenda. Todo o processo foi controlado por computador através de um software específico para geração de cargas dinâmicas e aquisição de dados (INSTRON WaveMatrix). Este software permite limitar o número de ciclos com controle de carga, deslocamento ou deformação.

Nas Figuras 13 e 14 é apresentado o conjunto de equipamentos utilizados.



Figura 13 – Equipamento utilizado para a realização dos ensaios.

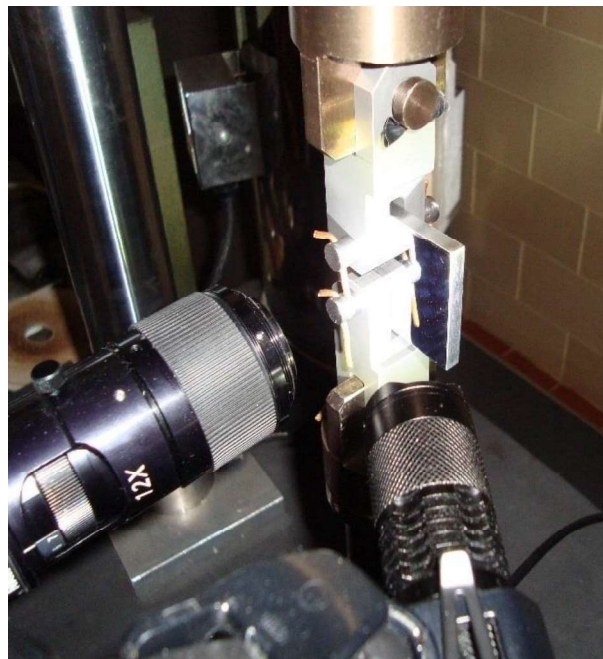


Figura 14 – Equipamento de observação.

O comprimento da fenda foi medido usando um microscópio (45x) com precisão de 10 μm , fixo num apoio móvel, Figura 14.

3.4. Método experimental

Procede-se à realização de dois ensaios para a obtenção de cada curva da/dN – ΔK , um para obter a parte superior da curva e outro para a parte inferior da curva.

Para as diferentes razões de tensão foram usados diferentes valores iniciais de ΔK , representados nas Tabelas 3 e 4. As taxas de crescimento de fenda foram determinadas pela interpolação polinomial usando cinco pontos consecutivos [9].

Tabela 3 - Valores iniciais de ΔK crescente para as diferentes razões de tensão.

Velocidade do laser	R=0	R=0,3	R=0,6
200 mm/s	10	8	6
400 mm/s	8	-	-

Nos ensaios a ΔK crescente, através dos valores de ΔK iniciais apresentados acima, determina-se os valores de ΔP para iniciar os ensaios. Com a formulação para a determinação do fator de intensidade de tensão (2.5) determina-se uma tensão constante aplicada desde o início da fenda até à rotura da amostra.

Os números de ciclos de carga foram registados a cada 0,20mm de incremento de fenda, terminando o ensaio com a rotura total da amostra.

Tabela 4 - Valores iniciais de ΔK decrescente para as diferentes razões de tensão.

Velocidade do laser	R=0	R=0,3	R=0,6
200 mm/s	8	7	6
400 mm/s	8	-	-

Nos ensaios a ΔK decrescente, efetuaram-se descidas no valor de ΔP com um decréscimo entre 10% e 20% a cada 2 mm de propagação de fenda.

Decorrendo ao registo do número de ciclos a cada 0,1 mm de incremento de fenda obteve-se cinco pontos equidistantes em cada patamar de carga. Quando adquiridos valores de $da/dN - \Delta K$ inferiores a 2×10^{-7} mm/ciclo o ensaio termina.

3.5. Determinação do fecho de fenda

A medição do fecho de fenda foi inicializada a partir dos 2 mm de comprimento de fenda através do extensómetro de pinos da marca SANDNER com deslocamento de $\pm 0,625$ mm, representado na Figura 15, sendo afixado na amostra por furos cegos maquinados na sua face lateral na proximidade do entalhe.

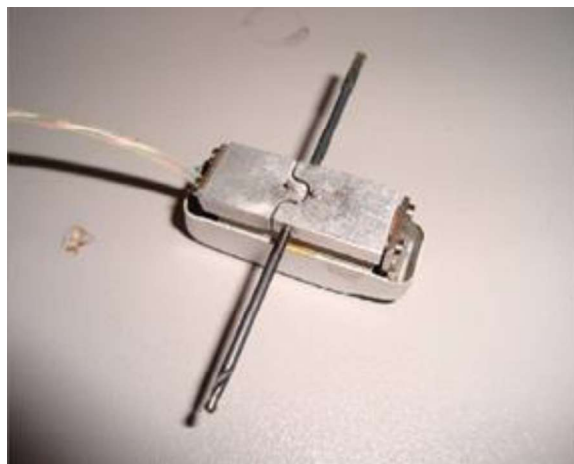


Figura 15 – Extensómetro usado.

Estes testes executaram-se através do uso do software da máquina com a funcionalidade de criar um método específico para este efeito e foram realizados a cada 0,5mm de incremento de fenda. Os resultados obtidos permitem construir gráficos de carga – deformação onde a inclinação do gráfico corresponde à rigidez da amostra. Quando existe fecho de fenda na carga em que a fenda abre ou fecha há alteração na rigidez da amostra, sendo possível a partir destes gráficos detetar se existe fecho de fenda.

Caso exista fecho de fenda, o gráfico carga-deslocamento da Figura 16 exemplifica o comportamento esperado.

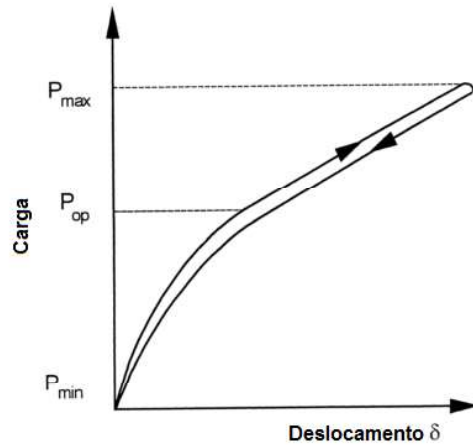


Figura 16 - Exemplo de gráfico carga-deslocamento com fecho de fenda (modificado de [15]).

Recorreu-se ao método de Maximização do Coeficiente de Correlação para uma melhor avaliação do fecho de fenda. No exemplo da Figura 17 é possível verificar que o decréscimo do coeficiente de correlação é considerável, revelando a possível existência de fecho de fenda onde P_{ab} define a carga de abertura [20].

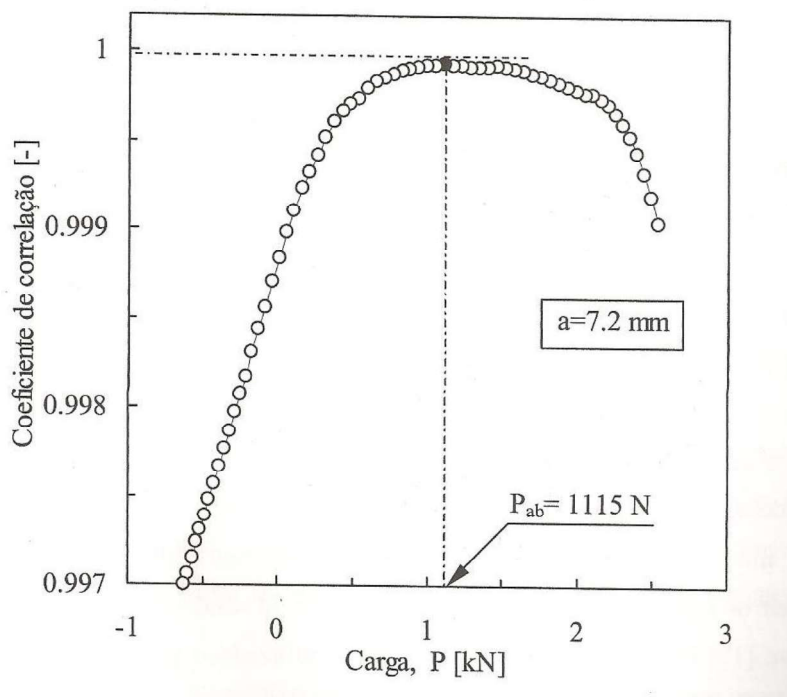


Figura 17- Gráfico correlação-carga [Borrego, 2001].

3.6. Efeito da sobrecarga

Para estudar o efeito da sobrecarga foram utilizadas três amostras de velocidade de laser de 200 mm/s com $R=0$ onde a sobrecarga aplicada corresponde ao dobro de ΔP , define-se por Overload Relays (OLR) com nível de 100%. Estes ensaios foram semelhantes aos realizados com ΔK crescente. Os dados foram recolhidos em incrementos de 0,10 mm durante todo o ensaio.

Na Tabela 5 são explicitados os números de ciclos de sobrecarga aplicados para ΔK de 12 e 18 $MPa\sqrt{m}$ e os respetivos comprimentos de fenda.

Tabela 5 – Valores de aplicação de sobrecarga nos ensaios.

OLR	100% (1 ciclo)		100% (10 ciclos)		100% (100 ciclos)	
$\Delta K [MPa\sqrt{m}]$	12	18	12	18	12	18
a [mm]	8,7	14,4	8,7	14,4	8,7	14,4

Nestes ensaios fez-se a medição do fecho de fenda imediatamente após a aplicação do conjunto de ciclos de sobrecarga.

3.6.1. Mecanismos responsáveis do período transiente de crescimento da fenda

Existem vários mecanismos que podem explicar os fenómenos de aceleração e retardamento do crescimento da fenda observados após a aplicação de sobrecargas. Serão seguidamente citados os principais mecanismos propostos.

Arredondamento da extremidade da fenda

Esta teoria inicializada por Christensen (1959) sugere que a aplicação da sobrecarga provoca uma deformação que induz ao arredondamento da ponta da fenda, diminuindo os valores de K em relação à fenda penetrante. Este fenómeno irá retardar o crescimento da fenda, no entanto trata-se é pontual que não causa efeitos posteriores ao novo arranque de fenda [21].

Endurecimento do material na extremidade da fenda

Em 1973, Jones defende que dá-se um endurecimento do material na frente da extremidade da fenda a seguir à aplicação da sobrecarga que causa elevada deformação plástica. Este fenómeno aumenta a resistência do material nesta zona e poderá atrasar a propagação da fenda [22].

Tensões residuais de compressão

Também para explicar o retardamento da fenda após sobrecarga, Schive e Broek (1962) sugeriram que, devido à deformação plástica significativa quando a aplicação de sobrecarga, formam-se tensões residuais de compressão na zona imediatamente à frente da extremidade da fenda que provocam o endurecimento e conseqüente retardamento de fenda [23].

3.7. Análise da superfície de fratura

As superfícies de fratura dos provetes que sofreram rotura, ou seja, os provetes sujeitos ao ensaio com ΔK crescente foram analisados para determinar o modo de propagação da fenda. A limpeza da superfície das amostras foi feita através de ultrassons enquanto imersas em álcool etílico, de seguida foi usado um microscópio Philips XL 30 como mostra a Figura 18, que nos permite analisar as superfícies das amostras por Microscopia eletrónica de varrimento (MEV), este microscópio tem uma aceleração de feixe máxima de 30 kV e uma resolução máxima de 3 nm. Para analisar a maior comparação possível entre ΔK , as imagens obtidas por MEV foram captadas no início de fenda e imediatamente antes da rotura.



Figura 18 - Microscópio eletrónico por varrimento Philips XL 30.

4. ANÁLISE DE RESULTADOS

Neste capítulo serão expostos os resultados obtidos experimentalmente com as respectivas discussões de resultados.

Foram realizados ensaios para amostras de 200 mm/s e 400 mm/s a diferentes razões de tensão e obtidas as curvas $da/dN - \Delta K$. Seguidamente, procedeu-se à realização dos ensaios com aplicação de sobrecargas e feito o estudo da sua influência na propagação de fadiga. Durante os ensaios foram também feitas medições de fecho de fenda afim da verificação da sua existência.

De modo a correlacionar os modos de propagação observados com as características morfológicas, finalizou-se este estudo com as análises de superfície de fratura e microscopia por MEV.

4.1. Curvas $da/dN - \Delta K$

O estudo de propagação de fenda para determinada razão de tensões foi realizado em dois ensaios, um para ΔK crescente e outro para ΔK decrescente, de modo a obter uma curva completa. Devido ao excessivo tempo dos ensaios não foi possível determinar o limiar de fadiga.

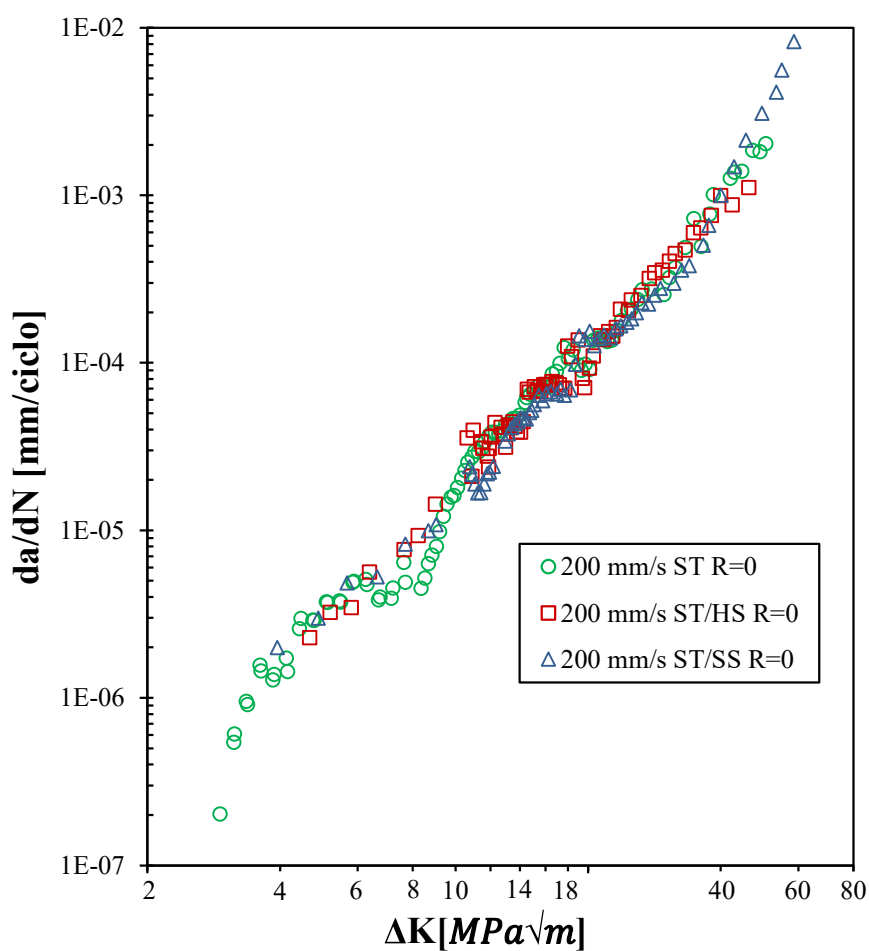
Foram obtidas as curvas $da/dN - \Delta K$ para $R=0$ para três amostras fabricadas a 200 mm/s de velocidade de laser. A curva $da/dN - \Delta K$ para a amostra totalmente sinterizada foi retirada do estudo [Ricardo Almeida, 2016].

Na Tabela 6 estão indicadas as amostras analisadas.

Tabela 6 – Amostras analisadas com velocidade de laser 200 mm/s.

Velocidade de laser [mm/s]	Amostra	Referência
200	Totalmente sinterizado (18Ni300)	ST
200	Hibrida (18Ni300 sinterizado & AISI H13 comercial)	ST/HS
200	Hibrida (18Ni300 sinterizado & AISI 420 comercial)	ST/SS

Na Figura 19 é representado o gráfico comparando as respectivas curvas da/dN – ΔK .

Figura 19 – Curvas da/dN – ΔK de velocidade de laser 200mm/s para R=0 das diferentes amostras.

Pelo gráfico é possível observar que o comportamento das diferentes curvas pouco difere independentemente da amostra, possivelmente porque a propagação à fadiga dá-se no material sinterizado visto ser a característica comum entres as amostras.

De modo a analisar a influência da razão de tensões foram também obtidas as curvas $da/dN - \Delta K$ para as razões de tensão $R=0$, $R=0,3$ e $R=0,6$, com amostras (ST/SS) fabricadas com 200mm/s de velocidade de laser, representadasna Figura 20.

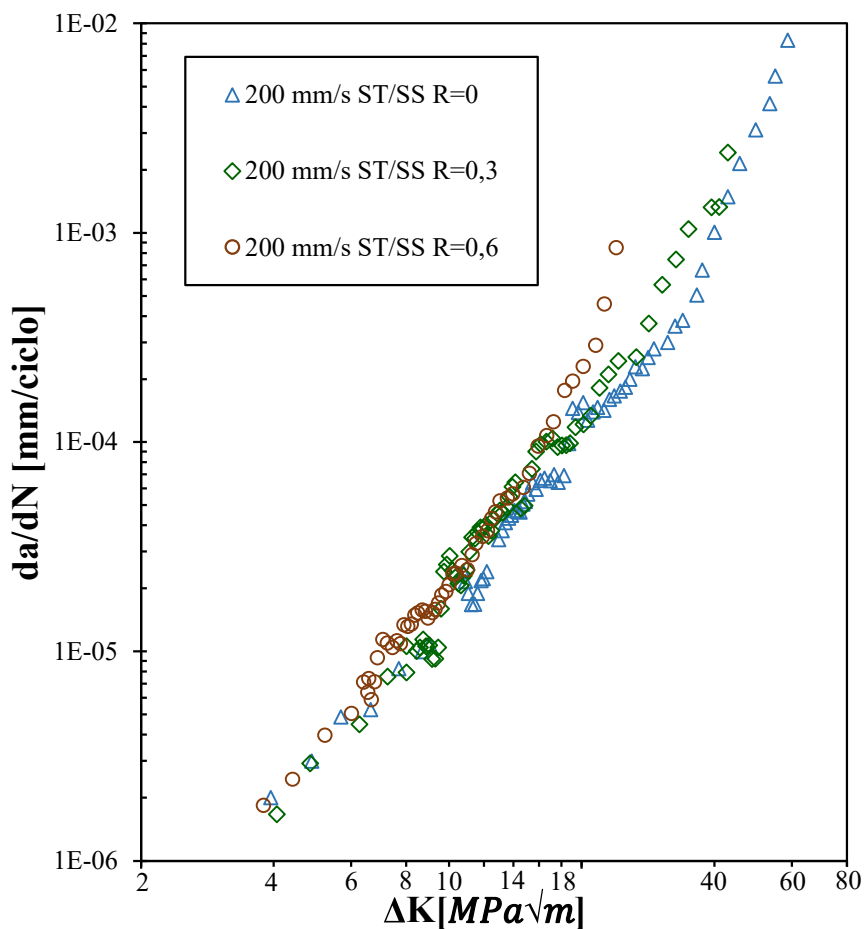


Figura 20 – Curvas $da/dN - \Delta K$ para amostras ST/SS de velocidade de laser 200mm/s para as diferentes razões de tensão.

O comportamento das curvas $da/dN - \Delta K$ pouco é influenciado pela razão de tensões sendo o seu efeito notório apenas para valores elevados de ΔK . Para valores de velocidade de propagação de fenda demasiado pequenos em que a diferença entre eles é pouco significativa.

Foi realizado um ensaio para a amostra ST/SS com velocidade de laser de 400mm/s para a razão de tensões $R=0$ de modo a comparar a sua curva $da/dN - \Delta K$ com a obtida no estudo [Ricardo Almeida, 2016] para uma amostra de 18Ni300 de igual velocidade de laser, totalmente sinterizada (ST). Estes resultados estão representados na Figura 21. Ambos os ensaios conduziram a resultados muito semelhantes, sugerindo um efeito muito reduzido da porosidade.

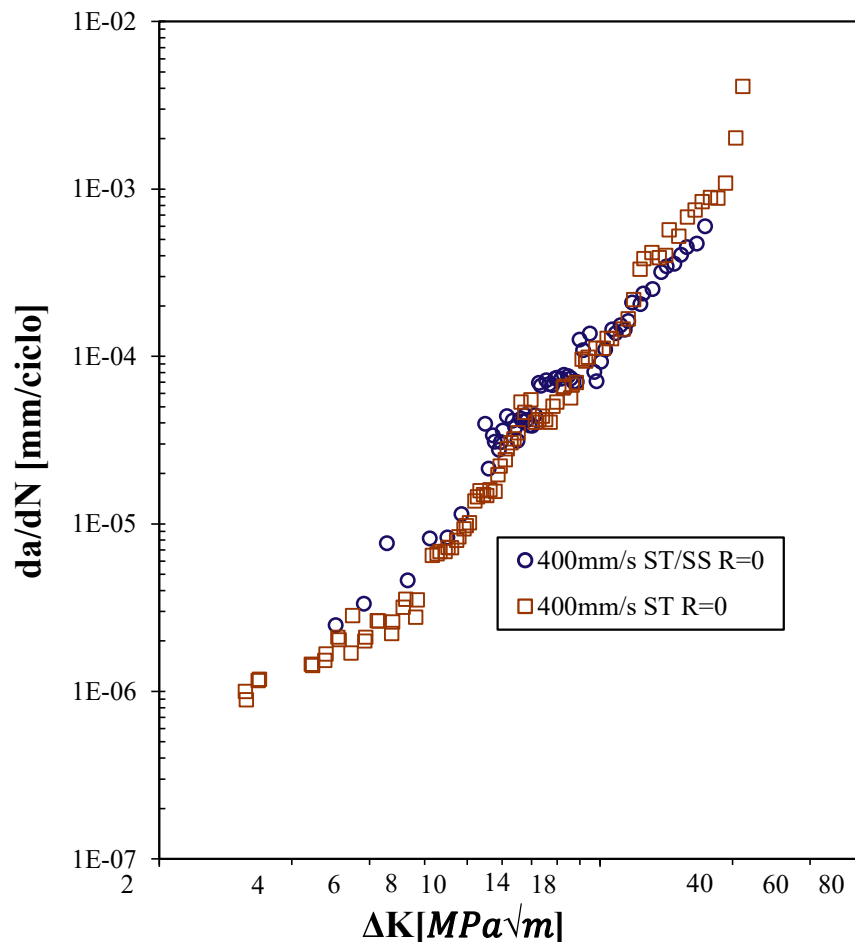


Figura 21 – Curvas $da/dN - \Delta K$ de velocidade de laser 400mm/s para amostra totalmente sinterizada e amostra híbrida.

Nota-se homogeneidade no comportamento das curvas $da/dN - \Delta K$ características das duas amostras fortalecendo a ideia de que a propagação à fadiga se dará no material sinterizado.

4.2. Parâmetros da Lei de Paris

Depois de obtidas as curvas $da/dN - \Delta K$ procedeu-se à determinação das constantes da lei de Paris em que apenas foram considerados os valores respetivos ao regime II, onde esta lei é aplicável.

Nas Figuras 22 e 23 são apresentadas as linhas de tendência potencial para cada curva $da/dN - \Delta K$ e determinadas as constantes C e m.

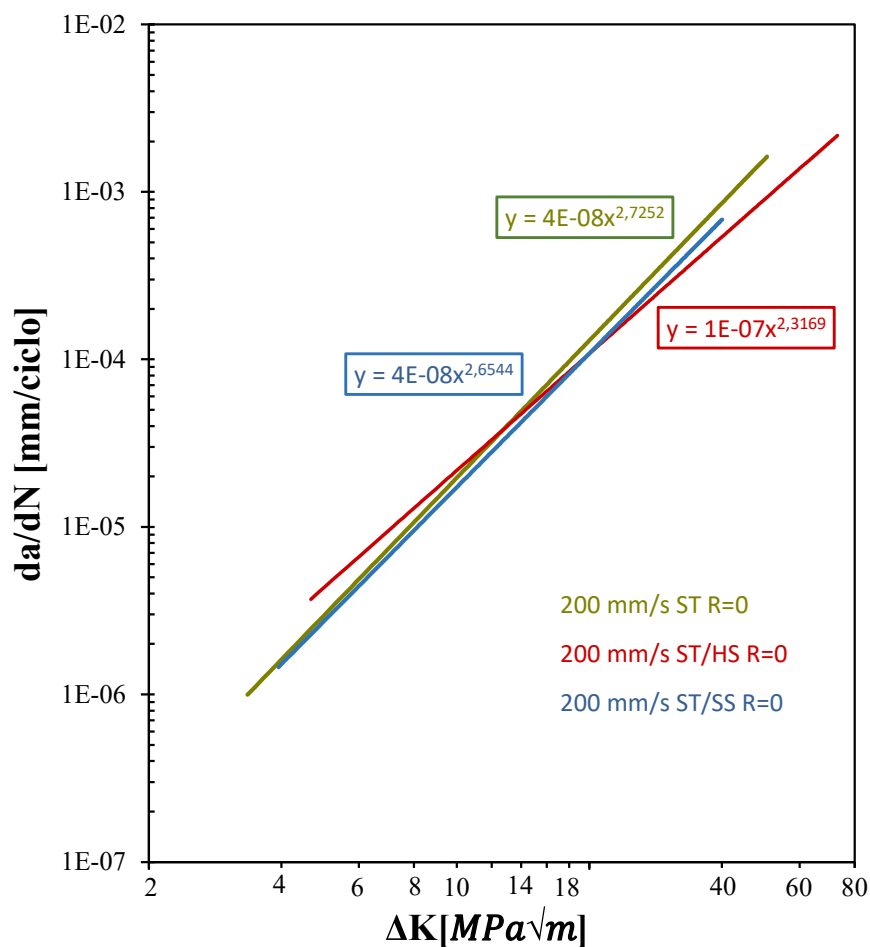


Figura 22 – Aplicação da lei de Paris nas curvas $da/dN - \Delta K$ obtidas com R=0 de diferentes amostras de 200mm/s.

Na Figura 22 é possível verificar que para a mesma razão de tensões as linhas de tendência das diferentes amostras não apresentam declives significativamente diferentes, sendo que a amostra de material totalmente sinterizado, especificamente de aço 18Ni300, é caracterizada com uma velocidade de propagação de fenda ligeiramente superior em todo o processo.

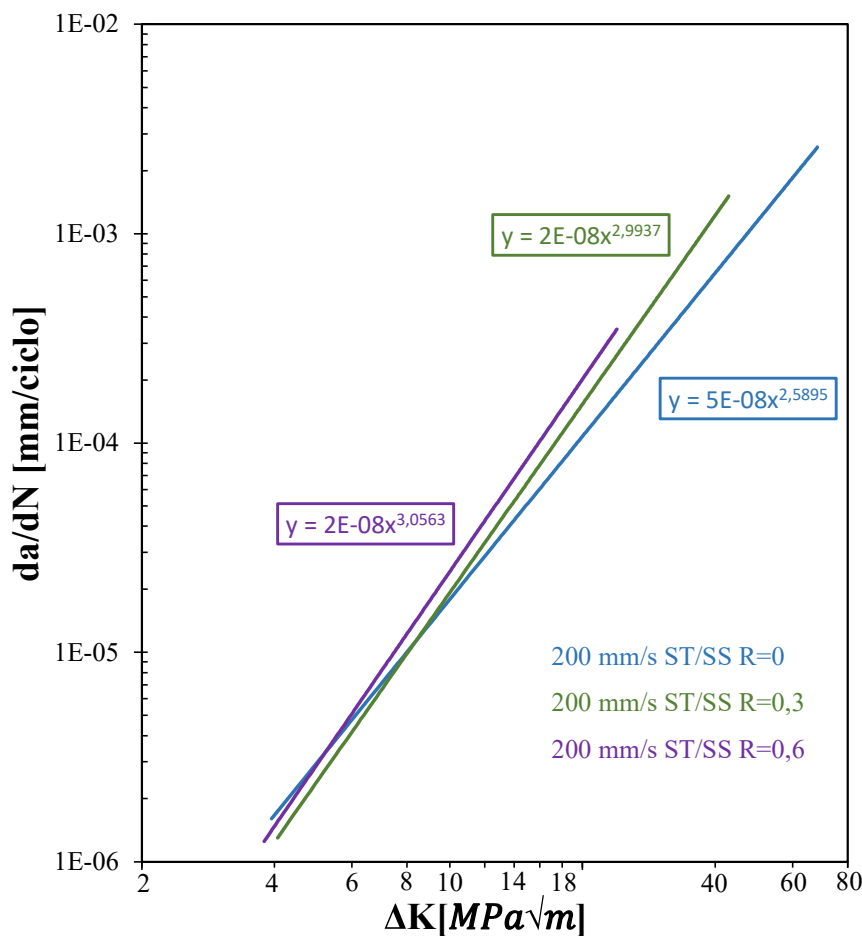


Figura 23 – Aplicação da lei de Paris nas curvas $da/dN - \Delta K$ obtidas com diferentes razões de tensão de amostras híbridas de 200mm/s.

No gráfico da Figura 23 comparam-se três amostras híbridas idênticas para as diferentes razões de tensão e, é possível observar que a velocidade de propagação de fenda é proporcional à razão de tensão, mas mais uma vez as constantes da lei de Paris pouco diferem.

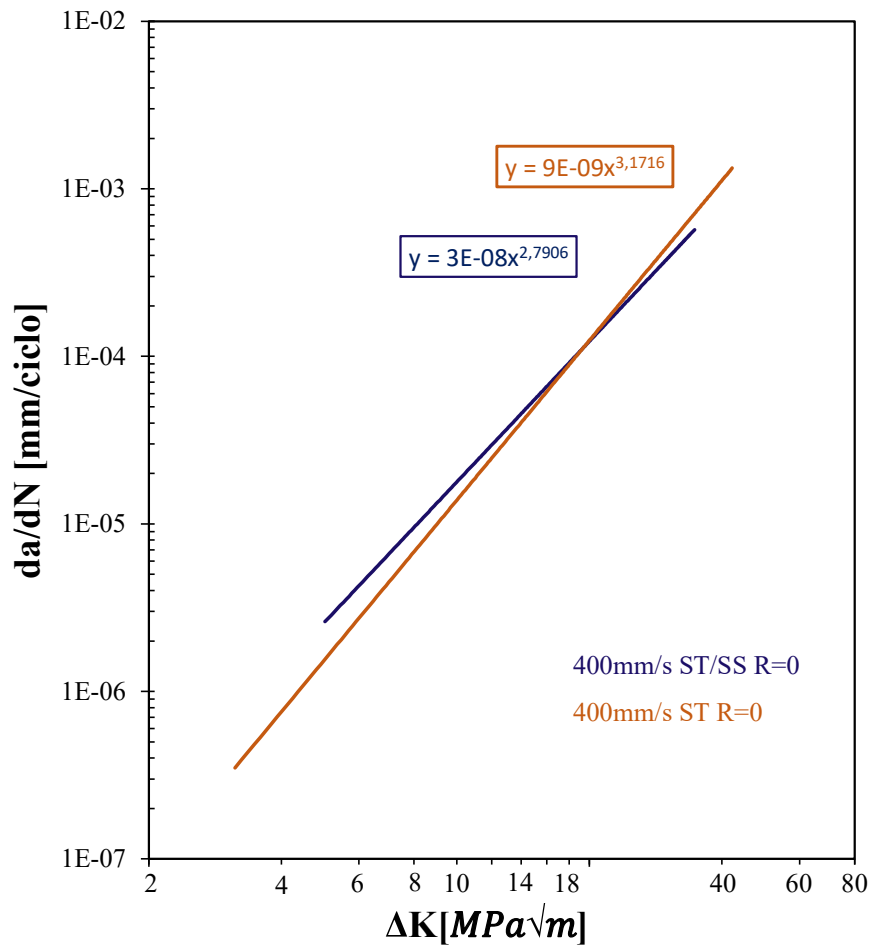


Figura 24 – Aplicação da lei de Paris nas curvas $da/dN - \Delta K$ obtidas com $R=0$ para diferentes amostras de 400mm/s.

Quando comparando as linhas de tendência de amostras de 400 mm/s para a mesma razão de tensão, Figura24, denota-se que a velocidade de propagação da fenda é ligeiramente maior na amostra de material totalmente sinterizado embora apresente uma menor velocidade de propagação para valores de ΔK mais baixos.

A Tabela 7 contempla os parâmetros da lei de Paris das várias amostras a diferentes razões de tensão.

Tabela 7 – Parâmetros da Lei de Paris.

Razão de Tensões	Velocidade de laser [mm/s]	Referência da amostra	C	m	R ²	Intervalo de ΔK
R=0	200	ST/HS	1×10^{-7}	2,3169	0,9754	$4,6 < \Delta K < 73$
	200	ST/SS	5×10^{-8}	2,5895	0,9950	$3,9 < \Delta K < 73$
	200	ST	4×10^{-8}	2,7252	0,9919	$3,3 < \Delta K < 51$
	400	ST	9×10^{-9}	3,1716	0,9877	$3,1 < \Delta K < 37$
	400	ST/SS	3×10^{-8}	2,7906	0,9974	$5,0 < \Delta K < 35$
R=0,3	200	ST/SS	2×10^{-8}	2,9937	0,9981	$4,1 < \Delta K < 42$
R=0,6	200	ST/SS	2×10^{-8}	3,0563	0,9642	$3,8 < \Delta K < 24$

A análise da Tabela 7 reforça a ideia de que as alterações nas propriedades de fadiga entre as várias razões de tensão não são relevantes. A variação entre os valores dos parâmetros da Lei de Paris das diferentes amostras é demasiado pequena para ser apreciada. Nota-se uma diferença maior no limite superior do intervalo de ΔK , ou seja, no limite máximo da aplicação da lei de Paris, consoante a razão de tensões aplicada. Como seria de esperar, amostras fabricadas a 400 mm/s apresentam o intervalo mais curto de ΔK e dentro das amostras de 200mm/s, são as de razão de tensões mais elevada a verificar valores inferiores no limite máximo de aplicação da lei.

4.3. Análise do fecho de fenda em curvas da/dN – ΔK

Esta análise recorre aos resultados dos ensaios realizados para medição do fecho de fenda que conduzem à construção dos gráficos carga-deformação, permitindo verificar se ocorre alteração na rigidez da amostra e, deste modo, reconhecer a existência de fecho.

A Figura 25 apresenta um gráfico carga-deslocamento de uma amostra ST/SS sujeita a uma razão de tensões de R=0 onde são apresentadas várias curvas consoante o comprimento de fenda. Foram desenhadas linhas de tendência a cada curva carga-deslocamento para que fosse perceptível a sua inclinação.

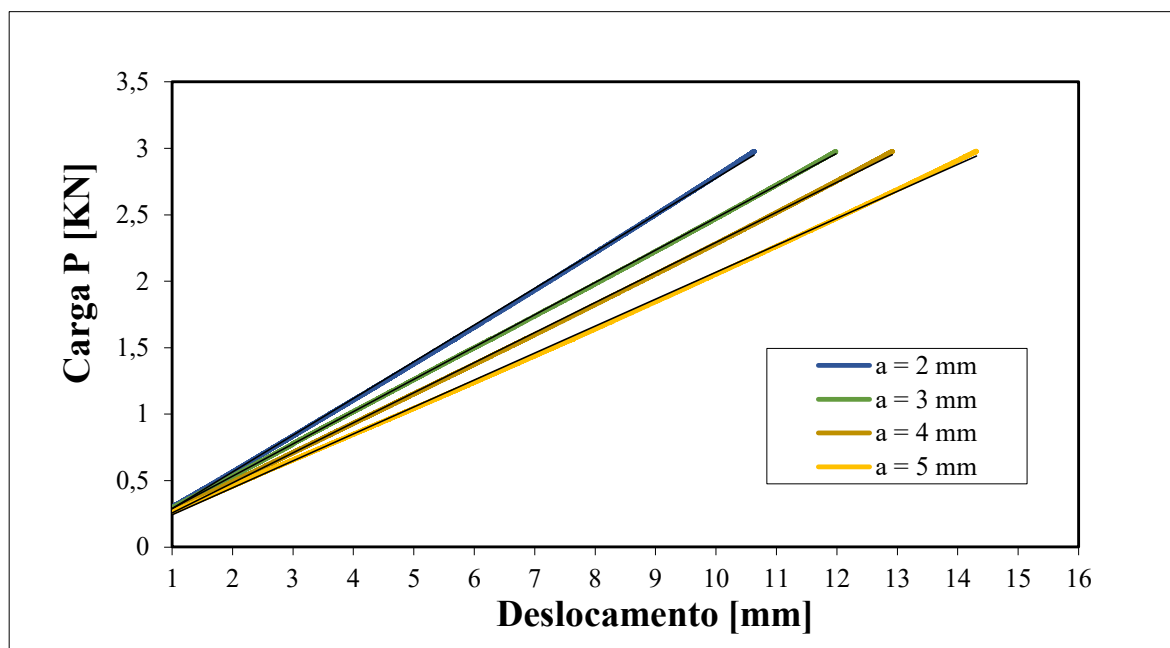


Figura 25 – Gráfico carga-deslocamento para R= 0 de amostra ST/SS.

Em todos os ensaios realizados sem aplicação de sobrecarga verificou-se que as curvas mantêm inclinação constante ao longo da aplicação do ciclo de carga, ou seja, a rigidez também prevalece constante. Isto pressupõe que não ocorra fecho de fenda ou que seja praticamente inexistente.

O gráfico da Figura 26, obtido aplicando o Método da Maximização do Coeficiente de Correlação, é representativo do resto dos ensaios e permite verificar que a variação do coeficiente de correlação após atingir o seu valor máximo, é demasiado pequena para considerar fecho de fenda, cerca de 0,00013.

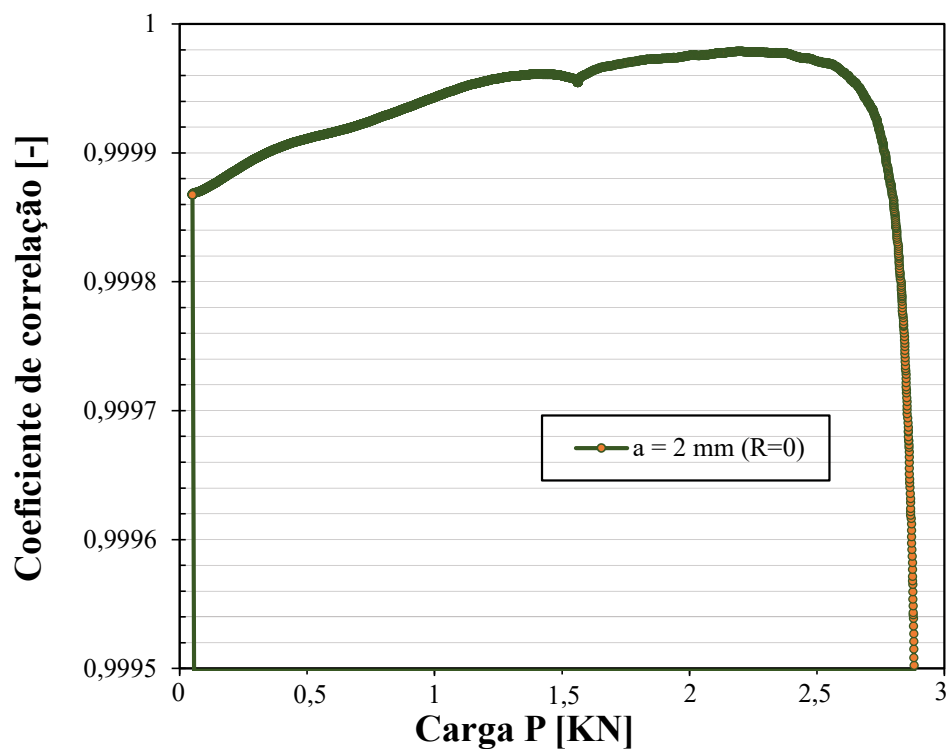


Figura 26 – Gráfico coeficiente de correlação-carga para R=0 de amostra ST/SS com a=2mm.

4.4. Efeito das sobrecargas

Foram usadas amostras ST/SS com 200mm/s de velocidade de passagem de laser para a aplicação de sobrecargas.

O gráfico da Figura 27 foi obtido aplicando o método da tangente de dois pontos para os valores de $da/dN - \Delta K$ e demonstra o comportamento da fenda quando aplicadas as sobrecargas para os valores de ΔK iguais a 12 e 18 $MPa\sqrt{m}$.

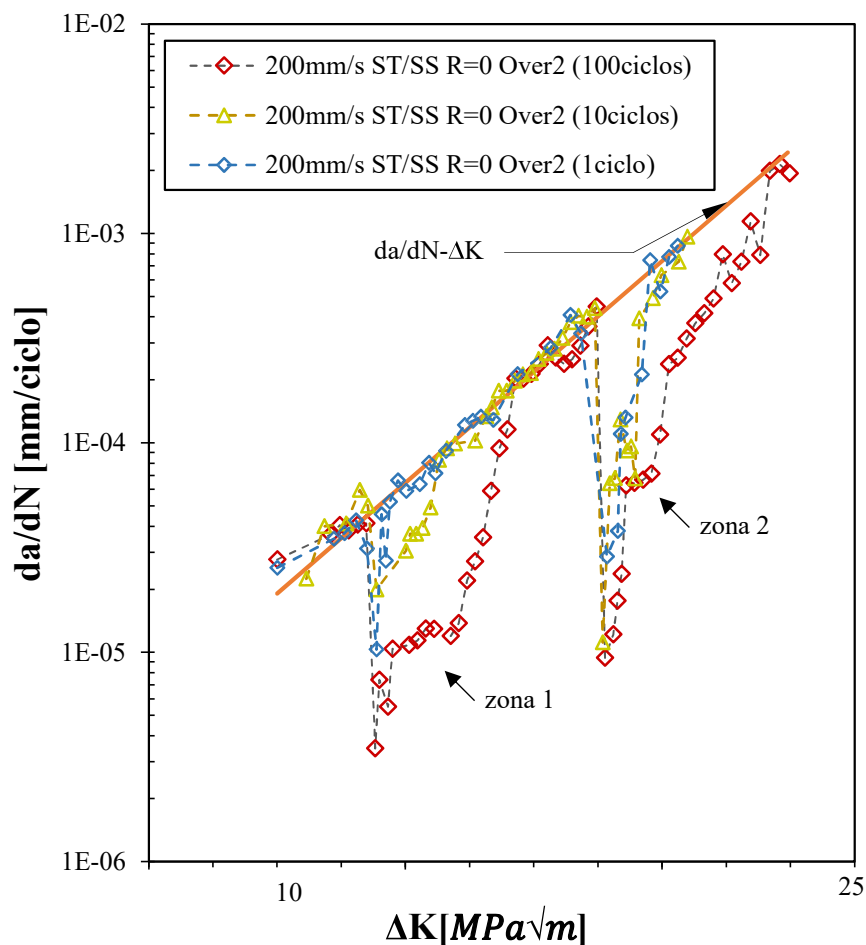


Figura 27 – Gráfico do efeito da sobrecarga na velocidade de propagação de fenda com $\Delta K > 10 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

Não é possível assegurar um curto período inicial de aceleração da fenda imediatamente após a aplicação das sobrecargas mas confirma-se a diminuição significativa da velocidade de crescimento da fenda até ao seu valor mínimo. Seguidamente, encontra-se um patamar, indicado como zonas 1 e 2 na Figura 27, em que a taxa de propagação da fenda se mantém, possivelmente devido ao efeito das sobrecargas no material, causando tensões residuais que dificultam o seu crescimento. Nessa área a fenda propaga-se em vários planos até convergir e continuar a progredir, retomando a assumir o comportamento característico de amplitude constante.

Após a aplicação dos 100 ciclos de sobrecarga para os dois valores de ΔK , é possível observar que os valores de $da/dN - \Delta K$ são mais baixos relativamente aos outros dois ensaios, ou seja, quanto maior o número de ciclos de aplicação de sobrecarga maior a dificuldade em retomar a velocidade de propagação correspondente à solicitação de amplitude constante.

Tabela 8 – Resultados dos ensaios de sobrecargas.

ΔK [MPa \sqrt{m}]	OLR 100% Nº de ciclos:	Δa_{ol} [mm]	N_D	da/dn_{min}
12	1	0,733	107405	5E-05
	10	1,69	89418	4,25E-05
	100	3,654	104074	4,12E-05
18	1	2,12	168394	4,39E-04
	10	1,18	132657	4,08E-04
	100	3,963	-9685	4,47E-04

4.5. Análise do fecho de fenda das curvas $da/dN - \Delta K$ com aplicação de sobrecargas

Posteriormente à aplicação das sobrecargas procedeu-se novamente à medição do fecho de fenda, pelo que não foi detetado em nenhum dos três ensaios. A Figura 28 é representativa dos resultados obtidos, apresentando as curvas carga-deslocamento após o primeiro conjunto de dez ciclos de sobrecarga. As curvas assumem um comportamento linear o que leva a querer que não exista fecho de fenda. O gráfico da Figura 29 reforça esta ideia com a demasiado baixa variação do coeficiente de correlação, possivelmente causada por tensões residuais de compressão induzidas pela aplicação da sobrecarga.

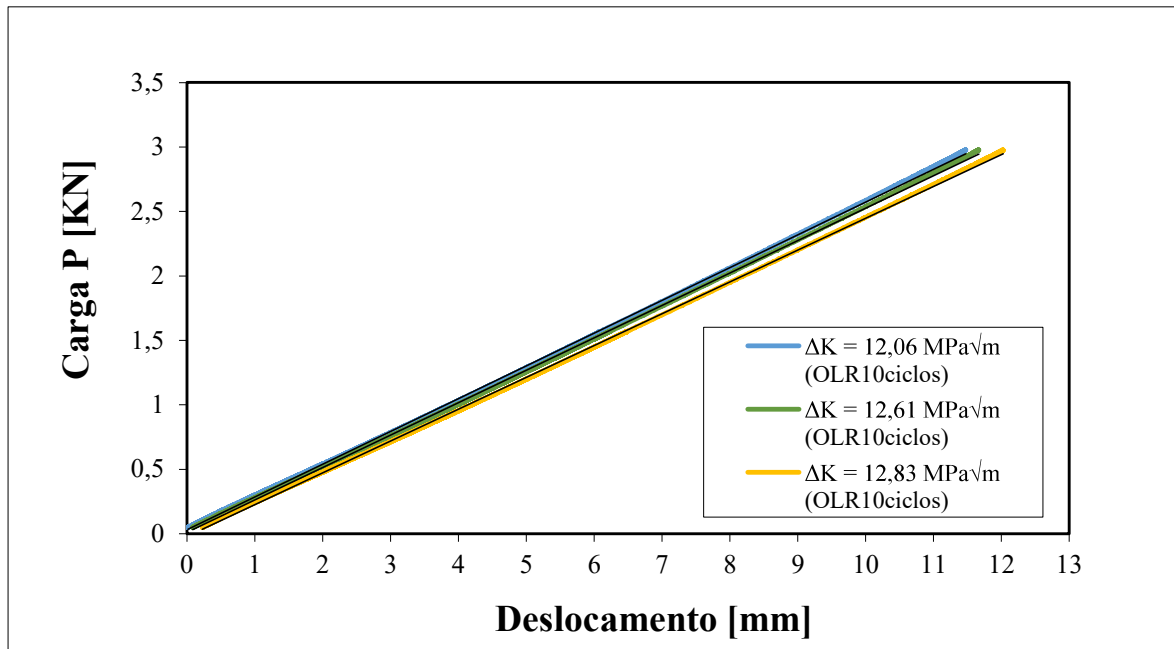


Figura 28 – Gráfico carga-deslocamento R= 0, 0,07 mm após aplicação dos primeiros 10 ciclos de sobrecarga.

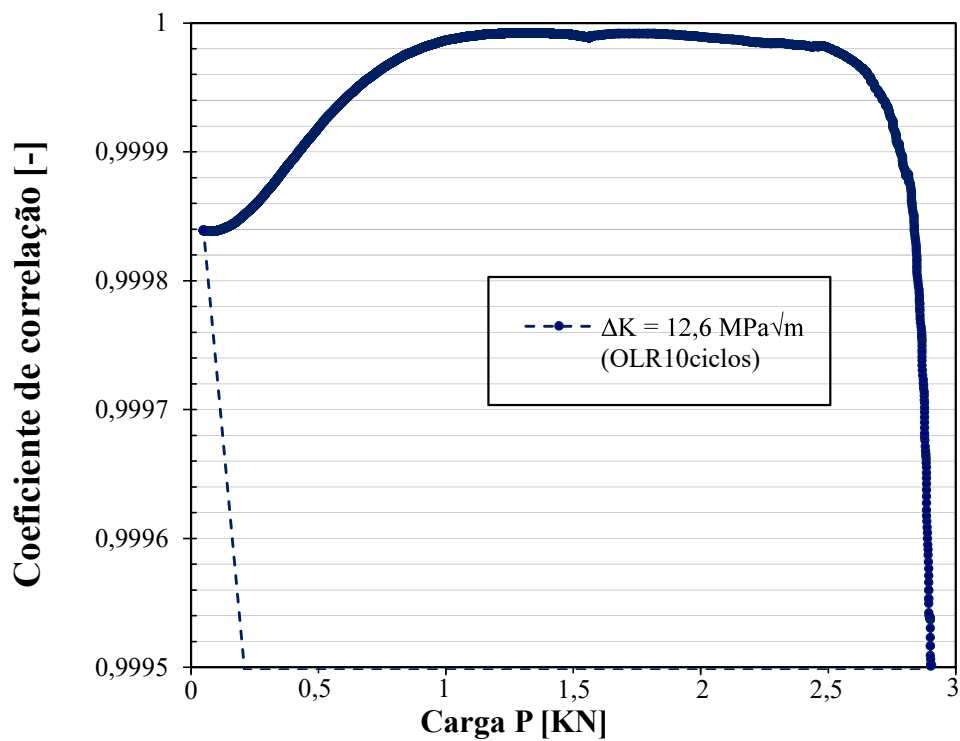


Figura 29 – Gráfico coeficiente de correlação-carga para R= 0, 0,07 mm após aplicação dos 10 ciclos de sobrecarga.

4.6. Análise às superfícies de fratura para curvas da/dN

Esta análise refere-se às amostras que não foram sujeitas a sobrecargas e permitiu identificar alguns aspetos relevantes sobre a propagação de fendas por fadiga e características morfológicas do material.

A Figura 30 mostra uma zona praticamente isenta de defeitos com cristas sem deformação na direção de propagação da fenda. São identificadas com setas a vermelho algumas das cristas e a verde a direção da propagação da fenda. A esférico é assinalado um possível defeito do material.

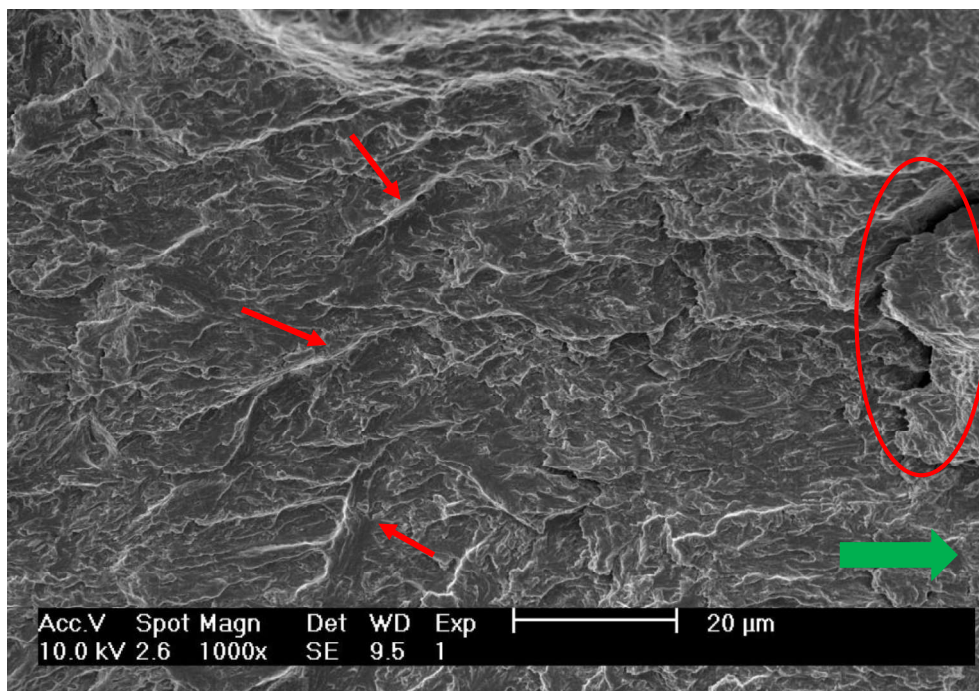


Figura 30 – Imagem observação MEV de amostra ST/SS.

Noutra zona da amostra, representada na Figura 31, foi possível observar a existência de porosidade no material, espaços em que o material não fundiu onde consegue-se detetar vestígios de pó metálico. Também repara-se na existência de uma pequena fissuração a quente, indicada pela seta a vermelho.

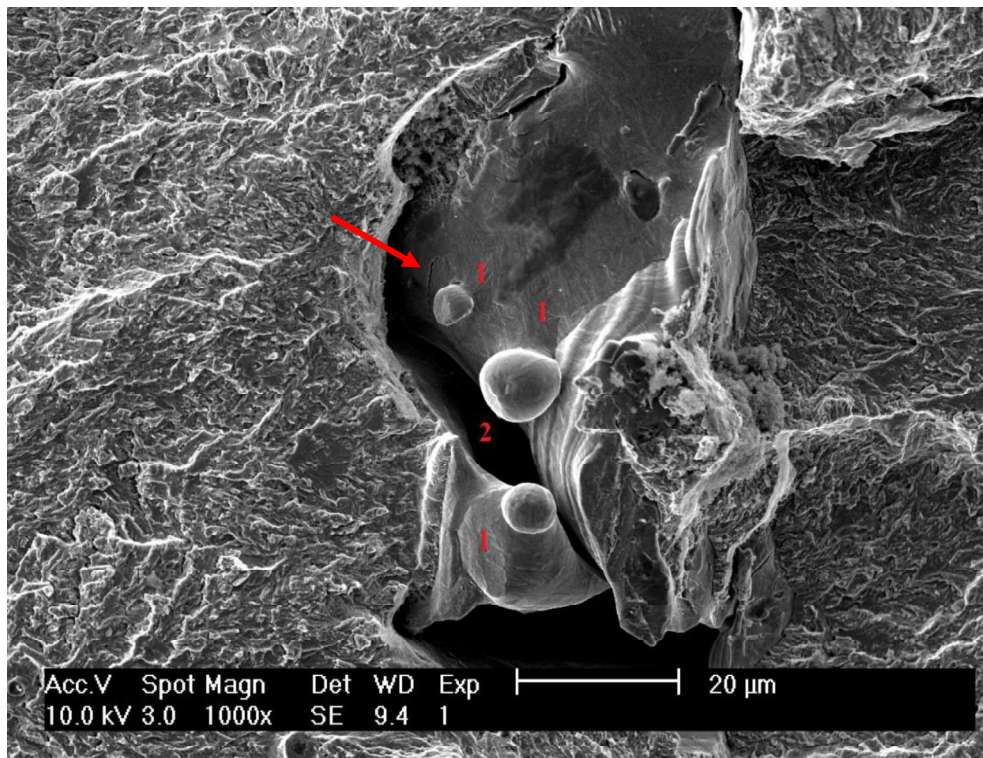


Figura 31 – Imagem observação MEV de amostra ST/SS: (1) pós metálicos não fundidos; (2) espaço sem material, defeito.

4.7. Análise às superfícies de fratura para curvas da/dN com sobrecargas

As superfícies das amostras sujeitas a sobrecargas também foram analisadas em MEV e mais uma vez não se verifica deformação plástica das cristas, ou seja, nenhum indício de esmagamento, como mostra a Figura 32. Em que (A) evidencia a direção de propagação da fenda e (B) a ampliação referente à zona quadrada, onde é possível observar as cristas não deformadas. São indicados alguns exemplares de cristas a vermelho.

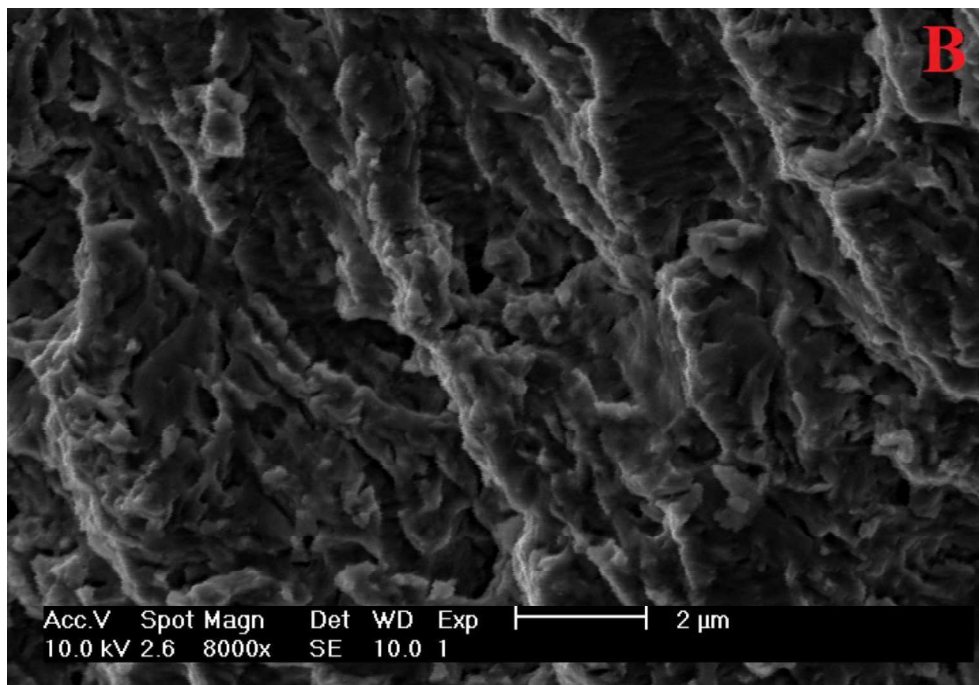
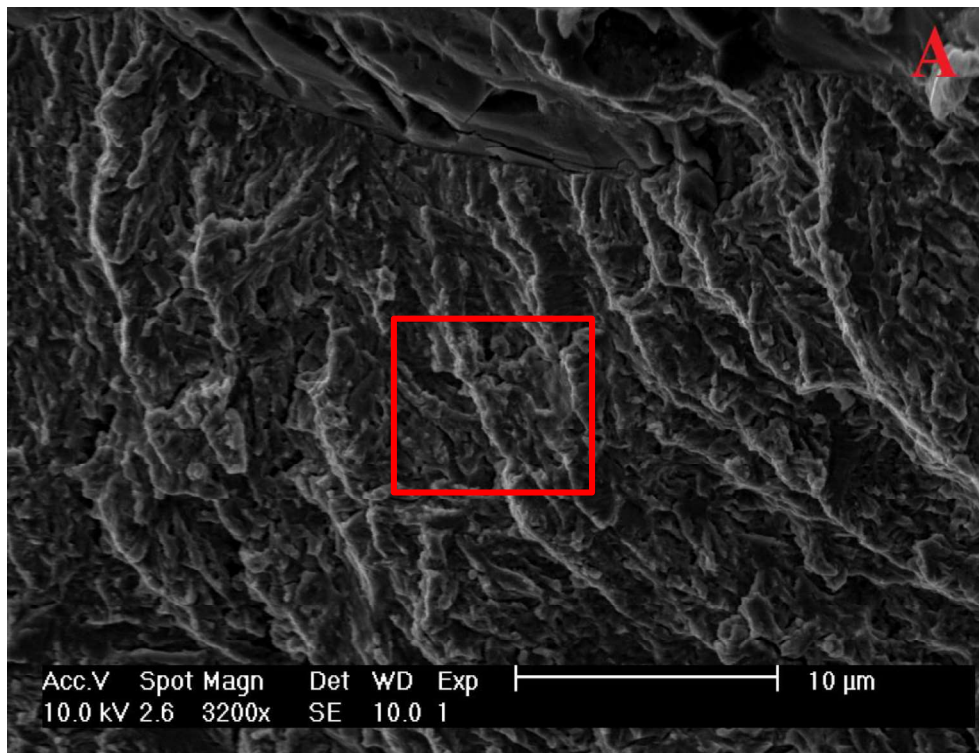


Figura 32 – Imagem observação MEV de amostra ST/SS: (A) 10 μm ; (B) 2 μm , referente à ampliação de zona identificada a quadrado em A.

4.8. Análise microscópica da microestrutura

Esta análise possibilitou observar, como mostra a Figura 33, que a fenda propaga-se também intragranualmente, no material sinterizado, na direção indicada pela seta.



Figura 33 – Imagem microscópica da microestrutura ao longo da fenda (20μm).

Na Figura 34, a zona identificada a circular refere-se ao entalhe onde se inicializa o processo de fadiga da amostra, sendo apresentado com a) o material de fabrico convencional e b) o material sinterizado. A seta a vermelho indica a fenda e a seta a verde a interface entre os dois materiais. Embora a zona crítica seja a interface, justo à elevada concentração de tensões, a fenda inicializa-se no material sinterizado, onde a resistência do material é menor que na interface e, nomeadamente, que no material de fabrico convencional.

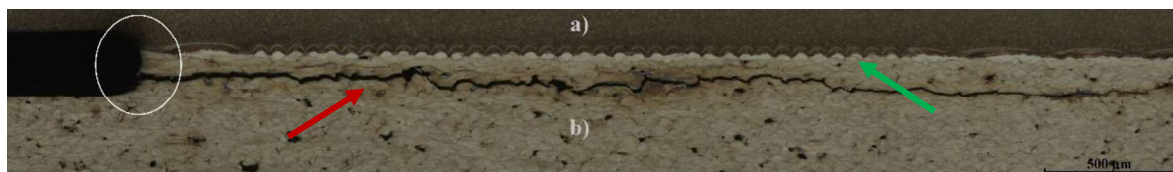


Figura 34 – Imagem microscópica da microestrutura ao longo da fenda (500μm).

Numa imagem mais detalhada da microestrutura em seção longitudinal para uma amostra híbrida, Figura 35, é possível observar que o avanço da fenda se dá preferencialmente entre camada ou passagem do laser, isto é, percorre maioritariamente direções intergranulares.

O material da interface apresenta uma região ondulada causada pela fusão de material na primeira passagem de laser. A área mais clara perto da interface trata-se de uma zona de ferrite branca que mostra uma descarbonização significativa. No aço de fabrico convencional, também junto à interface, é possível observar uma zona escura que parece indicar uma alta concentração de carbono.

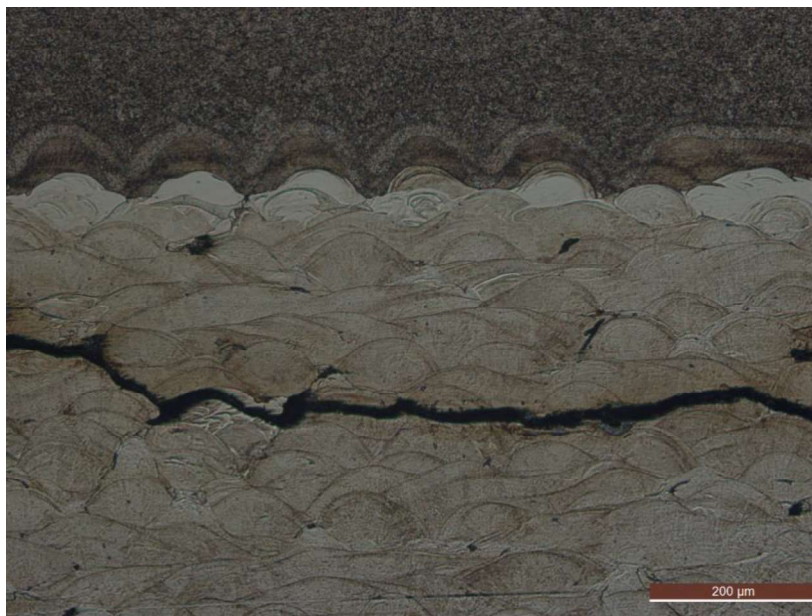


Figura 35 – Imagem microscópica da microestrutura ao longo da fenda (200 μ m).

A incoerência no modo de propagação reconhece-se provavelmente devido à presença de defeitos que desviam a fenda para o caminho de menor resistência.

Por fim, recorrendo à HIROX para a obtenção de imagens 3D da superfície de fenda, pode observar-se pela seguinte imagem, um desnível na trajetória da fenda que poderá justificar o patamar de retardamento da fenda referido na Figura 36.



Figura 36 – Imagem microscópica 3D da superfície de fratura ao longo da fenda.

5. CONCLUSÕES

Na presente dissertação foi estudada a propagação de fendas em provetes híbridos com implantes sinterizados, tendo sido possível estabelecer as seguintes conclusões:

- A razão de tensões não influencia significativamente a propagação de fendas por fadiga;
- A análise comparativa dos resultados para diferentes amostras produzidas à velocidade de laser de 200 mm/s e 400 mm/s para a razão de tensões ($R=0$) mostra uma influência muito reduzida da velocidade de deposição na propagação das fendas por fadiga;
- Não foi detetada a existência de fecho de fenda em nenhuma razão de tensões, nem com a aplicação de sobrecargas;
- Na aplicação de sobrecargas de 100%, comprovou-se que consoante o aumento do número de ciclos de carga aplicados maior a dificuldade em retomar a velocidade de propagação característica de amplitude constante;
- Também nestes ensaios, após o decréscimo da taxa de propagação de fenda induzido pela sobrecarga, depara-se com um patamar de retardamento que poderá ser induzido pela divergência da fenda em vários planos;
- A análise MEV permitiu constatar que não há deformação plástica das cristas de propagação de fenda, ou seja, as superfícies da fenda não sofrem esmagamento, reforçando a inexistência de fecho de fenda;
- Foi possível comprovar o nível de porosidade do material sinterizado, visualizando zonas em que o pó metálico não fundiu, deixando grãos de pó metálico e espaços vazios;
- Pela análise microscópica da microestrutura da fenda, a propagação da fenda dá-se inteiramente no material sinterizado e, essencialmente entre passagens de laser.

Do trabalho realizado foi possível recolher algumas ilações sobre a propagação de fendas à fadiga em materiais sinterizados pelo DMLS e perceber aspectos que justificam trabalhos futuros, nomeadamente:

- o estudo da propagação em provetes híbridos em que o aço usado como base tem menor resistência mecânica do que o implante sinterizado;
- estudar a propagação de fendas em provetes híbridos de outros materiais, nomeadamente em ligas de titânio.

BIBLIOGRAFIA

- [1] E. Sachs, M. Cima, J. Cornie, Three-Dimensional Printing: Rapid Tooling and Prototypes Directly from a CAD Model, *CIRP Ann. - Manuf. Technol.* 39 (1990) 201–204.
- [2] M. Shellabear, O. Nyrrhilä, *DMLS – DEVELOPMENT HISTORY AND STATE OF THE ART* (2004).
- [3] L.M.S. Santos, J.A.M. Ferreira, J.S. Jesus, J.M. Costa, C. Capela, Fatigue behaviour of selective laser melting steel components, *Theor. Appl. Fract. Mech.* (2016).
- [4] B. Gibson, I; Rosen, D.W; Stucker, *Additive Manufacturing Technologies* (2010).
- [5] *Materials laser melting - Concept Laser*, (2016). <http://www.concept-laser.de/en/technology/materials.html>.
- [6] Roylance, David - Article - Roylance - Fatigue MIT (2001).
- [7] G.R. Irwin, Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate, *J. Appl. Mech.* 24 (1957) 361–364.
- [8] P.C. Paris, M.P. Gomez, W.E. Anderson, A Rational Analytic Theory of Fatigue, *Trend Eng.* 13 (1961) 9–14.
- [9] *Astm, E 647 - 00, 03* (2001) 43.
- [10] E. Wolf, Fatigue crack closure under cyclic tension, *Eng. Fract. Mech.* 2 (1970) 37–45.
- [11] S. Suresh, G.F. Zamiski, D.R.O. Ritchie, Oxide-Induced Crack Closure: An Explanation for Near-Threshold Corrosion Fatigue Crack Growth Behavior, *Metall. Trans. A.* 12 (1981) 1435–1443.
- [12] S. Suresh, *Fatigue of Materials*, Second Edi, Cambridge University Press, (1998).
- [13] L.P. Borrego et al., *Engineering Fracture Mechanics* 70, (2003).
- [14] J. Almeida, *Comportamento à fadiga de componentes de aço produzidos por sinterização laser*, Dissertação de mestrado, Universidade de Coimbra, (2015).
- [15] J.D.M. Costa, J.A.M. Ferreira, Effect of stress ratio and specimen thickness on fatigue crack growth of CK45 steel, *Theor. Appl. Fract. Mech.* 30 (1998) 65–73.
- [16] M. LANG, G. MARCI, The influence of single and multiple overloads on fatigue crack propagation, *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* 22 (1999) 257–271.
- [16] Borrego, L. P., Ferreira, J. M., Pinho da Cruz, J. M., Costa, J. M., Evaluation of overload effects on fatigue crack growth and closure, (2003).
- [17] Suresh, S., *Fatigue of Materials*, Second Edi, Cambridge University Press, (1998).
- [18] Dowling, N.E., *Mechanical Behavior of Materials*, Second Edi, Prentice Hall,(1993).
- [19] Ferreira JAM, Santos LMS, Jesus JS, Costa JM, Capela C. Assessment of the fatigue life on functional hybrid laser sintering steel componentes, (2016).
- [20] BORREGO, Luís Filipe Pires - Propagação de fendas de fadiga a amplitude de carga variável em ligas de alumínio AIMgSi, (2001).
- [21] J. Rice, Mechanics of Crack Tip Deformation and Extension by Fatigue, em: *Fatigue Crack Propag.*, ASTM International, 100 Barr Harbor Drive, PO Box C700, West Conshohocken, PA 19428-2959, (1967) 247–265.

- [22] R.E. Jones, Fatigue crack growth retardation after single-cycle peak overload in Ti-6Al-4V titanium alloy, *Eng. Fract. Mech.* 5 (1973) 585–603.
- [23] J. Schijve, D. Broek, Crack Propagation: The Result of a Test Program Based on a Gust Spectrum with Variable Amplitude Loading, *Aircr. Eng. Aerosp. Technol.* 34 (1962) 314–316.